



Victor Nogueira Lima

**Fluência e propriedades mecânicas de
compósitos cimentícios reforçados com fibra de
aço e polipropileno**

Dissertação de Mestrado

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

Orientador: Prof. Flávio de Andrade Silva

Coorientador: Prof. Daniel Carlos Taissum Cardoso

Rio de Janeiro
Fevereiro de 2019



Victor Nogueira Lima

**Fluência e propriedades mecânicas de
compósitos cimentícios reforçados com fibra de
aço e polipropileno**

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

Prof. Flávio de Andrade Silva

Orientador

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Daniel Carlos Taissum Cardoso

Coorientador

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Raul Rosas e Silva

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Elisa Dominguez Sotelino

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Rio de Janeiro, 28 de fevereiro de 2019.

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

Victor Nogueira Lima

Graduado em Engenharia Civil pela Universidade Federal do Cariri – UFCa – em 2016. Principais áreas de interesse: Estruturas de Concreto, propriedade de longo período e materiais compósitos.

Ficha Catalográfica

Lima, Victor Nogueira

Fluência e propriedades mecânicas de compósitos cimentícios reforçados com fibra de aço e polipropileno / Victor Nogueira Lima; orientador: Flávio de Andrade Silva; coorientador: Daniel Carlos Taisum Cardoso – 2019.

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

Dissertação (mestrado)–Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, 2019.

Inclui bibliografia.

1. Engenharia Civil e Ambiental – Teses. 2. Concreto reforçado com fibras. 3. Fluência. 4. Estabilidade de fissuras. 5. Retração por secagem. I. Silva, Flávio de Andrade. II. Cardoso, Daniel Carlos Taisum. III. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. IV. Título.

CDD: 624

*A minha mãe Lucia, meu irmão Igor e minha
noiva Fabiana por todo o apoio durante a
minha jornada até aqui.*

Agradecimentos

Gostaria de agradecer imensamente a minha mãe Lucia Nogueira da Silva e ao meu irmão Igor Nogueira Lima que me deram todo apoio, incentivo e que estavam ao meu lado em todas as etapas da minha vida. Também a minha noiva Fabiana Lucena de Lavor que apoiou todos os meus sonhos e sempre esteve ao meu lado nos momentos de alegria e angústia.

A minha madrinha Auzenete, que esteve presente nesta fase com todo apoio e dedicação de mãe.

Ao meu orientador, Flávio de Andrade Silva, expresso minha gratidão pelo incentivo à pesquisa e todo o suporte, sugestões e ensinamento compartilhados ao longo dos anos de mestrado. Ao meu coorientador, Daniel Carlos Taissum Cardoso, por todas as ideias, sugestões, conhecimentos compartilhados e explicações dadas.

Meu muito obrigado aos professores da PUC-Rio por todo incentivo.

Agradeço todos funcionários do Laboratório de Estruturas e Materiais da PUC-Rio por todo auxílio prestado na realização dos meus ensaios. Meu profundo agradecimento ao técnico Euclides Domingues de Moura Neto, que me ensinou métodos de instrumentação e calibração, além da operação das máquinas.

Aos grandes amigos da PUC-Rio, cujo apoio foi fundamental durante todo o Mestrado. Felizmente são muitos, dentre os quais Alex, Carlos, Felipe Pinheiro, Fernanda, Fernando, Filipe Sá, Gisele, Igor, Letícia, Mariana, Raphael, Raylane, Rebecca, Vitor e Wena, que tornaram esse período cheio de boas recordações.

À Capes e à PUC-Rio pelo suporte financeiro, sem o qual esta pesquisa não poderia ser realizada.

À Viapol e Belgo Bekaert Arames pela disponibilização das macrofibras utilizadas nesse estudo, à Ibrata pela disponibilização dos agregados e a LafargeHolcim pela doação de cimento CPII-F32.

Por fim, agradeço a todos os demais colegas da PUC-Rio, professores, técnicos e funcionários que me deram suporte até conclusão deste trabalho.

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

Resumo

Nogueira Lima, Victor; de Andrade Silva, Flávio (Orientador); Taissum Cardoso, Daniel Carlos (Coorientador). **Fluência e propriedades mecânicas de compósitos cimentícios reforçados com fibra de aço e polipropileno.** Rio de Janeiro, 2019. 178p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

A fluência em compósito cimentício reforçado com fibra (CRF) no estado pré-fissurado tornou-se um importante tópico de estudo recentemente. Isso se deve ao fato de que o comportamento dependente do tempo do CRF e a estabilidade a longo prazo de fissuras sob cargas de flexão sustentadas ainda são pouco compreendidas. Este trabalho busca explorar o uso de fibras de aço e PP para definir sua influência na fluência, analisando a evolução das aberturas de fissuras com o tempo. O material foi inicialmente caracterizado sob testes de flexão de três e quatro pontos em amostras prismáticas com entalhe. Para os testes de fluência, os corpos de prova foram pré-fissurados a 0,5 mm e testados sob carga constante durante 45 dias. Para entender os mecanismos relacionados, testes de fluência também foram realizados em fibras e em uma configuração de arrancamento. Analisando os resultados dos testes de fluência, verificou-se que a taxa de COD (*crack opening displacement*) é uma ferramenta interessante para avaliar o comportamento a longo prazo do CRF fissurado e para definir um critério de estabilidade. Além disso, verificou-se que o concreto incorporando fibras sintéticas apresenta maiores deformações de fluência do que o reforçado com fibras de aço. Isso pode ser explicado pelas diferentes características das ligações fibra-matriz, analisadas pelos testes de arrancamento monotônico e de carga sustentada, e pela resposta de compressão do compósito. Finalmente, as propriedades residuais das amostras ensaiadas por fluência foram determinadas por testes monotônicos de flexão.

Palavras-chave

Concreto reforçado com fibra; Fluência; Estabilidade de fissuras

Abstract

Nogueira Lima, Victor; de Andrade Silva, Flávio (Advisor); Taissum Cardoso, Daniel Carlos (Co-advisor). **Creep and mechanical properties of cementitious composites reinforced with steel and polypropylene fiber.** Rio de Janeiro, 2019. 178p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Creep in pre-cracked fiber reinforced cementitious composites has become an important topic of study recently. This is due to the fact that the time dependent behaviour of FRC and long term stability of cracks under sustained bending loads are still poorly understood. This work seeks to explore the use of steel and PP fibers in order to define their influence on creep, by analyzing the crack opening displacement rate in FRC specimens. The material was first characterized under three and four-point bending tests in notched prismatic specimens. For the creep tests, the specimens were pre-cracked to 0.5 mm, and then tested under constant load during 45 days. In order to better understand the related mechanisms, creep tests were also carried on single fibers and in a fiber pullout configuration. Analyzing the creep tests results, it was verified that the COD rate is an interesting tool to evaluate the long-term behaviour of the cracked FRC and to define a stability criterion. In addition, it was found that concrete incorporating macro synthetic fibers presents higher creep deformations and higher creep rate than concrete reinforced with steel fibers. This can be explained by the different fiber-matrix bond characteristics, analyzed by monotonic and sustained load pullout tests, and by the compression response of the composite. Finally, the residual properties of creep tested specimens were determined by monotonic flexural tests performed in the FRC specimens after the creep tests.

Keywords

Fiber Reinforced Concrete; Creep; Crack Growth

Sumário

1.	Introdução	21
1.1.	Motivação	22
1.2.	Objetivos	23
1.3.	Organização do Trabalho	23
2.	Revisão Bibliográfica	24
2.1.	Comportamento Mecânico do CRF	24
2.1.1.	Propriedades de compressão do compósito CRF	25
2.1.2.	Propriedades de tração do compósito	26
2.1.3.	Propriedades de flexão do compósito	28
2.2.	Interface fibra-matriz	30
2.3.	Mecanismos de ponte	33
2.3.1.	Mecanismo de intertravamento do agregado	34
2.3.2.	Mecanismo de ponte da fibra	35
2.3.3.	Mecanismo de ponte combinada por ação do agregado e da fibra	40
2.4.	Comportamento dependente do tempo de materiais cimentícios	41
2.4.1.	Mecanismos de retração	41
2.4.2.	Fluência e seus mecanismos no concreto	45
2.5.	Revisão acerca da fluência em CRF	55
2.5.1.	Nível estrutural	55
2.5.2.	Nível macroscópico	57
2.5.3.	Nível da fibra	58
2.6.	Conclusão	60
3.	Desenvolvimento e caracterização dos materiais	62
3.1.	Introdução	62

3.2.	Programa experimental	62
3.2.1.	Materiais e dosagem	62
3.2.2.	Procedimento de mistura	65
3.2.3.	Propriedades da matriz no estado fresco	65
3.2.4.	Comportamento mecânico sob compressão uniaxial	68
3.2.5.	Fibras	69
3.3.	Resultados e discussões	78
3.3.1.	Resultados do ensaio de abatimento do tronco de cone	78
3.3.2.	Resultados do ensaio de compressão uniaxial da matriz	79
3.3.3.	Resultados dos ensaios de tração direta na fibra	79
3.4.	Conclusão	82
4.	Desenvolvimento e caracterização do compósito	84
4.1.	Introdução	84
4.2.	Programa experimental	84
4.3.	Fabricação do compósito	85
4.4.	Propriedades do compósito no estado fresco	87
4.5.	Comportamento mecânico	87
4.5.1.	Ensaio de arrancamento	87
4.5.2.	Ensaio de compressão uniaxial	88
4.5.3.	Ensaio de flexão	89
4.6.	Resultados e discussões	96
4.6.1.	Resultados do ensaio de abatimento do tronco de cone	96
4.6.2.	Resultado dos ensaios de arrancamento	97
4.6.3.	Resultado dos ensaios de compressão uniaxial	100
4.6.4.	Resultado dos ensaios de flexão	101
4.7.	Conclusão	112
5.	Comportamento dependente do tempo	115

5.1.	Introdução	115
5.2.	Programa experimental	116
5.2.1.	Ensaio de carga sustentada na fibra	116
5.2.2.	Ensaio de carga sustentada no arrancamento da fibra	118
5.2.3.	Ensaio de retração por secagem	120
5.2.4.	Ensaio de fluência na compressão	122
5.2.5.	Ensaio de fluência a flexão	123
5.3.	Resultados e discussões	128
5.3.1.	Resultados dos ensaios de carga sustentada na fibra	128
5.3.2.	Resultados dos ensaios de carga sustentada no arrancamento da fibra	132
5.3.3.	Resultados dos ensaios de retração por secagem	137
5.3.4.	Resultados dos ensaios de fluência a compressão	140
5.3.5.	Resultados dos ensaios de fluência a flexão	143
5.4.	Conclusão	152
6.	Conclusão	154
6.1.	Sugestão para trabalhos futuros	156
7.	Referências bibliográficas	157
	Apêndice A	174
	Apêndice B	178

Lista de Figuras

Figura 2.1 – Descrição esquemática do comportamento do concreto comum e do CRF na compressão (baseado em [29])	25
Figura 2.2 – Esquema do comportamento do CRF à tração em comparação com o concreto comum (com base em [29])	27
Figura 2.3 – Representação esquemática da distribuição de tensão e deslocamento na profundidade da linha neutra (com base em [47,48])	29
Figura 2.4 – Relação entre a resposta à tração e a resposta à flexão do CRF (baseada em [29])	30
Figura 2.5 – Zona de Transição Interfacial (ITZ): (a) Representação esquemática da zona de transição (baseada em [29]); e (b) imagem do MEV apresentando a ZTI perto da fibra [29].	31
Figura 2.6 – Mecanismo de ponte combinada entre fibra e intertravamento do agregado (baseada em [29,45]).	33
Figura 2.7 – Representação esquemática da Zona de Processo de Fratura (FPZ) (baseada em [29,58]).	34
Figura 2.8 – Mecanismos de enrijecimento envolvidos durante o processo de fratura do concreto comum (baseado em [29,60]).	35
Figura 2.9 – Resposta típica do arrancamento de fibras retas e com ancoragem (com base em [88])	37
Figura 2.10 – Ilustração esquemática do atrito local (<i>snudding effect</i>) (baseado em [41]).	38
Figura 2.11 – Ilustração esquemática do processo de fragmentação do concreto por ação da fibra (baseado em [41])	38
Figura 2.12 – (a) Diferentes modelos de perda de adesão para arrancamento de fibra (com base em [57]) e (b) diferentes relações para descrever o processo de atrito-deslizamento (com base em [29,43]).	39
Figura 2.13 – Descrição esquemática do efeito da ponte de fibra no processo de fratura em tensão uniaxial (com base em [29])	41
Figura 2.14 – Diagrama dos estágios e tipos de retração (com base em [97])	42

Figura 2.15 – Distribuição de sólidos e poros em pasta de cimento hidratada (com base em [101]).	43
Figura 2.16 – Reações de hidratação de cimento causando retração química e autógena (baseado em [97]); C = cimento não hidratado, A = água não hidratada, Hy = produtos de hidratação e V = vazios gerados pela hidratação.	44
Figura 2.17 – Descrição das deformações no processo de fluência (baseado em [105]).	46
Figura 2.18 – Representação esquemática do processo de fluência ao longo do tempo, incluindo a parcela de recuperação (com base em [107])	47
Figura 2.19 – Ilustração esquemática da fluência devido à infiltração de água e sua redistribuição quando sob estresse (com base em [110,112]).	48
Figura 2.20 – Ilustração esquemática da fluência devido ao fluxo viscoso da pasta de cimento, causada pelo deslizamento ou cisalhamento das partículas do gel (com base em [110,112]).	49
Figura 2.21 – (a) Deformação de fluência em relação à razão tensão/resistência e (b) deformação específica de fluência em relação à razão tensão/resistência (com base em [99]).	54
Figura 2.22 – Representação esquemática do limite de fluência (baseado em [99])	55
Figura 3.1 – Distribuição granulométrica dos agregados.	64
Figura 3.2 – Tronco de cone, haste e placa base para ensaio de abatimento. (a) Dimensões em mm dos objetos. (b) Descrição do setup e do processo de medição de acordo com a NBR NM 67. (c) Resultado obtido em um dos ensaios de abatimento realizado.	67
Figura 3.3 – Máquina controls modelo MCC8 utilizada para os ensaio de compressão. (a) Disposição da amostra. (b) Disposição do setup e LVDTs.	68
Figura 3.4 – Aspecto físico das fibras utilizadas: polipropileno e aço.	70
Figura 3.5 – Máquinas utilizadas para microscopia. (a) Microscópio estereoscópico. (b) Microscópio eletrônico de varredura.	71
Figura 3.6 – Área da seção transversal da fibra obtida por microscopia.	72
Figura 3.7 – Formato aproximado da seção transversal da fibra de polipropileno proposto pelo fabricante.	73
Figura 3.8 – Micrografia da superfície lateral da fibra de polipropileno para uma escala de 0,5 mm (a) e para uma escala de 10 μ m (b).	74

Figura 3.9 – Preparação das amostras de polipropileno para o ensaio de tração.	75
Figura 3.10 – Arranjo experimental utilizado para ensaio de tração na fibra de polipropileno.	76
Figura 3.11 – Representação esquemática do ensaio de tração na fibra de polipropileno.	76
Figura 3.12 – Detalhe da aquisição utilizada no ensaio de tração da fibra de polipropileno.	77
Figura 3.13 – Representação do arranjo experimental utilizado para as fibra de aço (a) e zoom para detalhar a posição da fibra (b).	78
Figura 3.14 – Curva tensão <i>versus</i> deformação obtidas a partir do ensaio de compressão da matriz.	79
Figura 3.15 - Curva tensão-deformação específica da fibra de polipropileno obtida a partir de aquisição externa de deslocamento por imagens (a) e curva tensão-deslocamento da fibra de aço.	80
Figura 3.16 – Modo de ruptura da fibra de polipropileno.	81
Figura 4.1 – Formas metálicas utilizadas para moldagem dos corpos de prova prismáticos (a) e corpos de prova após finalização do procedimento de moldagem (b).	86
Figura 4.2 – Detalhe da preparação do ensaio de arrancamento: disposição (a) e arranjo final dos corpos de prova após moldagem (b).	87
Figura 4.3 – Configuração do ensaio de arrancamento (a) e detalhe da fixação do corpo de prova (b).	88
Figura 4.4 – Detalhes e dimensões (em milímetros) do ensaio de flexão em três pontos (a) e do ensaio de flexão em quatro pontos (b).	90
Figura 4.5 – Pórtico rígido com atuador hidráulico para ensaio de três pontos (a) e para ensaio de quatro pontos (b), detalhe do arranjo do ensaio de flexão em três pontos (c) e do ensaio de flexão em quatro pontos (d).	92
Figura 4.6 – Procedimento de carregamento e descarregamento do ensaio cíclico.	94
Figura 4.7 – Parâmetros experimentais da mecânica da fratura em um ciclo típico (a) e desenho esquemático das dimensões dos corpos de prova prismáticos (b).	95

Figura 4.8 – Curvas típicas de força de arrancamento <i>versus</i> deslizamento para os dois tipos de fibra utilizadas: (a) fibra de polipropileno e (b) fibra de aço.	98
Figura 4.9 – Curvas de tensão de aderência <i>versus</i> deslizamento para os dois tipos de fibra utilizadas: (a) fibra de polipropileno e (b) fibra de aço.	99
Figura 4.10 – Identificação do segundo pico em uma curva típica de arrancamento da fibra de aço com ancoragem mecânica.	99
Figura 4.11 – Gráficos de tensão <i>versus</i> CMOD do ensaio de flexão em 3 pontos da matriz (a) e em 4 pontos (b).	103
Figura 4.12 – Influência da adição de fibras discretas na reposta a flexão em 3 pontos de amostras de concreto. Gráfico tensão-CMOD para concreto reforçado com fibras discretas de 40 mm de polipropileno, com dosagem de 10 kg/m ³ (a) e 6 kg/m ³ (b) e Gráfico tensão-CMOD para concreto reforçado com fibras discretas de 35 mm de aço, com dosagem de 30 kg/m ³ (c) e 15 kg/m ³ (d).	104
Figura 4.13 – Influência da adição de fibras discretas na reposta a flexão em 4 pontos de amostras de concreto. Gráfico tensão-CMOD para concreto reforçado com fibras discretas de 40 mm de polipropileno, com dosagem de 10 kg/m ³ (a) e 6 kg/m ³ (b) e Gráfico tensão-CMOD para concreto reforçado com fibras discretas de 35 mm de aço, com dosagem de 30 kg/m ³ (c) e 15 kg/m ³ (d).	105
Figura 4.14 – Influência da adição de fibras discretas no comportamento de concretos submetidos a carregamentos cíclicos de flexão, reforçados com fibras discretas de polipropileno (a)-(b) e aço (c)-(d) com comparativo de uma curva típica do ensaio monotônico.	109
Figura 4.15 – Curva R dos compósitos reforçados com fibra de polipropileno e fibra de aço submetidos a carregamento cíclico.	111
Figura 4.16 – Curva R dos compósitos reforçados com fibra de polipropileno 10 kg/m ³ (a) e 6 kg/m ³ (b) e com fibra de aço 30 kg/m ³ (c) e 15 kg/m ³ (d).	112
Figura 5.1 – Ensaios realizados para caracterizar as propriedades de longa duração de compósitos cimentícios reforçados com fibras de aço e de polipropileno.	116

Figura 5.2 – Arranjo experimental utilizado nos ensaios de fluência na fibra (a) e esquema representativo de cada componente do arranjo (b).	117
Figura 5.3 – Hardware HBM 1615 utilizado para adquirir os dados (a) e interface gráfica do catmanEasy (b).	118
Figura 5.4 – Arranjo experimental utilizado nos ensaios de fluência no arrancamento da fibra (a) e esquema representativo de cada componente do arranjo (b).	119
Figura 5.5 – Pórtico utilizado para a medição das amostras de retração por secagem.	121
Figura 5.6 – Pórtico utilizado para o ensaio de fluência a compressão em amostras cilíndricas.	122
Figura 5.7 – Metodologia utilizada para o ensaio de fluência a flexão de corpos prismáticos.	123
Figura 5.8 – Arranjo experimental utilizado nos ensaios de fluência no arrancamento da fibra (a)-(b) e esquema representativo de cada componente do arranjo (c).	125
Figura 5.9 – Curva carga de flexão <i>versus</i> CMOD idealizada para o processo do ensaio de fluência, baseado em [126].	126
Figura 5.10 – Gráficos deformação <i>versus</i> tempo para fibras de polipropileno carregadas com 15% (a), 25% (b), 30% (c), 50% (d) e 75% (e) da sua resistência última.	129
Figura 5.11 – Gráficos deformação <i>versus</i> tempo para fibras de aço carregadas com 25% (a), 30% (b), 40% (c) e 50% (d) da sua resistência última.	130
Figura 5.12 – Gráfico <i>compliance</i> (ϵ/σ) <i>versus</i> tempo para as fibras de polipropileno, abordando os níveis de carregamento utilizados.	131
Figura 5.13 – Curva deformação <i>versus</i> tempo da amostra de polipropileno que rompeu após estágio terciário de fluência.	131
Figura 5.14 – Gráficos deslocamento <i>versus</i> tempo para fibras de polipropileno carregadas com 50% (a) e 75% (b) da sua carga resistente de arrancamento.	133
Figura 5.15 – Gráficos deslocamento <i>versus</i> tempo para fibras de aço carregadas com 50% (a) e 75% (b) da sua carga resistente de arrancamento.	133

Figura 5.16 – Representação da distribuição de tensões no ensaio de arrancamento sob carga sustentada da fibra de aço (baseado em [134].	134
Figura 5.17 – Gráficos deslocamento por fluência <i>versus</i> nível de carga para fibras de polipropileno em 2 dias (a), 4 dias (b) e 6 dias (c) e para fibras de aço em 2 dias (d), 4 dias (e) e 6 dias (f).	136
Figura 5.18 – Influência da adição de fibras discretas na reposta de retração por secagem. Gráficos retração por secagem <i>versus</i> tempo para as amostras de concreto reforçado com fibra de polipropileno 10 kg/m ³ (a) e 6 kg/m ³ (c) e com fibra de aço 30 kg/m ³ (b) e 15 kg/m ³ (d).	138
Figura 5.19 – Influência da adição de fibras discretas no comportamento de retração por secagem no período do ensaio de fluência a compressão. Gráficos retração por secagem <i>versus</i> tempo após 28 dias para as amostras de concreto reforçado com fibra de polipropileno 10 kg/m ³ (a) e 6 kg/m ³ (c) e com fibra de aço 30 kg/m ³ (b) e 15 kg/m ³ (d).	139
Figura 5.20 – Gráfico redução de massa <i>versus</i> tempo das amostras do ensaio de retração total.	140
Figura 5.21 – Influência da adição de fibras discretas no comportamento de fluência a compressão de concretos reforçados com fibra, incluindo a parcela da retração.	141
Figura 5.22 – Gráfico deformação instantânea <i>versus</i> volume de fibra para verificar influência das fibras na deformação instantânea.	142
Figura 5.23 – Idealização do processo de ensaio da fluência a flexão.	144
Figura 5.24 – Processo do ensaio de fluência a flexão englobando os estágios de pré-fissuração, fluência, recuperação e ruptura das amostras reforçadas com 10 kg/m ³ de polipropileno (a), 30 kg/m ³ de aço (b), 6 kg/m ³ de polipropileno (c) e 15 kg/m ³ de aço (d).	145
Figura 5.25 – Plano fissurado de amostras reforçadas com 10 kg/m ³ de polipropileno (a) e com 30 kg/m ³ de aço (b), apresentando a quantidade de fibras na seção.	147
Figura 5.26 – Curvas tensão <i>versus</i> CMOD comparativas entre o ensaio monotônico e o processo de fluência para 10 kg/m ³ de polipropileno (a), 30 kg/m ³ de aço (b), 6 kg/m ³ de polipropileno (c) e 15 kg/m ³ de aço.	148
Figura 5.27 – Influência da adição de fibras discretas no comportamento de fluência a flexão com os dados do carregamento sobrepostos.	151

Figura 5.28 – Contribuição da zona comprimida e da zona tracionada nos ensaios de fluência a flexão a partir dos gráficos linha neutra <i>versus</i> tempo para as reforçadas com 10 kg/m ³ de fibra de polipropileno (a), 30 kg/m ³ de fibra de aço (b), 6 kg/m ³ de fibra de polipropileno (c) e 15 kg/m ³ de fibra de aço.	152
Figura A.1 – Curvas de força de arrancamento <i>versus</i> deslizamento da fibra de polipropileno com comprimento de embebimento de 10 cm.	175
Figura A.2 – Curvas de força de arrancamento <i>versus</i> deslizamento da fibra de aço com comprimento de embebimento de 9 cm.	177
Figura B.1 – Gráficos deformação <i>versus</i> tempo para todas as amostras avaliadas no ensaio de fluência a compressão considerando reforço com (a) 10 kg/m ³ e (b) 6 kg/m ³ de fibra de polipropileno e (c) 30 kg/m ³ e (d) 15 kg/m ³ de fibra de aço como reforço.	178

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 – Representação esquemática de diferentes perfis de fibras de aço.	32
Tabela 2.2 – Fatores que afetam o comportamento de arrancamento das fibras.	36
Tabela 2.3 – Fatores considerados nos modelos de fluência	50
Tabela 3.1 – Ensaios de compressão para o lote de cimento utilizado na pesquisa de acordo com o fabricante.	63
Tabela 3.2 – Ensaios químicos para o lote de cimento utilizado na pesquisa de acordo com o fabricante.	63
Tabela 3.3 – Composição da matriz utilizada.	64
Tabela 3.4 – Principais características da fibra de polipropileno disponibilizadas pelo fabricante.	69
Tabela 3.5 – Principais características da fibra de aço disponibilizadas pelo fabricante.	70
Tabela 3.6 – Tabela resumo da área da seção transversal da fibra de polipropileno.	73
Tabela 3.7 – Resultados obtidos no ensaio de abatimento do tronco de cone da matriz.	78
Tabela 3.8 – Resumo dos dados obtidos nos ensaios de tração direta das fibras.	80
Tabela 4.1 – Resumo do programa experimental e nomenclatura utilizada.	85
Tabela 4.2 – Intervalos de classificação da relação $f_{R,3}/f_{R,1}$ que são obtidas pelo ensaio EN 14651 (adaptado de [42]).	93
Tabela 4.3 – Resultados do ensaio de abatimento do tronco de cone.	97
Tabela 4.4 – Resultados dos ensaios de arrancamento para as duas fibra utilizadas.	99
Tabela 4.5 – Resumo dos resultados obtidos a partir do ensaio de compressão axial.	100
Tabela 4.6 – Resumo dos parâmetros do ensaio de flexão dos compósitos.	102

Tabela 4.7 – Resultados de manutenção da tensão de pico e tenacidade.	103
Tabela 4.8 – Resumo da classificação dos concretos reforçados com fibras de acordo com recomendações do <i>fib Model Code</i> .	108
Tabela 4.9 – Resumo dos parâmetros da mecânica da fratura obtidos a partir dos ensaios cíclicos.	110
Tabela 5.1 – Variáveis do ensaio de fluência a flexão.	124
Tabela 5.2 – Tabela resumo dos parâmetros calculados no ensaio de arrancamento sob carga sustentada.	135
Tabela 5.3 – Resumo dos dados do ensaio de retração por secagem.	139
Tabela 5.4 – Tabela resumo das propriedades determinadas através do ensaio de fluência a compressão, considerando o início da aplicação de carga aos 28 dias e o período de recuperação após 52 dias.	142
Tabela 5.5 – Identificação das amostras com as suas especificações.	143
Tabela 5.6 – Parâmetros calculados para representar os dados obtidos no ensaio de fluência.	146
Tabela 5.7 – Dados da manutenção das tensões de pico para as amostras do ensaio monotônico e para as amostras do ensaio de fluência.	149

*A tarefa não é tanto ver aquilo que ninguém
viu, mas pensar o que ninguém ainda
pensou sobre aquilo que todo mundo vê.*

Arthur Schopenhauer

1. Introdução

Até o momento, o concreto é o material de construção mais utilizado no mundo, e seu uso pode ser datado dos tempos antigos [1]. A razão para sua popularidade na indústria da construção é sua capacidade de ser moldada em praticamente qualquer formato ou tamanho, sua resistência à compressão relativamente alta, em comparação com outros materiais de construção, e sua durabilidade. Uma das desvantagens do concreto é o seu comportamento frágil, sobretudo quando solicitado à tração, no qual apresenta pouca resistência à abertura e à propagação de fissura [2]. Para compensar sua baixa resistência à tração, o reforço com barras de aço é usado na região de tração.

O concreto armado tem sido usado com sucesso ao longo dos anos, e o aço ainda é utilizado na indústria como principal reforço em estruturas de concreto [3]. A fissuração, no entanto, é inevitável e ocorre nas regiões de tração mesmo quando o reforço com barras de aço é usado. Essas fissuras levam a problemas de durabilidade porque criam caminhos para que a água e as substâncias gasosas penetrem no material, causando a corrosão do reforço de aço, resultando em degradação estrutural [4].

A partir da década de 60, matrizes cimentícias reforçadas com fibras começaram a ser estudadas intensamente, a fim de superar a natureza frágil do concreto e de trazer novas possibilidades para utilização como material de construção. A combinação do concreto fibroso com o concreto armado e protendido, além da potencialidade de substituir parcela das armaduras convencionais, pode conferir ao concreto características especiais como a pseudo-ductilidade e o controle de abertura das fissuras.

Apesar de as pesquisas que abordam o tema de concretos reforçados com fibras terem iniciado no último século, de acordo com Brandt [2] não é um conceito novo. O uso de materiais semelhantes a fibras para fortalecer materiais frágeis de construção remontam aos tempos bíblicos, como por exemplo o uso de pelos de cavalo, palhas e outras fibras vegetais como reforço de tijolos de barro. Hoje estão disponíveis vários tipos de fibras, como as fibras de vidro [5], fibras de carbono [6],

fibras poliméricas [7], fibras de aço [8] e fibras naturais [9].

A maioria das pesquisas realizadas, acerca do concreto reforçado com fibras, diz respeito ao comportamento sob carregamento de curto prazo. No entanto, as propriedades do concreto mudam de acordo com a idade e de acordo com o nível de carregamento aplicado em um período de tempo. Antes que o concreto reforçado com fibra (CRF) possa ser considerado como um material de construção comercial disseminado, são necessários modelos de projeto que permitam descrever o comportamento dependente do tempo e, para isto, o comportamento nas escalas macro e da fibra devem ser investigados.

No presente estudo será avaliado o comportamento de fluência a flexão em prismas reforçados com fibras de aço e com fibras de polipropileno, englobando uma análise no nível da fibra a partir de ensaios de fluência na fibra única e no arrancamento.

1.1. Motivação

Numerosos estudos sobre o comportamento pós-fissuração do concreto reforçado com fibra foram realizados ao longo dos últimos 40 anos [10–18]. Porém, estes estudos são baseados em carregamentos de curta duração. O comportamento a longo prazo do CRF também vem sendo estudado por muito tempo [19–21], no entanto, apenas recentemente o comportamento de longo prazo do CRF pré-fissurado começou a ser investigado [22–25]. Os fenômenos associados ao aumento da fissura dependente do tempo são provavelmente causados pelo alongamento e arrancamento da fibra, mas os diversos mecanismos que causam esse aumento crescente da fissura ainda precisam ser melhor investigados e identificados. Esta investigação é necessária, uma vez que este alargamento da fissura dependente do tempo pode ter uma influência significativa no comportamento do estado limite de serviço das estruturas de CRF. Desta forma, este trabalho aborda a influência e contribuição do alongamento e arrancamento de fibras, bem como compressão do CRF, sob carregamento sustentado na resposta global do compósito sob carga sustentada de flexão.

1.2. Objetivos

O presente estudo tem como objetivo investigar o comportamento mecânico de compósitos cimentícios reforçados com fibra de aço e de polipropileno, em ensaios de curta e longa duração. Para isso, ensaios monotônicos e cíclicos foram utilizados para caracterizar e entender o comportamento do compósito em curto prazo e ensaios de fluência e retração para longo prazo. As variáveis do trabalho foram basicamente o tipo e a concentração de fibra.

O foco do trabalho é caracterizar os principais mecanismos que afetam o comportamento de longa duração, avaliando a contribuição de cada um deles na resposta final do compósito.

1.3. Organização do Trabalho

O Capítulo 1 traz a introdução, motivação e os objetivos da pesquisa.

O Capítulo 2 traz a revisão bibliográfica, a qual aborda a utilização de fibras discretas como reforço de matrizes cimentícias, com ênfase para a aplicação de fibra de polipropileno e aço em concretos. São destacados trabalhos relacionados à utilização dessas fibras, o comportamento da interface fibra-matriz, o desempenho mecânico e o comportamento de longo período de concretos reforçados com fibras discretas.

O Capítulo 3 apresenta os materiais utilizados para produção dos concretos, bem como a caracterização da matriz no estado fresco e endurecido. Além disso, traz a caracterização das fibras em termos da sua resistência à tração e microestrutura.

O Capítulo 4 descreve o desenvolvimento dos compósitos e a caracterização mecânica dos concretos reforçados com fibra de aço e polipropileno submetidos à flexão. Também traz a avaliação da interface fibra-matriz.

No Capítulo 5 são apresentados os resultados experimentais e as discussões acerca dos ensaios de retração e de fluência em todas as escalas avaliadas.

No Capítulo 6 são apresentadas as conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

2. Revisão Bibliográfica

A utilização da fibra como reforço disperso no concreto foi originalmente proposta no início da década de 60, e foi introduzida comercialmente no mercado europeu na segunda metade da década de 70 [2,26]. Naquela época, nenhuma recomendação normativa estava disponível, dificultando a aceitação dessa nova tecnologia. Como aplicação inicial, as fibras foram utilizadas como substituto do reforço secundário, ou como reforço para controle de abertura de fissuras nas regiões menos críticas da estrutura. Hoje, são amplamente utilizadas como principal reforço em lajes industriais e suspensas, em concreto projetado e em produtos de concreto pré-moldados [26,27].

Apesar de existir vários estudos acerca do comportamento mecânico dos compósitos cimentícios, a literatura disponível sobre o comportamento de longo período destes compósitos ainda se encontra limitada. Neste capítulo, é apresentado um extenso estudo de base sobre o comportamento mecânico e o comportamento dependente do tempo do concreto reforçado com fibra, com foco em fibras de aço e polipropileno.

2.1. Comportamento Mecânico do CRF

O concreto reforçado com fibras (CRF) consiste na utilização de materiais constituintes do concreto comum, isto é, água, cimento, agregados e aditivos para modificar a trabalhabilidade, com o diferencial da adição de fibras como reforço. A porcentagem e o tipo de fibras adicionadas dependem da resposta mecânica requerida, afetando principalmente o comportamento pós-fissuração, distinguindo-se assim o concreto fibroso do concreto comum [18]. As fibras adicionadas ao concreto compõem uma ponte nas fissuras contribuindo para uma melhor resposta pós-fissuração, atribuindo um comportamento pseudo-dútil ao compósito [18]. Além disso, a utilização de fibras, nos casos em que são cabíveis a aplicação, é mais vantajosa do que o reforço de aço convencional, pois reduz o custo de mão-de-obra e o tempo de construção [28].

Nesta seção, o comportamento mecânico do concreto reforçado com fibra é revisado em um nível macroscópico e microscópico.

2.1.1. Propriedades de compressão do compósito CRF

Atualmente, ao projetar um elemento estrutural de concreto, que estará sujeito a tensões de compressão, considera-se um reforço transversal de aço para melhorar a tenacidade, pois este reforço confina a expansão lateral do concreto que é induzida pela compressão. Em contraste, as fibras, que podem ser utilizadas em substituição do reforço transversal, atravessam as fissuras longitudinais causadas pela expansão lateral do concreto sob compressão, e se encarregam de efetuar a transferência de tensões nestas regiões fissuradas, ver Figura 2.1. O arrancamento das fibras à medida que as fissuras se alargam conferem ao compósito uma resistência residual, melhorando assim a sua tenacidade [28].

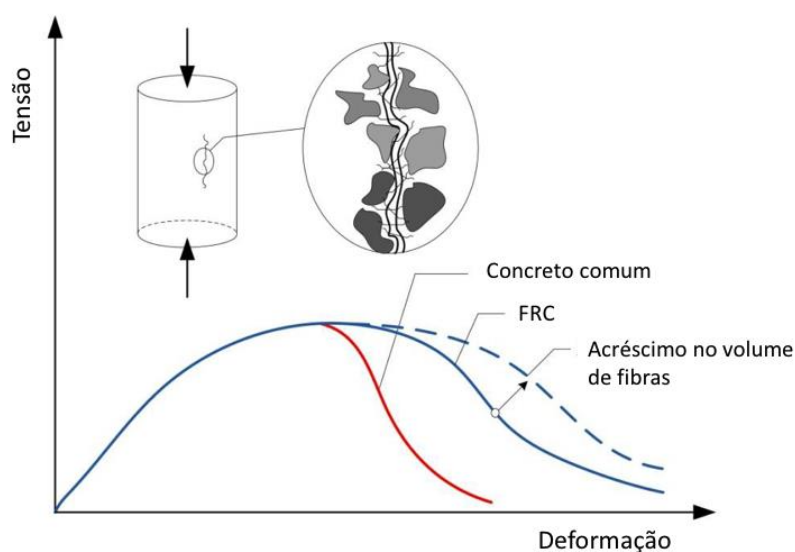


Figura 2.1 – Descrição esquemática do comportamento do concreto comum e do CRF na compressão (baseado em [29])

Uma comparação típica do desempenho do CRF *versus* o concreto comum é mostrada esquematicamente na Figura 2.1, na qual é indicado que as fibras aumentam tanto a tenacidade quanto a deformação no pico de tensão, e que esse aumento continua à medida que a fração volumétrica de fibra é incrementada. Confirmando o esquema da Figura 2.1, Fanella & Naaman [30] mostraram que um aumento na fração volumétrica das fibras, em argamassa reforçada com fibra de

ação, leva a uma suavização do comportamento pós-pico na curva de tensão-deformação. Porém, cabe destacar que a resposta mecânica do CRF na compressão é altamente dependente do tipo de fibras utilizadas, da fração volumétrica e das propriedades da matriz [28,31]. Cabe destacar ainda que alguns autores chegaram a respostas em que a resistência a compressão foi melhorada com o acréscimo de fibras [32–34].

Pesquisadores propuseram vários modelos para calcular o comportamento das amostras de concreto reforçado com fibras submetidas a tensões de compressão: Ezeldin e Balaguru [35], Barros e Figueiras [14], Nataraja *et al.* [36], Dhakal *et al.* [31] e Ou *et al.* [28]. Estes modelos podem modelar analiticamente a relação tensão-deformação de compressão do CRF para diferentes frações volumétricas de fibra.

2.1.2. Propriedades de tração do compósito

Um típico comportamento do CRF sob carregamentos de tração é mostrado esquematicamente na Figura 2.2. Esta figura descreve que o CRF é um material dúctil quando comparado com a natureza frágil do concreto comum, e tem uma resistência residual à tração no regime de pós-fissuração. A resposta à tração pós-fissuração é caracterizada por um comportamento não linear, e esta resposta mecânica do material durante a fase não linear depende de vários fatores: as características mecânicas, a forma e tamanho, a fração volumétrica e a orientação das fibras. Além das características da fibra, as condições externas também influenciam na resposta do compósito, tais como: o procedimento de cura, taxas de aplicação de carga e temperaturas às quais o material é exposto [37].

A resposta tensão-deformação de tração do CRF pode ser caracterizada por três fases distintas, como pode ser visto na Figura 2.2: a fase linear elástica, durante a qual o desempenho do material é semelhante ao concreto comum e representa o comportamento material da matriz antes da fissuração; a fase não linear, durante a qual as fibras desempenham o papel de ponte de transferência de tensões a partir do aparecimento da primeira fissura, proporcionando resistência à propagação de fissuras; e a fase de ruptura, durante a qual a falha final do material ocorre, e pode ser devido ao resultado de dois fenômenos. Estes fenômenos serão discutidos mais adiante nesta seção.

Segundo Lim *et al.* [10] muitos pesquisadores assumiram que o comportamento linear-elástico do CRF é igual ao comportamento comum de ruptura da matriz [38,39]. No entanto, os resultados experimentais mostraram que a primeira fissura do CRF aparece em um nível de tensão ligeiramente maior do que para a matriz não reforçada, e que esta tensão aumenta com o aumento fração volumétrica de fibra [40]. Porém, este aumento pode ser considerado insignificante para frações de fibra de até 1%. O desempenho estrutural do CRF é geralmente caracterizado por seu comportamento pós-fissuração [41]. Desta forma, a fase elástica inicial do CRF pode ser considerada semelhante à do concreto comum.

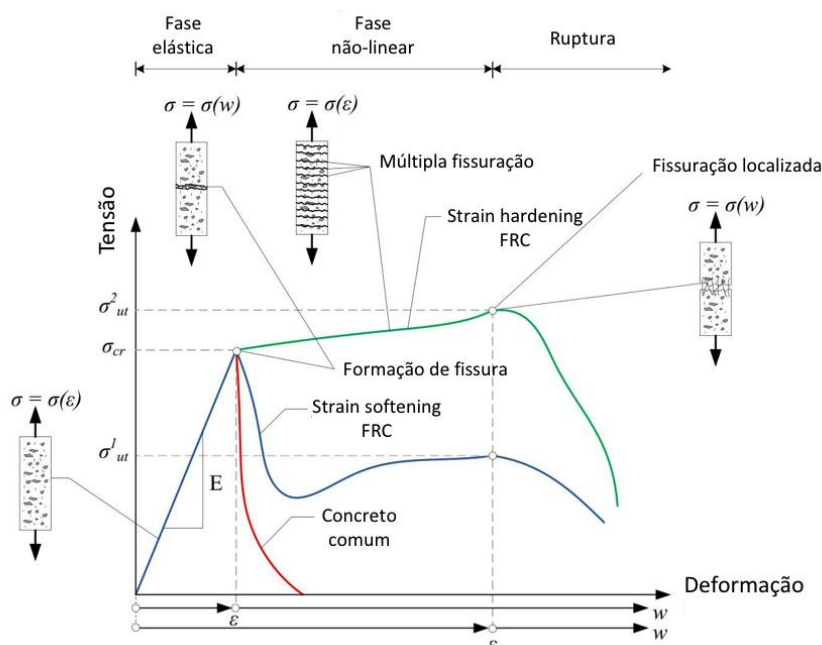


Figura 2.2 – Esquema do comportamento do CRF à tração em comparação com o concreto comum (com base em [29])

O CRF é caracterizado pelo comportamento não linear no regime de pós-fissuração do compósito submetido a tensões de tração. Dependendo das características da fibra e da sua fração volumétrica dentro da mistura, a fase de pós-fissuração do CRF pode ocorrer desempenhando um comportamento *strain softening* ou um comportamento *strain hardening*, consultar a Figura 2.2. O comportamento *strain hardening* é uma propriedade observada após a fissuração, na qual a tensão de tração aumenta juntamente com a deformação, e durante esse fenômeno ocorre o surgimento de várias fissuras antes de atingir o pico de tensão.

O *strain softening*, por outro lado, é uma propriedade na qual a tensão de tração diminui para uma tensão residual de pós-fissuração à medida que a deformação aumenta, e é caracterizada pela formação de uma única fissura localizada [42]. Estas duas propriedades podem ser distinguidas pela determinação da fração volumétrica que define a transição entre os dois fenômenos para um determinado tipo de fibra e mistura. Esta fração volumétrica de transição é definida como o volume crítico de fibra (V_{cr}), e se o volume de fibra (V_f) adicionado à mistura for maior que o volume crítico de fibra, o *strain hardening* ocorrerá após o surgimento da primeira fissura. Se o volume de fibra adicionado à mistura for menor do que o volume crítico, o *strain softening* ocorrerá [10,18].

Uma vez que o material tenha atingido a sua resistência máxima de pós fissuração, ocorre a falha. Como expresso anteriormente, esta falha pode ser devida a dois fenômenos: ruptura de fibras, como resultado das concentrações de tensão, ou arrancamento de fibras da matriz. A ruptura da fibra ocorre quando a resistência da ligação fibra-matriz é maior que a resistência da fibra [43]. A ruptura da fibra é geralmente associada ao CRF reforçado com fibras sintéticas, mas também pode ocorrer em fibras de aço utilizadas em matriz de concreto de alta resistência [44]. A ruptura da fibra é normalmente associada a uma falha frágil. Por outro lado, o arrancamento da fibra ocorre quando a resistência de ligação entre a fibra e a matriz circundante é excedida. Neste caso, a resistência à propagação de fissuras é fornecida por forças de atrito entre as fibras e a matriz de concreto, podendo existir acréscimos de resistência associados a ancoragem mecânica de algumas fibras. O arrancamento é normalmente associado à uma falha mais dúctil quando comparada à ruptura da fibra [18].

Modelos para prever analiticamente a relação tensão-deformação do CRF submetido a tensão de tração, para diferentes frações volumétricas de fibra, foram desenvolvidos por alguns pesquisadores: Lim *et al.* [10], Li *et al.* [45] e Vrech *et al.* [46].

2.1.3. Propriedades de flexão do compósito

O comportamento à flexão do CRF é um fenômeno complexo. No início da fissuração, a resistência a tração do compósito cimentício muda para a resistência proporcionada pelas fibras que cruzam as fissuras, o que dá ao compósito uma

resistência residual pós-pico, que é fornecida pelas fibras, desempenhando uma resposta pseudo-dúctil na flexão em comparação com o concreto comum. Desta forma, a profundidade da linha neutra também muda na finalidade de manter o equilíbrio entre as forças de compressão e tração na seção do elemento de flexão, ver Figura 2.3 [47].

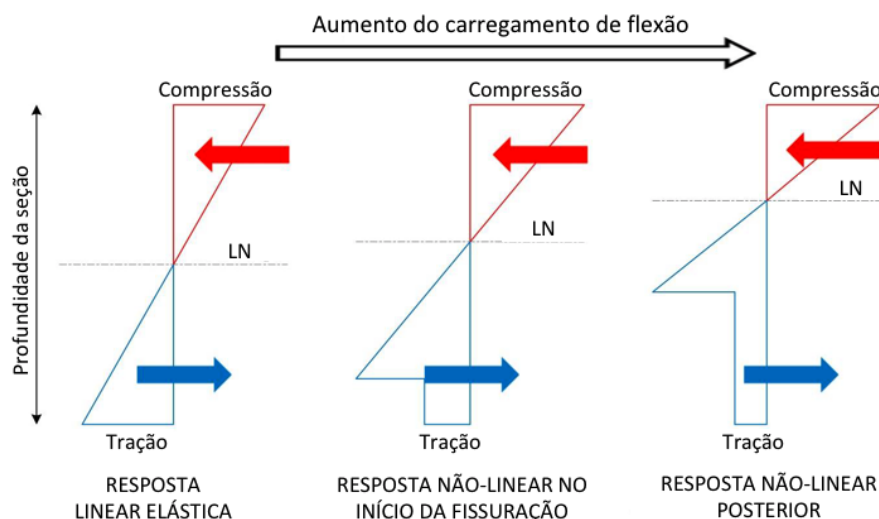


Figura 2.3 – Representação esquemática da distribuição de tensão e deslocamento na profundidade da linha neutra (com base em [47,48])

Quando o CRF é submetido a cargas de flexão, os compósitos que desempenham comportamento *strain softening* na tração podem desempenhar tanto *deflection softening* quanto *deflection hardening* como comportamento de flexão, ver a Figura 2.4. *Deflection softening* ocorre quando o material falha sem aumento na capacidade de carga à flexão após a fissuração, enquanto que para o *deflection hardening* é encontrado um aumento na capacidade de carga após a fissuração, devido à rigidez extra contribuída pelas fibras na zona fissurada da região de tração [16,17]. Para que o *deflection hardening* ocorra, é necessário que o material de comportamento *strain softening* tenha resistência à tração pós-pico suficiente para alterar significativamente a distribuição de tensão na profundidade da amostra [16].

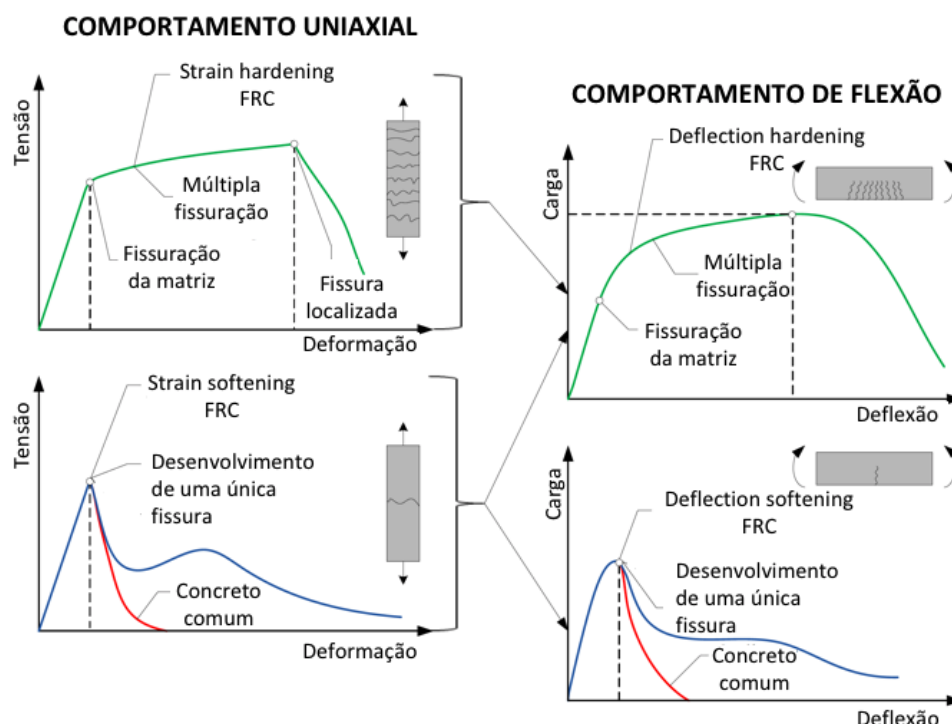


Figura 2.4 – Relação entre a resposta à tração e a resposta à flexão do CRF (baseada em [29])

A resposta mecânica do CRF durante o carregamento de flexão é dependente de vários fatores: as características mecânicas das fibras, que estão ligadas a sua forma e tamanho, o volume de fibras dentro da matriz e sua orientação, além de condições externas como o procedimento de cura, taxas de aplicação de carga e temperaturas às quais o material foi exposto [13,37,49]. Assim como no caso da resposta uniaxial do compósito, o acréscimo da fração volumétrica de fibra implica no aumento da resistência, melhorando a resistência residual de flexão do elemento estrutural [15,49].

Modelos para prever analiticamente a relação carga-deflexão do CRF sob flexão para diferentes frações de fibra foram desenvolvidos por pesquisadores: Lim *et al.* [11], Barros *et al.* [15], Mobasher *et al.* [50], Zijl [51], Swamy [52] e Soranakom e Mobasher [16,17,53].

2.2. Interface fibra-matriz

A microestrutura do concreto é desenvolvida durante o processo de hidratação. O processo de hidratação envolve uma reação química do cimento e água, tornando o concreto uma massa endurecida firme capaz de suportar uma carga

aplicada. O processo de hidratação é iniciado imediatamente após a mistura de cimento e água. Durante o processo de hidratação ocorre uma sequência de reações químicas sobrepostas entre os componentes do clínquer, o sulfato de cálcio e a água, levando ao endurecimento da pasta de cimento.

A adição de fibras de aço ou de fibras sintéticas não altera as reações de hidratação nem o desenvolvimento da microestrutura no corpo da matriz. Porém, a zona de interface da fibra com a matriz difere em sua composição do restante da matriz. Esta zona é denominada Zona de Transição Interfacial (ZTI), e é ela que governa o comportamento de arrancamento da fibra e a resistência de ligação fibra-matriz por conta da sua microestrutura singular devido à presença da fibra [41]. Na Figura 2.5 (a) a ZTI está esquematicamente representada e na Figura 2.5 (b) uma imagem eletrônica de varredura do CRF é mostrada para ilustrar a escala da microestrutura.

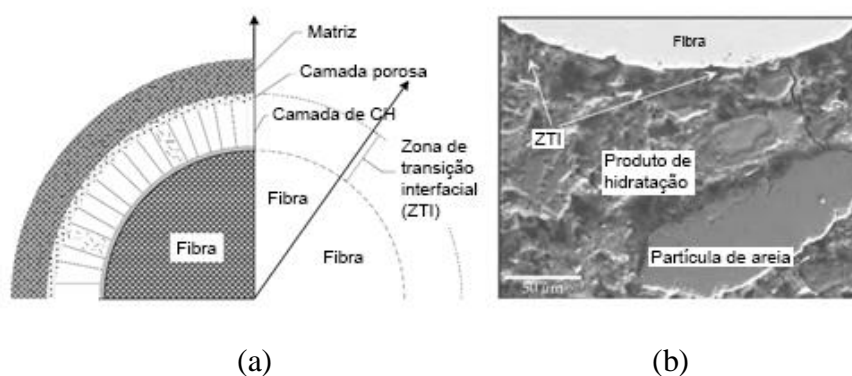


Figura 2.5 – Zona de Transição Interfacial (ITZ): (a) Representação esquemática da zona de transição (baseada em [29]); e (b) imagem do MEV apresentando a ZTI perto da fibra [29].

A ZTI geralmente consiste em uma camada de pasta de cimento de espessura variável, que é uma consequência do efeito de parede causado pela presença da fibra. Nesta camada de cimento pode haver um grande número de vazios presentes devido a concentração de água nesta região durante o processo de hidratação ou devido ao empacotamento ineficiente dos grãos de cimento ao redor da fibra [29,41,43].

Várias explicações para a formação da ZTI existem. A principal dedução é que durante a sua formação a presença de todos os fenômenos que foram anteriormente listados resulta em uma porosidade significativamente maior do que

no corpo da matriz, além de existir a formação de uma quantidade maior de cristais de hidróxido de cálcio (CH), Figura 2.5(a). O resultado é que a ZTI tem uma resistência substancialmente menor quando comparado ao corpo da matriz de cimento [54,55]. Wei *et al.* [56] testaram a micro dureza do concreto em torno de uma fibra de aço e mostraram que a micro dureza na ZTI é menor do que no corpo da matriz. Ele também mostrou que a largura da ZTI é de cerca de 75 μm . Porém, de acordo com Bentur e Mindess [43] a largura da ZTI varia entre 20-50 μm , enquanto Li e Stang [57] relataram valores na ordem de 40-70 μm .

A densidade e compactação da ZTI é influenciada por vários fatores como por exemplo, o tamanho das fibras em relação aos outros constituintes, o tamanho e o grau de empacotamento do material da matriz e a rugosidade e química da superfície da fibra [43,54]. Löfgren [29] e Bentur e Mindess [43] mostraram que melhorando as técnicas de mistura e usando enchimentos de cimento pode-se melhorar a resistência da ZTI, melhorando assim as propriedades de interface e resultando em um aumento da carga de arrancamento das fibras. Bentur & Mindess [43] mostraram inclusive que a ZTI pode ser diminuída usando fibras de diâmetros menores. Isso diminui a formação de vazios e melhora o desempenho do compósito. A resistência da ZTI pode não só ser melhorada através da aderência e fricção da matriz circundante da fibra, mas também pode ser melhorada pela ancoragem mecânica da fibra, alterando a sua forma [43]. Na Tabela 2.1, exemplos de diferentes formas de fibras são mostradas esquematicamente [55]. A aplicação de fibras moldadas resulta na utilização de uma dosagem de fibra muito menor do que com fibras retas, sem reduzir a pseudo-ductilidade ou a tenacidade do CRF [41].

Tabela 2.1 – Representação esquemática de diferentes perfis de fibras de aço.

Tipo da fibra	Perfil longitudinal	Seção transversal
Reta lisa		Circular/oval, quadrada/retangular ou qualquer forma
Reta estampada		
Ondulada		
Reta com pontas chatas		Circular/oval ou quadrada/retangular
Reta com pontas arredondadas		Circular/oval
Reta com ganchos		
Torcida		Triangular ou quadrada/retangular

Um problema com as fibras refinadas é que elas aumentam a probabilidade de aglomeração de fibras [13,41]. Porém, este problema foi minimizado usando fibras que são unidas com cola solúvel em água. As fibras que são coladas formam placas de fibras e a taxa de esbeltez dessas placas de fibra é muito menor do que a de uma fibra individual, o que resolve o problema da aglomeração de fibras [13,41].

2.3. Mecanismos de ponte

No concreto comum os agregados contribuem para a dissipação de energia durante a fissuração da matriz. Os agregados fornecem uma ponte de tração que gradualmente diminui tendendo a zero para uma abertura de fissura de 0,3 mm [29,45], veja a Figura 2.6. Somente após a fissuração, as fibras começam a agir no controle da abertura de fissuras. A adição de fibras aumenta a ductilidade de tração, o que significa que a tenacidade ou energia de fratura é aumentada, e é representada pela área sob a curva de tensão por abertura de fissura, ver Figura 2.6. A resposta total da curva de tensão por abertura de fissura é um resultado dos fenômenos combinados do efeito de intertravamento do agregado e de ponte da fibra.

Nesta seção, os mecanismos por trás do intertravamento do agregado, da ponte da fibra e a ação combinada são revisados.

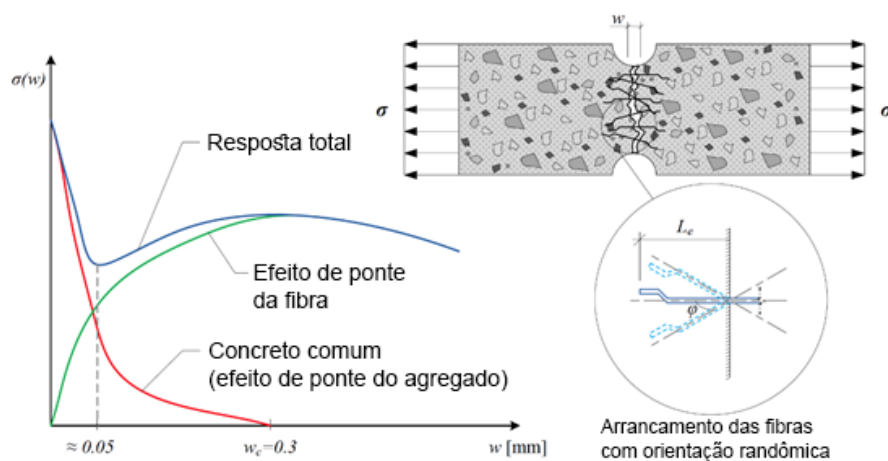


Figura 2.6 – Mecanismo de ponte combinada entre fibra e intertravamento do agregado (baseada em [29,45]).

2.3.1. Mecanismo de intertravamento do agregado

No concreto, a tenacidade à fratura está principalmente relacionada à ação da intertravamento do agregado que leva à presença de uma Zona de Processo de Fratura (ZPF) [58,59]. A ZPF é a zona de microfissura descontínua à frente de uma ponta de macro-fissura contínua [58]. Nesta zona a abertura da fissura é restringida pela tração de ligação dos agregados [59], veja a Figura 2.7.

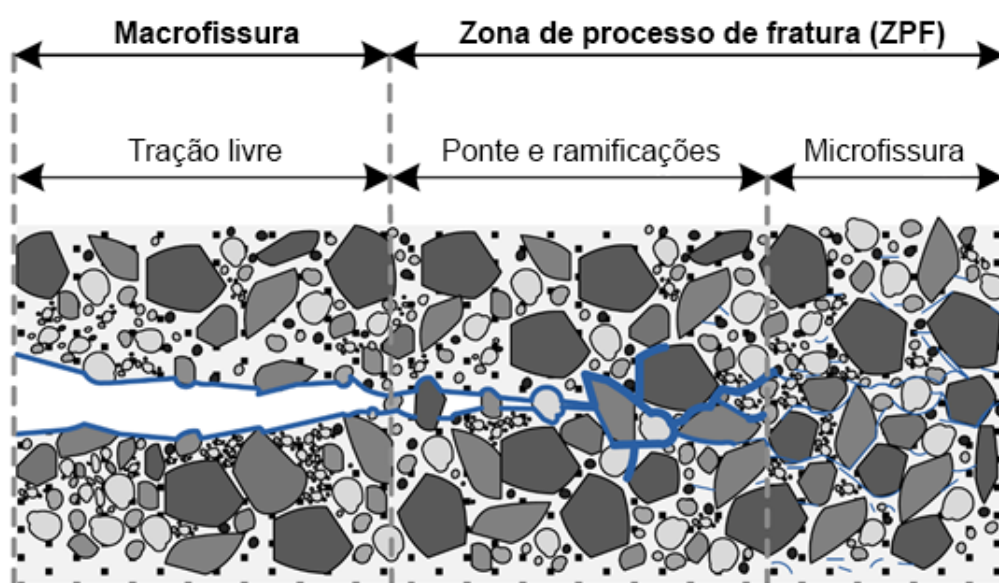


Figura 2.7 – Representação esquemática da Zona de Processo de Fratura (FPZ) (baseada em [29,58]).

No concreto comum, os diferentes mecanismos envolvidos durante o processo de fratura são (ver Figura 2.8): (a) bloqueio de propagação da fissura, (b) deflexão da fissura, (c) intertravamento do agregado, (d) atrito e ancoragem, (e) propagação de fissura enfraquecida por vazio e (f) ramificação [60]. A ponte de agregado é o principal mecanismo de enrijecimento do concreto comum e, como resultado, pode-se esperar que a resposta da tensão por abertura de fissura dependa das características dos agregados, além de depender das características do cimento e de quaisquer materiais suplementares como por exemplo, micro sílica, cinza volante e metacaulim [29]. O efeito que os agregados desempenham (analisando por tipo, tamanho, forma, fração de volume, etc.) e o efeito de adições foram investigados por diversos autores a partir de técnicas como monitoramento de emissão acústica e observações de raios-X [61–68].

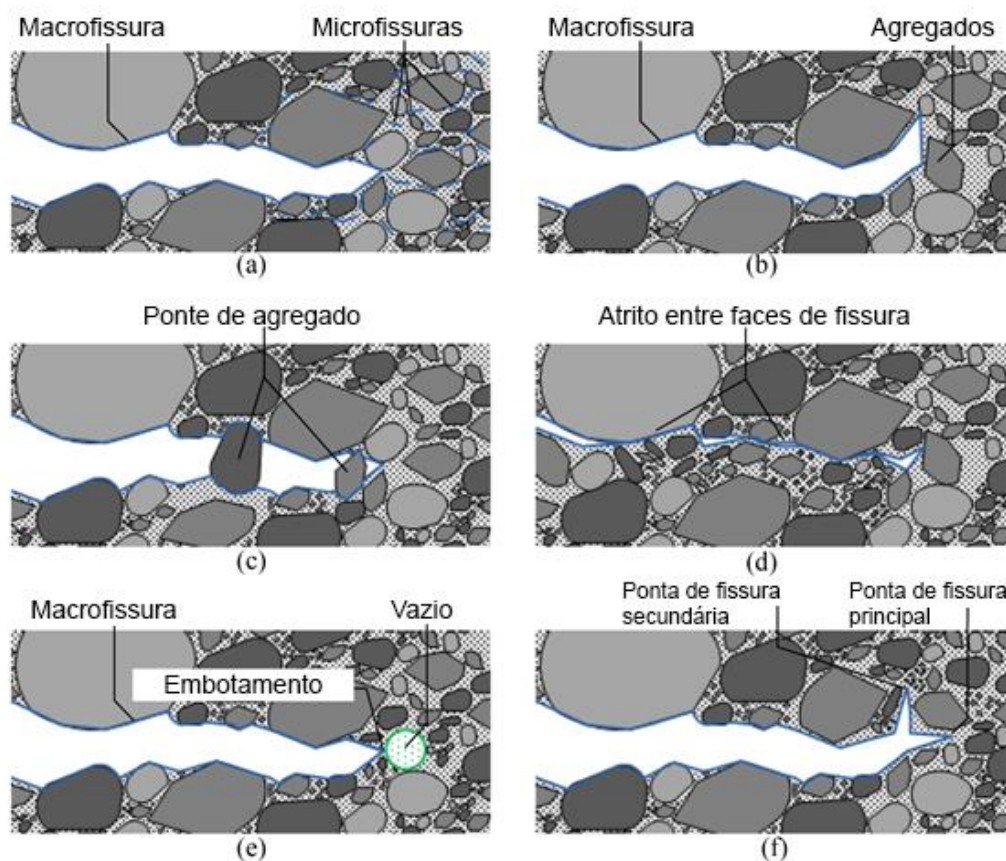


Figura 2.8 – Mecanismos de enrijecimento envolvidos durante o processo de fratura do concreto comum (baseado em [29,60]).

Como mencionado anteriormente, o processo de fratura do concreto comum depende em grande parte das características dos agregados e sua ligação com a matriz. No entanto, isso é diferente para o concreto de alta resistência e para o concreto com agregado leve. Para estes dois tipos de concreto, os agregados podem ser o elo mais fraco da matriz e pode ocorrer a ruptura do agregado, resultando em uma redução no efeito de ponte do material e, eventualmente, iniciando um processo de fratura mais frágil [58].

2.3.2. Mecanismo de ponte da fibra

O processo de fratura do CRF é um fenômeno complexo e depende de vários parâmetros, como por exemplo o tipo de fibra utilizada e a sua geometria, comprimento e diâmetro da fibra, orientação da fibra em relação à direção do carregamento, composição da matriz e suas propriedades mecânicas, fração volumétrica da fibra no compósito, método de preparação da amostra, taxa de

carregamento, etc. [69]. A Tabela 2.2 relaciona os oito fatores aqui listados aos autores que os abordaram em suas respectivas pesquisas.

Tabela 2.2 – Fatores que afetam o comportamento de arrancamento das fibras.

Fatores	Referências
Tipo de fibra	Gokoz e Naaman [70]; Banthia e Trottier [71]; Yang e Li [72];
Geometria da fibra	Banthia [73]; Naaman e Najm [74]; Gray [75]; Alwan <i>et al.</i> [76]; Abu-Lebdeh <i>et al.</i> [77]; Htut [78];
Comprimento de embebimento e diâmetro da fibra	Naaman e Najm [74]; Chanvillard e Aitcin [79]; Alwan <i>et al.</i> [76]; Robins <i>et al.</i> [44]; NG <i>et al.</i> [69];
Orientação da fibra	Morton e Groves [80]; Naaman e Shah [81]; Ouyang <i>et al.</i> [82]; Robins <i>et al.</i> [44]; Htut [78];
Fração volumétrica de fibra	Maage [83]; Naaman e Shah [81]; Naaman e Najm [74]; Markovic <i>et al.</i> [84];
Composição da matriz e suas propriedades mecânicas	Banthia [73]; Naaman e Najm [74]; Guerrero e Naaman [85]; Markovic <i>et al.</i> [84];
Método de preparação da amostra	Gray e Johnston [86]; Banthia e Trottier [87]; NG <i>et al.</i> [69];
Taxa de aplicação do carregamento	Gokoz e Naaman [70]; Banthia [73]; Banthia e Trottier [71];

O comportamento mecânico do CRF não está relacionado apenas à quantidade e orientação das fibras, mas também, em grande parte, ao comportamento de arrancamento de uma fibra individual, descrito pelo gráfico carga *versus* deslocamento. Na Figura 2.9, as respostas de arrancamento para fibras alinhadas, retas e com ancoragem mecânica, são esquematicamente comparadas entre si. A parte ascendente OA está associada à ligação elástica ou aderente entre fibra e matriz. Na parte AB da resposta de arrancamento, o processo de descolagem é iniciado até que ocorra a descolagem completa no ponto B. Devido à ancoragem

mecânica da fibra, a força de arrancamento é alcançada, porém pode-se observar um aumento no módulo do carregamento em BC. Na carga máxima, as curvaturas 1 e 2, identificadas na figura, são deformadas, o que leva a uma diminuição na ancoragem mecânica (CD). Quando a curvatura 2 ultrapassa o último canto deixado pela moldagem da fibra, outro pico de carga pode ser observado (DE). Em seguida, a extremidade da fibra é totalmente esticada e o arrancamento ocorre sob resistência friccional (EF), resultando em cargas menores até a extração completa da fibra [88]. Robins *et al.* [44] mostraram que a resposta de arrancamento de uma fibra é predominantemente influenciada por três parâmetros: comprimento de embebedimento da fibra, orientação das fibras e resistência da matriz.

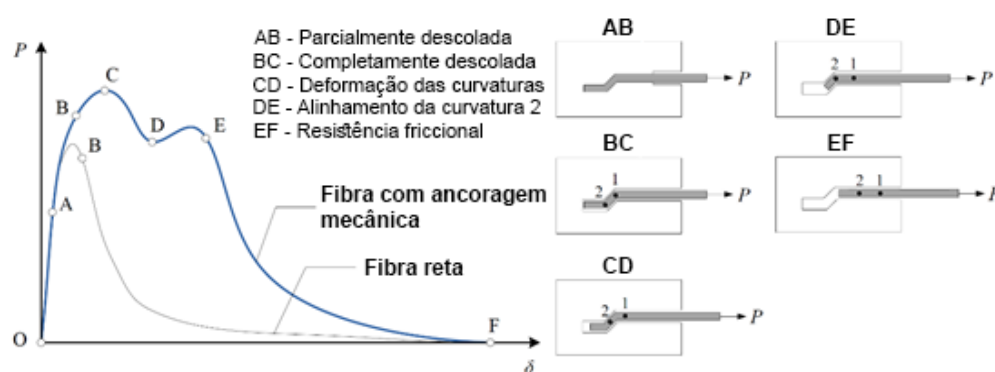


Figura 2.9 – Resposta típica do arrancamento de fibras retas e com ancoragem (com base em [88])

No CRF as fibras são distribuídas aleatoriamente e nem todas as fibras estão alinhadas na direção da carga aplicada. Quando uma fissura cruza uma fibra que não é perpendicular ao seu plano, a fibra é curvada na superfície da fissura causando um atrito local (*snubbing effect*) [41,69]. Neste ponto, a fibra é submetida a uma combinação de tensões de cisalhamento, flexão e tração, veja a Figura 2.10. O arrancamento de fibras inclinadas resulta na geração de altas concentrações de tensão no local onde a fibra é forçada a dobrar, e esta concentração pode causar fragmentação local (*spalling*) [29,41,69]. A fragmentação ocorre quando o concreto entre a fibra e o plano de fissura é esmagado ou empurrado, veja a Figura 2.11. Para fibras dúcteis (por exemplo, fibras de aço) a carga de arrancamento aumenta para um ângulo de inclinação de até 45° e depois diminui, enquanto que para fibras flexíveis (ex. Fibras sintéticas) a carga de arrancamento aumenta para ângulos de

inclinação elevados, e para fibras frágeis (por exemplo, fibras de carbono) a carga diminui para todos os ângulos de inclinação [29].

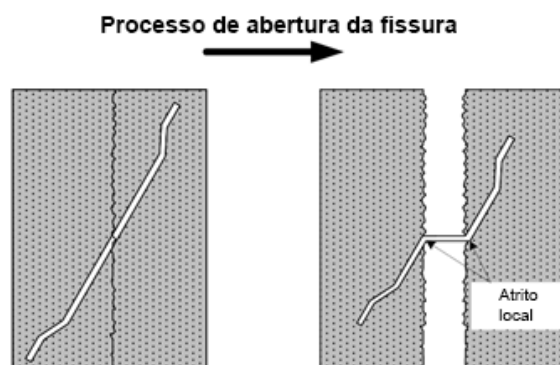


Figura 2.10 – Ilustração esquemática do atrito local (*snubbing effect*) (baseado em [41]).

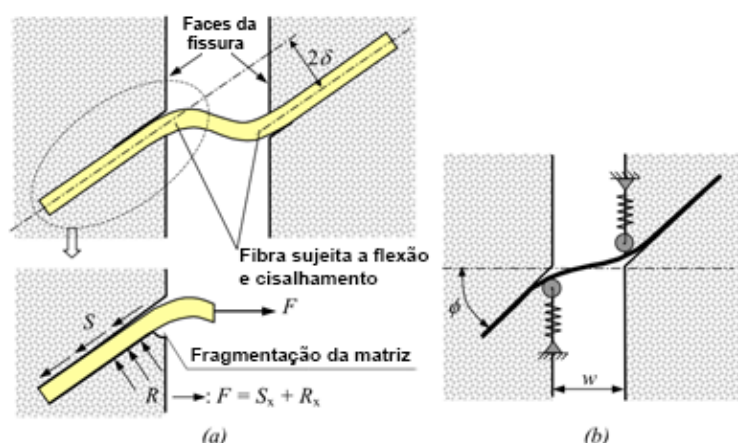
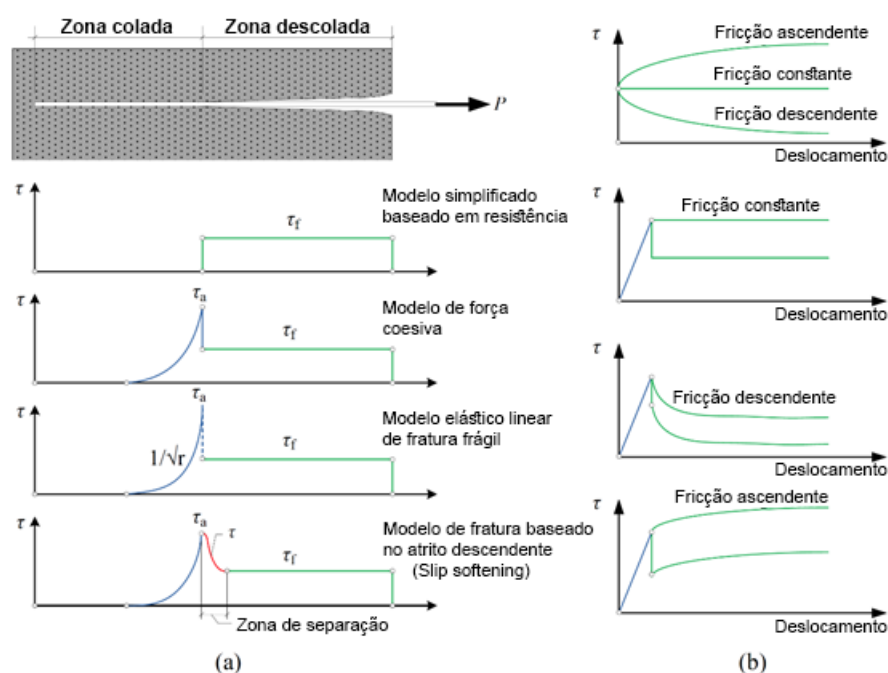


Figura 2.11 – Ilustração esquemática do processo de fragmentação do concreto por ação da fibra (baseado em [41])

Existem alguns fatores que influenciam a ligação entre fibra e matriz, e estes fatores podem ser classificados da seguinte forma: a adesão física e/ou química entre fibra e matriz, a resistência friccional, o componente mecânico (dependente da geometria de fibra) e o intertravamento fibra-a-fibra [29]. Após o início do arrancamento, duas zonas interfaciais surgirão, uma zona de ligação e outra zona de descolagem, veja a Figura 2.12(a). Existem vários modelos para descrever o comportamento de arrancamento da fibra: Stang e Shah [89], Desarmot e Favre [90], Gorbatkina [91], Scheer e Nairn [92] e Nairn [93].

O arrancamento pode ser descrito por duas abordagens diferentes: um critério baseado em resistência e um critério baseado em fratura [29,55,57,94], veja a Figura 2.12(a). Nos modelos baseados em resistência, assume-se que perda de adesão inicia quando a tensão de cisalhamento interfacial excede a resistência ao cisalhamento. Para os modelos baseados em fratura, a zona de perda de adesão é tratada como uma fissura interfacial. Para propagar a fissura interfacial deve ser fornecida uma energia adequada. Na zona onde ocorreu a perda de adesão, a transferência de tensão será governada pelo cisalhamento devido a fricção [95]. Diferentes respostas podem ser obtidas para descrever esta ligação por atrito (ver Figura 2.12(b)): fricção constante, atrito decadente (*slip softening*) e atrito com enrijecimento (*slip hardening*) [29,57].



O uso de modelos de fibras retas não é adequado para prever o comportamento de arrancamento das fibras com uma ancoragem mecânica, uma vez que o comportamento destas fibras é dominado por esta ancoragem [55]. Modelos para prever o comportamento de arrancamento de fibras com ancoragem

mecânica foram desenvolvidos por Alwan *et al.* [76], Cunha *et al.* [55] e Ghoddousi *et al.* [88].

2.3.3. Mecanismo de ponte combinada por ação do agregado e da fibra

A ponte das tensões de tração e a dissipação de energia no concreto reforçado com fibras deve-se a vários mecanismos que atuam simultaneamente. Dois destes mecanismos foram explicados separadamente na Seção 2.3.1 e 2.3.2. As fibras atuam como um mecanismo de ponte adicional quando comparado ao concreto comum. Desta forma, tem sido demonstrado que a abertura crítica da fissura (a abertura livre de tensão) e a energia da fratura podem aumentar em um fator maior que 10 vezes se as fibras forem adicionadas à matriz [13,96].

Como mencionado na Seção 2.1, a adição de fibras não tem efeito sobre o comportamento linear-elástico do CRF, mantendo o comportamento linear-elástico do concreto comum. Porém, o comportamento na zona de pós-fissuração do CRF depende da tensão máxima de ponte das fibras, parâmetro descrito pelo ensaio de arrancamento e pelos efeitos adicionais causados por fibras orientadas aleatoriamente [29]. Durante o processo de fratura do CRF, haverá um efeito combinado de intertravamento do agregado e de ponte da fibra, consulte a Figura 2.13. Na fissura, o intertravamento do agregado tem um intervalo de ação relativamente curto em comparação com a ponte das fibras. Quando uma única fissura é observada, três zonas distintas podem ser identificadas (veja a Figura 2.13): uma zona livre de tração, que ocorre em aberturas de fissuras relativamente grandes; uma zona de ponte, onde as tensões são transferidas por extração da fibra e ponte de agregado e uma zona de microfissuras.

A resposta da tensão por abertura de fissura (ver Figura 2.13) começa com uma parte descendente (C-D) para pequenas aberturas de fissuras ($w < 0,1$ mm) [29]. A ponte de fibra só começa a ter uma grande influência quando uma abertura de fissura de pelo menos 0,05 mm é alcançada, veja a Figura 2.6. Dependendo das características da fibra, a curva diminuirá lentamente com um aumento no arrancamento da fibra (ou abertura da fissura) até se tornar zero (D-E). Para o caso das fibras com ancoragem mecânica, o comportamento passa primeiro por uma parte ascendente na a qual a tensão aumenta à medida que a fibra é deformada

durante o processo de arrancamento (veja a Figura 2.10), mas eventualmente a tensão começará a diminuir até zero.

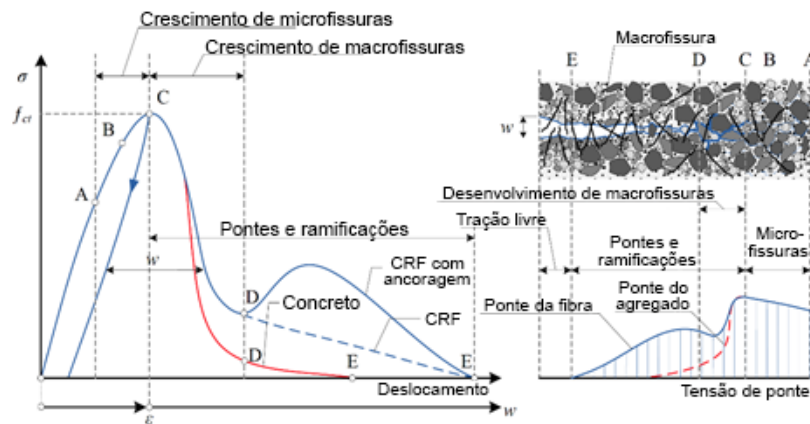


Figura 2.13 – Descrição esquemática do efeito da ponte de fibra no processo de fratura em tensão uniaxial (com base em [29])

2.4. Comportamento dependente do tempo de materiais cimentícios

A fluência e a retração são os fenômenos dependentes do tempo mais conhecidos dos materiais à base de cimento. Numerosas pesquisas foram publicadas sobre esses fenômenos. Nesta seção, os diferentes mecanismos que causam e afetam o comportamento dependente do tempo de materiais cimentícios são explicados e discutidos.

2.4.1. Mecanismos de retração

A retração do concreto ocorre em dois estágios distintos [97]: retração precoce em uma idade jovem e retração de longo prazo, ver Figura 2.14. No nível macroscópico, vários tipos de fenômenos de retração podem ser observados: a retração plástica, a retração por secagem, a retração autógena, a retração química, a retração térmica e a retração por carbonatação. Esses fenômenos de retração ocorrem dentro de cada um dos dois estágios distintos, conforme mostrado na Figura 2.14. A definição de idade jovem e retração de longo prazo depende das circunstâncias e do período de tempo das medições. Holt [97] definiu a retração precoce para o caso em que as mudanças de volume ocorreram imediatamente após a moldagem do concreto até a idade de cerca de 24 horas. Este período inclui o

tempo em que o concreto é fluido, o período de transição (quando está sofrendo o endurecimento) e o instante em que o concreto encontra-se endurecido (quando o concreto é rígido e a fôrma pode ser removida). A retração a longo prazo é geralmente medida a partir do ponto inicial de 24 horas após o tempo de mistura ou moldagem do concreto, ou seja, no momento em que o molde da estrutura é removido.

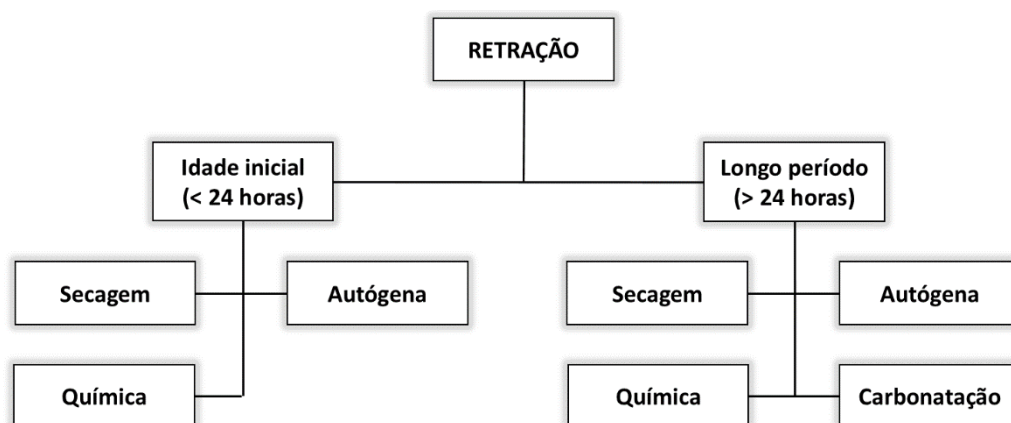


Figura 2.14 – Diagrama dos estágios e tipos de retração (com base em [97])

A retração plástica é a alteração nas dimensões do concreto em um nível macroscópico enquanto o concreto está em seu estado fresco, ou seja, antes que o concreto tenha atingido qualquer resistência significativa [88]. A principal causa da retração plástica é a rápida evaporação da água da superfície do concreto.

A retração por secagem é tradicionalmente definida como a redução no volume ou no comprimento dos materiais cimentícios, resultante da perda de água do concreto devido à secagem [97–99]. Inicialmente, o excesso de água livre escapa para a superfície no processo de exsudação, à medida que as partículas dos agregados mais pesados se depositam. A água exsudada pode evaporar para o ambiente circundante, fazendo com que o concreto seja submetido a secagem. Os mecanismos de secagem que causam a retração dependem da quantidade e dimensão dos poros internos [97]. A descrição de vários tamanhos de poros é esquematicamente representada na Figura 2.15, juntamente com as partículas sólidas da pasta de cimento hidratada. Neville [100] mencionou que, para uma matriz com maior proporção de pasta de cimento (diminuindo o fator água/cimento), a relação entre perda de peso e retração se torna mais linear. Isto

ocorre devido ao fato de que para uma matriz com uma menor proporção do fator a/c seja formada uma microestrutura mais densa, composta de poros menores e um volume de poro mais baixo em comparação com uma mistura padrão. Isso resultará em uma redução na retração por secagem.

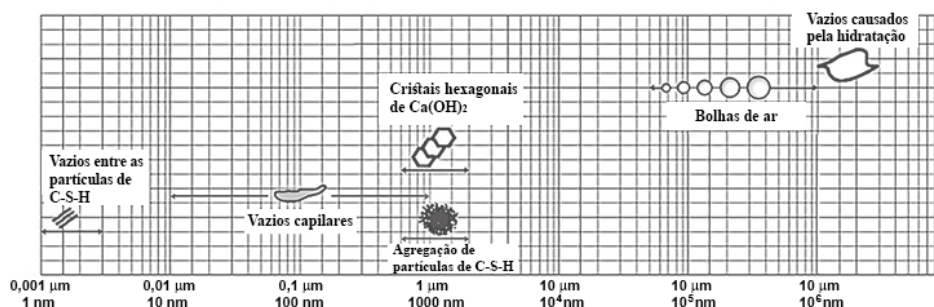
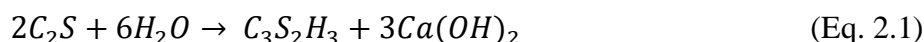


Figura 2.15 – Distribuição de sólidos e poros em pasta de cimento hidratada (com base em [101]).

A retração química ocorre principalmente durante o estágio plástico e é resultado das reações entre cimento e água, pois os produtos desta reação possuem menor volume [98,99]. A reação química do cimento Portland é muito complexa para ser simplificada em apenas uma equação química. Uma das reações mais comuns que ocorrem durante a hidratação quando o cimento e a água são adicionados é:



A redução de volume devido à solidificação da água livre na Equação 2.1 pode ser teoricamente calculada resultando em até 10,87% [102]. Tazawa *et al.* [102] previram a retração química por cálculos estequiométricos simples, determinando as equações de hidratação e posteriormente verificando experimentalmente o que foi obtido de forma analítica. Eles descobriram que a maior parte da retração química se transforma em vazios internos de ar dentro da pasta de cimento endurecida e não desempenha um grande papel no volume macroscópico ou na mudança de comprimento do material.

A retração autógena é definida como a alteração no volume macroscópico ou a mudança de comprimento da pasta de cimento quando o transporte de umidade pelo material é escasso e restrito a poros capilares. A retração autógena é um

fenômeno importante no concreto jovem. Em baixas relações a/c , menos de cerca de 0,42, toda a água é rapidamente drenada para o processo de hidratação e a demanda por mais água cria poros capilares muito finos. A tensão superficial dentro dos poros capilares causa a retração autógena, que pode levar ao aparecimento de fissuras. A retração autógena é resultado da retração química, que está associada à hidratação das partículas de cimento [103]. Na Figura 2.16 é apresentada uma descrição esquemática da alteração da composição devido às reações de hidratação do cimento. Esta imagem mostra como a retração autógena é uma parte da retração química [102]. A retração química é uma redução do volume interno devido à formação de vazios de ar, enquanto a retração autógena é uma mudança no volume externo devido à extração de água dos poros capilares durante o processo de hidratação do cimento. Foi demonstrado por Tazawa *et al.* [102] que se o fator a/c for reduzido, a retração autógena aumenta e a retração por secagem diminui.

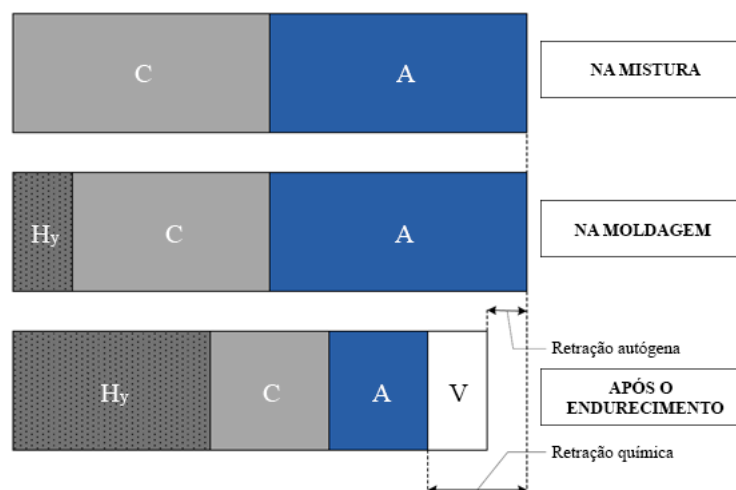
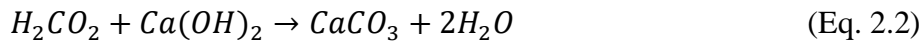


Figura 2.16 – Reações de hidratação de cimento causando retração química e autógena (baseado em [97]); C = cimento não hidratado, A = água não hidratada, H_y = produtos de hidratação e V = vazios gerados pela hidratação.

A retração térmica é provocada pelo calor liberado na reação de hidratação. Esta reação é exotérmica e o calor liberado expande o concreto em um primeiro momento. Uma vez atingido o pico de temperatura, entre 12 e 18 horas após a moldagem, o concreto começa a esfriar. Desta forma, as restrições presentes na estrutura causam o desenvolvimento de tensões de tração ao longo do elemento

estrutural. Nesse estágio, o concreto ainda é relativamente fraco e as tensões de retração relacionadas à temperatura podem causar fissuras.

A retração por carbonatação, por sua vez, ocorre quando a pasta de cimento hidratada no concreto reage com a umidade e o dióxido de carbono (CO₂) presente no ambiente [101], veja a Equação 2.2. Esta reação causa uma pequena retração e uma redução no pH do concreto.



2.4.2. Fluência e seus mecanismos no concreto

A natureza física e os mecanismos de fluência foram estudados por muitas décadas, mas ainda não são totalmente compreendidos. Vários materiais estão sujeitos a fluência como por exemplo, aço exposto a temperaturas relativamente altas, algumas rochas que estão sujeitas a altas tensões, materiais plásticos e concreto. A fluência pode ser definida como a deformação lenta e contínua de um material sob carga constante [104].

Dependendo da umidade do ambiente, a fluência do concreto pode ser separada em dois tipos: fluência básica e fluência de secagem [105]. A fluência básica é definida como o caso em que um elemento de concreto permanece sob condições de ausência no movimento de umidade com o ambiente circundante. Em teoria, a variação do comprimento total medido de uma amostra submetida a uma carga sustentada, sob condições de secagem, deve ser a mesma que a adição entre a fluência básica medida (ϵ_{bc}) e a retração de secagem (ϵ_{fs}), nas mesmas condições ambientais [98,99]. Entretanto, este não é o caso, pois a fluência total medida (ϵ_{tot}) é maior que a fluência prevista ($\epsilon_{bc} + \epsilon_{fs}$). Essa diferença entre a fluência medida e a fluência prevista é atribuída a um mecanismo aparente, denominado fluência de secagem (ϵ_{dc}) foi apontada pela primeira vez por Picket [106]. Assim, a deformação total pode ser representada da seguinte forma:

$$\epsilon_{tot} = \epsilon_{fs} + \epsilon_{bc} + \epsilon_{dc} \quad (\text{Eq. 2.3})$$

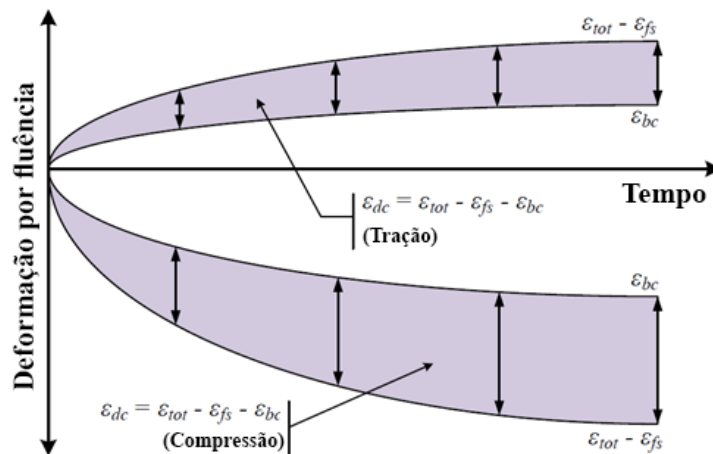


Figura 2.17 – Descrição das deformações no processo de fluência (baseado em [105]).

2.4.2.1. Deformação instantânea

O concreto, assim como qualquer outro material estrutural, exibe um comportamento elástico quando uma tensão é aplicada [107]. A deformação no momento da aplicação da carga é elástica e é indiretamente proporcional ao módulo de elasticidade. Durante a execução de um experimento, a aplicação da carga não pode ser realizada instantaneamente, pois a aplicação instantânea causa um aumento da deformação devido à fluência do concreto durante o período de carregamento. Isto significa que a resposta não inclui apenas uma deformação elástica, mas também uma certa deformação por fluência, que depende da taxa de aplicação da carga [107]. Esta deformação adicional dificulta a separação da deformação elástica na aplicação da carga. No entanto, para fins práticos e para interpretação de dados de ensaios, as deformações que ocorrem durante o tempo de carregamento são consideradas elásticas, e o subsequente aumento na deformação é considerado como fluência [107]. Isso significa que todas as deformações que ocorrem durante a aplicação da carga são consideradas elásticas e são chamadas de deformação instantânea, conforme a Figura 2.18.

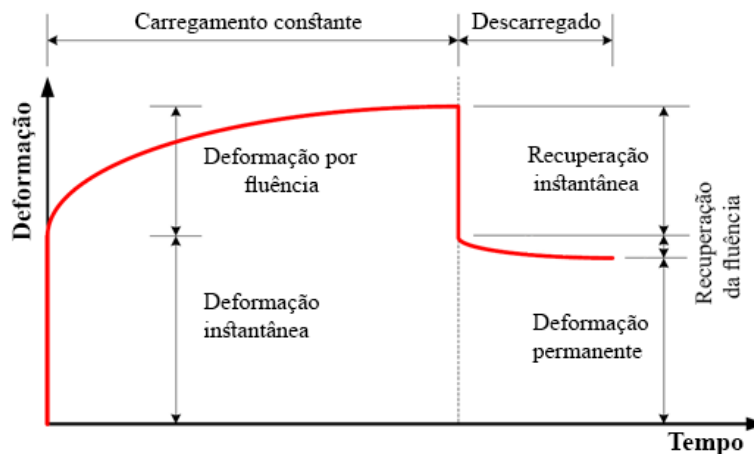


Figura 2.18 – Representação esquemática do processo de fluência ao longo do tempo, incluindo a parcela de recuperação (com base em [107])

2.4.2.2. Recuperação

Quando o carregamento sustentado é completamente removido, a deformação imediatamente diminui em uma quantidade definida como a recuperação instantânea [107,108], veja a Figura 2.18. A recuperação instantânea é menor que a deformação instantânea no carregamento, uma vez que o módulo de elasticidade E é maior no momento do descarregamento do que no momento do carregamento. Após a recuperação instantânea, é a recuperação da fluência que ocorre, consulte a Figura 2.18. A recuperação da fluência é uma diminuição gradual da deformação ao longo do tempo. Inicialmente, a recuperação de fluência exibe um rápido aumento com o tempo, mas atinge um valor assintótico [107]. A deformação por fluência desenvolvida durante o período de carregamento sustentado não pode ser recuperada inteiramente (fluência permanente), ou seja, apenas uma quantidade relativamente pequena de deformação é recuperável. Geralmente, a fluência recuperável é inferior a 30% da deformação total de fluência [100,108].

2.4.2.3. Mecanismos de fluência

Muitas teorias de mecanismos de fluência para o concreto têm sido propostas ao longo dos anos, nomeadamente, teoria da deformação mecânica, teoria plástica, teoria visco-elástica, teoria pós-efeito elástico, teoria da solução sólida, teoria da infiltração e teoria da micro fissuração. Neville e Bissonnette *et al.* [100,109]

restringiram as teorias a serem uma combinação de três mecanismos: Consolidação devido à infiltração e redistribuição da água porosa sob estresse, Fluxo viscoso da pasta de cimento causado por deslizamento ou cisalhamento das partículas de gel e Micro fissuração.

O primeiro mecanismo afirma que a fluência é causada devido à infiltração e à redistribuição da água dos poros quando sob tensão. A infiltração de água ocorre na interface entre os hidratos (reversível) e a porosidade intrínseca dos hidratos (irreversível) [110,111]. Primeiro, o carregamento macroscópico é transmitido para a água absorvida entre os produtos hidratados sob a forma de pressão. A água absorvida migrará então reversivelmente para os poros capilares não saturados, veja 1 na Figura 2.19. Quando toda a água absorvida entre os produtos hidratados migra para os poros capilares, a carga macroscópica é então retransmitida para a água absorvida na porosidade intrínseca dos hidratos, que também migrará, só que de uma forma irreversível, para os poros capilares, ver 2 em Figura 2.19. A migração da água absorvida entre os produtos hidratados está relacionada à fluência de curto prazo. A migração da água absorvida na porosidade intrínseca está relacionada à fluência a longo prazo, pois a migração da água é muito mais lenta devido à alta complexidade da microestrutura dos produtos hidratados [112].

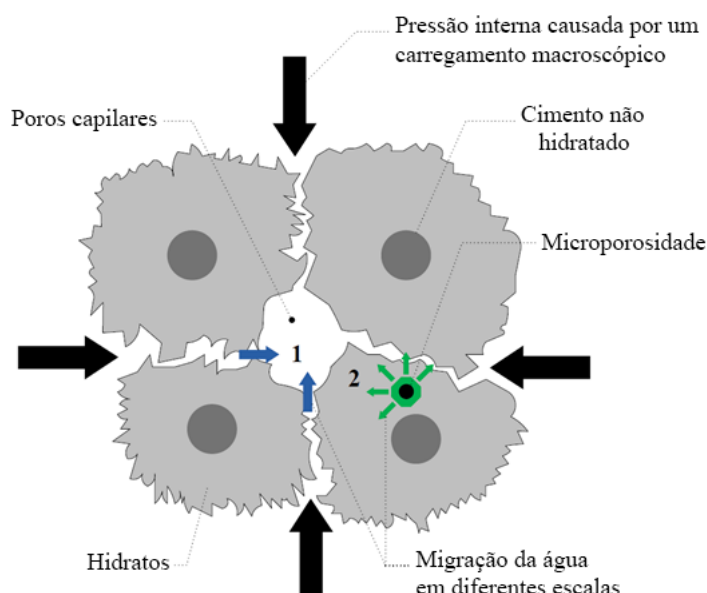


Figura 2.19 – Ilustração esquemática da fluência devido à infiltração de água e sua redistribuição quando sob estresse (com base em [110,112]).

O segundo mecanismo afirma que a fluência ocorre por conta do fluxo viscoso da pasta de cimento, causado pelo deslizamento ou cisalhamento das partículas do gel. Durante o deslizamento ou cisalhamento das folhas de Silicato de Cálcio Hidratado (C-S-H), as ligações são quebradas e restabelecidas. Esse fenômeno ocorre na nano-porosidade, dimensão de cerca de 1 nm [110]. A água absorvida perto das folhas de gel de C-S-H (veja 1 na Figura 2.20) contém grande energia de absorção e é responsável pela fluência reversível após o descarregamento. Depois de algumas camadas de água (veja 2 na Figura 2.20), a energia de absorção da água é muito menor do que a energia de absorção da água próxima das folhas de gel de C-S-H, assim o movimento desta água caracteriza a porção irreversível do fenômeno da fluência [112]. A parte irreversível é devido à ruptura das pontes de hidrogênio na água absorvida.

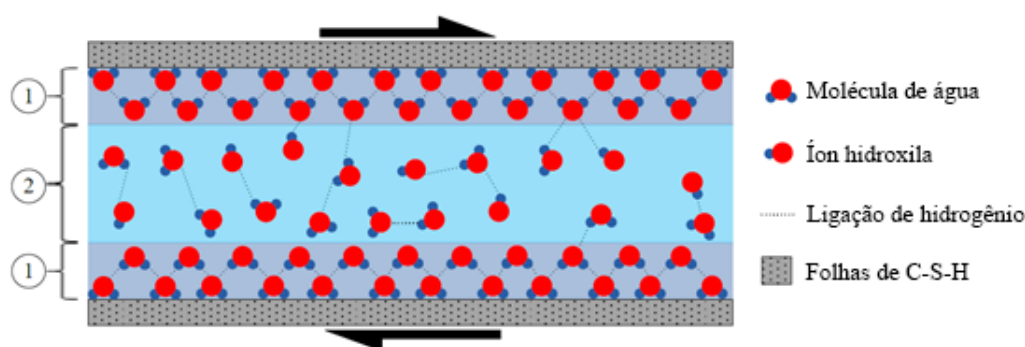


Figura 2.20 – Ilustração esquemática da fluência devido ao fluxo viscoso da pasta de cimento, causada pelo deslizamento ou cisalhamento das partículas do gel (com base em [110,112]).

Por fim, a formação de microfissuras na matriz tende a aumentar a fluência a uma taxa mais alta e é a causa da não linearidade da fluência [100]. A ausência de microfissuras no material cimentício assegura a não ocorrência de falha durante o período em que o material for submetido a uma carga sustentável. Porém, quando microfissuras estão presentes, a fluência irá propagar estas fissuras podendo levar à falha do material. A micro fissuração é responsável por apenas uma parte da fluência total e, de acordo com Neville [100], é cerca de 10% a 25% da deformação total por fluência.

2.4.2.4. Fatores que afetam a fluência

A fluência do concreto pode ser influenciada por um grande número de fatores. Esses fatores podem ser subdivididos em fatores intrínsecos e fatores extrínsecos. A Tabela 2.3 fornece uma lista dos fatores significativos que estão incluídos nos modelos de fluência mais conhecidos [113]. Os fatores materiais que são fixados durante toda a vida útil do concreto são referidos como fatores intrínsecos. Os fatores que podem afetar a fluência depois da moldagem do concreto são chamados de fatores extrínsecos [107].

Alguns desses fatores são descritos brevemente nas seções a seguir. Para uma descrição detalhada dos fatores que afetam a fluência do concreto, consultar Neville [100] e Alexander e Beushausen [114].

Tabela 2.3 – Fatores considerados nos modelos de fluência

Fatores intrínsecos	Abatimento do tronco de cone
	Resistência a compressão aos 28 dias
	Módulo de elasticidade aos 28 dias
	Módulo de elasticidade no carregamento
	Fator água/cimento
	Tipo de cimento
	Tipo e quantidade de agregado
Fatores extrínsecos	Umidade relativa
	Temperatura
	Regime de cura
	Idade após cura
	Idade no carregamento
	Escala da amostra
	Formato da amostra
	Razão da tensão aplicada

2.4.2.4.1. Influência dos agregados

Pesquisas têm mostrado que existe uma relação entre o conteúdo agregado e a deformação do concreto, e se o conteúdo agregado é aumentado, uma diminuição na fluência é encontrada [100,107].

Os agregados contêm certas propriedades mecânicas e físicas que influenciam a fluência do concreto. De acordo com Neville [100] estas propriedades incluem a retração e fluência do próprio agregado, sua ligação, elasticidade, porosidade, forma, tamanho e graduação das partículas, além das características petrológicas e mineralógicas. Segundo Neville [100] o fator que mais influencia a fluência do concreto é o módulo de elasticidade dos agregados. Quanto mais alto o módulo, melhor é a restrição contra a fluência da pasta de cimento.

2.4.2.4.2. Influência do fator água/cimento

A relação a/c controla a resistência, a rigidez e a permeabilidade da pasta de cimento e, portanto, influencia a fluência da pasta de cimento [114]. É bem conhecido que uma diminuição na proporção de água/cimento aumenta a resistência e a rigidez da pasta de cimento. Assim, com um aumento na rigidez e melhora na resistência diminui-se a fluência.

2.4.2.4.3. Influência do cimento e seus aditivos

Diferentes tipos de cimento têm diferentes composições que influenciam a fluência da pasta de cimento. A fluência é maior para cimentos que contêm um teor mais alto de C_3A (aluminato de cálcio) ou um teor mais baixo de C_3S (Silicato Tricálcico) [114]. Também diferentes tipos de cimento têm diferentes resistências e finuras, o que também afeta a fluência da pasta de cimento (um aumento em ambos os fatores implica na redução da fluência).

O emprego de aditivos de cimento como a cinza volante, a sílica ativa e a escória de alto forno conferem a mistura diferentes taxas de hidratação e, portanto, o desenvolvimento da resistência é diferente quando sob carregamento [107](Atrushi, 2003). A cinza volante e a sílica ativa reduzem a fluência se ela for incorporada na mistura de concreto [115,116]. Existem resultados conflitantes na literatura sobre a redução da fluência devido à adição de escória de alto forno. Chern & Chan [19] relataram que a fluência aumenta quando a escória de alto forno é incorporada na mistura de concreto, mas, de acordo com Neville [100], a fluência pode ser reduzida.

2.4.2.4.4. Influência da umidade relativa

O ambiente circundante também influencia na fluência. A umidade relativa é considerada como influência ambiental que afeta o gel de cimento e a água do corpo de concreto moldado [100].

A fluência da pasta de cimento está associada à água dispersa no corpo, e a umidade relativa afeta diretamente a quantidade de água móvel disponível. Sabe-se que quanto maior a água móvel na pasta de cimento, maior é a fluência. No entanto, há dois efeitos importantes que devem ser observados antes do carregamento e durante o carregamento [107,114]. Em primeiro lugar, se for permitido que a pasta de cimento fique em equilíbrio com a umidade relativa do ambiente circundante antes do carregamento, haverá uma diminuição na deformação por fluência. Isto é devido ao fato de que menos água móvel está disponível na pasta de cimento. Em segundo lugar, se a pasta de cimento for submetida a uma umidade relativa mais baixa durante o carregamento resultará em maior deformação por fluência. Este aumento na fluência pode ser associado à fluência de secagem chamada Efeito Pickett, explicada na Seção 2.4.2.

2.4.2.4.5. Influência da temperatura

A temperatura, assim como a umidade relativa, é considerada como uma influência ambiental na fluência da pasta de cimento. Nesta seção são discutidas as influências de temperaturas elevadas. Porém, a influência de baixas temperaturas na fluência da pasta de cimento podem ser encontradas consultando Johansen e Best [117], Cecconello [118], Marzouk [119].

A influência de temperaturas elevadas na fluência depende de quando a temperatura é elevada em relação ao tempo de carregamento [114]. De acordo com Neville [100], para o concreto armazenado continuamente a altas temperaturas, a fluência é significativamente menor em comparação com o concreto, onde a temperatura é elevada pouco antes do carregamento. Um aumento da temperatura antes do carregamento por um longo período irá acelerar o processo de hidratação e ganhar uma maior resistência, resultando em uma redução na fluência. Segundo Alexander e Beushausen [114], a fluência aumenta quando a temperatura é elevada em até 50°C pouco antes do carregamento, diminui quando a temperatura fica entre 50°C e 120°C e volta a aumentar ainda mais quando a temperatura é estabilizada

entre 120°C e 400°C. O aumento inicial da fluência é devido à extrusão da água evaporada da pasta de cimento. Após a extrusão de toda essa água, a fluência é reduzida e se torna igual ao caso de pastas de cimento armazenadas continuamente em temperaturas mais altas, muito antes do carregamento. O aumento adicional na fluência para temperaturas entre 120°C e cerca de 400°C é devido às mudanças nos produtos de hidratação quando submetidos a altas temperaturas.

2.4.2.4.6. Influência da idade de carregamento

A resistência do concreto ou da pasta de cimento aumenta com o tempo se for adequadamente curada. Assim, o concreto carregado em uma idade posterior irá sofrer um menor efeito de fluência do que quando carregado em uma idade mais precoce [114]. Além disso, um fator importante é que a taxa de fluência é significativamente maior quando carregada em uma idade precoce em comparação com quando carregada em idade mais avançada [107].

2.4.2.4.7. Influência da escala da amostra

Em condições de secagem, a fluência diminui com o aumento do tamanho da amostra [100,107]. Isso se deve ao fato de que a secagem em amostras maiores é mais lenta, uma vez que o núcleo da amostra possui condições semelhantes a ser totalmente saturada. Assim, na literatura, verifica-se normalmente que o efeito de escala é expresso em termos da relação volume/superfície da estrutura [107]. Isso é feito porque o tamanho da estrutura determina a taxa de secagem, o que, por sua vez, influencia a taxa de fluência.

2.4.2.4.8. Influência da razão de tensão aplicada

A partir da revisão da literatura, uma proporcionalidade direta entre fluência e a tensão aplicada é encontrada com uma possível exceção de amostras carregadas em uma idade inferior a 24 horas [100,107,114,120]. O nível de tensão é geralmente expresso como uma razão da resistência final de curto prazo (relação tensão/resistência) e é considerado como uma abordagem prática para expressar a relação entre a fluência e a carga sustentada. De acordo com Neville [120], não há

limite inferior de proporcionalidade porque o concreto sofre fluência mesmo em níveis de tensão muito baixos.

O limite superior de proporcionalidade do concreto submetido a compressão uniforme varia entre 0,3 e 0,75 [107,120]. Este limite é atingido quando uma micro fissuração severa se desenvolve no concreto. Acima do limite de proporcionalidade (η), a fluência aumenta de forma não linear com um aumento na relação tensão/resistência, isto é esquematicamente representado na Figura 2.21.

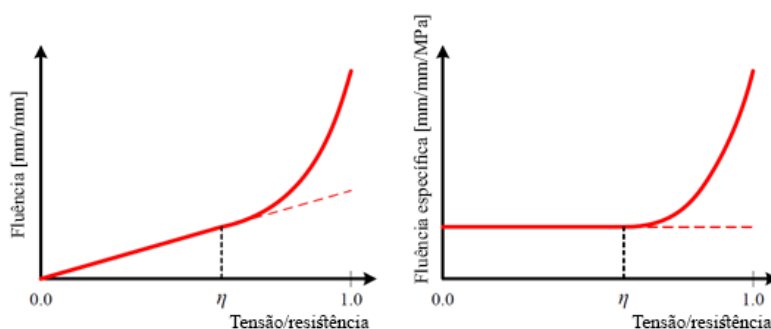


Figura 2.21 – (a) Deformação de fluência em relação à razão tensão/resistência e (b) deformação específica de fluência em relação à razão tensão/resistência (com base em [99]).

2.4.2.5. Fratura por fluência

Para o concreto comum, a fratura por fluência ocorre quando a carga sustentada é maior que o pico do limite de fluência (chamado de limite de fratura por fluência), veja a Figura 2.22. O limite de fluência é definido a partir de um ensaio que é realizado durante um longo período de tempo até que não ocorra mais fluência [98,99]. Resultados da literatura afirmam que o limite de fratura por fluência para o concreto comum pode ser tão baixo quanto 60% da resistência final a curto prazo em flexão, obtida em ensaios monotônicos [98]. Porém para concreto reforçado com fibras não foram encontrados valores que representassem o limite de fluência.

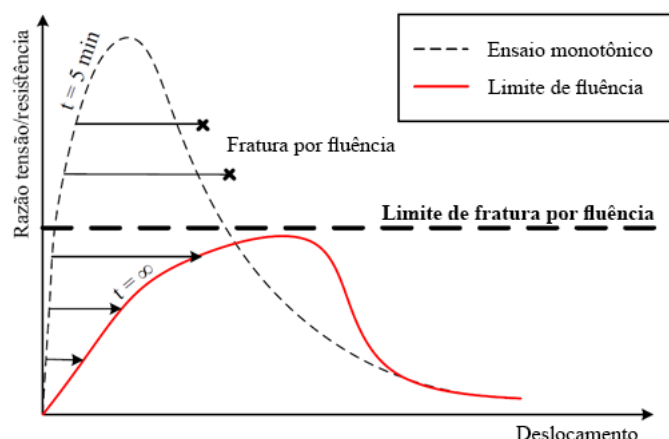


Figura 2.22 – Representação esquemática do limite de fluência (baseado em [99])

2.5. Revisão acerca da fluência em CRF

O comportamento dependente do tempo do CRF ainda é um tópico desconhecido, e códigos de modelo existentes, por exemplo o fib Model Code [42], não incluem o comportamento dependente do tempo do CRF. Antes que este material possa ser considerado como um material de construção usual, o comportamento dependente do tempo precisa ser incorporado nas diversas normas existentes. Nesta seção, o comportamento dependente do tempo da CRF é discutido com base na literatura publicada nesta área.

A fluência do concreto comum tem sido bem estudada e quantificada por muitos anos. A investigação feita por Davis e Davis [121] foi um dos primeiros e mais extensos estudos realizados sobre a fluência do concreto sob a ação de cargas sustentadas. Por outro lado, a quantidade de literatura disponível sobre a fluência do CRF é ainda insuficiente. O que diferencia o CRF do concreto comum é que, mesmo depois de fissurar, as fibras agem em efeito de ponte estabilizando a abertura de fissuras. Entretanto, com o tempo, a largura da fissura pode aumentar devido ao arrancamento da fibra [23]. Nesta seção, pesquisas anteriores feitas sobre a fluência do CRF são discutidas em nível estrutural, macroscópico e de fibra individual.

2.5.1. Nível estrutural

A aplicação de fibras na indústria está aumentando rapidamente e está se tornando um importante material para aplicação em estruturas, devido à pseudo-

ductilidade, resistência à tração pós-fissuração, rigidez e resistência à compressão [27,122].

Mendes *et al.* [122] realizaram estudos experimentais e numéricos sobre uma ponte para pedestres de 12 metros de extensão. A ponte é composta por uma plataforma de concreto auto adensável, reforçado com fibra de aço, com espessura de 40 mm e 2 m de largura, sendo as fibras de aço com ancoragem mecânica. Além disso, também possui em sua composição perfis I de polímero reforçado com fibra de vidro. A carga aplicada à ponte corresponde à combinação de carga para o estado limite de serviço. A partir dos resultados experimentais verificou-se que a deflexão aumentou devido ao efeito de fluência em 151% após 51 dias, usando como base para comparação a deflexão instantânea. A abordagem analítica utilizada para estimar a deflexão de fluência por 50 e 100 anos prevê um aumento de 158% e 186%, respectivamente, quando também comparada à deflexão instantânea.

Apesar de existir inúmeros estudos acerca das fluência em compósitos cimentícios, foi apenas recentemente que os pesquisadores começaram a investigar o comportamento dependente do tempo para elementos pre-fissurados submetidos a cargas de flexão. A maioria dessas pesquisas foram focadas em concreto reforçado com fibra de aço [22,123–130].

Blanco [131] realizou ensaios de fluência em vigas pre-fissuradas de concreto reforçado com fibra de aço durante um período de 150 dias. Foram consideradas três aberturas de fissuras diferentes para a análise: 0,25 mm, 1,5 mm e 2,5 mm. Para cada abertura de fissura foram investigados dois níveis teóricos de carga, sendo 50% e 60% da carga registrada no momento do ensaio de pre-fissuração. Os resultados mostraram que para todas as amostras a abertura da fissura aumentou devido a fluência com um aumento no nível de carga sustentada. Além disso, percebeu-se que a abertura média das fissuras por fluência foi maior nas amostras pre-fissuradas até 2,5 mm. A taxa de fluência durante o período de tempo medido diminuiu com uma tendência linear, analisando a partir do logaritmo do tempo. Após 100 dias, a taxa de fluência foi pouco mensurável, com uma média de cerca de 0,001 mm/dia. Resultados semelhantes em relação à taxa de fluência foram encontrados por Granju *et al.* [130]. Eles mostraram que, para o concreto reforçado com fibra de aço pre-fissurado sob carregamento sustentado de 60% da resistência residual à flexão, a deformação por fluência estabilizou após um período de seis meses.

Dos pesquisadores mencionados acima, é mostrado que atenção significativa foi dada à investigação de concreto reforçado com fibra de aço em estado pre-fissurado sob carregamento sustentado. No entanto, informações sobre como prever esse comportamento e sobre a utilização de outros tipos de fibras para este tipo de análise em escala estrutural ainda é uma lacuna.

2.5.2. Nível macroscópico

A proposta do comitê RILEM TC 162-TDF (Vandewalle, 2000) para o ensaio de flexão do concreto reforçado com fibra de aço fez avanços significativos no que diz respeito à tenacidade e à caracterização da resistência residual sob flexão [124]. Embora a possibilidade de fissuração mesmo em cargas de serviço tenha sido considerada, o comportamento a longo prazo em uma condição pre-fissurada não foi abrangida. Como a maioria dos elementos estruturais geralmente estão sob tensões de flexão, as normas e recomendações de projeto devem abordar o comportamento a longo prazo do CRF fissurado sob carga sustentada.

Granju *et al.* [130] investigaram o comportamento de fluência do concreto reforçado com fibra de aço pre-fissurado sob carregamento sustentado de 60% da resistência à flexão residual por um ano, e relataram a estabilidade da deformação após um período de seis meses. Embora Granju *et al.* [130] tenham observado que o efeito da fluência foi menor do que o da fadiga nas amostras ensaiadas, o efeito patológico da fluência em uma estrutura de CRF deve ser uma preocupação.

Em um projeto de pesquisa similar usando fibras de aço, os dados de Arango *et al.* [123] mostraram uma abertura de fissura na faixa de 0,8 a 1,4 mm após carga sustentada por 365 dias. Zerbino & Barragan [129] relataram a resposta da fluência a flexão em concretos reforçados com fibra de aço ($V_f = 0,5\%$) em níveis de carga variados testados por cerca de 21 meses. Os resultados das amostras que apresentaram comportamento de *strain hardening* indicam baixa taxa de abertura de fissura por 1,5 anos para pre-fissuração de 0,2 mm e 0,5 mm, mesmo quando o nível de tensão aplicado foi de 100% da resistência à flexão residual. De fato, com um nível de tensão de 50%, a taxa da abertura de fissura foi considerada muito mínima e pouco significativa.

Outros compararam a fluência do concreto reforçado com fibra de aço ao concreto reforçado com fibra sintética [132,133]. MacKay & Trottier [133]

relataram o comportamento de fluência do concreto reforçado com fibra de aço e do concreto reforçado com fibra de polipropileno a 60% de resistência residual à flexão carregado no período de 1 ano. Kurtz & Balaguru [132] compararam o comportamento de fluência a flexão de dois concretos reforçados com fibras poliméricas: fibra PP e nylon 6 a 0,1%. Seus resultados indicaram que a fibra de PP só poderia suportar uma tensão de 24% da força residual média, considerando o baixo volume de aplicação.

Uma vez que a maior parte das pesquisas citadas foram a respeito do concreto reforçado com fibra de aço, o comportamento de fluência à flexão do concreto reforçado com fibra sintética em estado pre-fissurado ainda precisa de mais investigação. O estudo comparativo acima utilizou apenas fibra de PP a 4,55 kg/m³ (cerca de 0,5% em volume). Este estudo utiliza macrofibras de polipropileno a dois teores mais elevados: 10 kg/m³ (cerca de 1,0% em volume) e 6 kg/m³ (cerca de 0,6% em volume).

2.5.3. Nível da fibra

Algumas informações sobre os mecanismos que estão envolvidos durante a abertura da fissura em um ensaio de fluência de CRF ainda são uma lacuna. De acordo com o conhecimento do autor, Nieuwoudt e Boshoff [25,134,135], Babafemi e Boshoff [136,137] e Boshoff [99,138,139] são os únicos pesquisadores que realizaram testes de arrancamento em única de fibra sob carga sustentada. Realizar tais testes pode ser uma tarefa difícil devido à sensibilidade dos testes.

Boshoff [99] realizou ensaios de arrancamento sob carga sustentada em fibras micro sintéticas (PVA), utilizando um nível de carregamento de 50% da resistência máxima de cisalhamento interfacial. O programa de teste foi dividido em dois grupos, isto é, um grupo do qual as fibras não foram descoladas antes do início do teste, e outro grupo do qual as fibras foram totalmente descoladas ao longo do comprimento de fixação da fibra. Este último foi conseguido retirando a fibra a uma taxa constante até a resposta indicar que ocorreu a descolagem completa. Todos os testes de fluência no arrancamento da fibra foram executados em até 70 horas.

O tempo médio para ensaios nas amostras não descolados foi de 57 horas, enquanto que para as amostras descoladas foi de 16 horas. Para as fibras de PVA, não foi observada uma tendência clara para a taxa de extração a uma carga

constante. Concluiu-se por Boshoff [99] que os testes de fluência no arrancamento de fibra não são representativos das verdadeiras condições em uma escala macroscópica devido a três razões. Primeiramente, os comprimentos de embebimento do teste não eram representativos daqueles no nível macroscópico. Em segundo lugar, a orientação das fibras não foi considerada e, por último, a carga aplicada aos testes de fluência em fibra foi maior que a carga por fibra em um teste de tração em um nível macroscópico. No entanto, os resultados mostraram que a abertura de fissura dependente de tempo de uma amostra macroscópica submetido a uma carga sustentada pode ser comparável ao ensaio de fluência no arrancamento.

Babafemi e Boshoff [136,137] realizaram ensaios de arrancamento sob carregamento sustentado em fibras sintéticas (fibras de polipropileno) embutidas em uma matriz de concreto. Cinco níveis de carga sustentada variando de 50% a 80% da média da resistência interfacial máxima foram aplicadas às fibras individualmente. O comprimento de embebimento utilizado para os ensaios foi de 25 mm. Todos os corpos de prova de fibra, inclusive os carregados a 50%, foram retirados ao longo do tempo. Além disso, os resultados mostraram que o arrancamento dependente do tempo das fibras individuais estava ligado a magnitude do carregamento aplicado: quanto maior a carga, mais rápido o arrancamento. Babafemi e Boshoff [136,137] destacaram que os materiais poliméricos têm por característica sofrer o efeito da fluência. Desta forma, eles realizaram um ensaio de fluência na fibra, submetendo a 30% da resistência à tração média ao longo de 4 dias. Os resultados indicaram que uma fibra de polipropileno pode se deformar em até 40% do seu comprimento inicial com uma carga tão baixa quanto 30% de sua capacidade máxima durante um período de 4 dias. Após a análise dos resultados, Babafemi e Boshoff [136,137] concluíram que a abertura de fissura dependente de tempo sob carga sustentada é causada por dois mecanismos: arrancamento da fibra dependente do tempo e fluência da fibra.

Nieuwoudt e Boshoff [134,135] também realizaram ensaios de arrancamento sob carregamento sustentado em fibras embutidas em uma matriz de concreto, porém a fibra utilizada foi a fibra de aço. Quatro níveis de carga sustentada, variando de 30% a 85% da média da resistência interfacial máxima foram aplicadas às fibras individualmente. O comprimento de embebimento utilizado para os ensaios foi de 15 mm, correspondente ao quarto do comprimento da fibra. Além disso, cabe destacar que a orientação das fibras foi avaliada em 3 angulações

diferentes, 0°, 30° e 60°. O ensaio de arrancamento sob carga sustentada é dependente diretamente da carga aplicada, como já afirmado por Babafemi e Boshoff [136,137]. Percebeu-se inclusive que o deslocamento gradual aumenta linearmente até um nível de carga de 50% e para níveis de carga mais elevados é observado um comportamento não linear. Além disso, foi observado que o arrancamento por carga sustentada com resposta linear é possivelmente dominado pelos mesmos mecanismos de fluência de um concreto comum. Porém, deve-se levar em consideração a não linearidade para cargas superiores a 50%, já que zonas de micro fissuração emergem, possibilitando o aparecimento de fragmentações (*spalling*). O comportamento de arrancamento por fluência também é dependente do ângulo de inclinação das fibras. Ficou provado que um aumento no ângulo de inclinação da fibra irá reduzir o arrancamento. No entanto, isso foi investigado apenas em um nível de carga sustentada, 50% e, nesse nível de carga, não houve fragmentação severa da matriz no ponto de saída da fibra. Acredita-se que, para níveis de carga mais elevados, podem ocorrer danos severos na matriz, o que pode ter um efeito no comportamento.

2.6. Conclusão

Um extenso estudo de base sobre o comportamento mecânico e dependente do tempo do CRF é relatado neste capítulo. Este estudo não é apenas necessário para entender o comportamento do material, mas também para reconhecer os pontos em que a pesquisa sobre este material é deficiente.

A literatura disponível sobre o comportamento dependente do tempo do CRF é insuficiente, especialmente na abertura de fissura dependente do tempo em elementos pre-fissurados. Apenas poucos estudos foram publicados neste campo [22,23,127,140]. Os fatores que causam a abertura da fissura dependente do tempo em elementos pre-fissurados ainda são desconhecidos. A única maneira de entender esses fatores é explorá-los no nível de fibra, com ensaios de fluência da fibra e fluência no arrancamento. De acordo com o conhecimento do autor, apenas três trabalhos relatam este tipo de análise [99,134–139].

Antes do CRF poder ser utilizado comercialmente como material de construção, é preciso estabelecer diretrizes sobre como prever o seu comportamento dependente do tempo. Assim, é importante entender todos os fatores envolvidos no

problema, de modo que possam ser incorporados a essas diretrizes e, então, ser usados para prever e minimizar os possíveis problemas patológicos.

3. Desenvolvimento e caracterização dos materiais

3.1. Introdução

As matrizes utilizadas em compósitos fibrosos devem em geral garantir alguns requisitos no seu processo de produção. O nível de exigência de cumprimento destas determinações varia de acordo com as propriedades físicas, propriedades mecânicas e durabilidade esperadas do compósito. Quando se trata de compósitos cimentícios, um dos principais pontos a ser considerado é a consistência da matriz pois, por via de regra, a trabalhabilidade da mistura pode ser consideravelmente prejudicada com a adição de fibras [141–147]. Desta forma, deve-se garantir uma consistência adequada, assegurando a aderência da fibra com a matriz.

Neste capítulo, são apresentadas as propriedades dos materiais que compõem as matrizes, assim como as propriedades das matrizes nos estados fresco e endurecido e as características das fibras de aço e de polipropileno.

3.2. Programa experimental

3.2.1. Materiais e dosagem

O cimento utilizado nas matrizes foi o cimento Portland CP II F-32 do fabricante *Lafarge Holcim* que, de acordo com a norma brasileira NBR 11578 [148], apresenta resistência à compressão mínima de 32 MPa aos 28 dias, comprovado por ensaios laboratoriais da empresa para o lote utilizado (ver Tabela 3.1). Além das características mecânicas, foram realizados ensaios químicos com este lote de cimento, e os resultados estão apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.1 – Ensaio de compressão para o lote de cimento utilizado na pesquisa de acordo com o fabricante.

Ensaio	Unidade	Média (Desvio)	Especificação da norma 11578/91
Resistência a compressão (1 dia)	MPa	13,4 (1,65)	não aplicável
Resistência a compressão (3 dias)	MPa	22,5 (1,05)	≥ 10
Resistência a compressão (7 dias)	MPa	27,6 (1,25)	≥ 20
Resistência a compressão (28 dias)	MPa	34,9 (1,05)	≥ 32

Tabela 3.2 – Ensaio químicos para o lote de cimento utilizado na pesquisa de acordo com o fabricante.

Ensaio	NBR	Unidade	Média	Especificação norma NBR 11578/91
PF 950°C	NM18/12	%	5,83	$\leq 6,5$
SO ₃	NM16/12	%	2,4	≤ 4
RI	NM22/04	%	1,38	$\leq 2,5$
CaO _{livre}	NM13/13	%	1,67	não aplicável
MgO	NM14/12	%	1,81	$\leq 6,5$

PF 950°C – ensaio para caracterizar a perda ao fogo (entre 900°C e 1000°C).
 SO₃ – determinação do teor de trióxido de enxofre na composição.
 RI – cálculo da porcentagem de resíduo insolúvel na composição.
 CaO_{livre} – determinação do teor de óxido de cálcio livre na composição.
 MgO – determinação do teor de óxido de magnésio na composição.

Os agregados graúdos utilizados foram a brita 0, com dimensão máxima de 12,5 mm, e a brita 1, com dimensão máxima de 19 mm. O teor de agregado graúdo variou conforme com a dosagem de fibra adicionada na mistura, considerando volumes equivalentes. Além disso, foi utilizado como agregado miúdo a areia natural quartzosa, com dimensão máxima característica de 4,75 mm e com módulo de finura de 2,74, classificada como agregado miúdo da zona ótima de acordo com a Tabela 2 da NBR 7211 [149]. As composições granulométricas da areia, assim como a do agregado graúdo, foram determinadas de acordo com a NBR NM 248 [150] e estão apresentadas na Figura 3.1.

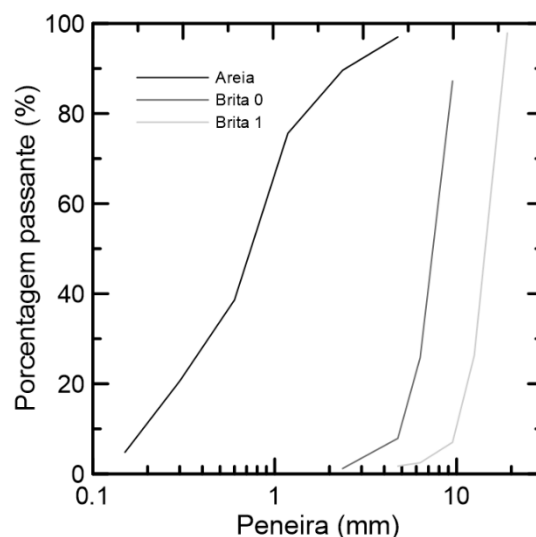


Figura 3.1 – Distribuição granulométrica dos agregados.

Além do aglomerante e dos agregados já citados, utilizou-se um aditivo químico na finalidade de conferir ao concreto melhor trabalhabilidade após a adição de fibras. Nesse caso, visando uma maior fluidez da matriz, garantindo a estabilidade das suas propriedades mecânicas, optou-se pela utilização de aditivo superplastificante PLASTOL® 4100, produzido pelo fabricante VIAPOL, caracterizado como tipo SP-II N pela norma NBR 11768 [151]. O teor de superplastificante foi ajustado a partir de ensaios de abatimento do tronco de cone, *slump test*, de acordo com NBR NM 67 [152]. A dosagem da matriz utilizada está representada na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Composição da matriz utilizada.

Composição	Dosagem (kg/m ³)
Cimento CII-F32	336
Agregados	
Areia Natural	642
Brita 0	441
Brita 1	782
Água	168
Superplastificante	1,01

3.2.2. Procedimento de mistura

Todas as misturas acima de 15 litros foram realizadas em uma betoneira com capacidade para 400 litros. As demais misturas, com volume abaixo de 15 litros, foram realizadas em um misturador planetário com capacidade de 30 litros. As proporções de mistura apresentadas na Tabela 3.2 foram reduzidas proporcionalmente ao tamanho de mistura necessária. O seguinte procedimento sequencial foi seguido durante cada processo de mistura:

- O tambor de mistura foi saturado com água e seco com papel absorvente industrial. Isto garantiu uma absorção mínima de água pelo tambor de mistura durante o processo.
- Os agregados foram adicionados ao tambor de mistura na seguinte ordem: areia, brita 0 e brita 1.
- Cerca de 70% da água foi adicionada e deixada misturar com os agregados por 60 segundos.
- Em seguida foi acrescentado o cimento com os 30% restante de água, deixando misturar por mais 60 segundos. Isso garantiu uma perda mínima das partículas finas de cimento durante o processo de mistura.
- Por fim, o superplastificante foi adicionado lentamente durante um período de cerca de 20 segundos e a mistura continuou por mais 5 minutos.
- Para misturas sem fibras, o procedimento parou neste ponto, podendo ser realizado o ensaio de abatimento do tronco de cone para avaliar a trabalhabilidade do concreto. No entanto, para misturas com fibras, as fibras foram adicionadas durante um período de 60 segundos para assegurar que as fibras estavam uniformemente dispersas. O processo de mistura foi então continuado por mais 5 minutos.

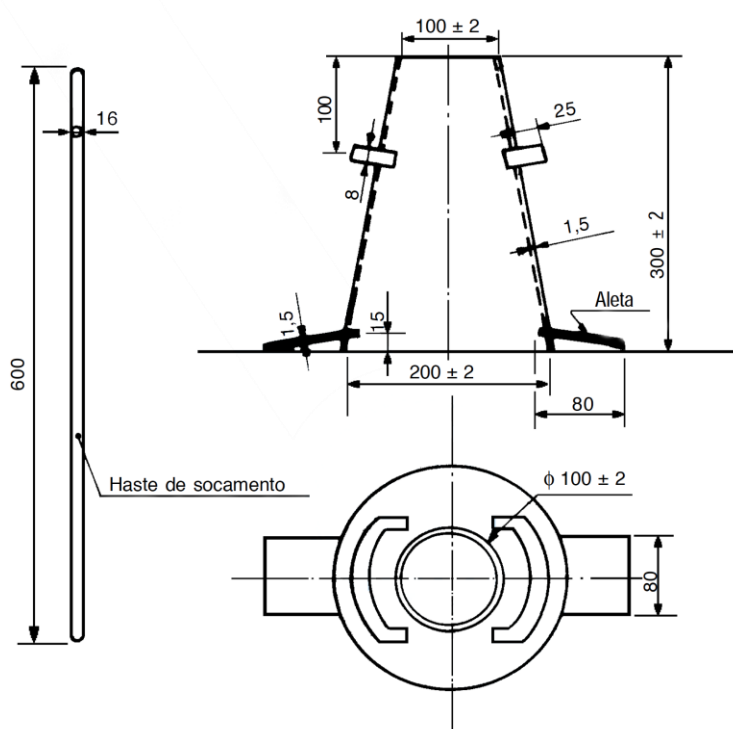
Neste ponto, o processo de mistura foi finalmente interrompido, podendo ser realizado o ensaio de abatimento do tronco de cone para investigar o efeito das fibras na trabalhabilidade do concreto.

3.2.3. Propriedades da matriz no estado fresco

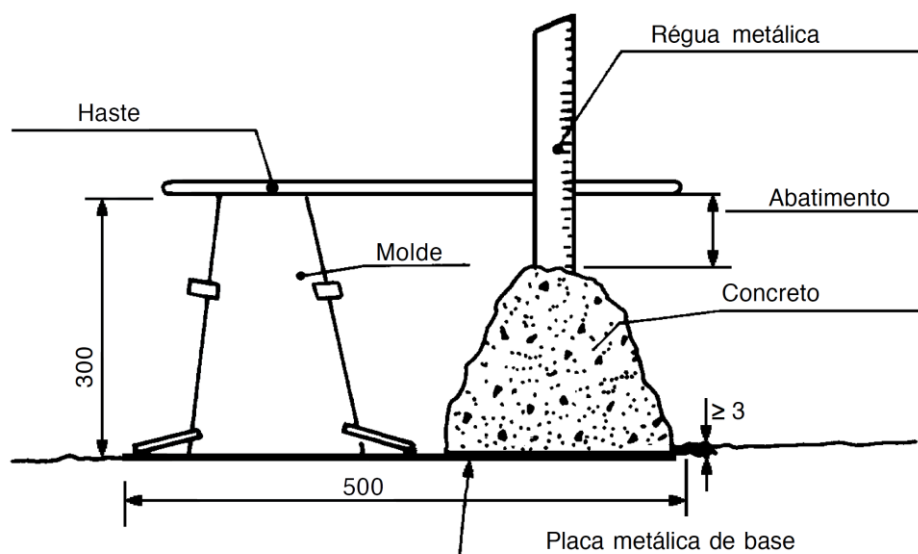
Para avaliação da matriz no estado fresco, ensaios de abatimento do tronco de cone foram realizados com base na norma NBR NM 67 [152]. Dentre as principais

características analisadas neste tipo de ensaio, tem-se a medição do abatimento, distribuição dos materiais constituintes, forma assumida pelo volume de concreto e avaliação da segregação e exsudação.

Para execução do ensaio utilizou-se um molde em forma de tronco de cone, com as dimensões explicitadas na Figura 3.2(a), uma haste e uma placa base. O molde e a placa base eram umedecidos, e o molde era posicionado em cima da placa. O tronco era estabilizado pondo os pés em suas aletas, e em seguida três camadas de concreto eram colocadas no molde, cada uma com aproximadamente um terço da altura do molde compactado. As camadas eram então compactadas com 25 golpes transferidos pela haste de socamento, garantindo uma compactação uniforme da mistura. Por fim, limpava-se a placa base e retirava-se o tronco de cone, levantando-o cuidadosamente na direção vertical. Este movimento era realizado em no máximo 10 segundos. Imediatamente após a retirada do molde era medido o abatimento do concreto, determinado pela diferença entre a altura do molde e a altura do eixo do corpo de prova, ver Figura 3.2(b) e 3.2(c).



(a)



(b)



(c)

Figura 3.2 – Tronco de cone, haste e placa base para ensaio de abatimento. (a) Dimensões em mm dos objetos. (b) Descrição do setup e do processo de medição de acordo com a NBR NM 67. (c) Resultado obtido em um dos ensaios de abatimento realizado.

3.2.4. Comportamento mecânico sob compressão uniaxial

Ensaio de compressão simples e de determinação do módulo de elasticidade à compressão axial foram realizados aos 28 dias, de acordo com as normas NBR 5739 [153] e NBR 8522 [154], respectivamente.

Foram moldados cilindros de 200 mm de altura e 100 mm de diâmetro. Previamente à moldagem, o molde foi preparado com uma demão de óleo desmoldante e, durante a moldagem, o concreto foi adensado apenas por vibração externa, a partir de golpes externos com martelo de borracha. Após 24 horas, os corpos de prova foram desmoldados, envelopados com plástico filme e levados para um ambiente de temperatura e umidade controladas. Aproximadamente 24 horas antes do ensaio, os corpos de prova passaram pelo processo de faceamento da base e do topo para garantir a regularização da superfície e paralelismo entre as faces. Com isso, garante-se que a transferência de tensões durante o carregamento seja uniforme (Figura 3.3).



(a)



(b)

Figura 3.3 – Máquina controls modelo MCC8 utilizada para os ensaio de compressão. (a) Disposição da amostra. (b) Disposição do setup e LVDTs.

Os ensaios foram realizados em uma máquina de ensaios da fabricante *Controls*, modelo MCC8, servo-controlada, com capacidade de carga de 2000 kN

e velocidade de carregamento de 0,35 MPa/s, conforme Figura 3.3(a). Para ensaios em que se desejava obter o módulo de elasticidade da amostra, dois transdutores de deslocamento verticais (LVDT) acoplados a anéis cilíndricos eram posicionados no entorno do corpo de prova para a medição da deformação (Figura 3.3(b)). Desta forma, o valor da deformação do corpo de prova era obtido pela relação entre o valor médio do deslocamento relativo medido e o comprimento inicial de referência dado pela distância entre os anéis. A tensão foi calculada como sendo a relação entre a carga aplicada e a área da seção transversal do corpo de prova. O módulo de elasticidade corresponde ao coeficiente angular da região inicial da curva tensão *versus* deformação, até aproximadamente 30% da tensão máxima.

3.2.5. Fibras

As fibras de polipropileno utilizadas neste trabalho são fabricadas pela Viapol® e são macrofibras sintéticas de 40 mm de comprimento, utilizadas comercialmente em aplicações estruturais. As principais características destas macrofibras, segundo informações fornecidas pelo fabricante, são apresentadas na Tabela 3.4. As fibras apresentam geometria torcida, que visa facilitar o procedimento de mistura, assim como melhorar a ancoragem mecânica na interface da fibra com a matriz. Além disso, cada fibra é resultado da união de cerca de 3 fios agrupados entre si, conferindo à fibra seções transversais irregulares ao longo do comprimento.

Tabela 3.4 – Principais características da fibra de polipropileno disponibilizadas pelo fabricante.

Características das fibras de polipropileno	
Densidade (g/cm ³)	0,92
Comprimento (mm)	40
Fator de forma	58
Resistência à tração (MPa)	625
Módulo de elasticidade (GPa)	9,5

As fibras de aço, por sua vez, são fibras fabricadas pela Belgo Bekaert. O comprimento da fibra de aço é de 35 mm, possuindo uma razão de aspecto de 65. Além disso, destaca-se que as fibras de aço utilizadas são da família Dramix 3D,

que significa que elas possuem um gancho nas suas extremidades para conferir ancoragem mecânica à matriz cimentícia. As principais características destas macrofibras, segundo informações fornecidas pelo fabricante, são apresentadas na Tabela 3.5. Na Figura 3.4 é possível visualizar o aspecto físico das duas fibras utilizadas.

Tabela 3.5 – Principais características da fibra de aço disponibilizadas pelo fabricante.

Características das fibras de aço	
Família	3D
Comprimento (mm)	35
Diâmetro (mm)	0,55
Área (mm ²)	0,238
Fator de forma	65
Resistência à tração (MPa)	1345
Módulo (GPa)	210



Figura 3.4 – Aspecto físico das fibras utilizadas: polipropileno e aço.

3.2.5.1. Microestrutura

Para medição da seção transversal e avaliação das características longitudinais da fibra de polipropileno, foram utilizadas imagens obtidas por meio de técnicas de microscopia. Para isso, 15 amostras foram analisadas. As fibras de

polipropileno foram analisadas em microscópio estereoscópio da marca *Nikon*, modelo SMZ800N (Figura 3.5(a)), e posteriormente em um microscópio eletrônico de varredura (MEV), modelo FEG FEI Quanta 250, voltagem de aceleração de 10 kV, do Laboratório de Microscopia Eletrônica do Instituto Militar de Engenharia (IME) (Figura 3.5(b)). Para o processo e análise do MEV, as fibras precisaram de uma metalização da superfície que foi realizada com platina, recobertas por um metalizador Emitech K550X sob corrente de 50mA. Por outro lado, no caso das fibras de aço, utilizou-se os dados do fabricante para definir a seção transversal, o fator de forma e o comprimento, como apresentado na Tabela 3.5.

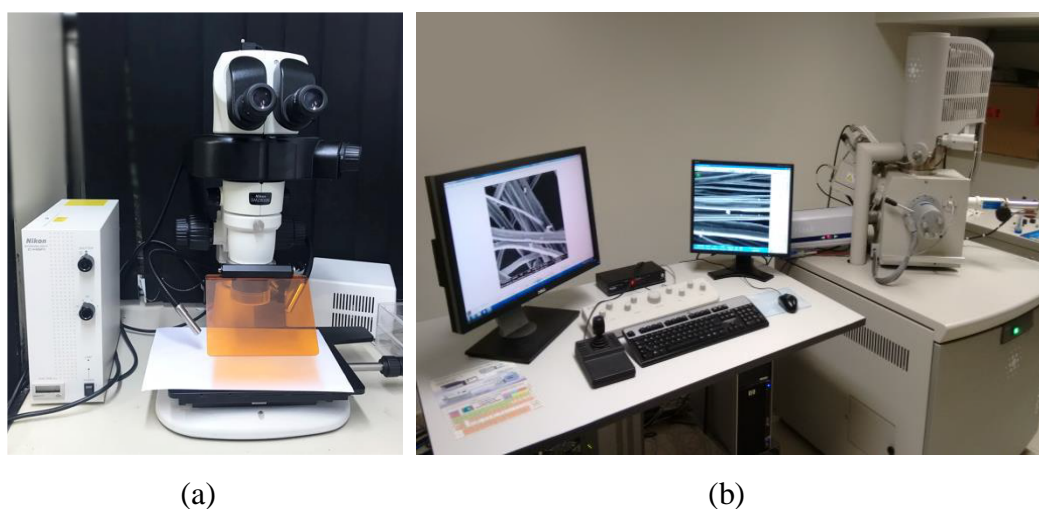


Figura 3.5 – Máquinas utilizadas para microscopia. (a) Microscópio estereoscópico. (b) Microscópio eletrônico de varredura.

Com a micrografia foi possível determinar a área da seção transversal da fibra de polipropileno, com auxílio do *software ImageJ*. A partir de uma medida de referência, foi realizado o contorno manual da fibra, tendo como resultado final a área da seção (Figura 3.6). Observa-se que, a fibra de polipropileno apresentou uma seção não circular. A Tabela 3.6 apresenta as áreas obtidas para cada amostra, assim como a média e o desvio padrão. A partir da média da área da seção transversal da fibra de polipropileno conclui-se que a sua área é cerca de 2,5 vezes maior do que a seção da fibra de aço.

Considerando uma seção circular, é possível obter o diâmetro equivalente relacionado com a área da seção transversal de cada fibra. Nesse caso, o diâmetro equivalente obtido para a fibra de polipropileno foi de $0,876 \pm 0,087$ mm. A partir

desse valor, obtém-se o fator de forma da fibra, que é a relação entre o comprimento e o diâmetro equivalente. A fibra de polipropileno possui fator de forma característico de $45,64 \pm 5,06$ e a fibra de aço de 65, sendo a fibra de aço 1,42 vezes maior em fator de forma. Bentur e Mindess [43] afirmam que a melhoria do comportamento do concreto reforçado com fibras é mais evidente com fibras de maior fator de forma [155]. Entretanto, pode haver efeitos adversos na trabalhabilidade do concreto no estado fresco [156–158].

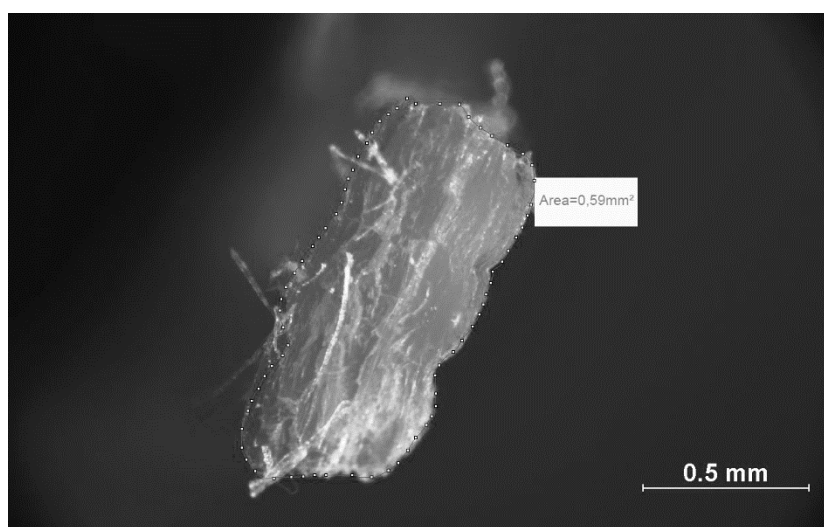


Figura 3.6 – Área da seção transversal da fibra obtida por microscopia.

De acordo com fabricante da fibra de polipropileno, a área da seção transversal da fibra pode ser determinada a partir da medição de duas das suas dimensões (Figura 3.7). Dessa forma, por se tratar de uma seção não circular, a área é obtida a partir da Equação 3.1, sendo t a espessura média e w a largura média da fibra. Para determinação da área da seção transversal da fibra da mesma forma que o fabricante, um paquímetro foi utilizado para obtenção das dimensões t e w de 15 fibras, obtendo-se uma seção transversal média de $0,528 \pm 0,063 \text{ mm}^2$. Esse valor é aproximadamente 15% menor que o obtido a partir das micrografias da fibra de polipropileno. Essa diferença também é evidenciada pelo fator de forma, sendo $48,79 \pm 3,20$ nesse caso.

Tabela 3.6 – Tabela resumo da área da seção transversal da fibra de polipropileno.

Fibra de polipropileno	
Amostra	Área da fibra (mm²)
CP1	0,754
CP2	0,506
CP3	0,732
CP4	0,784
CP5	0,705
CP6	0,703
CP7	0,590
CP8	0,771
CP9	0,489
CP10	0,422
CP11	0,563
CP12	0,513
CP13	0,498
CP14	0,513
CP15	0,589
Média	0,609
Desvio Padrão	0,121

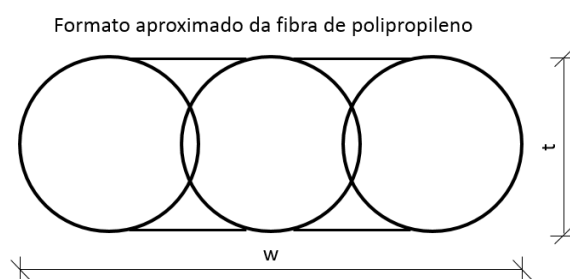
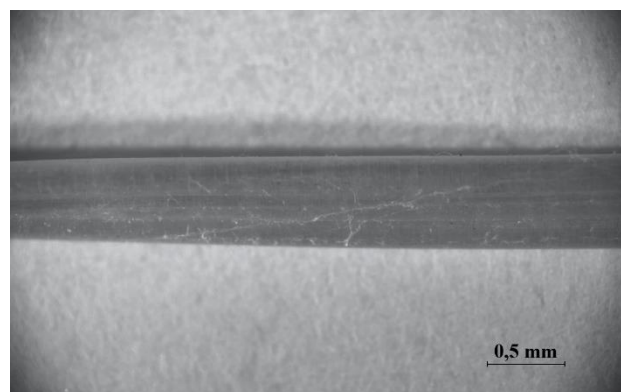


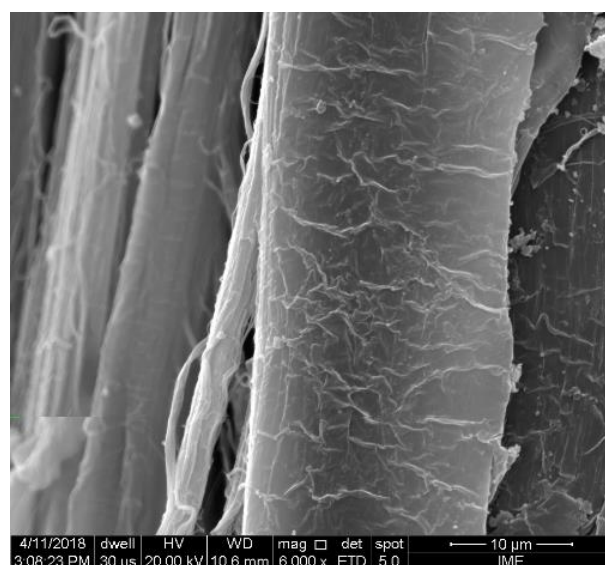
Figura 3.7 – Formato aproximado da seção transversal da fibra de polipropileno proposto pelo fabricante.

$$\text{Área da seção}_{\text{Fabricante}} = \pi \left(\frac{t}{2} \right)^2 + (w - t)t \quad (\text{Eq. 3.1})$$

A Figura 3.8 apresenta a micrografia lateral da fibra de polipropileno. Esta fibra apresenta superfície que pode ser considerada lisa, o que confere uma aderência reduzida. Entretanto, observa-se uma geometria torcida, que proporciona certa ancoragem mecânica.



(a)



(b)

Figura 3.8 – Micrografia da superfície lateral da fibra de polipropileno para uma escala de 0,5 mm (a) e para uma escala de 10 µm (b).

3.2.5.2. Ensaio de tração na fibra

Para obtenção dos parâmetros mecânicos das fibras utilizadas, foram realizados ensaios de tração direta. Para a fibra de polipropileno, determinou-se as curvas de tensão *versus* deformação específica, a resistência à tração, e o módulo de elasticidade. Já para as fibras de aço, utilizou-se os dados obtidos do fabricante,

e com o ensaio de tração direta, foi checado o valor da resistência da fibra, já que este valor é de fundamental importância para o estudo da fluência. Por serem fibras com comportamentos diferentes, foi necessário o desenvolvimento de metodologias próprias para cada tipo.

Ambos os ensaios foram realizados em uma máquina universal de ensaios mecânicos MTS 810, com capacidade de carga de 250 kN e equipado com célula de carga de 2,5 kN. A diferença foi o setup utilizado para cada fibra.

O arranjo experimental para o ensaio de tração das fibras de polipropileno passou por alguns testes prévios antes de ser definido. Primeiramente, foi utilizado as recomendações da norma ASTM C1557 [159] com algumas modificações. As modificações foram atar um nó nas extremidades da fibra e colar em uma moldura de fixação em papel cartão para incrementar a ancoragem mecânica, pois as fibras de polipropileno apresentam carga de ruptura elevada (em torno de 200 N), e a fixação da fibra na moldura apenas com cola poderia não ser suficiente para fixá-la de forma eficiente, ver Figura 3.9. Esta primeira tentativa foi falha, visto que mesmo com o incremento da ancoragem mecânica, a fibra deslizou e os dados obtidos não foram satisfatórios para representação das propriedades da fibra.

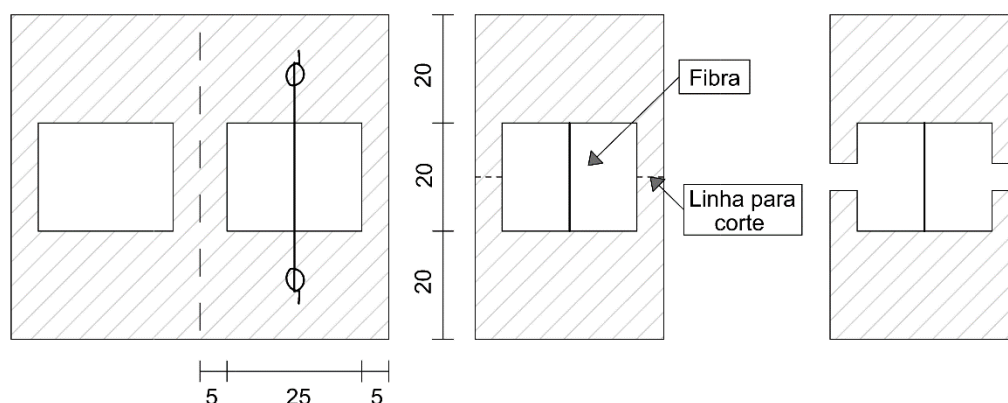


Figura 3.9 – Preparação das amostras de polipropileno para o ensaio de tração.

De forma a viabilizar a execução do ensaio, um novo arranjo experimental foi desenvolvido (Figura 3.10). Nesse caso, em vez de usar um papel cartão para a fixação com cola, usou-se placas de alumínio com Sikadur 32. O nó nas extremidades das fibras continuou a ser utilizado para conferir uma melhor ancoragem, visto que o efeito de Poisson nas fibras de polipropileno é intenso por conta da sua facilidade em deformar. Neste novo arranjo, os dados de deslocamento

obtidos não foram condizentes com o esperado, e uma possível causa pode ter sido o descolamento da fibra em regiões abaixo do nó, como pode ser visto no esquema da Figura 3.11. Desta forma, utilizou-se uma régua para medir o deslocamento entre dois pontos marcados na fibra, ver Figura 3.12.



Figura 3.10 – Arranjo experimental utilizado para ensaio de tração na fibra de polipropileno.

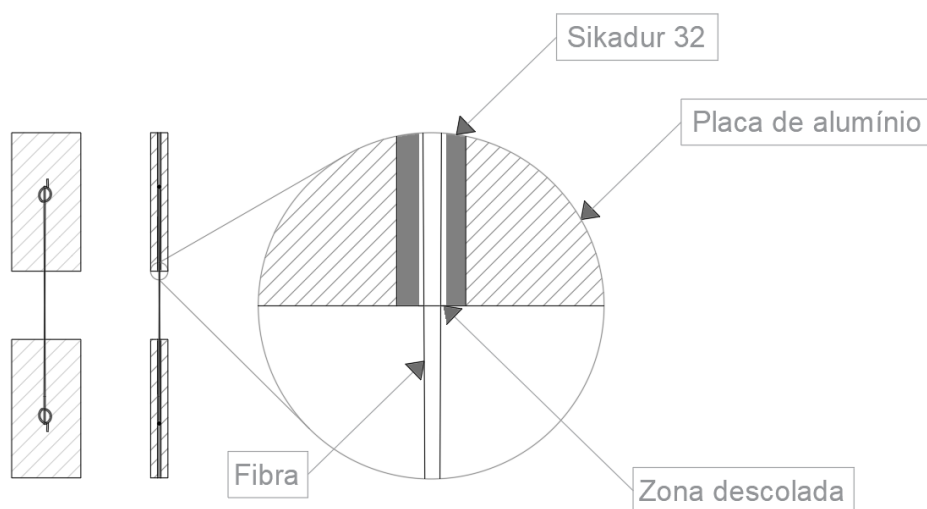


Figura 3.11 – Representação esquemática do ensaio de tração na fibra de polipropileno.

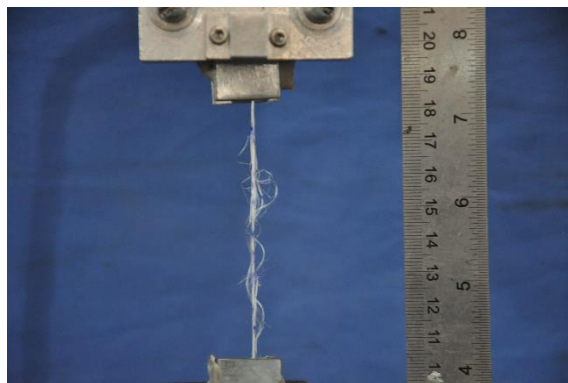


Figura 3.12 – Detalhe da aquisição utilizada no ensaio de tração da fibra de polipropileno.

O controle do ensaio foi por deslocamento, a uma taxa de 2 mm/min. Os deslocamentos foram obtidos a partir de fotos tiradas em intervalos de 120 segundos. Foram feitas marcações de referência nas fibras e, para cada foto, a distância entre os pontos foram obtidos com o auxílio do *software Autodesk AutoCAD*. Uma régua foi posicionada no mesmo plano da fibra de forma a servir como referência para escala das medições. A deformação específica, portanto, correspondeu à relação entre o deslocamento vertical e o comprimento inicial, medido entre as marcações de referência. A tensão correspondeu à relação entre a carga obtida pela célula de carga e a área da seção transversal obtida pelo *software ImageJ* a partir das micrografias das fibras, assim como apresentada no item 3.2.5.1 correspondente à microestrutura.

Já no caso das fibras de aço, o arranjo foi mais simples. A fibra foi presa com a ajuda de duas garras metálicas. Também foi utilizada uma célula de carga de 2,5 kN com o objetivo de obter uma maior precisão dos resultados. A garra superior se manteve imóvel enquanto a garra inferior se deslocava com uma velocidade de 0,20 mm/min. Um total de 5 amostras foram ensaiadas a fim de obter a resistência à tração média. O esquema do ensaio de tração pode ser observado através da Figura 3.13.

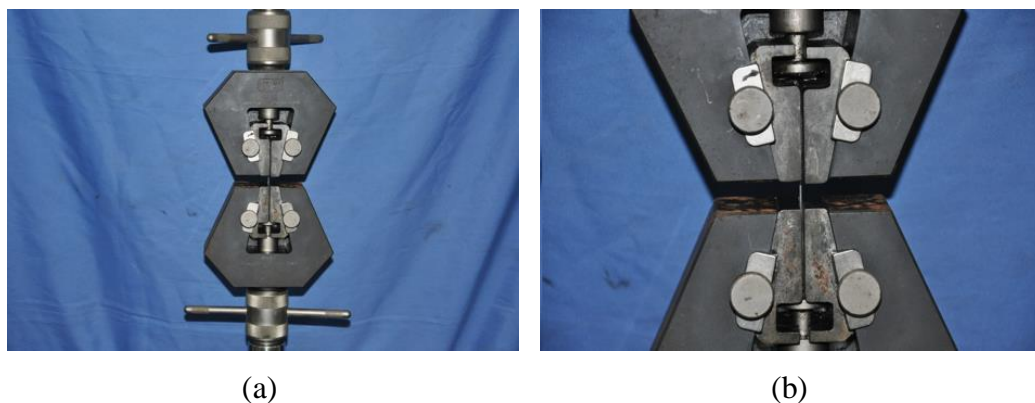


Figura 3.13 – Representação do arranjo experimental utilizado para as fibra de aço (a) e zoom para detalhar a posição da fibra (b).

3.3. Resultados e discussões

3.3.1. Resultados do ensaio de abatimento do tronco de cone

Os resultados obtidos a partir do ensaio de abatimento para a matriz especificada são apresentados na Tabela 3.7. Foram realizadas três séries de ensaios para a matriz, sendo destacados os valores correspondente à média e ao desvio padrão dos resultados dos três ensaios.

Tabela 3.7 – Resultados obtidos no ensaio de abatimento do tronco de cone da matriz.

Amostra	Abatimento (mm)
Concreto comum	80
	75
	70
Média	75
Desvio padrão	5

A quantidade de superplastificante foi ajustada para que a matriz fosse o mais fluida possível, já que iria ser acrescentado um volume de fibra posteriormente, e para que não houvesse segregação e exsudação excessiva.

3.3.2. Resultados do ensaio de compressão uniaxial da matriz

Seguindo o processo de ensaio descrito na seção 3.2.4, realizou-se ensaios de compressão uniaxial para a matriz especificada. O resultado de resistência a compressão foi de $34,60 \pm 1,90$ MPa com módulo de elasticidade de $31,80 \pm 3,20$ GPa. O resultado obtido corresponde à média de resultados de dez ensaios, dos quais 5 curvas estão apresentadas na Figura 3.14.

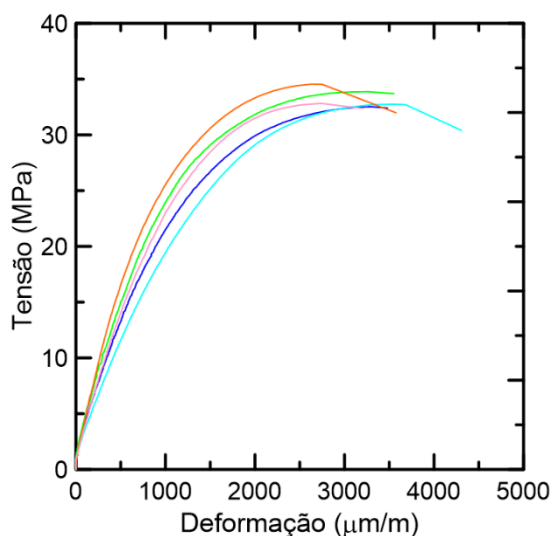


Figura 3.14 – Curva tensão *versus* deformação obtidas a partir do ensaio de compressão da matriz.

3.3.3. Resultados dos ensaios de tração direta na fibra

As curvas tensão *versus* deformação específica obtidas dos ensaios de tração direta das fibras de polipropileno e as curvas tensão *versus* deslocamento obtidas dos ensaios de tração direta das fibras de aço são apresentadas na Figura 3.15. A partir da plotagem das curvas, foi possível obter os valores de carga máxima e tensão máxima das fibras, além do módulo de elasticidade da fibra de polipropileno. O módulo de elasticidade corresponde ao coeficiente angular da região inicial da curva, até aproximadamente 30% da tensão máxima. A Tabela 3.8 apresenta o resultado das propriedades mecânicas obtidas a partir do ensaio de tração direta, assim como seus respectivos desvios padrões.

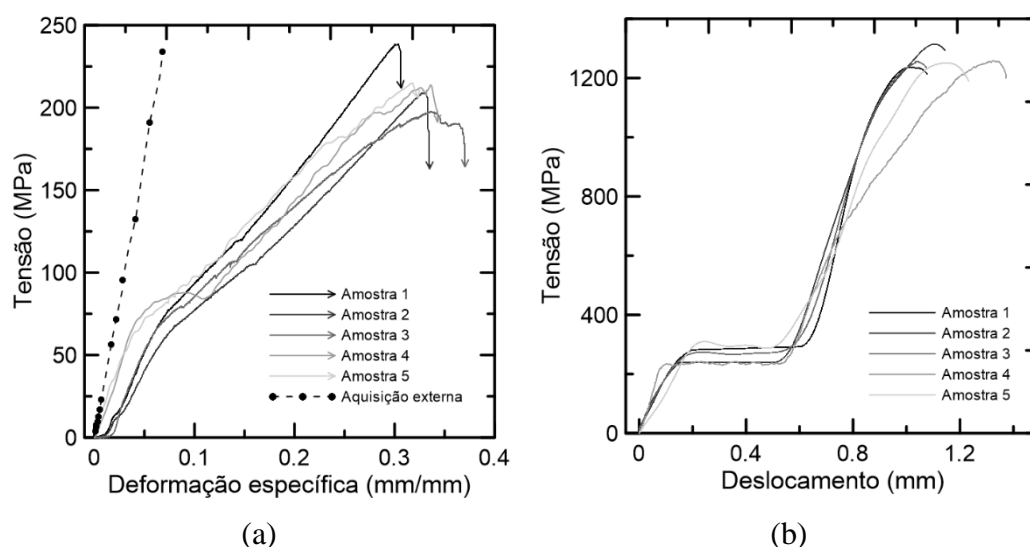


Figura 3.15 - Curva tensão-deformação específica da fibra de polipropileno obtida a partir de aquisição externa de deslocamento por imagens (a) e curva tensão-deslocamento da fibra de aço.

Tabela 3.8 – Resumo dos dados obtidos nos ensaios de tração direta das fibras.

Fibra	Carga máxima (N)	Tensão máxima (MPa)	Módulo de elasticidade (GPa)
Polipropileno	130,85 (9,08)	214,87 (14,92)	3,38 (0,36)
Aço	300,55 (7,09)	1262,8 (29,8)	210*

*Dado do fabricante.

As curvas apresentadas na Figura 3.15(a) representam o comportamento típico das fibras de polipropileno avaliadas. As cinco curvas das amostras são resultados dos dados obtidos da própria máquina de ensaios (transdutor interno). A outra curva apresenta a média dos resultados obtidos pela aquisição de dados externa, ou seja, pela célula de carga e pelas fotos para medição do deslocamento. O módulo de elasticidade obtido pela curva da aquisição interna foi de $1,43 \pm 0,27$ GPa, sendo 42% menor do que o obtido pela aquisição externa, $3,38 \pm 0,36$ GPa, apresentado na Tabela 3.8. Isso é explicado devido ao fato de que a medida de deformação feita diretamente pelo deslocamento da máquina incorpora todas as acomodações da fibra e deformações do sistema. Dessa forma, a deformação medida tende a ser superestimada em relação àquela medida diretamente da fibra e justifica-se, portanto, a necessidade da aquisição externa.

As curvas da Figura 3.15(b) apresentam os resultados do ensaio de tração das fibras de aço. Como salientado anteriormente, buscou-se representar as curvas tensão *versus* deslocamento para estas fibras visando apresentar os resultados de carga e tensão máxima. Os valores médios obtidos para carga máxima e para tensão máxima foram respectivamente 300,55 kN e 1262,8 MPa, apresentado na Tabela 3.8, sendo os valores de tensão calculados com referência à área fornecida pelo fabricante apresentada no item 3.2.5.

A partir da análise da Tabela 3.8 observa-se que a carga de ruptura da fibra de aço é aproximadamente 2,3 vezes maior do que a carga máxima obtida para a fibra de polipropileno. Esta diferença fica mais evidenciada na comparação das tensões máximas, em que a tensão da fibra de aço chega a ser cerca de 6 vezes maior do que a tensão máxima da fibra de polipropileno. Este aumento está relacionado a diferença da área da seção transversal das duas fibras.

A ruptura da fibra de aço caracterizou-se pela formação de uma superfície de ruptura transversal bem definida, podendo ser observado o escoamento do material. Em contrapartida, a fibra de polipropileno rompeu por um mecanismo de desfibrilamento (Figura 3.16), no qual a fibra rompe em inúmeros microfilamentos, como já observado por Castoldi [160].



Figura 3.16 – Modo de ruptura da fibra de polipropileno.

Quando se considera a área da seção transversal obtida de acordo com o procedimento adotado pelo fabricante, obtém-se o valor de tensão máxima da fibra

de polipropileno de $247,83 \pm 17,21$ MPa e módulo de elasticidade de $3,90 \pm 0,42$ GPa. Nesse caso, a resistência à tração da fibra de aço foi 5 vezes maior do que a resistência da fibra de polipropileno, reduzindo assim a diferença de resistência à tração entre elas.

Os resultados obtidos para a fibra de aço estão de acordo com os resultados fornecidos pelo fabricante. Por outro lado, os valores de resistência e módulo de elasticidade obtidos para a fibra de polipropileno foram inferiores aos apresentados pelo fabricante. De acordo com o fabricante, a fibra em questão deveria apresentar resistência à tração de 625 ± 25 MPa, e módulo de elasticidade de 9,5 GPa, sendo 290% maior em relação à resistência máxima e 281% maior em relação ao módulo de elasticidade, obtidos nos ensaios realizados. Entretanto, os resultados obtidos estão de acordo com pesquisas anteriores. Cáceres *et al.* [161], por exemplo, encontraram um valor médio de $3,39 \pm 0,51$ GPa de módulo de elasticidade para uma fibra semelhante a utilizada neste trabalho. Salvador [162], por sua vez, obteve um módulo de elasticidade médio de $2,63 \pm 0,09$ GPa para uma fibra de polipropileno do mesmo tipo.

3.4. Conclusão

Neste Capítulo, caracterizou-se o concreto que foi reforçado com fibras. Inicialmente, foram apresentados e caracterizados os materiais constituintes do traço da matriz escolhida. Considerando que a adição de fibras influencia na fluidez da matriz, as matrizes foram caracterizadas segundo essa propriedade por meio de ensaios de abatimento do tronco de cone. A matriz apresentou um *slump* médio de 75 mm, com desvio padrão de 5.

A caracterização mecânica da matriz foi realizada através de ensaios de compressão uniaxial. Todos os ensaios foram realizados aos 28 dias. A matriz sem fibra apresentou resistência à compressão de $34,66 \pm 1,89$ MPa, com módulo de elasticidade de $31,83 \pm 3,18$ GPa.

As fibras também foram caracterizadas. Para obtenção da resistência à tração, ensaios de tração direta foram realizados em ambas as fibras. A resistência a tração média para a fibra de polipropileno foi de $214,87 \pm 14,92$ MPa e $1262,8 \pm 29,8$ MPa para a fibra de aço. Além disso, obteve-se um módulo de elasticidade de $3,38 \pm 0,36$ GPa para as fibras de polipropileno, sendo que para a fibra de aço o módulo de

elasticidade adotado foi de 210 GPa, valor especificado pelo fabricante. Apesar da divergência entre os valores encontrados para a fibra de polipropileno e os valores fornecidos pelo fabricante, os resultados foram compatíveis com os reportados na literatura.

4. Desenvolvimento e caracterização do compósito

4.1. Introdução

Na finalidade de se comparar o comportamento mecânico de compósitos cimentícios reforçados com fibras discretas de polipropileno e de aço, concretos foram produzidos com diferentes dosagens de fibras. A matriz utilizada foi previamente caracterizada no item 3. Na concepção do compósito, foram utilizadas dosagens de 10 e 6 kg/m³ de fibra de polipropileno, e 30 e 15 kg/m³ de fibra de aço. A escolha das dosagens das duas fibras teve como base recomendações do fabricante, nas quais, para o caso da fibra sintética, a faixa de dosagem a ser adotada varia de 1,8 a 12 kg/m³, enquanto, no caso da fibra de aço, a dosagem mínima a ser adotada é de 15 kg/m³.

Para avaliar a interface entre as fibras e a matriz adotada, ensaios de arrancamento foram realizados em corpos de prova cilíndricos com comprimentos de embebimento de 10 mm para a fibra de polipropileno e de 9 mm para a fibra de aço, conforme recomendações da literatura [163]. Para avaliação do comportamento mecânico, ensaios de compressão e de flexão em três e quatro pontos foram realizados em todas as combinações de tipos e dosagens de fibra. Ensaios de flexão com carregamento cíclico também foram realizados para todas as combinações, sendo o arranjo experimental adotado de 3 pontos.

4.2. Programa experimental

A nomenclatura dos compósitos seguiu o seguinte padrão: C ou P, referente ao tipo da amostra, se é cilíndrica ou prismática; PP ou ACO referente ao tipo de fibra, polipropileno ou aço; e o comprimento de embebimento (9 ou 10 mm), no caso de corpos de prova de arrancamento, ou a dosagem de fibra (6, 10, 15 ou 30 kg/m³), no caso de corpos de prova cilíndricos e prismáticos para compressão e flexão. A Tabela 4.1 apresenta um resumo do programa experimental.

Tabela 4.1 – Resumo do programa experimental e nomenclatura utilizada.

Ensaio de arrancamento	Polipropileno	10 mm	PP 10 mm
	Aço	9 mm	ACO 9 mm
Ensaio de compressão uniaxial	Polipropileno	10 kg/m ³	C PP 10
		6 kg/m ³	C PP 6
	Aço	30 kg/m ³	C ACO 30
		15 kg/m ³	C ACO 15
Ensaio de flexão monotônicos	Polipropileno	10 kg/m ³	P PP 10
		6 kg/m ³	P PP 6
	Aço	30 kg/m ³	P ACO 30
		15 kg/m ³	P ACO 15
Ensaio de flexão cíclicos	Polipropileno	10 kg/m ³	P PP 10
		6 kg/m ³	P PP 6
	Aço	30 kg/m ³	P ACO 30
		15 kg/m ³	P ACO 15

4.3. Fabricação do compósito

As preparações dos corpos de prova foram realizadas de acordo com o procedimento de mistura apresentado no item 3.2.2. Para o caso dos corpos de prova prismáticos produzidos para realização dos ensaios de flexão monotônicos e cíclicos, a mistura foi realizada em betoneira com capacidade total de 400 l. Além disso, a dispersão das fibras foi realizada como um passo adicional já descrito no processo de produção das matrizes no item 3.2.2.

Os corpos de prova cilíndricos de compressão tinham diâmetro de 10 cm e altura de 20 cm. Já as dimensões dos corpos de prova prismáticos de flexão foram de 550 x 150 x 150 mm, conforme Figura 4.1. Ambos os moldes eram metálicos e preparados com óleo desmoldante previamente ao lançamento do concreto. O adensamento foi realizado por golpes externos com a utilização de martelo de borracha durante todo o processo de lançamento. Ao final do preenchimento da fôrma, um plástico filme foi posicionado na face superior do prisma, única face exposta ao ar, de forma a evitar a perda excessiva de água nas primeiras idades. A desforma foi realizada 24 horas após a conclusão da moldagem, e a amostra foi então envelopada com plástico filme e posta a curar em ambiente de temperatura e umidade controladas por 28 dias. Após os 28 dias, as amostras cilíndricas foram

ensaiadas conforme as normas e passos descritos no item 3.2.4, referente ao comportamento mecânico da matriz sob compressão uniaxial. Para as amostras prismáticas, seguindo a recomendação da norma EN 14651 [164], entalhes de 25 mm de altura foram realizados com a utilização de uma serra de diamante de 3 mm de espessura, centralizados na face inferior do prisma.

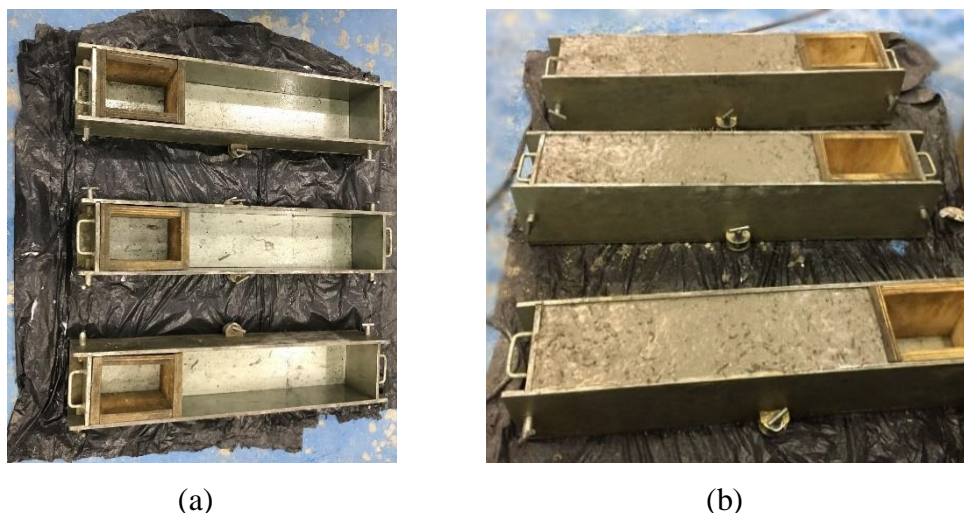


Figura 4.1 – Formas metálicas utilizadas para moldagem dos corpos de prova prismáticos (a) e corpos de prova após finalização do procedimento de moldagem (b).

Para a moldagem dos corpos de prova do ensaio de arrancamento, foi utilizada uma argamassadeira planetária com capacidade de 5 l. Nesse caso, por se tratar de um volume pequeno de matriz para cada corpo de prova, não foi possível a utilização de agregado graúdo na mistura. Os moldes foram tubos de PVC de 25 mm de diâmetro, fixados em duas placas acrílicas, como pode ser visto na Figura 4.2. O processo de moldagem iniciava-se com a fixação dos tubos de PVC em uma das placas de acrílico. Essa placa tinha orifícios por onde a fibra era inserida. Posteriormente, a matriz foi adicionada e a placa superior posicionada, sendo que as fibras foram novamente inseridas nos orifícios e fixadas com massa de modelar, de forma a mantê-las alinhadas. Após 28 dias de cura, em ambiente com 100% de umidade e temperatura de $21 \pm 2^{\circ}\text{C}$, os corpos de prova estavam prontos para a execução do ensaio de arrancamento. A Figura 4.2 apresenta a moldagem dos corpos de prova.

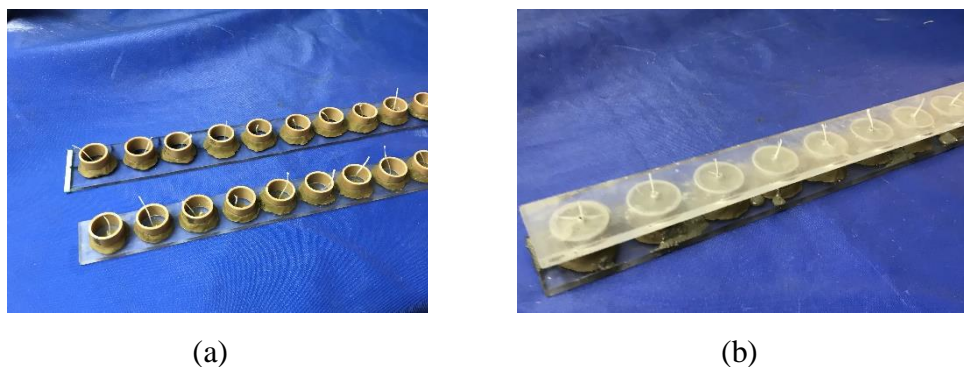


Figura 4.2 – Detalhe da preparação do ensaio de arrancamento: disposição (a) e arranjo final dos corpos de prova após moldagem (b).

4.4. Propriedades do compósito no estado fresco

Para avaliação do compósito no estado fresco, ensaios de abatimento do tronco de cone foram realizados com base na norma NBR NM 67 [152], assim como realizado na seção 3.2.3 para a matriz. Foram realizadas três séries de ensaios para cada amostra, sendo considerado ao fim apenas o valor correspondente à média e ao desvio padrão.

4.5. Comportamento mecânico

4.5.1. Ensaios de arrancamento

Com intuito de avaliar a transferência de esforços por cisalhamento entre as fibras e a matriz, foram realizados ensaios de arrancamento. Segundo Hannant [163], quando a falha do compósito ocorre devido ao arrancamento da fibra, o comprimento médio de embebimento é cerca de um quarto do comprimento da fibra ($l_f/4$). Portanto, todos os testes executados tiveram um comprimento de embebimento constante de $l_f/4$. Como as fibras de polipropileno e de aço tinham respectivamente 40 e 35 mm, o comprimento de embebimento foi de 10 mm para a fibra de polipropileno e de 9 mm para a fibra de aço. Além disso, cabe salientar que, caso a fibra tenha um comprimento embebido maior de um lado em relação ao outro na região da fissura, o menor comprimento será aquele que definirá o comportamento da interface, pois terá menor área de cisalhamento [43,165,166].

Para se garantir a representatividade dos resultados, 10 corpos de prova de cada fibra foram ensaiados. Os ensaios de arrancamento foram realizados na

máquina de ensaios do tipo MTS, modelo 810, com célula de carga de 1 kN. O controle do ensaio foi feito por deslocamento, com taxa de 1,5 mm/min. Os corpos de prova foram fixados em garras, caracterizando uma condição de contorno fixa. A Figura 4.3 apresenta a configuração do ensaio.

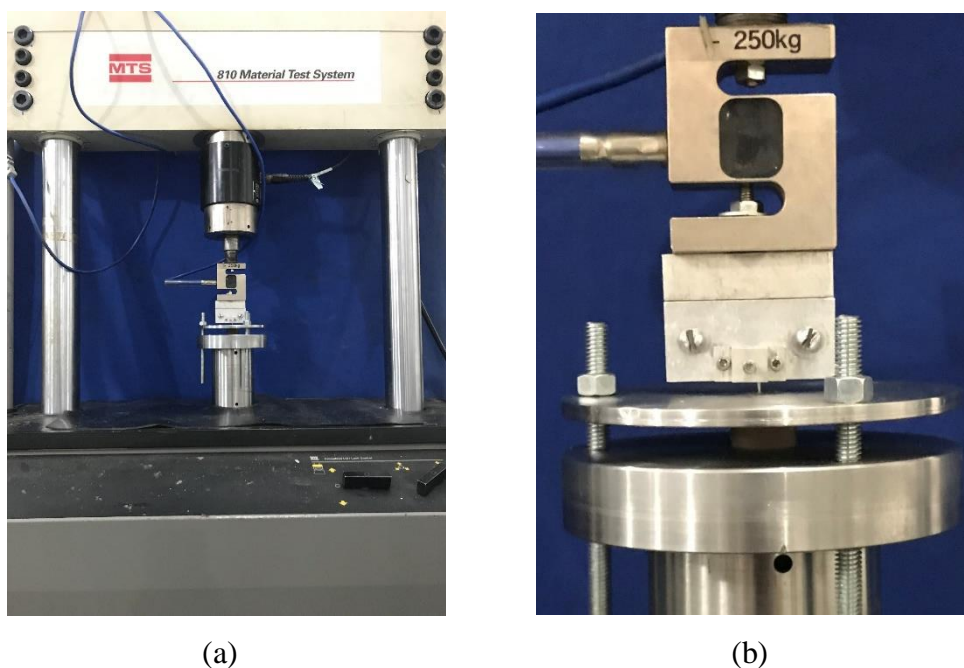


Figura 4.3 – Configuração do ensaio de arrancamento (a) e detalhe da fixação do corpo de prova (b).

A tensão cisalhante máxima ($\tau_{m\acute{a}x}$) foi obtida a partir dos valores de carga dos ensaios, seguindo a relação:

$$\tau_{m\acute{a}x} = \frac{P_{m\acute{a}x}}{2\pi r L_c} \quad (\text{Eq. 4.1})$$

sendo $P_{m\acute{a}x}$ a carga máxima, r o raio equivalente obtido a partir da área da seção transversal da fibra (pois tratam-se de fibras não circulares) e L_c o comprimento de embebimento.

4.5.2. Ensaio de compressão uniaxial

Assim como descrito na seção 3.2.4, os ensaios de compressão simples e determinação do módulo de elasticidade à compressão axial foram realizados aos

28 dias, de acordo com as normas NBR 5739 [153] e NBR 8522 [154], repetindo os mesmo processos de moldagem e cura.

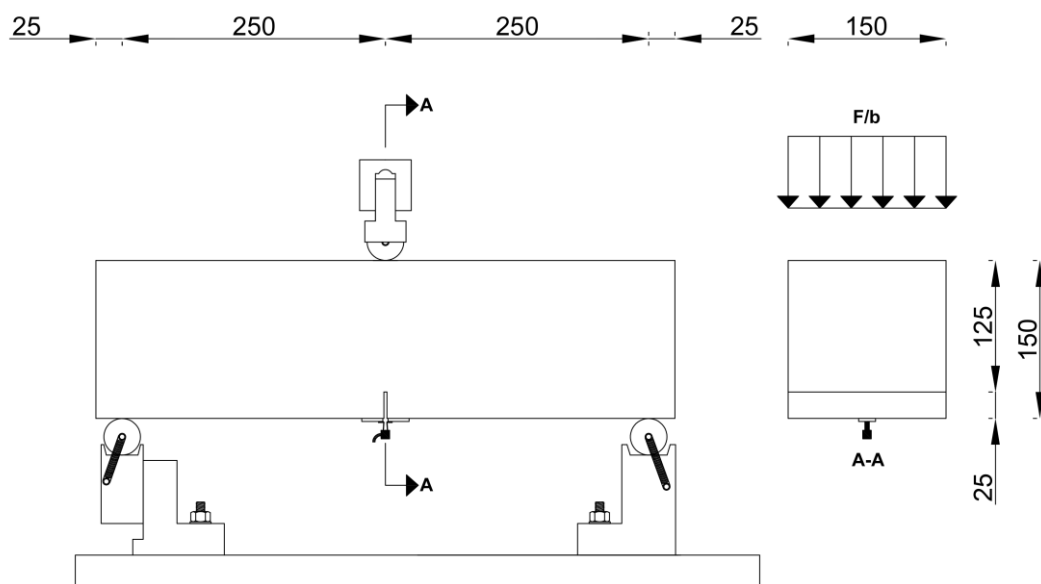
Os ensaios também foram realizados em uma máquina de ensaios da fabricante Controls, modelo MCC8, servo-controlada, com capacidade de carga de 2000 kN e velocidade de carregamento de 0,35 MPa/s.

4.5.3. Ensaios de flexão

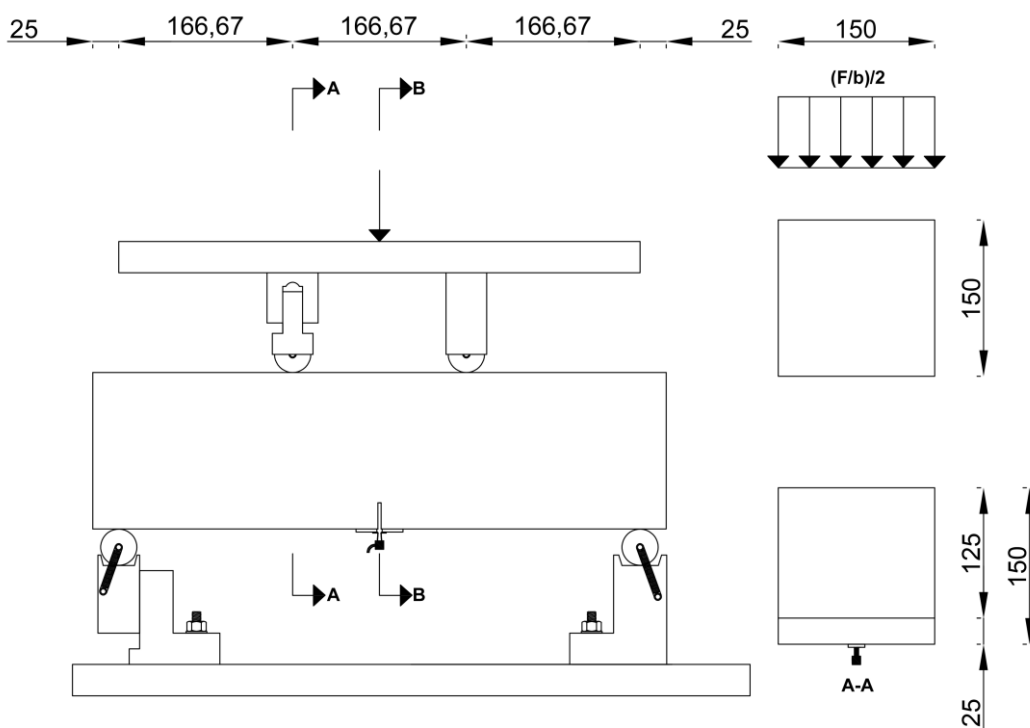
4.5.3.1. Carregamento monotônico

Ensaios de flexão em três e em quatro pontos foram realizados em elementos prismáticos de seção retangular, seguindo recomendações da norma EN 14651 [164]. Apesar de a norma estar voltada para o ensaio em três pontos, optou-se por fazer também o procedimento em quatro pontos para caracterizar as condições de contorno do ensaio de fluência. As dimensões dos corpos de prova foram 550 x 150 x 150 mm, com entalhe de 25 mm de altura na região central da face inferior dos prismas. Para moldagem dos corpos de prova, a mistura do concreto foi realizada em betoneira com capacidade de 400 l, seguindo o procedimento descrito no item 4.3. A Figura 4.4 apresenta a configuração final do corpo de prova prismático com suas dimensões.

Para montagem do aparato de ensaio, primeiramente posicionavam-se os roletes de apoio. Os roletes possuíam 37 mm de diâmetro, e distavam 500 mm entre si e 25 mm das bordas dos prismas. Os roletes possuíam liberdade de movimento horizontal, entretanto o rolete esquerdo apresentava liberdade de movimento transversal e menor liberdade de movimento horizontal. Essa liberdade para deslocamentos horizontais evita a indução de reações horizontais nos apoios e, conseqüentemente, o aparecimento de força normal excêntrica no elemento estrutural, que provocaria alteração na distribuição de tensões.



(a)



(b)

Figura 4.4 – Detalhes e dimensões (em milímetros) do ensaio de flexão em três pontos (a) e do ensaio de flexão em quatro pontos (b).

No caso do ensaio em três pontos, o rolete de aplicação de carga era rotulado na direção transversal e possuía o mesmo diâmetro dos roletes de apoio. Já no caso do ensaio em quatro pontos, apenas um dos roletes era rotulado na direção transversal e ambos roletes tinham mesmo diâmetro dos roletes do apoio. A aplicação de carga foi centralizada em relação à face superior do prisma. O equipamento de ensaio utilizado foi um atuador servo hidráulico MTS modelo 204.63 com capacidade de carga de 100 kN de carregamento montado em um pórtico rígido (Figura 4.5(a) e (b)). Para controlar o pistão, foi utilizado um controlador *Flex-test* 60, resultando em um sistema do tipo *closed loop*.

A abertura de fissura (*Crack Mouth Opening Displacement*, CMOD) foi medida a partir do entalhe, que induzia o posicionamento da fissura naquela seção. Os valores de CMOD foram obtidos com a utilização de um clip gauge da marca MTS e modelo 632.02B-20, encaixado em placas metálicas fixadas no corpo de prova na região do entalhe (Figura 4.5(c) e (d)). O CMOD foi adotado como parâmetro de controle do ensaio, realizado a uma taxa de 0,05 mm/min, até a abertura de fissura de 0,1 mm, e depois a uma taxa de 0,2 mm/min até uma abertura de fissura de 4 mm. Os dados foram aquisitados com frequência de 5 Hz.

Como resultado dos ensaios, é possível plotar as curvas de tensão *versus* CMOD, sendo os valores de tensão obtidos a partir da Equação 4.2. O termo *P* refere-se à carga, *S* ao vão de ensaio, *b* a largura do corpo de prova, e *h_{sp}* a distância entre o topo do entalhe e a face superior do prisma.

$$\sigma = \frac{3 P S}{2 b h_{sp}^2} \quad (\text{Eq. 4.2})$$

A grande vantagem desse tipo de ensaio é que, devido à presença do entalhe na região central do corpo de prova, a formação da fissura é induzida a ocorrer nessa posição e propaga-se apenas nessa seção transversal. Dessa forma, a deformação é sempre localizada, o que minimiza a dissipação de energia por todo o corpo de prova ensaiado. Portanto, toda a energia absorvida pode ser diretamente associada à fratura ao longo do plano do entalhe e toda a energia dissipada pode ser correlacionada com a resposta do compósito avaliado [167–169].

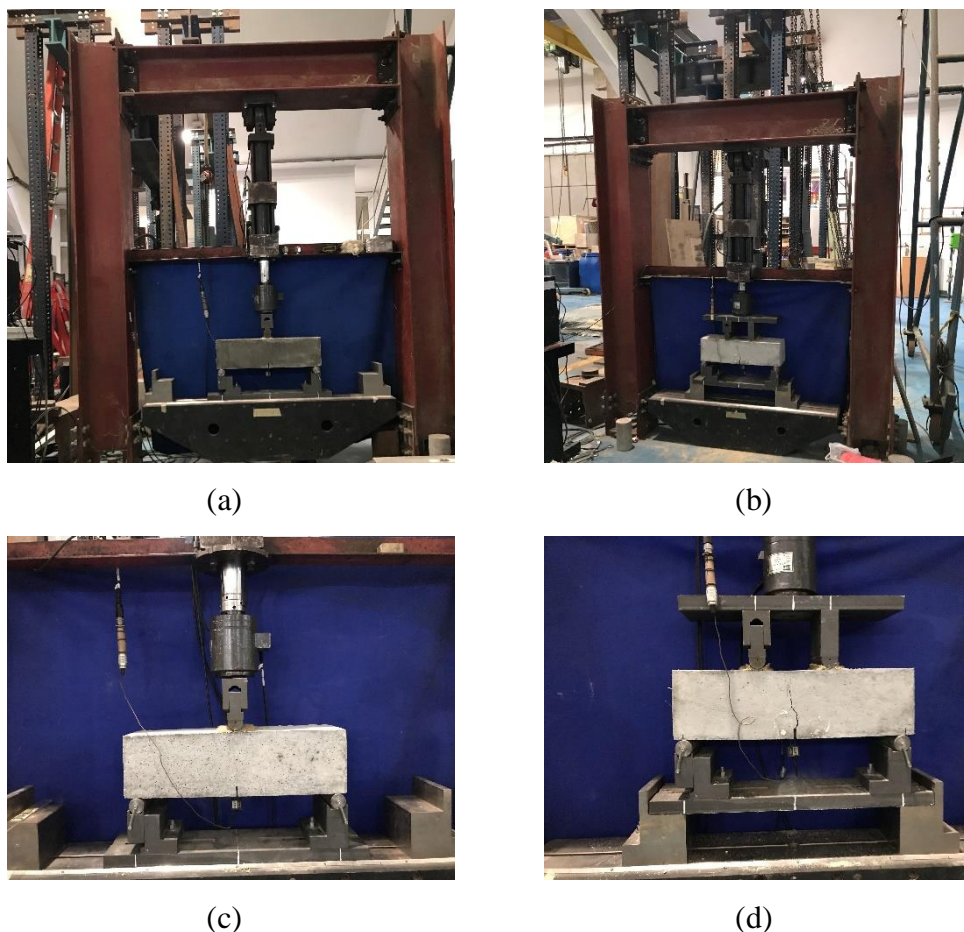


Figura 4.5 – Pórtico rígido com atuador hidráulico para ensaio de três pontos (a) e para ensaio de quatro pontos (b), detalhe do arranjo do ensaio de flexão em três pontos (c) e do ensaio de flexão em quatro pontos (d).

A partir da execução do ensaio de flexão de acordo com a norma EN 14651 [164], o *fib Model Code* [42] recomenda a determinação das tensões residuais $f_{R,1}$ e $f_{R,3}$. A tensão $f_{R,1}$ é correspondente à abertura de fissura de 0,5 mm e está relacionada com o estado limite de serviço. Por outro lado, a tensão $f_{R,3}$ é correspondente à abertura de fissura de 2,5 mm e está relacionada com o estado limite último. A classificação quanto à tenacidade do compósito é realizada pela verificação de dois parâmetros: $f_{R,1}$ e a relação $f_{R,3}/f_{R,1}$. O valor de $f_{R,1}$ pode variar de 1 a 8 MPa, enquanto que a relação $f_{R,3}/f_{R,1}$ se classifica como apresentado na Tabela 4.2. Além disso, de acordo com o *fib Model Code* [42] o reforço com fibras discretas pode substituir parcialmente ou integralmente o reforço convencional no estado limite último se as relações $f_{R,3}/f_{R,1} > 0,5$ e $f_{R,1}/\sigma_{LOP} > 0,4$ forem satisfeitas. Cabe destacar ainda que, de acordo com a EN 14651 [164], existem outras duas

tensões residuais que são referentes às aberturas de fissura de 1,5 e 3,5 mm, chamadas de $f_{R,2}$ e $f_{R,4}$.

Tabela 4.2 – Intervalos de classificação da relação $f_{R,3}/f_{R,1}$ que são obtidas pelo ensaio EN 14651 (adaptado de [42]).

Classificação	Condição
a	$0,5 < f_{R,3}/f_{R,1} \leq 0,7$
b	$0,7 < f_{R,3}/f_{R,1} \leq 0,9$
c	$0,9 < f_{R,3}/f_{R,1} \leq 1,1$
d	$1,1 < f_{R,3}/f_{R,1} \leq 1,3$
e	$1,3 < f_{R,3}/f_{R,1}$

4.5.3.2. Carregamento cíclico

Para a determinação de parâmetros relacionados com a mecânica da fratura, ensaios de flexão sob carregamento cíclico foram executados de acordo com as recomendações da RILEM TC 89-FMT [170]. O arranjo do ensaio seguiu o mesmo padrão apresentado para os ensaios de flexão monotônicos, mantendo-se os mesmos parâmetros e dimensões estabelecidas, com exceção do procedimento de carregamento. A aplicação de carga foi controlada pelo sinal obtido pelo clip gage, ou seja, pela abertura de fissura. Por outro lado, o descarregamento se deu pelo controle de carga. Até o valor de CMOD de 0,18 mm, o corpo de prova foi submetido a uma taxa de carregamento constante de 0,05 mm/min. A partir de 0,18 mm, a taxa de carregamento passou a ser 0,2 mm/min. A taxa de descarregamento adotada foi de 8 kN/min para todos os ciclos. Os ciclos eram executados em valores pré-determinados de abertura de fissura, sendo elas 0,02, 0,04, 0,06, 0,10, 0,14, 0,18, 0,30 e 0,50 mm. A Figura 4.6 apresenta o procedimento de carregamento e descarregamento adotado nos ensaios cíclicos.

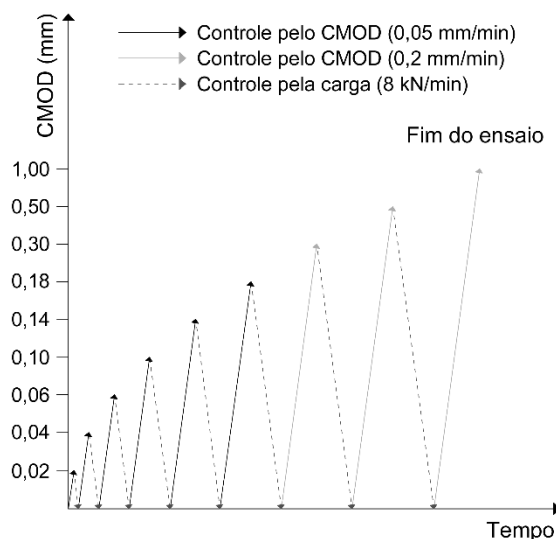
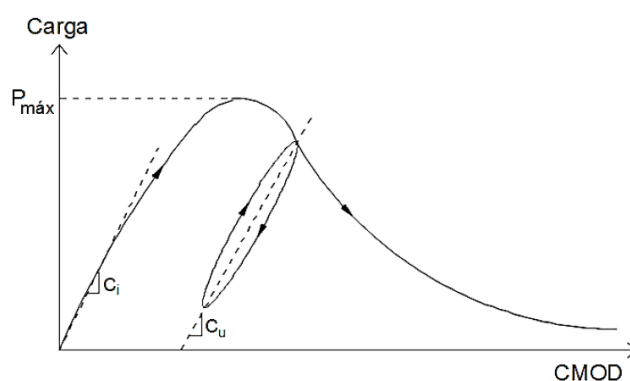


Figura 4.6 – Procedimento de carregamento e descarregamento do ensaio cíclico.

Seguindo recomendações da RILEM TC 89-FMT [170], alguns parâmetros da mecânica da fratura podem ser obtidos a partir das curvas resultantes do ensaio cíclico. A Figura 4.7 apresenta uma curva típica de um ciclo de carregamento e descarregamento, com destaque para parâmetros experimentais que devem ser definidos a cada ciclo. Além disso, indica as dimensões dos corpos de prova prismáticos adotados para o ensaio. O valor de $P_{máx}$ é referente à carga máxima de flexão de corpos de prova de seção transversal $d \times t$ (altura \times largura), com vão de ensaio definido como S e entalhe de comprimento inicial a_0 . O módulo de ruptura aparente (MOR) é obtido pela correlação desses parâmetros (Equação 4.3).

$$MOR = \frac{3P_{máx}S}{2t(d - a_0)^2} \quad (\text{Eq. 4.3})$$



(a)

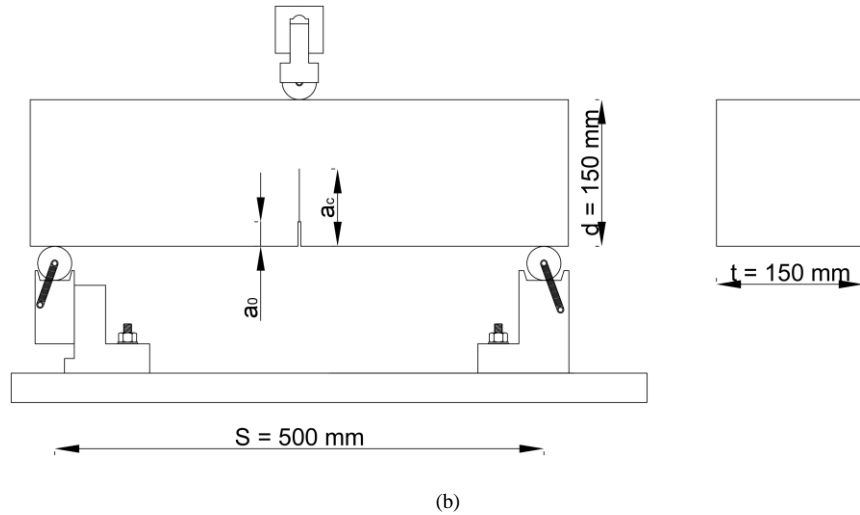


Figura 4.7 – Parâmetros experimentais da mecânica da fratura em um ciclo típico (a) e desenho esquemático das dimensões dos corpos de prova prismáticos (b).

O módulo de elasticidade (E) é calculado por meio da Equação 4.4, sendo, o parâmetro C_i definido como a conformidade no trecho inicial de carregamento. Além disso, $V(\alpha)$ é calculado pela relação da Equação 4.5, onde α_0 é o comprimento de entalhe normalizado, definido como a_0/d .

$$E = \frac{6Sa_0V(\alpha_0)}{C_i d^2 t} \quad (\text{Eq. 4.4})$$

$$V(\alpha) = 0,76 - 2,28\alpha + 3,87\alpha^2 - 2,04\alpha^3 + \frac{0,66}{(1 - \alpha)^2} \quad (\text{Eq. 4.5})$$

O comprimento efetivo crítico da fissura, definido como a_c , é o comprimento crítico em que a fissura se torna instável [171]. Esse parâmetro pode ser calculado pela Equação 4.6 em qualquer ciclo de descarregamento. O termo C_u é a conformação correspondente ao ciclo de descarregamento e é obtido de forma semelhante à conformidade inicial C_i . Além disso, α_c , que é o comprimento crítico da fissura normalizado, é obtido pela relação a_c/d .

$$a_c = \frac{EC_u d^2 t}{6SV(\alpha_c)} \quad (\text{Eq. 4.6})$$

O fator de intensidade de tensão crítica (K_{IC}) é calculado pela seguinte relação:

$$K_{IC} = 3P_{m\acute{a}x} \frac{S\sqrt{(\pi a_c)}F(\alpha_c)}{2d^2t} \quad (\text{Eq. 4.7})$$

onde,

$$F(\alpha_c) = \frac{1,99 - \alpha_c(1 - \alpha_c)(2,15 - 3,93\alpha_c + 2,7\alpha_c^2)}{\sqrt{\pi}(1 + 2\alpha_c)(1 - \alpha_c)^{3/2}} \quad (\text{Eq. 4.8})$$

Além disso, o deslocamento crítico da abertura da ponta da fissura ($CTOD_c$) e a tenacidade crítica para iniciação da fissura (G_{IC}) são obtidos pelas Equações 4.9 e 4.10, sendo β_0 equivalente à relação a_0/ac .

$$CTOD_c = \frac{6P_{m\acute{a}x}Sa_cV(\alpha_c)}{Ed^2t} \sqrt{(1 - \beta_0)^2 + (1,081 - 1,149\alpha_c)(\beta_0 - \beta_0^2)} \quad (\text{Eq. 4.9})$$

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E} \quad (\text{Eq. 4.10})$$

4.6. Resultados e discussões

4.6.1. Resultados do ensaio de abatimento do tronco de cone

Os resultados obtidos a partir do ensaio de abatimento para os compósitos no estado fresco estão apresentados na Tabela 4.3.

As características de trabalhabilidade do concreto reforçado com fibra são complexas e influenciadas por muitos fatores, dos quais os mais importantes são a forma das fibras, sua proporção e fração volumétrica [172–177]. A adição de fibras ao concreto aumenta sua viscosidade devido à maior área de superfície do que os agregados, portanto, as fibras consomem mais cimento para revestir. As fibras também podem formar uma estrutura de rede no concreto, que pode efetivamente conter a segregação dos agregados. Assim, as fibras diminuem a capacidade do

concreto de fluir no estado fresco [178]. Portanto, a mistura de concreto deve ser projetada para acomodar as fibras.

Tabela 4.3 – Resultados do ensaio de abatimento do tronco de cone.

Amostra	Abatimento (mm)
Concreto comum	75 (5)
Concreto com 10 kg/m ³ de polipropileno	10 (0)
Concreto com 6 kg/m ³ de polipropileno	35 (5)
Concreto com 30 kg/m ³ de aço	40 (5)
Concreto com 15 kg/m ³ de aço	50 (5)

4.6.2. Resultado dos ensaios de arrancamento

A eficiência das fibras como reforço depende principalmente das interações na interface, e incluem a adesão química, friccional e ancoragem mecânica. A adesão química corresponde à adesão primária da interface, resultado das reações químicas resultantes da composição tanto das fibras quanto da matriz. A partir de ensaios de arrancamento é possível, por meio da análise das cargas e deslocamentos relativos que ocorrem entre a fibra e a matriz, avaliar o comportamento da fibra quando submetida ao arrancamento e definir valores de tensão de aderência [43].

As Figuras 4.8 e 4.9 apresentam as curvas típicas de força de arrancamento *versus* deslizamento e tensão de aderência *versus* deslizamento obtidas para as duas fibras estudadas considerando o cobrimento de $l_f/4$. As curvas de cada tipo de fibra apresentada correspondem àquelas cinco curvas que melhor representou o comportamento obtido após 10 ensaios realizados. As curvas de todos os corpos de prova ensaiados estão apresentadas no Apêndice A. Além disso, os valores experimentais de carga máxima ($P_{m\acute{a}x}$) e deslocamento máximo ($\delta_{m\acute{a}x}$), assim como tensão de aderência máxima ($\tau_{m\acute{a}x}$), são apresentados na Tabela 4.4, com os desvios padrão referentes a cada série de ensaios.

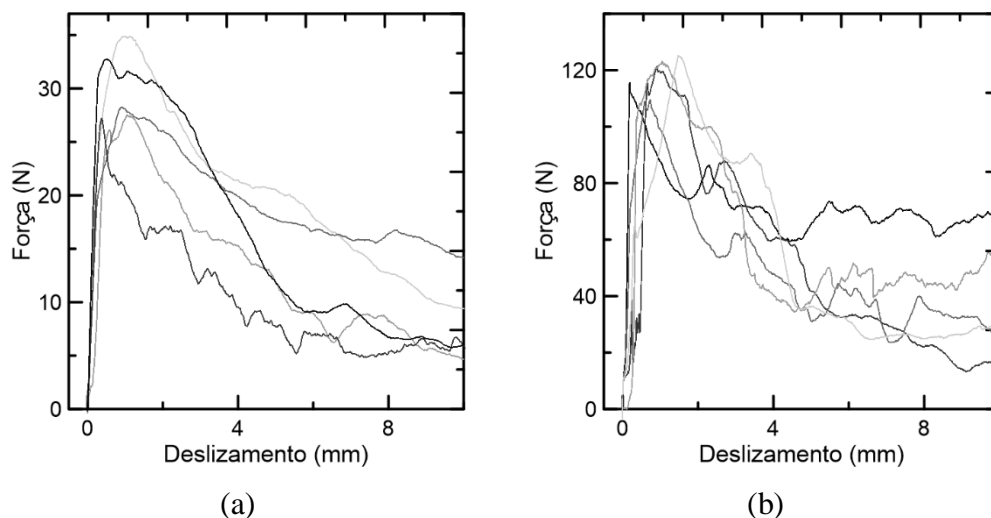


Figura 4.8 – Curvas típicas de força de arrancamento *versus* deslizamento para os dois tipos de fibra utilizadas: (a) fibra de polipropileno e (b) fibra de aço.

Observa-se pelas curvas que ocorreu o completo arrancamento da fibra nos dois tipos de fibra avaliados, considerado como sendo um comportamento ideal. Esse fato é um indicador de que a aderência entre a fibra e a matriz na interface é mais fraca do que a resistência da matriz ou da fibra. Em todos os casos, a carga de arrancamento inicialmente cresce de forma linear, até o início do processo de descolamento. A indicação do início do processo de descolamento é a não linearidade da curva até a carga $P_{máx}$. A partir desse ponto, no caso da fibra de polipropileno, o comportamento é governado pela resistência ao cisalhamento friccional e continua até a fibra ser completamente descolada e arrancada da matriz. Já no caso da fibra de aço, observa-se um segundo pico de tensão, conforme ilustra na Figura 4.10. Esse pico se refere à deformação da ancoragem mecânica, como afirmado por Ghoddousi [88] e exposto no item 2.3.2.

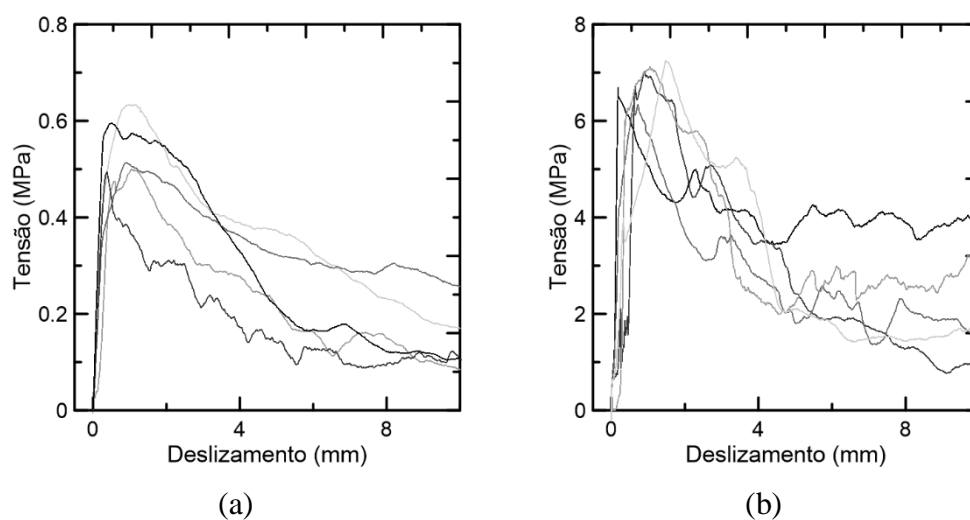


Figura 4.9 – Curvas de tensão de aderência *versus* deslizamento para os dois tipos de fibra utilizadas: (a) fibra de polipropileno e (b) fibra de aço.

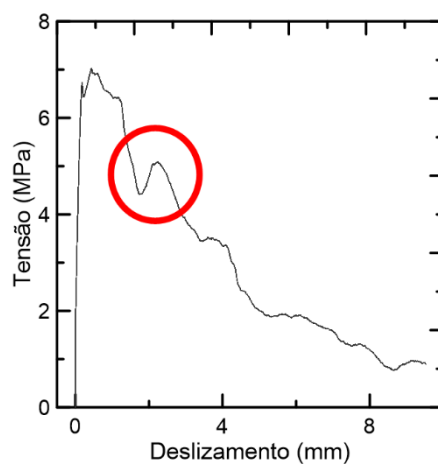


Figura 4.10 – Identificação do segundo pico em uma curva típica de arrancamento da fibra de aço com ancoragem mecânica.

Tabela 4.4 – Resultados dos ensaios de arrancamento para as duas fibra utilizadas.

Fibra	Comprimento de embebimento (mm)	$P_{\text{máx}}$ (N)	$\tau_{\text{máx}}$ (MPa)	$\delta_{\text{máx}}$ (mm)
Polipropileno	10	28,52 (3,55)	0,52 (0,06)	1,08 (0,35)
Aço	9	119,4 (9,43)	6,91 (0,54)	0,8 (0,25)

Para as curvas de polipropileno, pode-se observar que o comportamento pós tensão máxima caracterizou um *slip softening*, já que formou-se uma zona

descendente na curva de arrancamento. Este fenômeno foi diferente do encontrado por Castoldi [160], Di Maida [179] e Halvaei [180], que apresentaram uma resposta *slip hardening* para o mesmo tipo de fibra. Isso pode ser explicado pelo grau de compacidade da matriz, visto que o teor de finos da matriz utilizada neste trabalho foi baixo, além de não conter materiais cimentícios utilizados em outros trabalhos, tais como cinza volante, metacaulim e sílica. Porém, Babafemi [137] encontrou uma resposta *slip softening* com formato similar ao apresentado acima. Por outro lado, no caso do arrancamento das fibras de aço, observou-se um segundo pico de tensão, como já comentado anteriormente, seguido de um ramo descendente até o arrancamento completo.

Cabe salientar que a fibra de aço além de possuir uma carga de arrancamento maior do que a fibra de polipropileno, possui também uma maior tensão cisalhante. Porém, deve-se destacar que grande parte deste valor da tensão cisalhante é devido a ancoragem mecânica, no formato de gancho, presente nas extremidades da fibra.

4.6.3. Resultado dos ensaios de compressão uniaxial

Os resultados obtidos a partir do ensaio de dez amostras para cada concentração de fibra estão descritos na Tabela 4.5, assim como o resultado do ensaio da matriz que foi abordado no capítulo anterior.

Tabela 4.5 – Resumo dos resultados obtidos a partir do ensaio de compressão axial.

Amostra	Resistência a compressão (MPa)	Módulo de elasticidade (GPa)
Concreto comum	34,66 (1,89)	31,83 (3,18)
CRF c/ PP 10kg/m ³	31,14 (3,33)	21,98 (3,15)
CRF c/ PP 6kg/m ³	36,94 (1,61)	31,88 (2,79)
CRF c/ aço 30kg/m ³	39,07 (1,64)	33,18 (1,88)
CRF c/ aço 15kg/m ³	39,34 (3,23)	36,34 (2,72)

Para os ensaios de compressão dos compósitos, no caso do concreto reforçado com 10 kg/m³ de polipropileno percebeu-se uma queda na resposta a compressão quando comparado com os resultados da matriz. Esta diferença deve estar relacionada a grande quantidade de áreas de interface, que, como afirmado na

revisão bibliográfica, são áreas críticas. Já para as amostras reforçadas com 6 kg/m^3 de polipropileno, os resultados obtidos estiveram relativamente próximos do que foi encontrado para o concreto comum. Por fim, para ambas as concentrações de fibra de aço, 30 kg/m^3 e 15 kg/m^3 , foram obtidos valores cerca de 115% maiores do que os do concreto comum. Uma possível explicação é o fato de as fibras funcionarem como pontes para as microfissuras e por ser uma baixa concentração volumétrica, as zonas de interface não são expressivas para o corpo como um todo. No que diz respeito ao módulo de elasticidade, notou-se diferenças expressivas nas amostras reforçadas com 10 kg/m^3 de polipropileno e 15 kg/m^3 de aço quando comparadas com as amostras do concreto comum, sendo respectivamente 69% menor e 114% maior.

4.6.4. Resultado dos ensaios de flexão

4.6.4.1. Carregamento monotônico

Ensaio de flexão com carregamento monotônico foram realizados conforme estabelecido no item 4.5.3.1. As Tabelas 4.6 e 4.7 apresentam resultados do ensaio de flexão sendo que as variáveis dos compósitos foram o tipo e a dosagem de fibra. Para cada tipo de compósito avaliado, foram realizados três ensaios, sendo os valores explicitados como resultado final correspondentes à média dos resultados obtidos, seguido de seu desvio padrão.

Assim como recomendado pela norma EN 14651 [164], a partir dos ensaios realizados foi possível obter alguns parâmetros característicos do compósito. Dentre eles, a tensão correspondente ao limite de proporcionalidade (σ_{LOP}), definido como a tensão correspondente à carga máxima dentro do intervalo de abertura de fissura de 0 a 0,05 mm. Determinou-se também o valor da carga última (P_U), sendo o ponto onde a inclinação da curva carga *versus* CMOD é nula. Além disso, obtiveram-se as tensões residuais em valores de CMOD pré-definidos, sendo eles 0,5, 1,5, 2,5 e 3,5 mm. Os valores de tenacidade foram definidos como a área sob as curvas de carga *versus* CMOD. O ponto limite considerado para o cálculo foi o fim do ensaio, ou seja, abertura de fissura de 4 mm.

Tabela 4.6 – Resumo dos parâmetros do ensaio de flexão dos compósitos.

Amostra	Condição de contorno	P_{LOP} (kN)	σ_{LOP} (MPa)	$CMOD_{LOP}$ (mm)	$f_{r,1}$ (MPa)	$f_{r,2}$ (MPa)	$f_{r,3}$ (MPa)	$f_{r,4}$ (MPa)
Referência	3 pontos	13,06 (0,35)	4,18 (0,11)	0,03 (0,014)	-	-	-	-
Referência	4 pontos	18,08 (2,24)	3,86 (0,48)	0,04 (0,001)	-	-	-	-
P PP 10	3 pontos	12,91 (0,23)	4,13 (0,07)	0,03 (0,001)	2,60 (0,19)	2,64 (0,18)	2,69 (0,20)	2,67 (0,18)
P PP 6	3 pontos	12,46 (0,44)	3,99 (0,14)	0,04 (0,002)	1,54 (0,08)	1,16 (0,14)	1,17 (0,18)	1,18 (0,17)
P ACO 30	3 pontos	15,77 (0,21)	5,05 (0,07)	0,05 (0,009)	2,96 (0,31)	2,57 (0,19)	2,37 (0,13)	2,11 (0,11)
P ACO 15	3 pontos	16,49 (0,54)	5,28 (0,17)	0,04 (0,007)	1,70 (0,19)	1,33 (0,11)	1,18 (0,15)	1,07 (0,20)
P PP 10	4 pontos	18,65 (0,68)	3,98 (0,15)	0,04 (0,003)	2,15 (0,28)	2,08 (0,33)	2,13 (0,32)	2,12 (0,30)
P PP 6	4 pontos	18,68 (0,48)	3,98 (0,10)	0,04 (0,001)	1,54 (0,03)	1,27 (0,14)	1,33 (0,22)	1,34 (0,23)
P ACO 30	4 pontos	20,45 (0,36)	4,36 (0,08)	0,05 (0,008)	2,54 (0,33)	2,13 (0,35)	1,91 (0,37)	1,66 (0,38)
P ACO 15	4 pontos	19,67 (1,30)	4,20 (0,28)	0,05 (0,009)	1,75 (0,26)	1,18 (0,21)	1,00 (0,19)	0,83 (0,15)

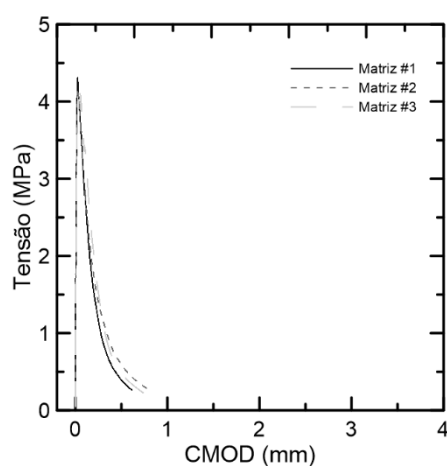
P_{LOP} = carga correspondente ao limite de proporcionalidade;
 σ_{LOP} = tensão correspondente ao limite de proporcionalidade;
 $CMOD_{LOP}$ = abertura de fissura correspondente ao limite de proporcionalidade
 $f_{r,1}$ = resistência residual à flexão correspondente a $CMOD$ de 0,5 mm;
 $f_{r,2}$ = resistência residual à flexão correspondente a $CMOD$ de 1,5 mm;
 $f_{r,3}$ = resistência residual à flexão correspondente a $CMOD$ de 2,5 mm;
 $f_{r,4}$ = resistência residual à flexão correspondente a $CMOD$ de 3,5 mm;

A resistência à tração na flexão da matriz, sem reforço, foi de $4,18 \pm 0,11$ MPa, para o ensaio de flexão em três pontos, e de $3,86 \pm 0,48$ para o ensaio em quatro pontos (vide Tabela 4.6 e Figura 4.11). Neste caso os corpos de prova ensaiados apresentaram uma ruptura frágil, caracterizado pela redução brusca da capacidade resistente após o aparecimento da primeira fissura, assim como observado por diferentes pesquisadores [167,181,182].

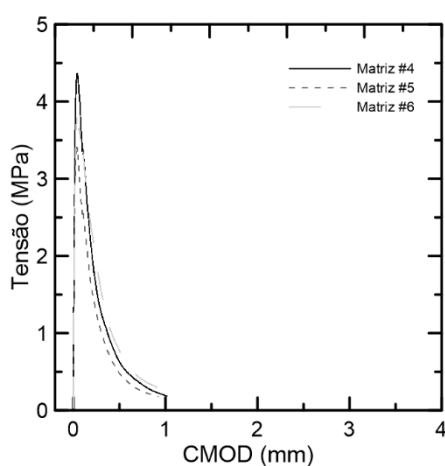
Tabela 4.7 – Resultados de manutenção da tensão de pico e tenacidade.

Amostra	Condição de contorno	$f_{R,1}/f_{R,p}$ (%)	$f_{R,2}/f_{R,p}$ (%)	$f_{R,3}/f_{R,p}$ (%)	$f_{R,4}/f_{R,p}$ (%)	$T_{4,0}$ (J)
P PP 10	3 pontos	0,63 (0,05)	0,64 (0,05)	0,65 (0,06)	0,65 (0,05)	33,73 (2,21)
P PP 6	3 pontos	0,39 (0,01)	0,29 (0,04)	0,30 (0,05)	0,30 (0,05)	16,84 (1,42)
P ACO 30	3 pontos	0,59 (0,06)	0,51 (0,04)	0,47 (0,02)	0,42 (0,02)	32,02 (2,21)
P ACO 15	3 pontos	0,32 (0,03)	0,25 (0,03)	0,22 (0,03)	0,20 (0,04)	18,16 (1,04)
P PP 10	4 pontos	0,54 (0,07)	0,52 (0,07)	0,53 (0,07)	0,53 (0,07)	40,94 (5,40)
P PP 6	4 pontos	0,39 (0,02)	0,32 (0,03)	0,33 (0,05)	0,34 (0,05)	27,18 (2,85)
P ACO 30	4 pontos	0,58 (0,07)	0,49 (0,07)	0,44 (0,08)	0,38 (0,08)	39,73 (6,45)
P ACO 15	4 pontos	0,42 (0,07)	0,28 (0,05)	0,24 (0,04)	0,20 (0,03)	23,86 (3,43)

$f_{R,i}/f_p$ = percentual de manutenção da tensão de pico;
 $T_{4,0}$ = Tenacidade até CMOD de 4,0 mm;



(a)



(b)

Figura 4.11 – Gráficos de tensão *versus* CMOD do ensaio de flexão em 3 pontos da matriz (a) e em 4 pontos (b).

As Figuras 4.12 e 4.13 apresentam as curvas de tensão *versus* CMOD de todos os compósitos avaliados. Observa-se que todos apresentaram um comportamento linear até o aparecimento da primeira fissura, seguido por uma diminuição da tensão com o aumento do CMOD. Esse comportamento é denominado *deflection*

softening, e caracteriza-se pelo aparecimento de uma única fissura, comum em compósitos reforçados com fibras discretas [43,167,181–187]. Portanto, em todos os casos tem-se o valor de carga última como sendo correspondente à carga no limite de proporcionalidade (P_{LOP}).

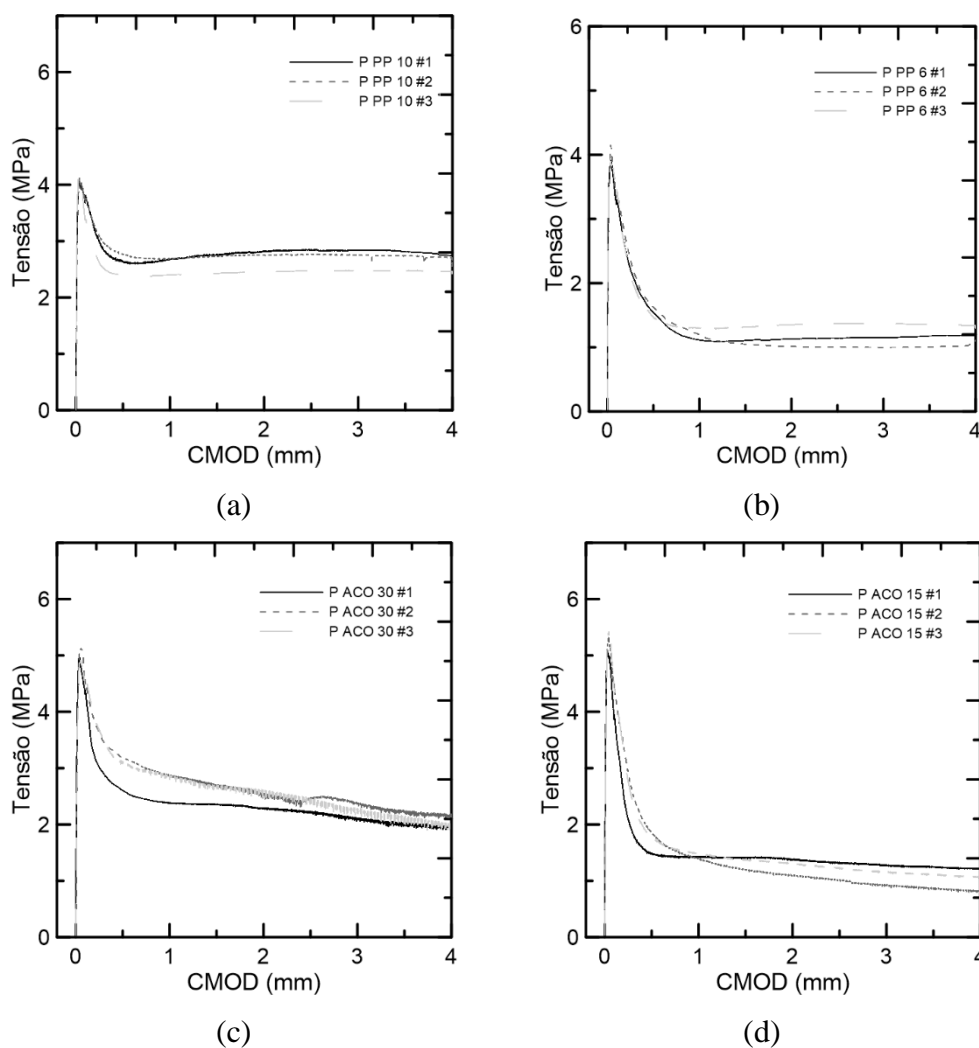


Figura 4.12 – Influência da adição de fibras discretas na resposta a flexão em 3 pontos de amostras de concreto. Gráfico tensão-CMOD para concreto reforçado com fibras discretas de 40 mm de polipropileno, com dosagem de 10 kg/m³ (a) e 6 kg/m³ (b) e Gráfico tensão-CMOD para concreto reforçado com fibras discretas de 35 mm de aço, com dosagem de 30 kg/m³ (c) e 15 kg/m³ (d).

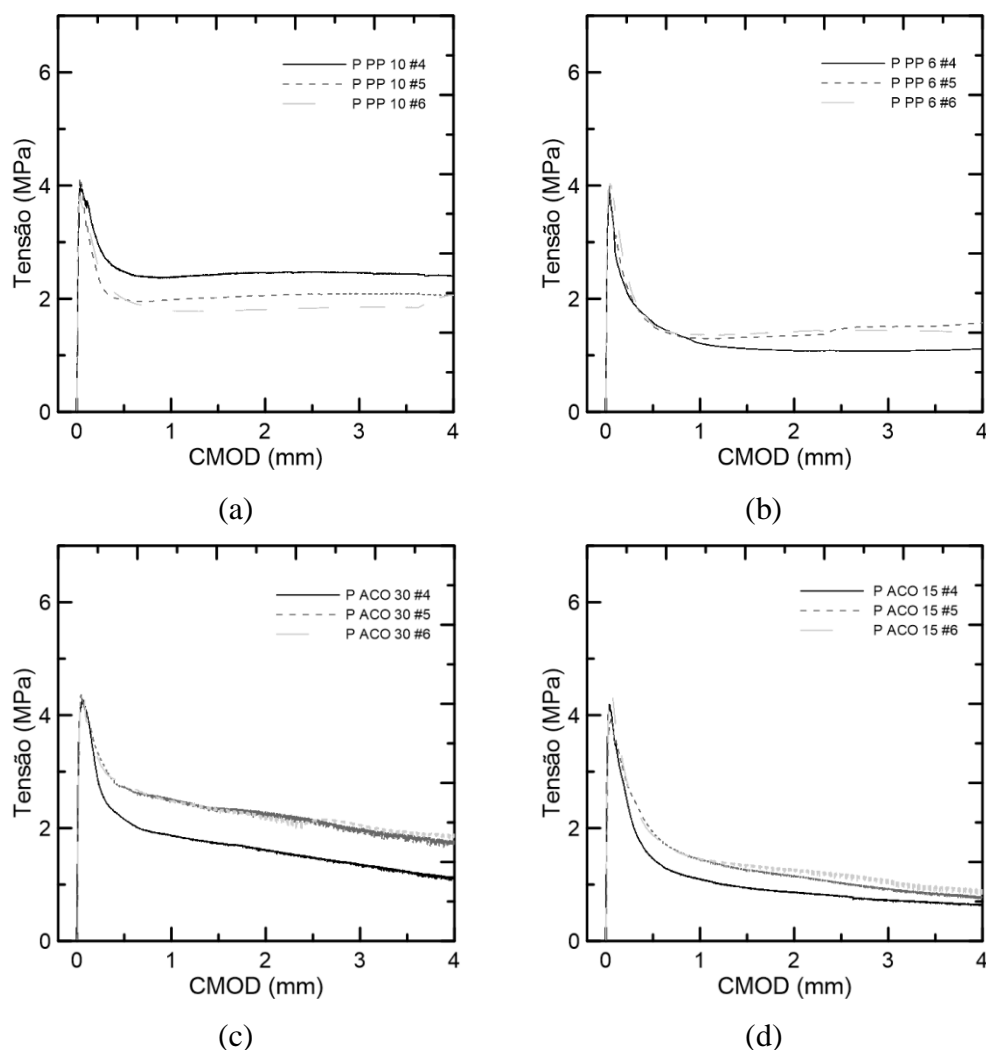


Figura 4.13 – Influência da adição de fibras discretas na reposta a flexão em 4 pontos de amostras de concreto. Gráfico tensão-CMOD para concreto reforçado com fibras discretas de 40 mm de polipropileno, com dosagem de 10 kg/m³ (a) e 6 kg/m³ (b) e Gráfico tensão-CMOD para concreto reforçado com fibras discretas de 35 mm de aço, com dosagem de 30 kg/m³ (c) e 15 kg/m³ (d).

Para todos os compósitos, o aparecimento da primeira fissura é relacionado com a resistência da matriz e as fibras passam a absorver os esforços de tração na região pós-fissuração. No caso do ensaio de flexão em três pontos, e considerando todas as combinações de fibra e dosagem investigadas, a resistência última apresentou uma variação média de 2,67% para as fibras de polipropileno e de 23,56% para as fibras de aço, quando comparado ao valor da matriz sem reforço. A queda da resistência última para as amostras reforçadas com fibra de polipropileno e o aumento da resistência última para as amostras com fibra de aço também foi observado nos ensaios em quatro pontos. Porém, o módulo dessa variação para os compósitos reforçados com fibras de aço foi bastante inferior ao encontrado para o

ensaio em 3 pontos, ver Tabela 4.6. A redução na resistência última da matriz pode ser atribuída à dificuldade de adensamento do concreto quando havia presença de fibras, o que pode resultar em maior porosidade e, conseqüentemente, redução da sua capacidade resistente. Por outro lado, um aumento da resistência última pode ser atribuído aos mecanismos de ponte das fibras para impedir o desenvolvimento de microfissuras [43,143,167,181]. Estas justificativas estão coerentes com os resultados obtidos, visto que a dosagem de fibra de polipropileno foi alta, cerca de 1% em volume para um grupo de amostras e de 0,6% para o outro, e dificultou o processo de moldagem por perda de trabalhabilidade do concreto. Além disso, para o caso dos compósitos com fibra de aço, as fibras possuem boa resistência ao arrancamento, como pode ser visto na seção do ensaio de arrancamento, e sua ancoragem mecânica permite que estas fibras sejam efetivas no mecanismo de transferência de carga do compósito.

Em geral, apesar do comportamento pré-fissuração ter sido similar, o comportamento pós-fissuração variou de acordo com a dosagem e tipo de fibra. Para ambos os tipos de fibra, quanto maior foi o teor de fibra incorporada, menor foi a redução na tensão pós-fissuração, com maiores níveis de tensão residual. O mesmo comportamento foi observado por diferentes pesquisadores para reforço com fibras discretas de polipropileno [142,181–183] e aço [14,51,126,185,187–189].

Para concretos reforçados com 6 kg/m³ de polipropileno, a tensão se manteve num mesmo nível com a abertura da fissura na região pós-fissuração, sendo em torno de 1,17 MPa para os ensaios de flexão em 3 pontos e 1,3 MPa para os ensaios de flexão em 4 pontos (Figuras 4.12 e 4.13). Entretanto, para 10 kg/m³ de polipropileno houve um pequeno acréscimo da tensão residual conforme o desenvolvimento da abertura da fissura. Já para as amostras reforçadas com fibra de aço, por se tratar de dosagens baixas em termo de volume, à medida em que a abertura de fissura aumentava, a tensão residual diminuía, sem a formação de um patamar estável de tensões residuais.

A Tabela 4.7 apresenta as relação entre as tensões residuais equivalentes ao valor de cada abertura de fissura pré-definida e a tensão última do compósito ($f_{R,i}/\sigma_{LOP}$), definida como resistência residual relativa. Considera-se que, quanto maior é o valor dessa relação, maior é a capacidade do compósito em manter a sua resistência após o aparecimento da primeira fissura. A avaliação desses valores

permite caracterizar a eficiência do reforço em absorver os esforços a que estão submetidos após a fissuração da matriz. Observou-se que, de maneira geral, todos os tipos de concretos apresentaram um incremento de resistência residual seguindo com o aumento de dosagem de fibra, assim como observado por Castoldi [160].

Outra forma de se avaliar a influência do incremento na dosagem de fibra nos concretos é pela avaliação da tenacidade, que reflete a capacidade de absorção de energia do material. Para todos os casos foi observado um acréscimo na tenacidade com o aumento da dosagem de fibra no concreto, tanto para a fibra de polipropileno, quanto para a fibra de aço. Apesar dessa relação de acréscimo na tenacidade com o aumento no teor de fibras, não foi observada uma relação de proporcionalidade entre eles.

Na avaliação da interface a partir de ensaios de arrancamento, tem-se como resposta apenas como ocorre a interação de uma única fibra com a matriz. Entretanto, ao avaliar o compósito, na seção fissurada existe um conjunto de fibras atuando simultaneamente. Apesar de a porcentagem de fibra de polipropileno, em volume, ser maior do que a porcentagem de fibra de aço, percebeu-se uma equivalência para a resistência residual de serviço, entre 0,5 e 1 mm de abertura de fissura. Esta equivalência pode ser explicada pelas respostas do arrancamento de uma única fibra, já que a ancoragem mecânica da fibra de aço e sua aderência friccional fazem com que mais energia seja empregada para realizar o completo arrancamento da fibra, além de considerar a capacidade de deformação das fibras de polipropileno.

A partir de 1 mm de abertura de fissura, os níveis de tensão variam de forma diferente para cada fibra. Essa diferença está associada à eficiência da fibra como reforço pois trata-se do comportamento pós-fissuração, região onde o comportamento do compósito é dependente das características da fibra e da interface entra a fibra e a matriz. Dessa forma, destaca-se que para uma abertura de fissura superior a 1 mm, a utilização de fibras de polipropileno, nessas proporções, pode ser uma alternativa à utilização de fibras de aço em concretos reforçados com fibras discretas, pois, por conta da baixa dosagem de fibra de aço, ocorre uma contínua redução da resistência residual.

A partir dos ensaios de flexão realizados conforme recomendação da norma EN 14651 [164], é possível classificar os concretos reforçados com fibras de acordo com o fib Model Code [42]. Essa classificação é baseada em dois parâmetros

principais, a tensão $f_{R,1}$ e a relação $f_{R,3}/f_{R,1}$, assim como apresentado no item 4.5.3. A Tabela 4.8 apresenta a classificação para os compósitos avaliados. Observa-se que todos os compósitos atenderam ao critério $f_{R,3}/f_{R,1} > 0,5$, com exceção das amostras reforçadas com 15 kg/m³ de fibra de aço que não atenderam ao critério $f_{R,1}/\sigma_{LOP}$. Exceto o compósito reforçado com 15 kg/m³ de fibra de aço, os compósitos apresentaram resistência residual no estado limite último ($f_{R,3}$) de pelo menos a metade da resistência residual no estado limite de serviço ($f_{R,1}$). Dessa forma, considera-se adequada a utilização de fibras de polipropileno, 6 e 10 kg/m³, e fibras de aço, 30 kg/m³, como reforço com fins estruturais.

Tabela 4.8 – Resumo da classificação dos concretos reforçados com fibras de acordo com recomendações do *fib Model Code*.

Amostra	Arranjo	$f_{R,3}/f_{R,1}$	$f_{R,3}/f_{R,1} > 0,5$	$f_{R,1}/\sigma_{LOP}$	$f_{R,1}/\sigma_{LOP} > 0,4$	Classificação
P PP 10	3 pontos	1,03	✓	0,63	✓	2c
P PP 6	3 pontos	0,76	✓	0,40	✓	1b
P ACO 30	3 pontos	0,80	✓	0,60	✓	2b
P ACO 15	3 pontos	0,69	✓	0,32	✗	1a

4.6.4.2. Carregamento cíclico

Similarmente aos ensaios monotônicos, prismas com entalhes foram submetidos a ensaios de flexão em três pontos, com implementação de carregamentos cíclicos. Esse ensaios são apropriados para avaliar a capacidade de transferência de cargas pelo reforço na região da fissura. A mudança na conformidade e deformação inelástica em cada ciclo de carga e descarga são indicadores do aumento da fissura e utilizados para calcular parâmetros da mecânica da fratura [190].

A Figura 4.14 apresenta as curvas tensão *versus* CMOD resultantes dos ensaios cíclicos dos concretos reforçados com fibra de polipropileno e de aço. As quatro concentrações de fibras analisadas nos ensaios monotônicos foram também ensaiadas com carregamento cíclico. Porém, para estes ensaios, apenas a configuração em 3 pontos foi utilizada. Observa-se que, as curvas de carregamento e descarregamento de todos os concretos ensaiados não coincidem e não são paralelas ao carregamento inicial. A inclinação dos ciclos é inversamente

proporcional à abertura da fissura, ou seja, quanto maior foi o CMOD, menor foi essa inclinação [143,171,190–192]. Esse fato indica que há uma degradação da capacidade do corpo em resistir as deformações, que está relacionada com uma dissipação de energia durante o processo de carregamento e descarregamento [143,191]. Com o desenvolvimento do carregamento, as fissuras se desenvolvem e os danos nos corpos de prova são gradualmente acumulados, enquanto a rigidez diminui [143,190,191].

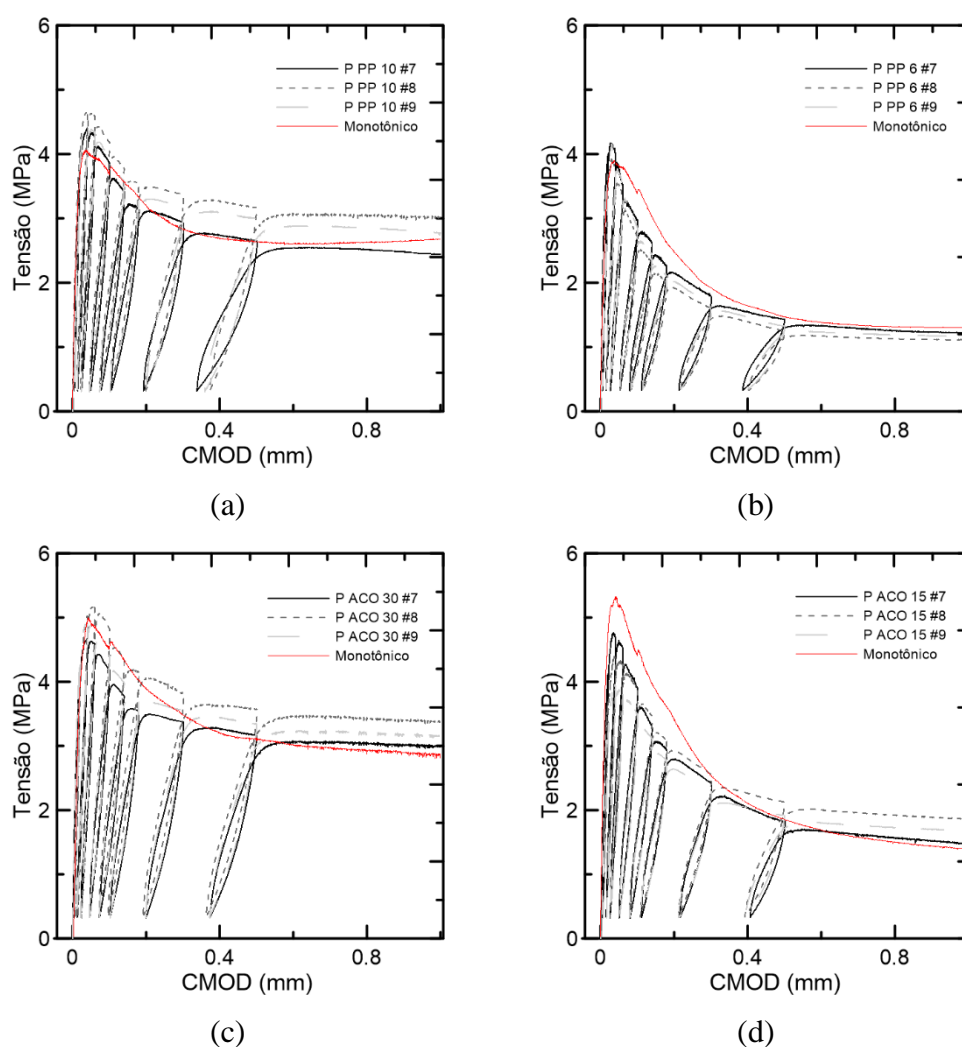


Figura 4.14 – Influência da adição de fibras discretas no comportamento de concretos submetidos a carregamentos cíclicos de flexão, reforçados com fibras discretas de polipropileno (a)-(b) e aço (c)-(d) com comparativo de uma curva típica do ensaio monotônico.

A Tabela 4.9 apresenta os parâmetros da fratura calculados para os compósitos analisados. Os parâmetros como módulo de elasticidade, comprimento

efetivo crítico da fissura, K_{IC} , $CTOD_C$ e taxa crítica de liberação de energia apresentaram uma variação expressiva entre os quatro compósitos avaliados. De acordo com o ensaio de carregamento cíclico, os compósitos reforçados com 10 kg/m³ de polipropileno e os com 15 kg/m³ de fibra de aço foram os mais compatíveis, considerando uma análise de oito ciclos até a abertura de 0.5 mm. Esta comparação resultou em uma resposta compatível com o que foi encontrado no ensaio monotônico no que diz respeito às tensões residuais. Porém, ao comparar o módulo de ruptura aparente e a taxa crítica de liberação de energia, conclui-se que, para o estado limite último de serviço, as fibras de aço aparecem como o melhor reforço para os compósitos cimentícios avaliados, já que possuem uma, no geral, melhor resistência a fratura e a propagação de fissuras.

Tabela 4.9 – Resumo dos parâmetros da mecânica da fratura obtidos a partir dos ensaios cíclicos.

Parâmetros	PPP 10	PPP 6	PACO 30	PACO 15
Número de ciclos	8	8	8	8
Módulo de ruptura aparente MOR (MPa)	4,49 (0,16)	4,09 (0,13)	4,93 (0,26)	4,37 (0,41)
Módulo de elasticidade (GPa)	30,44 (1,46)	33,13 (3,17)	31,56 (2,63)	30,22 (3,38)
Comprimento efetivo crítico da fissura a_c (mm)	45 (0,78)	50,54 (1,11)	46,1 (0,79)	43,51 (4,91)
Fator de intensidade de tensão crítico K_{IC} (MPa.mm ^{0,5})	38,96 (1,87)	39,04 (1,77)	43,58 (2,8)	36,81 (1,6)
CTOD crítico (μ m)	19,51 (0,58)	21,09 (0,51)	21,99 (3,72)	17,58 (1,28)
Taxa crítica de liberação de energia (N/mm)	49,85 (2,51)	46,09 (1,43)	60,98 (12,72)	45,14 (4,76)

A resistência ao desenvolvimento da fissura, GR , pode ser expressa em termos da taxa de liberação de energia, calculada a partir da Equação 4.11 [171,190]. O termo P refere-se à carga de flexão correspondente ao ciclo e a é o comprimento efetivo da fissura. Para que se considere a energia inelástica absorvida pelo reforço no processo de ponte da fissura e arrancamento, uma fração não linear de dissipação de energia também é considerada, representada pelo segundo termo da Equação 4.11. A irreversibilidade dos deslocamentos na região de interface entre a fibra e a matriz durante o carregamento é atribuída ao termo δ_{in} , que é equivalente à irreversibilidade do $CMOD$.

$$G_R = \frac{P^2}{2t} \frac{dC_U}{da} + \frac{P}{2t} \frac{d\delta_{in}}{da} \quad (\text{Eq. 4.11})$$

A Figura 4.15 apresenta as curvas de resistência ao desenvolvimento da fissura (Curva R) de todos os compósitos avaliados, obtidas analiticamente a partir dos ciclos de carregamento e descarregamento. Além disso, os pontos que geraram cada curva podem ser analisados na Figura 4.16, com as suas linhas de tendência. Os pontos obtidos dos três corpos de prova de cada compósito foram utilizados para plotagem da Curva R. Essa curva representa a capacidade das fibras em absorver a energia conforme o desenvolvimento e a propagação de microfissuras. Observa-se que, até comprimentos de fissura de aproximadamente 30 mm, os concretos reforçados com os dois tipos de fibras, e considerando todas as concentrações, apresentaram comportamento semelhante, com resistência ao desenvolvimento da fissura relativamente menor para o concreto reforçado com 6 kg/m³ de polipropileno. Entretanto, para comprimentos de fissuras maiores, compósitos com fibras de aço apresentaram um valor médio de resistência ao desenvolvimento da fissura maior do que o apresentado pelos concretos reforçados com polipropileno, comparando as concentrações mais altas separadas das mais baixas de cada fibra. Desta forma, pode-se concluir que, a partir da média de 3 ensaios realizados para cada concentração de fibra, as amostras reforçadas com fibra de aço demandam em geral maior nível de energia para propagação da fissura.

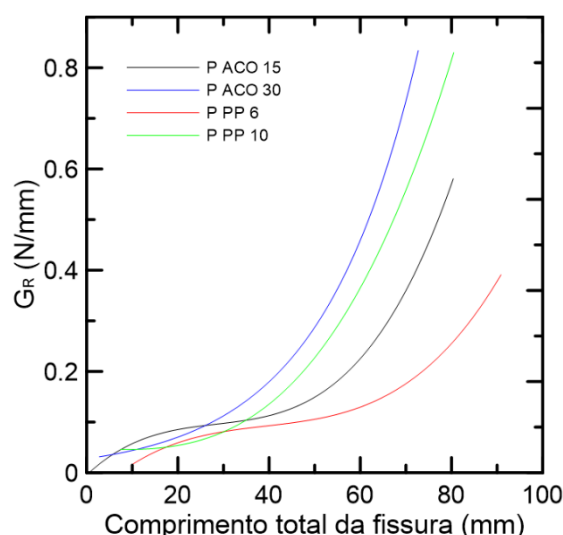


Figura 4.15 – Curva R dos compósitos reforçados com fibra de polipropileno e fibra de aço submetidos a carregamento cíclico.

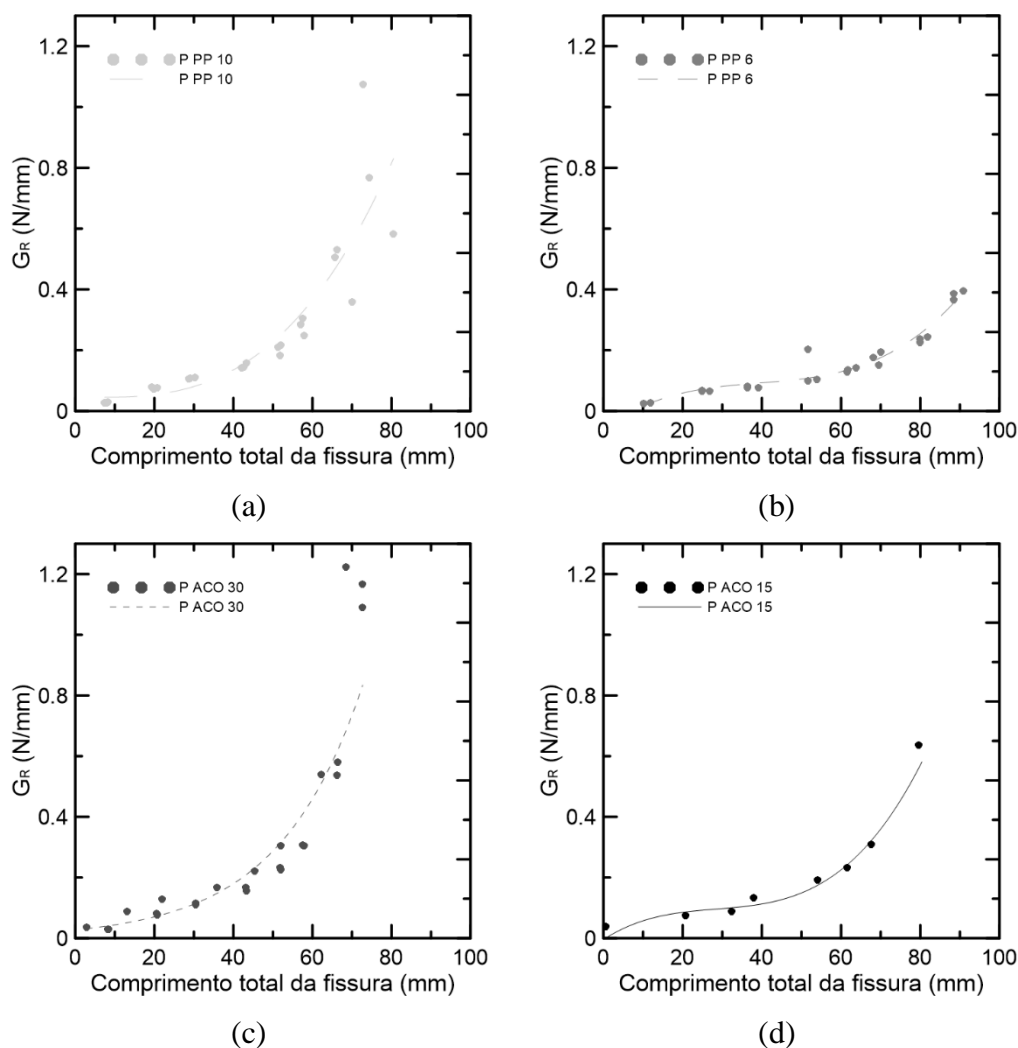


Figura 4.16 – Curva R dos compósitos reforçados com fibra de polipropileno 10 kg/m³ (a) e 6 kg/m³ (b) e com fibra de aço 30 kg/m³ (c) e 15 kg/m³ (d).

4.7. Conclusão

A partir dos ensaios de caracterização do concreto reforçado com fibras no estado fresco, percebeu-se que a matriz sem fibra apresentou maior fluidez, com *slump* médio de 75 mm, e a medida em que foi aumentado a concentração de fibras reduziu-se a trabalhabilidade do concreto, como pode ser visto no item 4.4.

A avaliação da interface a partir de ensaios de arrancamento permitiu concluir que, para ambas as fibras, houve o completo descolamento e posterior deslizamento em todas as amostras ensaiadas. Esse fato é um indicador de que a aderência entre a fibra e a matriz na interface é mais fraca em relação à resistência da matriz ou da fibra. A fibra de polipropileno apresentou cargas de arrancamento sempre inferiores às cargas encontradas para as fibras de aço. Além disso, quando analisou-se a tensão

de aderência máxima, os valores obtidos para a fibra de aço foram ainda maiores do que os de polipropileno, pois a seção transversal da fibra de aço é menor, sua carga máxima de arrancamento é maior, assim como a sua aderência também é maior, caracterizada pela interação físico-química entre a fibra e a matriz [193].

Para os ensaios de compressão dos compósitos, no caso do concreto reforçado com 10 kg/m³ de polipropileno percebeu-se uma queda na resposta a compressão quando comparado com os resultados da matriz. Esta diferença pode estar relacionada à grande quantidade de zonas de transição interfacial, aumentando a porosidade, como já afirmado na revisão bibliográfica. Já para as amostras reforçadas com 6 kg/m³ de polipropileno, os resultados obtidos estiveram relativamente próximos do que foi encontrado para o concreto comum. Por fim, para ambas as concentrações de fibra de aço, 30 kg/m³ e 15 kg/m³, foram obtidos valores cerca de 115% maiores do que os do concreto comum. Uma possível explicação é o fato de as fibras funcionarem como pontes para as microfissuras, retardando a formação de fissuras instáveis, e por ser uma baixa concentração volumétrica, as zonas de interface não são expressivas para o corpo como um todo. No que diz respeito ao módulo de elasticidade, notou-se diferenças expressivas nas amostras reforçadas com 10 kg/m³ de polipropileno e 15 kg/m³ de aço, quando comparadas com as amostras do concreto comum. Estas concentrações de fibras são respectivamente a concentração de fibra mais alta e mais baixa utilizada neste trabalho.

Os ensaios de flexão em três pontos mostraram uma diferença de comportamento mecânico considerável entre a matriz sem reforço e o compósito reforçado com as fibras. Em todos os casos, a presença de fibra proporcionou ao concreto um comportamento pseudo-dúctil, com tensão residual após o aparecimento da primeira fissura, neste caso *deflection softening*. Como a carga máxima corresponde à resistência a fissuração da matriz, compósitos de mesma matriz apresentaram resistência máxima com valores semelhantes. Porém, percebeu-se que no caso dos compósitos reforçados com fibra de aço esse valor de carga máxima foi superior ao encontrado nos ensaios da matriz e do compósito reforçado com polipropileno, como pôde ser visto também nos ensaios de compressão uniaxial. Devido à baixa concentração de fibras de aço e devido ao fato de estas fibras possuírem ancoragem mecânica, pode-se atribuir este comportamento de maior resistência ao efetivo controle de microfissuras do

concreto. Entretanto, o valor da carga residual variou tanto com o tipo de fibra quanto com a dosagem, sendo que quanto maior foi a dosagem, maior foi o valor da tensão residual. No geral, os valores de tensões residuais das amostras com fibras de polipropileno foram maiores, e esta diferença ficava mais clara a medida em que a largura do entalhe aumentava. Além disso, a partir da avaliação de acordo com o fib Model Code [42], observou-se que concretos reforçados com fibras de polipropileno e aço foram considerados adequados para utilização com fins estruturais, considerando as dosagens avaliadas neste trabalho.

De maneira geral foi observada compatibilidade entre os resultados obtidos pelos ensaios de arrancamento e flexão, já que os compósitos reforçados com fibra de aço, mesmo contendo uma concentração volumétrica de fibra inferior, resultaram em respostas a flexão próximas do que foi encontrado para as altas concentrações de polipropileno. Em outras palavras, os compósitos reforçados com um baixo volume de fibra de aço apresentaram um comportamento pós-pico relativamente compatível com o que foi encontrado para os compósitos reforçados com fibra de polipropileno.

Após a execução dos ensaios de flexão sob carregamento cíclico, obtiveram-se parâmetros da mecânica da fratura dos compósitos analisados. O comportamento mecânico foi semelhante àquele observado nos ensaios monotônicos, percebendo que nos ensaios cíclicos avaliou-se o comportamento dos compósitos até uma abertura de fissura de 1 mm. A partir da curva R concluiu-se que compósitos reforçados com fibra de aço apresentaram um valor médio de resistência ao desenvolvimento da fissura maior do que o apresentado pelos concretos reforçados com polipropileno, para comprimentos de fissura maiores que 30 mm. Até 30 mm, os concretos reforçados com os dois tipos de fibras apresentaram comportamento semelhante.

5. Comportamento dependente do tempo

5.1. Introdução

A natureza da interface entre a matriz e a fibra do CRF tem um efeito significativo na resposta quase-estática do material sob carga [94,194]. A natureza dessa interface, comumente referida como zona de transição interfacial (ZTI), determina o mecanismo de transferência de carga da matriz para a fibra e, portanto, o caráter de reforço da fibra. Várias tentativas foram feitas para melhorar a resistência interfacial ao cisalhamento entre a fibra e a matriz, adotando fibras de diferentes configurações geométricas, razões de aspecto, tratamentos de superfície de fibra e modificação na composição do concreto. Foi relatado que a modificação da geometria da superfície das fibras de uma configuração reta para uma configuração deformada aumenta a resistência ao cisalhamento entre fibra e matriz [7,166,195]. O perfil torcido da fibra de polipropileno e a ancoragem mecânica da fibra de aço, usadas neste estudo, são projetados para melhorar a ligação mecânica entre a fibra e a matriz. Um estudo da interface usando o teste de arrancamento de uma única fibra ajudou a prever a capacidade de ligação de fissuras, como visto no Capítulo 4. Mais uma vez, uma compreensão da resposta de arrancamento pode ser correlacionada ao comportamento do material compósito cimentício.

Neste capítulo, é apresentada uma compreensão do mecanismo que causa o aumento das fissuras dependente do tempo do CRF no nível estrutural. Para entender esse mecanismo, foram realizados ensaios com carregamento sustentado na configuração de arrancamento e tração de uma fibra, considerando diferentes níveis de tensão. Além disso, ensaios de fluência a compressão, em corpos cilíndricos, de retração e de fluência a flexão, em corpos prismáticos, foram realizados para correlacionar os fatores separados ao comportamento global do compósito.

5.2. Programa experimental

Os ensaios abordados nesta seção estão apresentados no fluxograma da Figura 5.1, abordando o nível de fibra e o macroscópico. Cabe destacar que todos esses ensaios foram realizados em ambiente de temperatura e umidade relativa controlada de $20\pm 1^\circ\text{C}$ e $50\pm 5\%$, respectivamente.



Figura 5.1 – Ensaio realizado para caracterizar as propriedades de longa duração de compósitos cimentícios reforçados com fibras de aço e de polipropileno.

5.2.1. Ensaio de carga sustentada na fibra

Uma característica importante dos materiais poliméricos, como o polipropileno, é a sua natureza viscoelástica. Esta propriedade pode afetar de maneira relevante o comportamento à fluência dos compósitos. Portanto, um teste de fluência em uma única fibra foi realizado para estudar seu efeito sobre o comportamento dependente do tempo. O arranjo experimental utilizado para realizar os ensaios está representado na Figura 5.2. Apesar de o aço não sofrer efeito da fluência em temperatura ambiente, optou-se por realizar os mesmos ensaios da

fibra de polipropileno, para compor uma análise efetiva do comportamento de cada componente na resposta global a flexão do compósito.

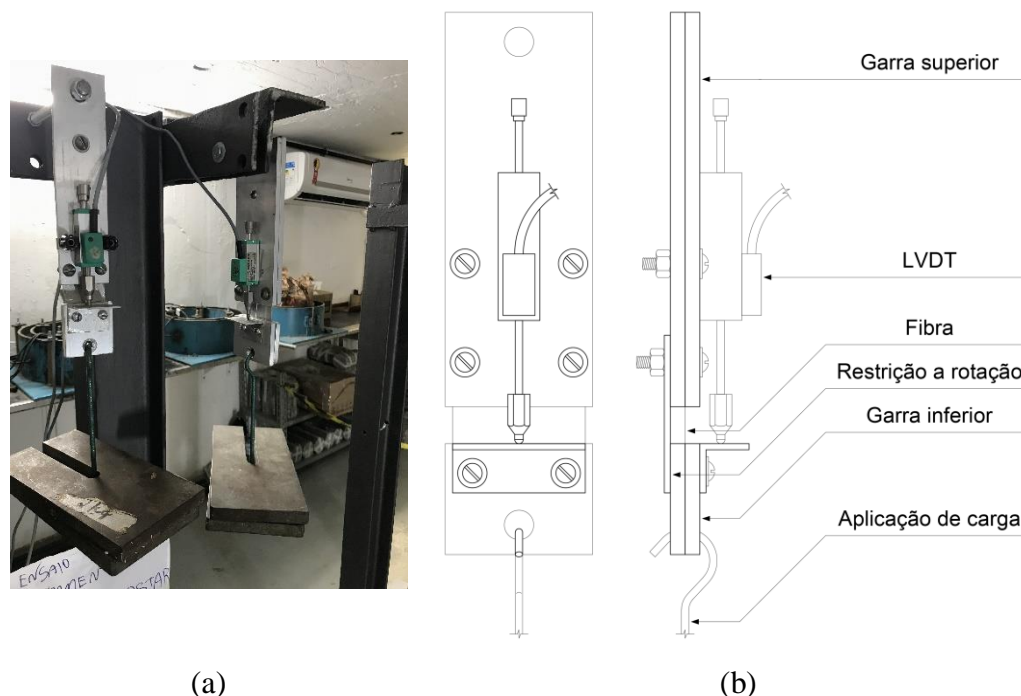


Figura 5.2 – Arranjo experimental utilizado nos ensaios de fluência na fibra (a) e esquema representativo de cada componente do arranjo (b).

O arranjo experimental foi desenvolvido de modo a fixar as fibras em ambas as extremidades sem a introdução de danos que pudessem acelerar uma falha localizada. Desta forma, placas usinadas a partir de chapas de alumínio foram utilizadas como garra. As chapas possuíam ranhuras introduzidas com a finalidade de aumentar a resistência friccional e não interferir na resposta final do ensaio.

O procedimento utilizado para medição dos deslocamentos foi a alocação de um LVDT na chapa superior apontado para uma cantoneira na chapa inferior (Figura 5.2). Os níveis de carregamento utilizados para compor as análises variaram de acordo com o tipo de fibra, sendo de 15%, 25%, 30%, 50% e 75% da resistência à tração da fibra de polipropileno, e de 25%, 30%, 40% e 50% da resistência a tração da fibra de aço. As resistências das fibras foram calculadas a partir da média dos resultados apresentados no Capítulo 3 desta dissertação. Cabe destacar que não

foi possível realizar ensaios de fluência na fibra de aço para cargas superiores a 50% da resistência da fibra de aço, pois a eficiência das garras era prejudicada.

O sistema de aquisição utilizado para coleta dos resultados foi o HBM 1615 com o auxílio do software catmanEasy, a uma frequência de aquisição de 1 dado a cada 50 segundos (ver Figura 5.3). Para obter a deformação específica de cada amostra, antes do início de cada ensaio, media-se o L_0 com um paquímetro e utilizava este valor para o cálculo.

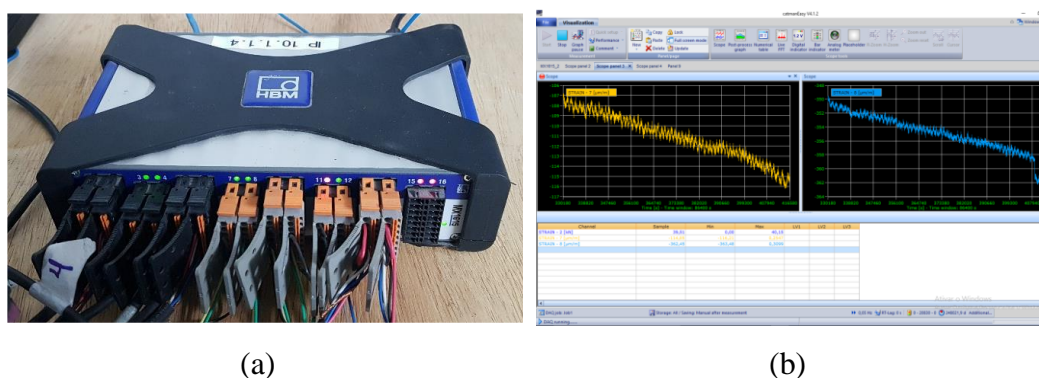


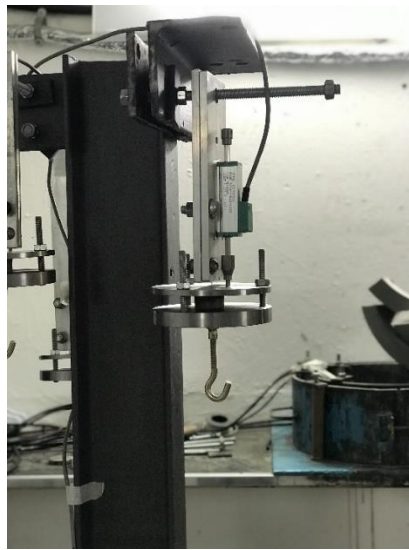
Figura 5.3 – Hardware HBM 1615 utilizado para aquisitar os dados (a) e interface gráfica do catmanEasy (b).

5.2.2. Ensaio de carga sustentada no arrancamento da fibra

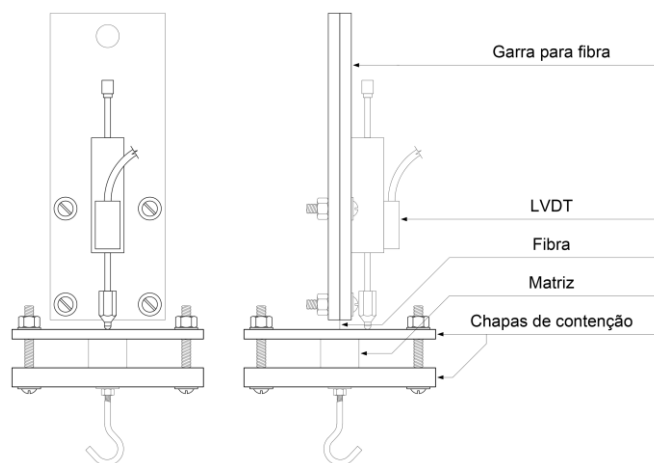
Para compreender os mecanismos causadores de fluência na macroestrutura, foram realizados testes de arrancamento dependente do tempo em fibras embutidas em matriz de concreto. Um arranjo experimental simples foi desenvolvido usando uma garra na extremidade superior para prender a fibra, como a dos ensaios de fluência na fibra, duas chapas de aço na parte inferior para prender a matriz cimentícia, e pesos suspensos livres, como sistema de carregamento das amostras.

Esta configuração de teste usou pequenos corpos de prova cilíndricos, como os apresentados nos ensaios monotônicos do capítulo 3. Os cilindros foram produzidos a partir da mesma mistura usada ao longo deste estudo, porém com a exclusão das britas. Fibras individuais foram cuidadosamente inseridas manualmente na matriz até uma profundidade de 10 mm, no caso das fibras de polipropileno, e de 9 mm no caso das fibras de aço. Para evitar que a profundidade de fixação ultrapassasse o estabelecido, utilizou-se um molde com duas placas de acrílico que esbarrava a extremidade da fibra (Figura 5.4). Depois disso, os moldes

foram suavemente vibrados para assegurar o fechamento do vazio criado em torno da fibra após a inserção. Cuidados adequados foram tomados para garantir que as fibras permanecessem na vertical. As amostras foram então transferidas para uma sala com temperatura e umidade relativa controlada de $20\pm 1^\circ\text{C}$ e $50\pm 5\%$, respectivamente, onde as amostras não foram mantidas até serem ensaiadas. Na idade de 28 dias, as amostras eram então coletadas e posicionadas no setup de ensaio.



(a)



(b)

Figura 5.4 – Arranjo experimental utilizado nos ensaios de fluência no arrancamento da fibra (a) e esquema representativo de cada componente do arranjo (b).

As extremidades livres das fibras foram seguras com duas chapas de alumínio, de tal forma que as fibras não poderiam ser danificadas naquele ponto, garantindo que não ocorresse deslizamento. Testes experimentais foram realizados para ter certeza de que o arranjo experimental poderia prender as fibras adequadamente, sem deslizar ou danificar. A estabilidade do sistema foi confirmada com testes preliminares antes que os ensaios reais prosseguissem.

O deslocamento de arrancamento das fibras foi medido de maneira semelhante ao ensaio de fluência na tração das fibras, por meio de um LVDT preso na chapa superior e apontado para a chapa inferior que prendia a matriz. Antes da aplicação do carregamento, o software era então iniciado para conseguir captar o estágio inicial pré-arrancamento. As cargas sustentadas aplicadas foram de 50% e 75% da resistência média ao cisalhamento interfacial de amostras testadas monotonicamente com o comprimento de embebimento definido.

5.2.3. Ensaio de retração por secagem

Os ensaios para avaliação da deformação por retração por secagem foram realizados segundo a ASTM C490 [196]. Foram moldados 3 prismas com 285 mm de comprimento e 75 x 75 mm de área da seção transversal para cada mistura. A moldagem foi realizada na mesma sala da realização dos ensaios, com temperatura e umidade relativa controlada de $20 \pm 1^\circ\text{C}$ e $50 \pm 5\%$, respectivamente. Para auxiliar a medição, os prismas foram moldados com pinos côncavos nas duas extremidades. A primeira medida foi realizada logo após a desmoldagem dos corpos de prova. A Figura 5.5 apresenta os moldes e os corpos de prova da retração por secagem.



Figura 5.5 – Pórtico utilizado para a medição das amostras de retração por secagem.

As leituras foram realizadas uma vez por dia desde a primeira medição até chegar os 28 dias de idade. A partir daí, as medições passavam a ser semanais. Além disso, as amostras foram pesadas a cada leitura para posterior análise da influência da perda de massa. Um relógio comparador da Digimess, com precisão de 0,001 mm e cursor de 12 mm, foi acoplado na parte superior do suporte para efetuar a leitura do comprimento dos prismas. Foram plotados gráficos de deformação *versus* tempo para comparação entre as diferentes misturas desta pesquisa.

O cálculo da variação de comprimento dos prismas foi feito de acordo com a ASTM C490 [196], da seguinte forma:

$$L = \frac{(L_j - L_i)}{G} \times 100 \quad (\text{Eq. 5.1})$$

onde,

L = mudança no comprimento na idade j , %,

L_j = leitura comparativa do corpo de prova na idade j menos leitura comparativa da barra de referência na idade j , mm,

L_i = leitura inicial do corpo de prova menos leitura da barra de referência no mesmo instante, mm, e

G = leitura nominal da barra de referência, estabelecida em 250mm.

5.2.4. Ensaio de fluência na compressão

As amostras cilíndricas para os ensaios de fluência a compressão foram moldadas de acordo com o especificado nos capítulos 3 e 4. Após o desmolde, foi feito o faceamento da extremidade dos corpos de prova e deixados secar por 24 horas até o início do ensaio. Os ensaios foram realizados em sala com temperatura e umidade relativa controlada de $20\pm 1^\circ\text{C}$ e $50\pm 5\%$, respectivamente. Além disso, foi utilizada a norma ASTM C512 [197] como base para avaliar as deformações devido a fluência a compressão.

A partir dos resultados do ensaio de compressão das amostras de referência calculou-se a média da resistência. O ensaio de fluência a compressão consistiu na aplicação de 15% da carga máxima à compressão resistida pelo corpo de prova de concreto comum aos 28 dias de idade. Apesar de o cálculo da carga ter sido baseado na resposta do concreto comum, apenas amostras de concreto reforçado com fibra foram testadas. O período de aplicação dessa carga foi de 24 dias, e após este intervalo de tempo deixou-se as amostras em recuperação por 10 dias. No total, 3 amostras foram moldadas e ensaiadas para cada mistura, cujo arranjo experimental está representado na Figura 5.6. Para garantir uma distribuição de carga uniforme, rótulas foram utilizadas.



Figura 5.6 – Pórtico utilizado para o ensaio de fluência a compressão em amostras cilíndricas.

As amostras foram instrumentadas com dois strain gauges do tipo PA-06-201BA-120L, que mediam a deformação em lados opostos, e por uma célula de carga de 5 toneladas de capacidade. A carga e a deformação foram lidas através do programa de aquisição de dados, catmanEasy, e do *hardware* da HBM modelo 1615, já apresentado anteriormente. Esta pesquisa utilizou um sistema manual de aplicação de carga. O incremento de carga se deu através de torque aplicado nas roscas da parte de cima da do pórtico, como ilustrado na Figura 5.6. Esse ajuste na carga foi realizado durante todos os dias de ensaio, inclusive finais de semana e feriados. Foram plotados gráficos de força *versus* tempo e deformação *versus* tempo para discussão do comportamento de cada mistura.

5.2.5. Ensaio de fluência a flexão

Amostras prismáticas de 150 x 150 x 550 mm foram produzidas, entalhadas, pré-fissuradas e, em seguida, testadas sob cargas de flexão sustentadas por 30 dias, com mais 15 dias de recuperação, de acordo com a configuração do teste de fluência e a metodologia desenvolvida pelo autor, baseado em Arango *et al.* [198] e García-Taengua [126]. Uma visão geral desta metodologia é dada na Figura 5.7. Para os ensaios de fluência a flexão, utilizou-se a mesma matriz dos ensaios anteriores, com as mesmas variações de tipos e concentrações de fibra, como pode ser visto na Tabela 5.1.

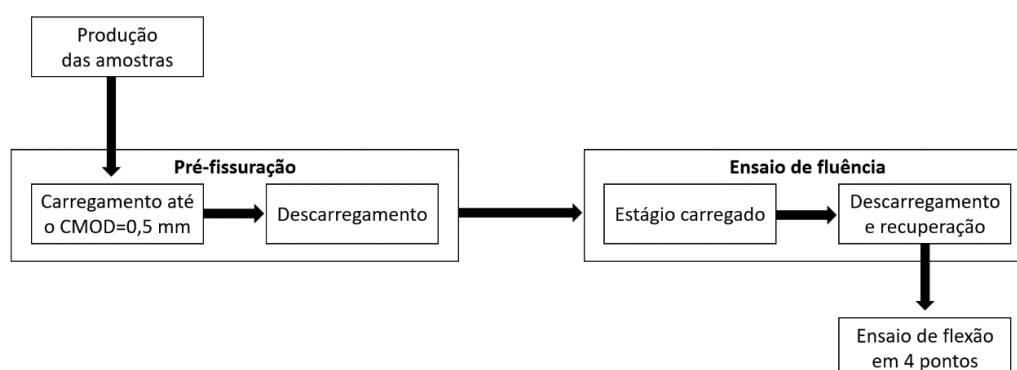


Figura 5.7 – Metodologia utilizada para o ensaio de fluência a flexão de corpos prismáticos.

Tabela 5.1 – Variáveis do ensaio de fluência a flexão.

Variáveis	Variações
Tipo de fibra	Polipropileno Aço
	6
	10
Massa de fibra (kg/m ³)	15
	30
Carga nominal aplicada (%)	30
	1 (Topo)
Posição da amostra	2
	3 (Base)

Em uma primeira etapa, as amostras são pré-fissuradas após 28 dias de cura. Cada amostra é entalhada e carregada de acordo com um esquema de quatro pontos baseado no teste de flexão padrão [164], com um espaçamento de 500 mm entre suportes, até que uma abertura de fissura pré-definida de 0,5 mm seja alcançada. A carga residual correspondente a essa abertura de fissura é armazenada e a amostra é então totalmente descarregada com aquisição dos dados.

As amostras pré-fissuradas são recarregadas e submetidas a condições de carga sustentada de acordo com a configuração de teste mostrada na Figura 5.8. As amostras são testadas em colunas de três para racionalizar os requisitos de tempo e espaço. A estrutura de fluência e todos os seus componentes, em particular os componentes e suportes de carga, foram concebidos para serem rígidos o suficiente para evitar movimentos indesejáveis e bruscos, bem como fricção nos suportes, de modo a não interferir nas deformações por fluência. Isto, juntamente com a carga aplicada no torque das porcas do pórtico, garante a aplicação de uma carga aproximadamente constante. Desta forma, todas as três amostras são carregadas de acordo com o teste de flexão de quatro pontos e a carga é mantida constante por um determinado período de tempo. No caso desta pesquisa, este intervalo de tempo foi de 30 dias, com mais 15 dias de recuperação. Considerando que a maior parte da deformação por fluência de amostras de concreto reforçado com fibra submetidas a cargas sustentadas de flexão ocorre nos primeiros 2 meses [109], os dados obtidos foram significativos para as análises realizadas.

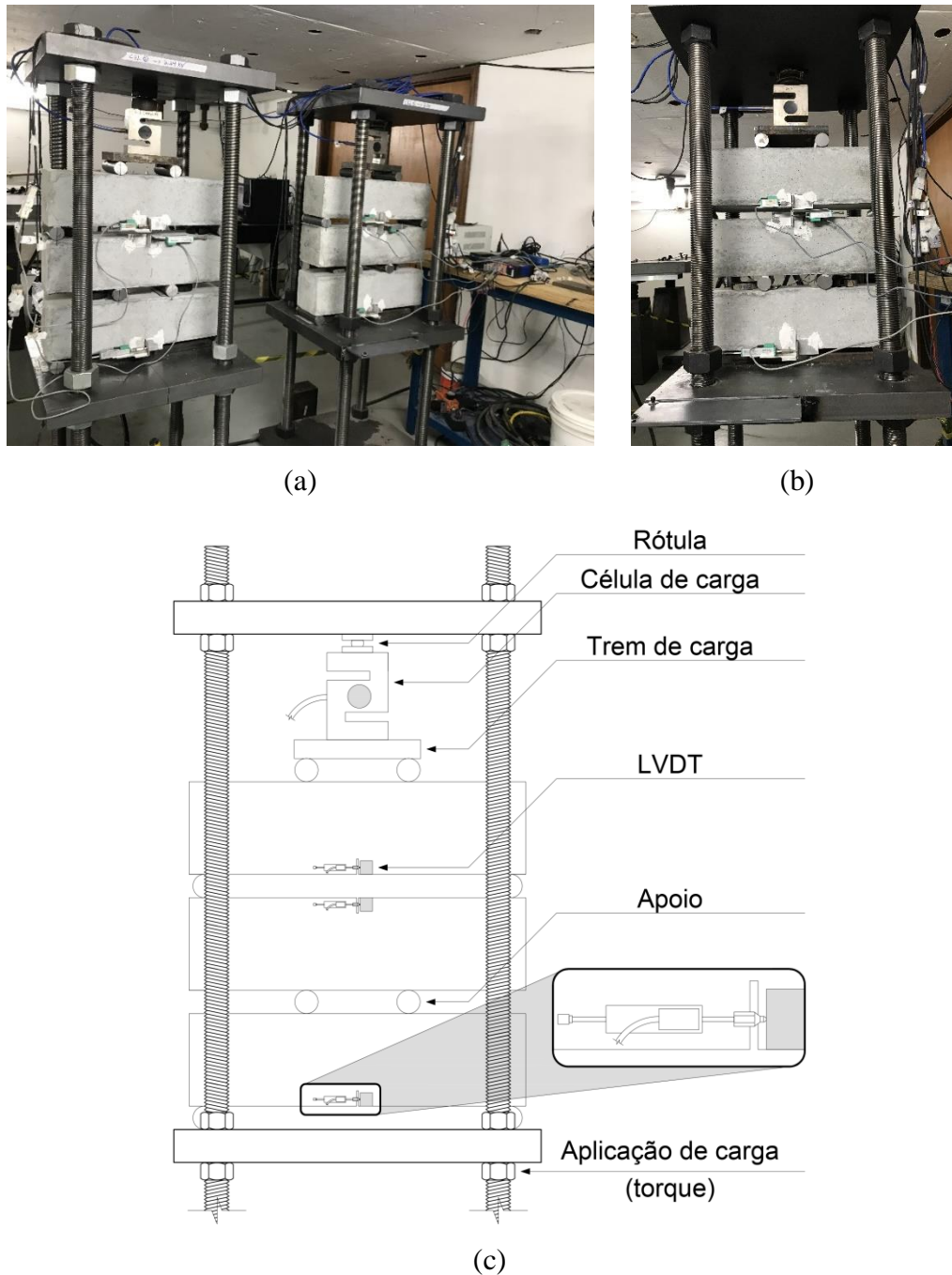


Figura 5.8 – Arranjo experimental utilizado nos ensaios de fluência no arrancamento da fibra (a)-(b) e esquema representativo de cada componente do arranjo (c).

O teste de fluência termina após 30 dias, quando as amostras são descarregadas e parte da deformação é recuperada. Depois disso, cada amostra é submetida a um teste de flexão completo, até o CMOD atingir 4 mm de abertura, como sugere a norma EN 14651 [164], sendo assim caracterizado a resistência residual das amostras pós ensaios de longo período.

Quaisquer outras condições (umidade e temperatura) foram mantidas constantes durante todo o processo de teste, com temperatura e umidade relativa de $20 \pm 1^\circ\text{C}$ e $50 \pm 5\%$, respectivamente. A aplicação da carga foi realizada por torque nas porcas indicadas na Figura 5.8 (c), mantendo o carregamento aproximadamente constante durante todo o processo de ensaio. Um suporte produzido a partir de chapas de alumínio dobradas serviram de base para o posicionamento de LVDTs que quantificavam e monitoravam os valores de CMOD regularmente. A abertura da fissura foi monitorada em vez da deflexão porque os valores de CMOD foram reportados como sendo mais sensíveis ao número de fibras do que os valores de deflexão no meio do vão [199]. Alguns exemplos da evolução dos valores de CMOD em relação ao tempo podem ser encontrados em [126,198].

De acordo com o procedimento de teste geral descrito anteriormente, o processo completo para cada amostra leva a uma carga de flexão *versus* curva de CMOD, como a idealizada mostrada na Figura 5.9 para propósitos de ilustração.

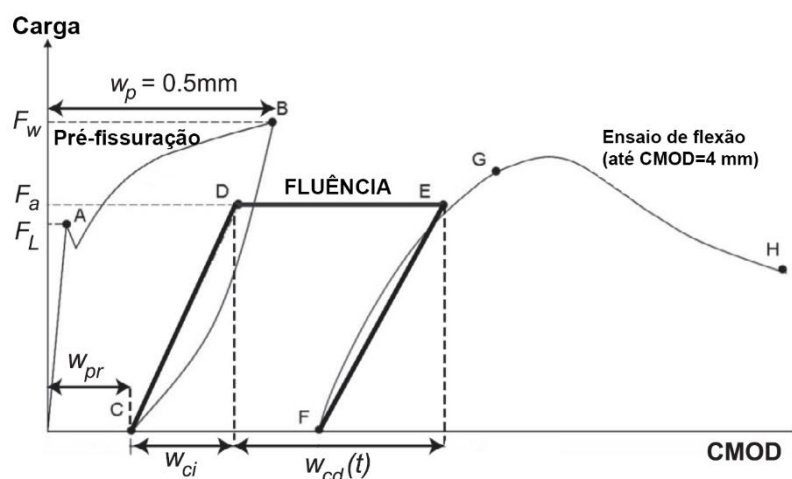


Figura 5.9 – Curva carga de flexão *versus* CMOD idealizada para o processo do ensaio de fluência, baseado em [126].

A primeira parte da curva corresponde ao estágio de pré-fissuração. Há um ramo linear ascendente até a primeira fissura (A). A amostra é gradualmente carregada até que uma largura de fissura de 0,50 mm seja atingida (B), e então é totalmente descarregada. Cada amostra foi pré-fissurada individualmente, sendo submetida ao teste de flexão de 4 pontos. Depois disso, as amostras foram

transferidas para a configuração de teste mostrada na Figura 5.8 e submetidas ao teste de fluência.

O teste de fluência começa no ponto (C): a linha ascendente (CD) corresponde ao processo de carregamento, que é seguido por uma ramificação horizontal (DE) correspondente às deformações por fluência (carga sustentada ao longo do tempo). Essa linha horizontal acaba quando a amostra é descarregada 30 dias depois (EF).

Finalmente, a amostra é submetida ao teste de flexão de quatro pontos, que é representado pela terceira região da parcela: começa com uma linha ascendente (FG) e continua com a curva de desempenho residual da amostra (GH).

Vários parâmetros são obtidos a partir da curva carga-CMOD para caracterizar a resposta de cada amostra sob carga de flexão sustentada. Esses parâmetros constituem as saídas do programa experimental. Portanto, a análise dos resultados experimentais é focada nos valores desses parâmetros de fluência. Eles podem ser agrupados da seguinte forma:

- Taxa de recuperação, r , está relacionada ao estágio de pré-fissuração. Mede a recuperação da deformação logo após a pré-fissuração. É definido pela Eq. 5.2, em que: w_p é o CMOD máximo atingido ao pré-fissurar a amostra (até 0,5 mm) e w_{pr} é o CMOD residual quando a amostra é descarregada após a pré-fissuração.

$$r = \frac{w_p - w_{pr}}{w_p} \quad (\text{Eq. 5.2})$$

- w_{ci} que é o valor de CMOD no início do teste de fluência, medido 1 min após a carga ter sido aplicada e $w_{cd}(30)$ que é o valor de CMOD medido 30 dias após a carga ter sido aplicada.
- Taxas de abertura de fissura para diferentes períodos de tempo, avaliadas como a diferença da abertura de fissura no intervalo de tempo de t_1 até t_2 . Três relações de abertura de fissura foram consideradas: (0–10 dias), (11–20 dias) e (21–30 dias).
- Os coeficientes de fluência $\phi(j)$ são definidos a partir da Eq. 5.3 em diferentes j tempos como a razão entre a abertura de fissura diferida no tempo j , $w_{cd}(j)$, e a abertura inicial da fissura no início do estágio de

fluência, w_{ci} , considerando valores acumulados com a pré-fissuração. No caso desta pesquisa, os coeficientes de fluência analisados são $\varphi(10)$, $\varphi(20)$, $\varphi(30)$, ou seja, aos 10, 20 e 30 dias, respectivamente.

$$\varphi(j) = \frac{w_{cd}(j)}{w_{ci}} \quad (\text{Eq. 5.3})$$

5.3. Resultados e discussões

5.3.1. Resultados dos ensaios de carga sustentada na fibra

MacKay e Trottier [133] relataram que a fluência de fibras é um dos mecanismos que causam o alargamento da fissura em elementos pré-fissurados de concreto reforçados com fibras sintéticas. A resistência e a rigidez das fibras sintéticas têm a tendência de variar com o tempo devido a uma série de fatores como temperatura, nível de tensão, taxa de deformação, etc. [200–203]. Pensando nesta influência, fibras de polipropileno e de aço foram submetidas a ensaios de fluência a tração, com níveis de carregamento já abordados no programa experimental deste capítulo.

Os gráficos da Figura 5.10 apresentam as curvas tempo (dias) *versus* deformação (mm/mm) das fibras de polipropileno e os gráficos da figura 5.11 apresentam as curvas da fibra de aço. Percebe-se claramente nas amostras de polipropileno que a deformação por fluência está presente nos diversos níveis de carregamento aplicado. Porém, como já esperava-se, as fibras de aço não apresentaram nenhuma deformação de longo prazo, considerando que o ensaio foi realizado em um ambiente com temperatura e umidade relativa controlados, e por isso foram interrompidos os ensaios após 60 horas. O comportamento estável do aço sob carregamento sustentado pode ser observado na pesquisa do Nieuwoudt [134] e Pujadas [204].

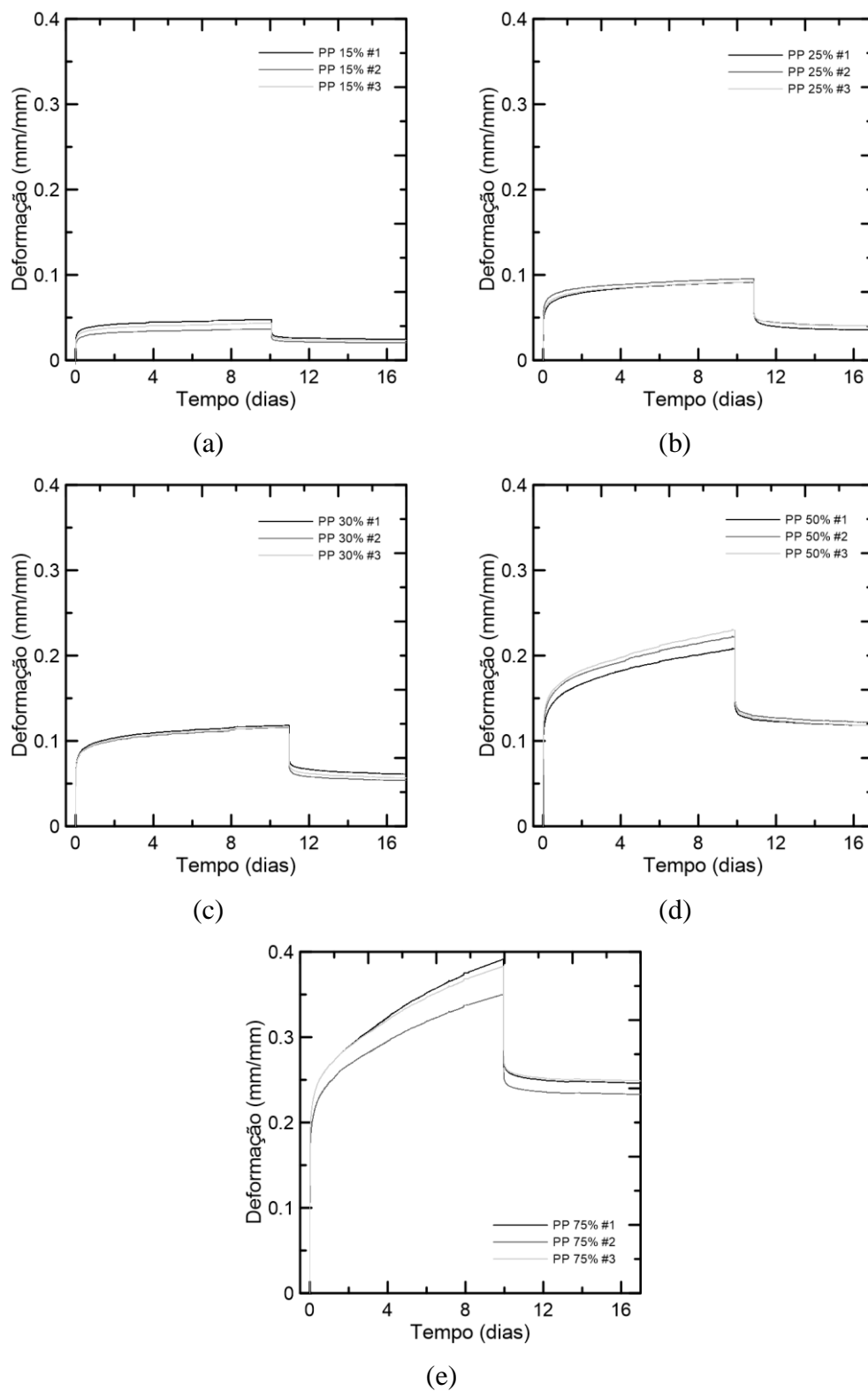


Figura 5.10 – Gráficos deformação *versus* tempo para fibras de polipropileno carregadas com 15% (a), 25% (b), 30% (c), 50% (d) e 75% (e) da sua resistência última.

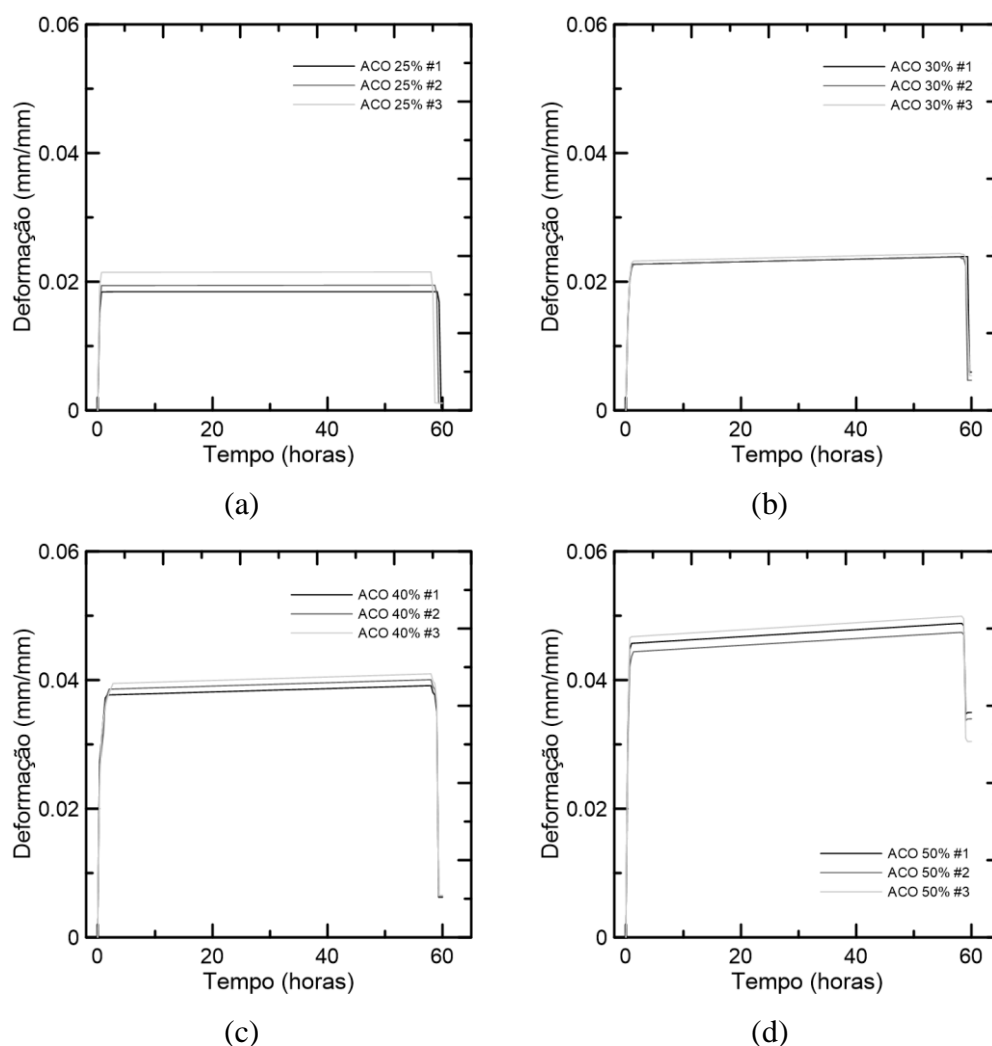


Figura 5.11 – Gráficos deformação *versus* tempo para fibras de aço carregadas com 25% (a), 30% (b), 40% (c) e 50% (d) da sua resistência última.

No caso da fibra de polipropileno, a fibra mostra uma deformação instantânea inferior a 10% nas amostras carregadas até 30% da resistência última da fibra, e acima de 20% para os casos com 50% e 75% da resistência última. Após os 17 dias de ensaio, o comportamento dependente do tempo em amostras de polipropileno mostrou uma estabilização do alongamento da fibra para as amostras carregadas até 30%, podendo ser observado uma semelhança na tendência das curvas. Essa tendência semelhante fica clara no gráfico de *compliance versus* tempo apresentado na Figura 5.12.

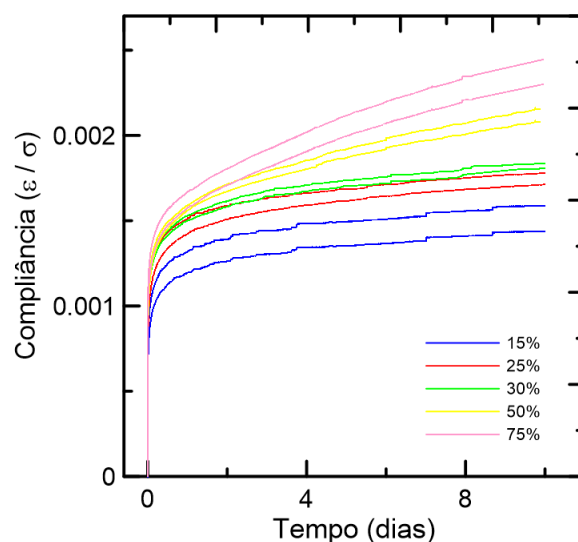


Figura 5.12 – Gráfico *compliance* (ϵ/σ) *versus* tempo para as fibras de polipropileno, abordando os níveis de carregamento utilizados.

Além da fase de fluência secundária, uma das amostras carregadas com 75% da resistência máxima apresentou fase terciária, que é caracterizada por uma taxa crescente de deformação com o tempo [201]. A resposta é apresentada na Figura 5.13 e é importante reportar que a amostra foi carregada em um processo mais rápido e rompeu após cerca de 8 horas de ensaio.

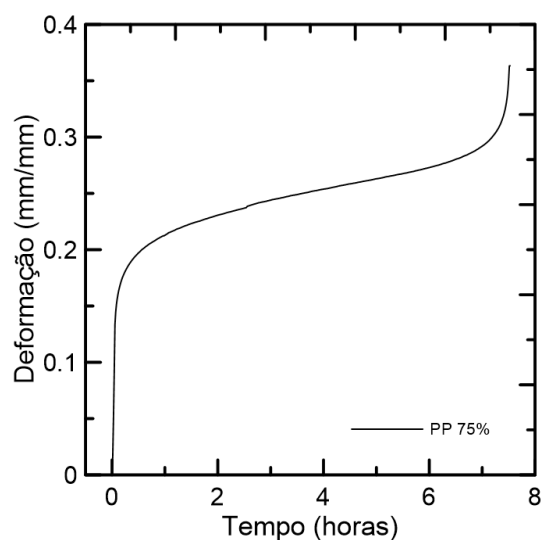


Figura 5.13 – Curva deformação *versus* tempo da amostra de polipropileno que rompeu após estágio terciário de fluência.

A fluência significativa da fibra sintética flexível é atribuída ao fato de elas se comportarem de maneira viscosa gerando uma deformação significativamente grande [133]. Destaca-se que no caso da flexão, espera-se que as fibras sejam submetidas a diferentes tensões no plano fissurado, devido a sua orientação, distribuição e propriedades da zona de transição interfacial (ZTI).

No caso das fibras de aço, pode ser visto nos gráficos da Figura 5.11 que a medida em que a carga foi aumentada, gerava um aumento gradual na inclinação da reta pós deformação instantânea, apresentando uma taxa de deformação com o tempo. Esta resposta deve-se possivelmente a dois fatores. O primeiro é o aumento dos danos no material com o aumento das tensões, maximizada pela redução da seção por conta do efeito de Poisson. O segundo fator é a ineficiência do arranjo experimental produzido para cargas mais elevadas, que no caso da fibra de aço ainda é agravado pela dificuldade de não gerar pontos de concentração de tensões na garra.

5.3.2. Resultados dos ensaios de carga sustentada no arrancamento da fibra

A fluência de arrancamento nas fibras ao longo do tempo para cada amostra submetida a diferentes níveis de carga é mostrada nas Figuras 5.14 e 5.15, sendo a primeira a resposta encontrada para as fibras de polipropileno e a segunda para as fibra de aço.

Todas as amostras testadas, tanto as fibras de aço quanto as de polipropileno, mostraram um aumento inicial na fluência ao arrancamento imediatamente após a aplicação da carga. A taxa de fluência mostra uma tendência clara em cada nível de carga, com exceção das curvas de 75% da carga resistente das fibras de polipropileno, onde 2 das amostras foram totalmente arrancadas em menos de 1 semana.

Babafemi *et al.* [137] realizaram testes de carga sustentada no arrancamento de fibras de polipropileno e concluíram que o deslocamento de extração dependente do tempo é dependente da carga aplicada, e que as fibras de polipropileno, nesta configuração de ensaio apresentam os três estágios de fluência como resultado. No estágio primário, o arrancamento é rápido e logo entra no estágio secundário, onde a taxa de arrancamento diminui com o aumento do deslocamento. Já no terceiro

estágio, as fibras são arrancadas rapidamente, levando a um completo arrancamento súbito da fibra.

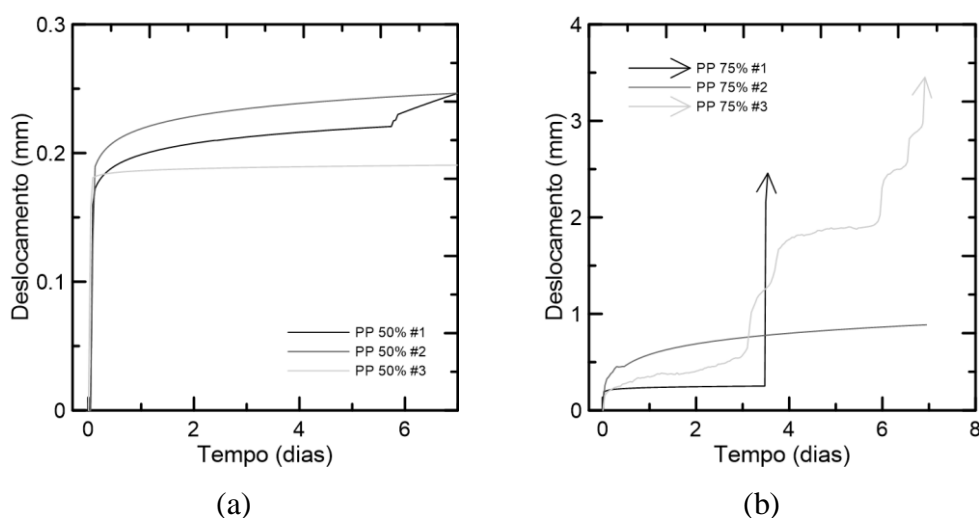


Figura 5.14 – Gráficos deslocamento *versus* tempo para fibras de polipropileno carregadas com 50% (a) e 75% (b) da sua carga resistente de arrancamento.

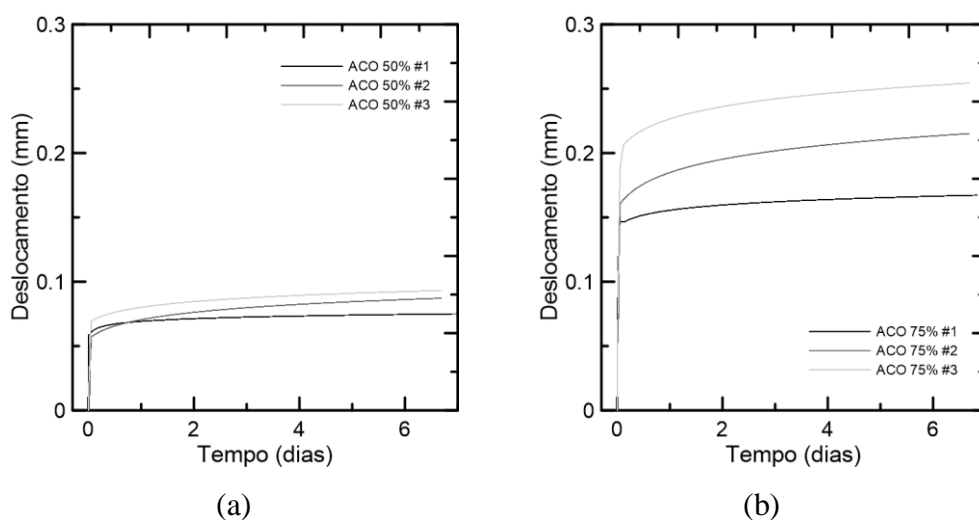


Figura 5.15 – Gráficos deslocamento *versus* tempo para fibras de aço carregadas com 50% (a) e 75% (b) da sua carga resistente de arrancamento.

No caso das fibras de polipropileno, o mecanismo de arrancamento pode ser descrito da seguinte forma: no início das aplicações da carga de arrancamento, a interface pode ser descrita como perfeitamente ligada, onde a ligação química (adesão) é dita ativa por um curto período de tempo [41]. Depois de um tempo, inicia-se o processo de perda de adesão, e a partir deste ponto, a fibra passa a estar

parcialmente ligada e parcialmente descolada. Destaca-se que a parte descolada da fibra passa a sofrer o efeito da fluência, como mostrado na seção anterior, e forma-se um vazio em formato de túnel em torno da interface fibra-matriz. Por conta deste vazio que vai se formando, na proporção que a fibra vai sendo descolada e deformada, ocorre o arrancamento repentino da fibra como pode ser visto nas amostras do carregamento referente a 75% da carga resistente. Cabe salientar que as próprias fibras de polipropileno vão sofrer deformação por fluência, não sendo possível isolar o efeito de fluência somente devido à interface.

Para as fibras de aço, Nieuwoudt e Boshoff [135] mostraram que a magnitude da carga sustentada aplicada em fibras com extremidades em forma de gancho, mesmo considerando 30% da carga resistente, é significativamente maior do que a força máxima de extração para fibras retas, sem ancoragem mecânica. Isso implica que o deslizamento por fluência ($\delta_{\text{fluência}}$) seja exclusivamente induzido pelo mecanismo do gancho presente na extremidade. A carga sustentada de tração aplicada à fibra é transferida como uma carga sustentada compressiva localizada na zona do gancho (ver Figura 5.16), que induz uma deformação por fluência a compressão da matriz de concreto. Isto provoca um movimento entre a fibra e a matriz circundante, que foi definida como deslizamento por fluência ($\delta_{\text{fluência}}$).

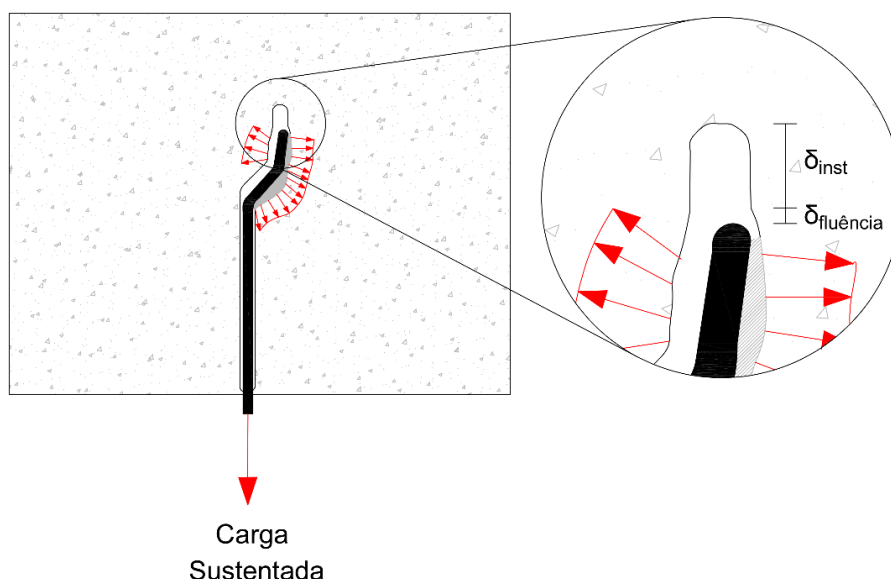


Figura 5.16 – Representação da distribuição de tensões no ensaio de arrancamento sob carga sustentada da fibra de aço (baseado em [134]).

Reconhece-se que o teste de arrancamento de fibra sob carga sustentada não é um verdadeiro reflexo da condição real na escala macro, onde as fibras são distribuídas aleatoriamente na matriz e em diferentes ângulos de inclinação no plano fissurado. Uma consideração da orientação real pode mostrar que as fibras estão cada uma transferindo diferentes forças, e a orientação das fibras com relação a direção da tensão tem um efeito sobre as propriedades de tração do CRF [205].

Com o objetivo de analisar em detalhes a fluência de arrancamento, os valores do deslocamento instantâneo (δ_{inst}) e deslocamento por fluência ($\delta_{fluência}$) em vários níveis de carga são apresentados na Tabela 5.2. Além disso, o coeficiente de fluência no arrancamento ($\phi_{fluência}$) também é apresentado na Tabela 5.2, e este coeficiente é definido como:

$$\phi_{fluência}(t) = \frac{\delta_{fluência}(t)}{\delta_{inst}} \quad (\text{Eq. 5.3})$$

onde t é o tempo no qual $\phi_{fluência}(t)$ é determinado.

Tabela 5.2 – Tabela resumo dos parâmetros calculados no ensaio de arrancamento sob carga sustentada.

Amostra	Nível de carga	δ_{inst}	$\delta_{fluência}$			$\phi_{fluência}$		
			2 dias	4 dias	6 dias	2 dias	4 dias	6 dias
PP 1	50%	0,181	0,026	0,035	0,051	0,146	0,193	0,284
PP 2	50%	0,199	0,030	0,039	0,045	0,149	0,198	0,227
PP 3	50%	0,183	0,005	0,006	0,007	0,025	0,034	0,039
PP 4	75%	0,205	0,041	-	-	0,198	-	-
PP 5	75%	0,379	0,311	0,421	0,485	0,819	1,110	1,280
PP 6	75%	0,211	0,198	1,568	2,176	0,942	7,446	10,333
ACO 1	50%	0,059	0,013	0,015	0,016	0,215	0,250	0,271
ACO 2	50%	0,057	0,019	0,025	0,029	0,333	0,441	0,507
ACO 3	50%	0,069	0,015	0,020	0,023	0,224	0,295	0,338
ACO 4	75%	0,121	0,038	0,042	0,045	0,314	0,350	0,371
ACO 5	75%	0,161	0,034	0,046	0,052	0,214	0,284	0,326
ACO 6	75%	0,186	0,050	0,060	0,067	0,270	0,325	0,359

O coeficiente de fluência no arrancamento ($\phi_{fluência}(t)$) é uma indicação do aumento do deslocamento em função do deslocamento instantâneo. O coeficiente de fluência foi determinado em 2, 4 e 6 dias. Na Figura 5.17 os resultados do deslocamento são apresentados graficamente em relação ao nível de carga. Pode-se concluir que as fibras de polipropileno possuem uma resposta de fluência no

arrancamento mais expressiva do que a fibra de aço e, esta diferença fica mais evidente com o aumento da carga aplicada.

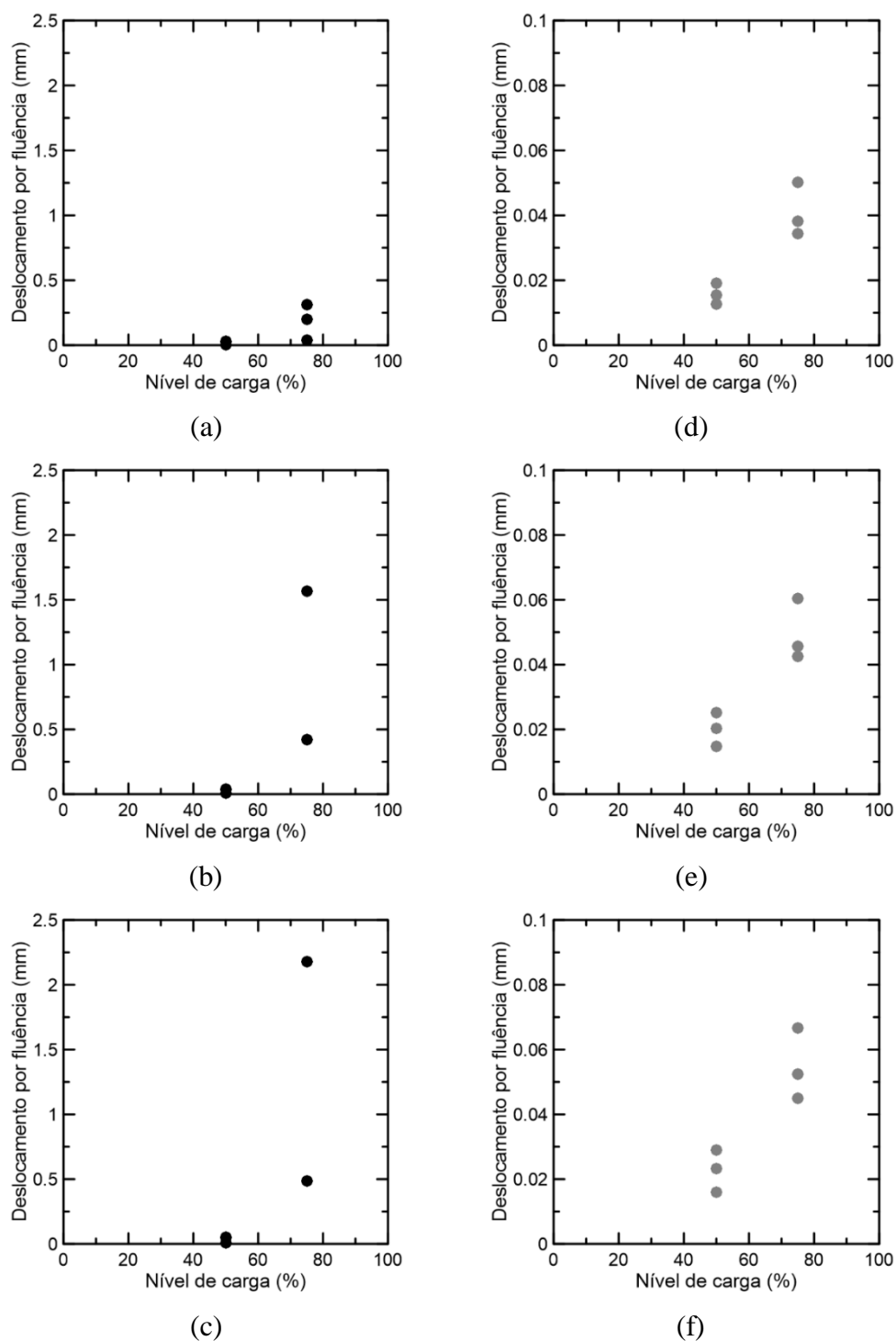
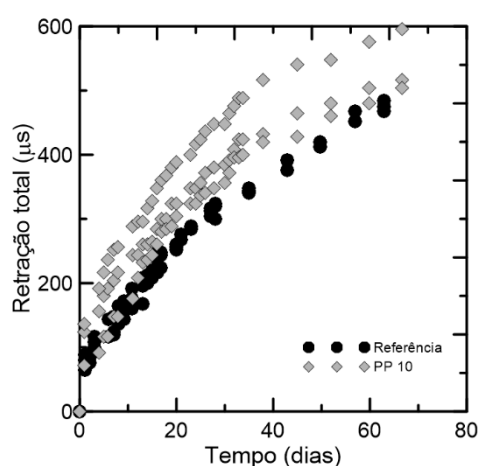


Figura 5.17 – Gráficos deslocamento por fluência *versus* nível de carga para fibras de polipropileno em 2 dias (a), 4 dias (b) e 6 dias (c) e para fibras de aço em 2 dias (d), 4 dias (e) e 6 dias (f).

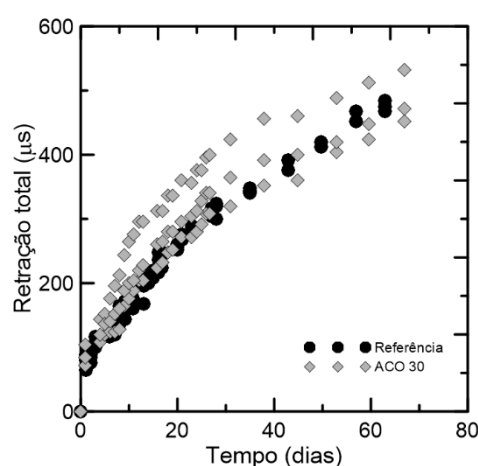
5.3.3. Resultados dos ensaios de retração por secagem

Para os ensaios de retração por secagem sem restrição foram fabricados 5 grupos de corpos de prova, com cada grupo sendo representado por 3 amostras. Sendo assim, foram moldadas amostras de concreto comum, CRF com 6kg/m^3 e 10kg/m^3 de polipropileno e CRF com 15kg/m^3 e 30kg/m^3 de aço. As misturas utilizadas no ensaio de retração foram fabricadas utilizando os mesmos materiais e procedimentos já comentados nos capítulos 3 e 4. O propósito da realização deste ensaio foi avaliar a deformação por retração após os 28 dias, período que ocorreram os ensaios de fluência na compressão, porém o ensaio de retração por secagem começou logo após a desforma e chegou aos 62 dias. Além disso, aproveitou-se para entender qual a influência das fibras no processo de retração em compósitos cimentícios.

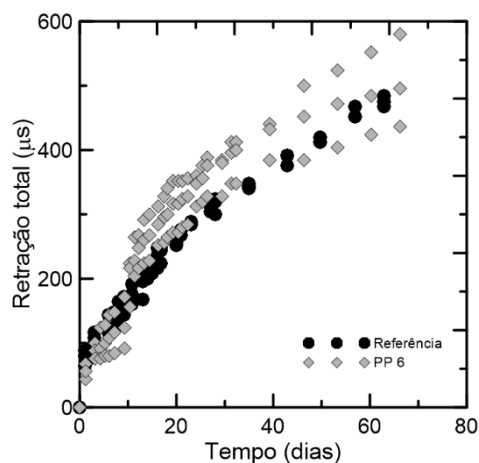
Os gráficos da Figura 5.18 mostram a retração das amostras com os diferentes teores de fibras de polipropileno e aço, comparado aos resultados da referência. Pode-se afirmar que a adição de fibras em geral não alterou significativamente a resposta a retração das amostras. Além disso, percebeu-se que para todos os casos de adição de fibra foi aumentado o desvio padrão do resultado, quando comparado com o comportamento das referências. Esta variação dos resultados pode ser atribuída ao fato de que a adição de fibras aumenta a porosidade do compósito, criando caminhos de saída de água, como sugerido por Toledo *et al.* [206].



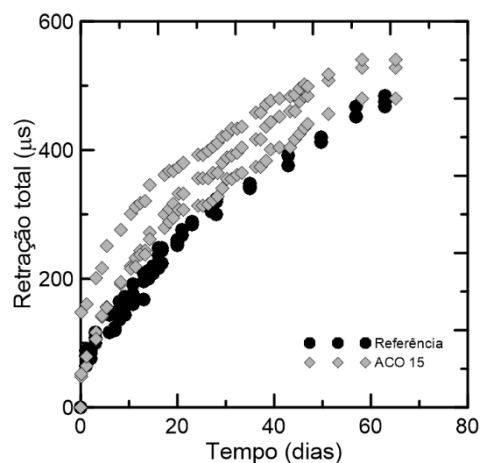
(a)



(b)



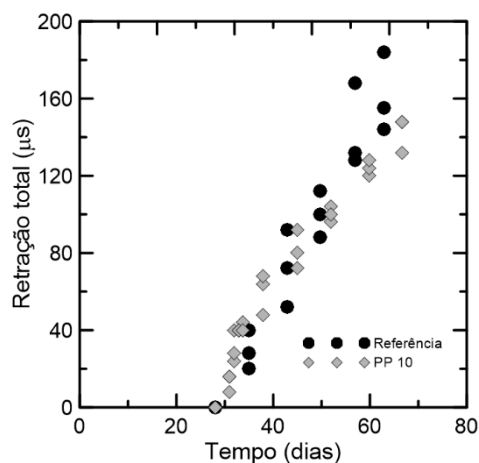
(c)



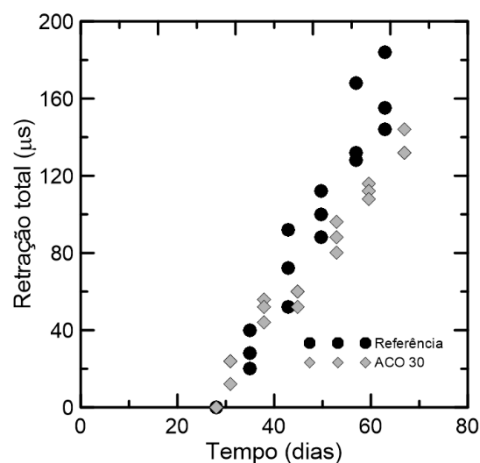
(d)

Figura 5.18 – Influência da adição de fibras discretas na reposta de retração por secagem. Gráficos retração por secagem *versus* tempo para as amostras de concreto reforçado com fibra de polipropileno 10 kg/m³ (a) e 6 kg/m³ (c) e com fibra de aço 30 kg/m³ (b) e 15 kg/m³ (d).

Como o principal objetivo da análise de retração por secagem foi avaliar o grau de influência da retração nos resultados de fluência a compressão, decidiu-se então plotar as curvas referentes ao período em que ocorreram os ensaios (28-62 dias), ver Figura 5.19.



(a)



(b)

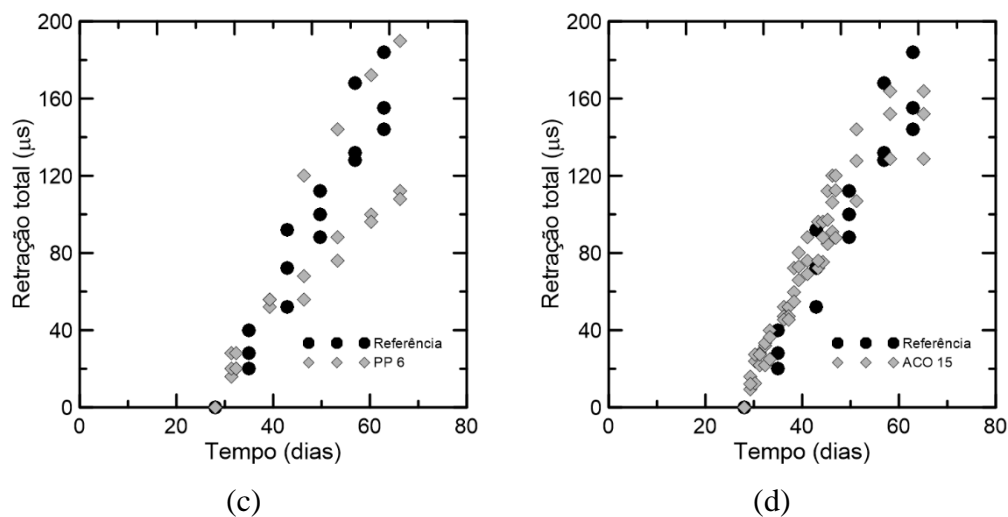


Figura 5.19 – Influência da adição de fibras discretas no comportamento de retração por secagem no período do ensaio de fluência a compressão. Gráficos retração por secagem *versus* tempo após 28 dias para as amostras de concreto reforçado com fibra de polipropileno 10 kg/m³ (a) e 6 kg/m³ (c) e com fibra de aço 30 kg/m³ (b) e 15 kg/m³ (d).

A Tabela 5.3 apresenta os valores médios de retração ao fim dos ensaios e os valores em porcentagem do desempenho dos concretos com reforço fibroso quando comparadas às amostras de referência. A partir da coluna de desempenho, conclui-se que todas as amostras reforçadas com fibra resultaram em um comportamento mais suscetível às deformações por retração.

Tabela 5.3 – Resumo dos dados do ensaio de retração por secagem.

Amostra	Deformação por retração (μs)	Desempenho (%)
Referência	475,67 (8,02)	-
PP 10	538,67 (50,01)	13%
PP 6	504 (72,33)	6%
ACO 30	485,33 (41,63)	2%
ACO 15	516 (31,75)	8%

5.3.3.1. Influência das fibras na perda de massa

O gráfico da Figura 5.20 apresenta a perda de massa, em %, ao longo do tempo das amostras durante o ensaio da retração por secagem. Todas as amostras tiveram a mesma área de superfície exposta durante a secagem. É possível observar que a taxa de perda de massa é alta nos primeiros 2 dias para todas as misturas. Após 10 dias de ensaio, há uma redução nessa taxa. Porém, somente após cerca de 30 dias é que ocorre a estabilização da curva de perda de massa. Pode-se observar uma redução na perda de massa dos compósitos com ambas as fibras, porém no caso do CRF com 10 kg/m³ de polipropileno a resposta aos 60 dias foi similar ao que foi encontrado para a referência. Motta [207] obteve resultados em que a adição de fibras representou uma melhora no desempenho de perda de massa, se aproximando da conclusão obtida pelas amostras deste trabalho.

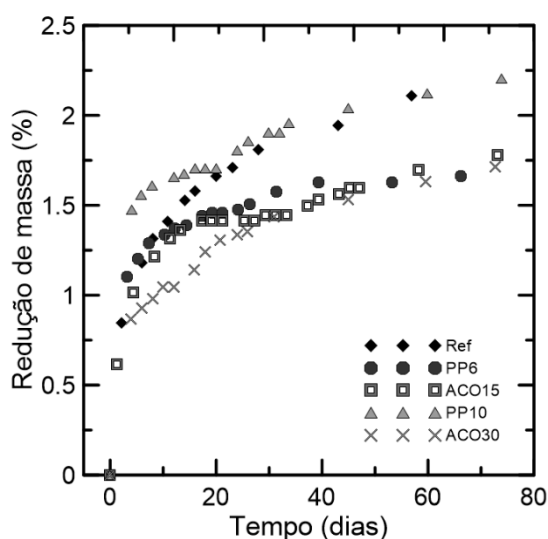


Figura 5.20 – Gráfico redução de massa *versus* tempo das amostras do ensaio de retração total.

5.3.4. Resultados dos ensaios de fluência a compressão

A Tabela 5.4 e a Figura 5.21 mostram os resultados dos ensaios de fluência a compressão juntamente com as curvas de retração por secagem. Na tabela pode ser observado dados referentes a idade de 28 dias, que é o ponto em que se inicia o ensaio de fluência a compressão, e a idade de 52 dias, que faz menção ao dia em que ocorre o descarregamento do ensaio. Como pode ser notado a partir da tabela e da figura, a adição de fibras tem influência na deformação por fluência. Apesar de

as fibras influenciarem o comportamento da curva de fluência básica, pode-se dizer que, no geral, a resposta da deformação total das diferentes misturas apresenta baixa variabilidade, com exceção das amostras reforçadas com 30 kg/m^3 de fibra de aço. Para estas amostras reforçadas com 30 kg/m^3 de aço, a deformação total foi cerca de 8% inferior à média das demais amostras. Cabe salientar que a deformação total, que foi comparada acima, engloba os valores de deformação do ensaio de retração e os valores de deformação do ensaio de fluência.

Com relação a deformação instantânea do ensaio de fluência, nota-se a partir do gráfico da Figura 5.22 uma tendência linear de acordo com o volume de fibra empregado na mistura, desconsiderando o tipo de fibra. Por esta razão, pode-se concluir que um dos possíveis fatores que levam ao aumento da deformação instantânea é o incremento no volume de fibra, já que quanto mais fibra estiver presente na composição do concreto, mais espaços vazios e mais zonas de transição interfacial irão existir.

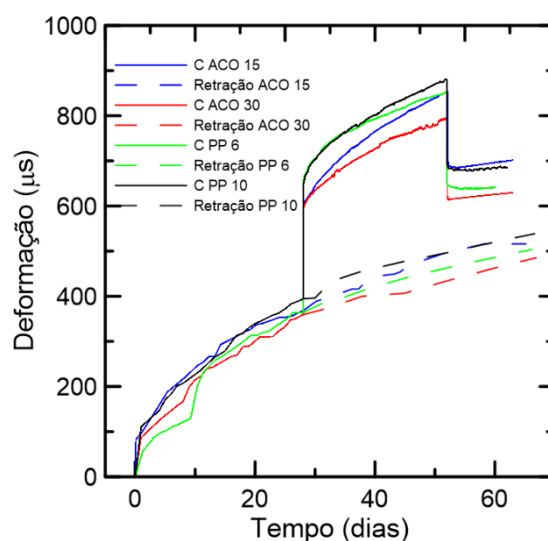


Figura 5.21 – Influência da adição de fibras discretas no comportamento de fluência a compressão de concretos reforçados com fibra, incluindo a parcela da retração.

Tabela 5.4 – Tabela resumo das propriedades determinadas através do ensaio de fluência a compressão, considerando o início da aplicação de carga aos 28 dias e o período de recuperação após 52 dias.

Propriedade	Idade	PP 6	PP 10	ACO 15	ACO 30
Retração total (ϵ_{RT}) [μs]	28	364,00	394,64	367,79	359,33
	52	466,67	496,00	493,90	437,30
Deformação instantânea (ϵ_{inst}) [μs]	28	217,07	229,36	203,76	209,59
	52	271,05	254,71	281,62	226,28
Deformação por fluência ($\epsilon_{fluência}$) [μs]	52	271,05	254,71	281,62	226,28
	52	271,05	254,71	281,62	226,28
Deformação total ($\epsilon_{RT,28} + \epsilon_{inst} + \epsilon_{fluência}$) [μs]	52	852,12	878,71	853,17	795,2
	52	852,12	878,71	853,17	795,2
Coeficiente de fluência ($\epsilon_{fluência}/\epsilon_{inst}$)	52	1,25	1,11	1,38	1,08
	52	1,25	1,11	1,38	1,08
Recuperação instantânea (ϵ_{REC}) [μs]	52	191,62	180,07	154,77	169,51
	52	191,62	180,07	154,77	169,51
Coeficiente de recuperação ($\epsilon_{REC}/\epsilon_{total}$)	52	0,22	0,20	0,18	0,21
	52	0,22	0,20	0,18	0,21

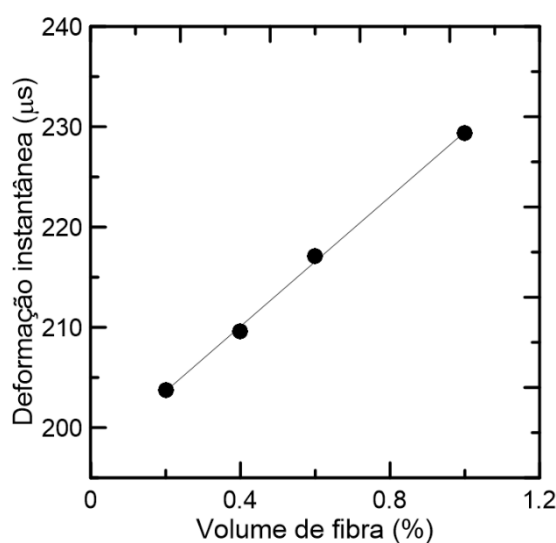


Figura 5.22 – Gráfico deformação instantânea *versus* volume de fibra para verificar influência das fibras na deformação instantânea.

Entretanto, ao analisar os dados de deformação por fluência, percebe-se que o incremento no volume de fibra reduz a deformação por fluência para ambas as fibras analisadas separadamente. No caso da fibra de polipropileno esta redução é de cerca de 6% e para a fibra de aço é de mais de 20%. Além disso, pode-se concluir que apesar dos diferentes resultados obtidos para deformação total, a recuperação das amostras ocorre de forma similar para todos os compósitos, com uma média de

20% de recuperação baseado na deformação total. Esta afirmação pode ser comprovada a partir do coeficiente de recuperação das amostras. Cabe ainda destacar que existe uma parcela irreversível da deformação por fluência a compressão. Esta parcela pode ser vista na Figura 5.21 e um dos motivos da irreversibilidade é o contínuo processo de cura das amostras, em que partículas de cimento são hidratadas na configuração deformada. Além disso, percebe-se que no período de recuperação as amostras continuam deformando. Esta deformação pode estar ligada ao fato de que o processo de retração por secagem continua a contrair o elemento. Por fim, os gráficos das 12 amostras submetidas ao ensaio de fluência a compressão podem ser consultadas no Apêndice B.

5.3.5. Resultados dos ensaios de fluência a flexão

Como descrito no programa experimental, utilizou-se as variações do tipo de fibra e do volume de fibra. A combinação destas variações relacionadas com a identificação das amostras e suas determinadas posições no ensaio estão apresentadas na Tabela 5.5.

Tabela 5.5 – Identificação das amostras com as suas especificações.

Identificação	Tipo de fibra	Massa de fibra	Carga nominal	Carga absoluta	Posição
P PP 6 #10	Polipropileno	6 kg/m ³	30%	35%	1
P PP 6 #11				35%	2
P PP 6 #12				34%	3
P PP 10 #10		10 kg/m ³		33%	1
P PP 10 #11				33%	2
P PP 10 #12				34%	3
P ACO 15 #10	Aço	15 kg/m ³		31%	1
P ACO 15 #11				35%	2
P ACO 15 #12				39%	3
P ACO 30 #10		30 kg/m ³		35%	1
P ACO 30 #11				32%	2
P ACO 30 #12				31%	3

A idealização do processo do ensaio de fluência a flexão está apresentada na Figura 5.23. Os gráficos do processo do ensaio estão apresentados na Figura 5.24, contendo a pré-fissuração, fluência, recuperação e ruptura. Para melhor compreender os dados expostos nos gráficos, montou-se uma tabela resumo com

todos os parâmetros já definidos no programa experimental: taxa de recuperação, abertura de fissura acumulada do início e término do ensaio de fluência, taxa de abertura de fissura para diferentes períodos e os coeficientes de fluência em um tempo determinado (ver Tabela 5.6).

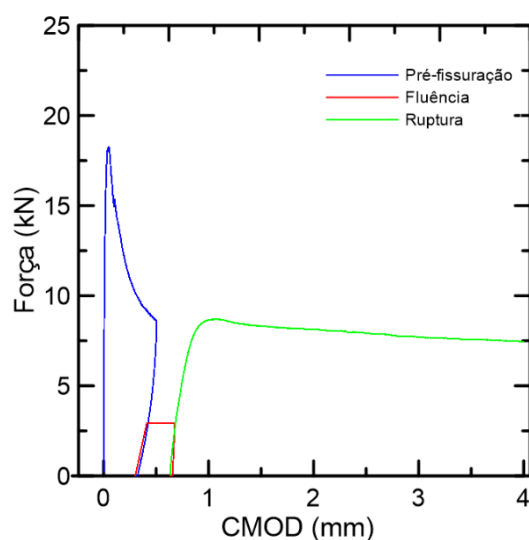
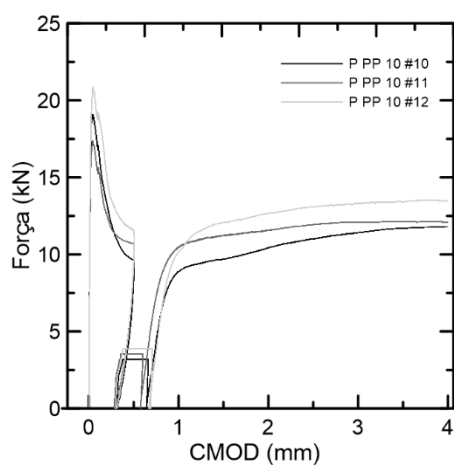
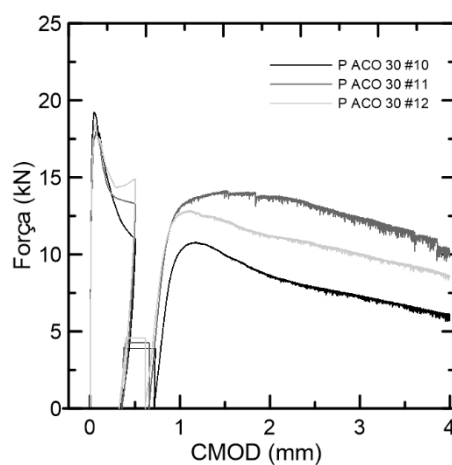


Figura 5.23 – Idealização do processo de ensaio da fluência a flexão.



(a)



(b)

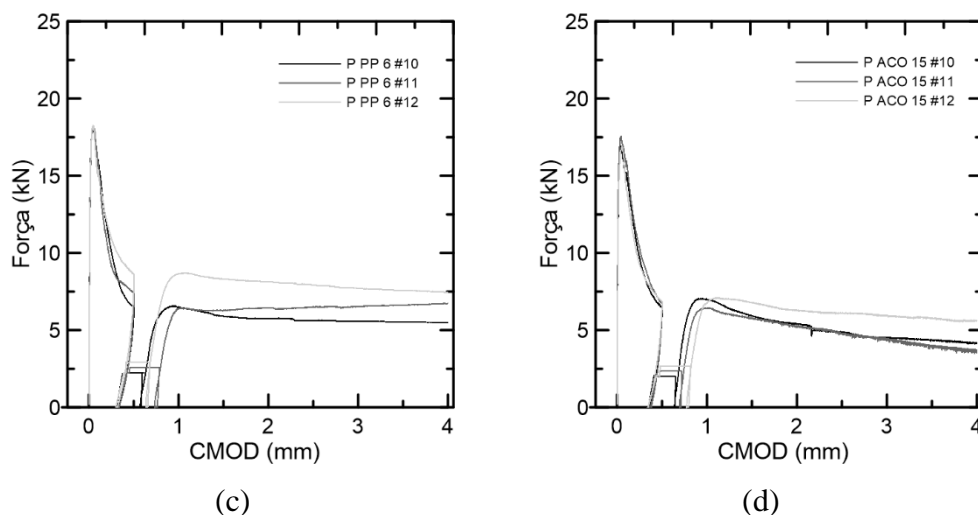


Figura 5.24 – Processo do ensaio de fluência a flexão englobando os estágios de pré-fissuração, fluência, recuperação e ruptura das amostras reforçadas com 10 kg/m³ de polipropileno (a), 30 kg/m³ de aço (b), 6 kg/m³ de polipropileno (c) e 15 kg/m³ de aço (d).

A análise da recuperação após processo de pré-fissuração pode ser realizada através do parâmetro r . Percebe-se que as amostras reforçadas com fibra de polipropileno tendem a recuperar uma porção maior da sua abertura de fissura. Este fato pode estar ligado a natureza das fibras, já que as fibras de polipropileno são flexíveis e facilmente dobráveis. Em contrapartida, a natureza rígida das fibras de aço, juntamente com o deslocamento de arrancamento, que não é recuperável, dificultam a taxa de recuperação de compósitos reforçados com esta fibra.

No processo do ensaio de fluência, analisando agora os parâmetros w_{ci} e w_{cd} , nota-se ao comparar a resposta do CRF com 6 kg/m³ de polipropileno com o CRF com 15 kg/m³ de fibra de aço que o comportamento geral das amostras após o ensaio de fluência foi compatível, considerando que ambos tiveram média e desvio padrão iguais: $0,25 \pm 0,07$ mm. Entretanto, ao comparar as outras duas misturas, CRF com 10 kg/m³ de polipropileno e CRF com 30 kg/m³ de aço, percebeu-se que o compósito com aço obteve um comportamento melhor, com índices de deformações menores do que o compósito com polipropileno. O motivo para este comportamento pode estar ligado ao fato de que, apesar de existir muito mais fibras de polipropileno na seção fissurada (ver Figura 5.25), as propriedades de longo prazo da fibra de aço, apresentadas no decorrer deste capítulo, apresentam uma resposta de menor impacto quando submetidas a carregamentos sustentados. Como mostrado anteriormente, a fibra de aço, no ambiente de temperatura e umidade

controlados, não sofre efeito da fluência e, no arrancamento sob carga sustentada, a ancoragem mecânica se encarrega de transferir os esforços para a massa de concreto circundante, deixando que o deslocamento por fluência dependa muito mais da deformação do concreto do que do próprio deslocamento da fibra [134,135,204].

Tabela 5.6 – Parâmetros calculados para representar os dados obtidos no ensaio de fluência.

Identificação	r	w_{ci}^*	w_{cd}^* (30)	Taxa de abertura de fissura			Coeficiente de fluência		
				(0-10)	(10-20)	(20-30)	ϕ (10)	ϕ (20)	ϕ (30)
P PP 6 #10	38%	0,41	0,59	0,15	0,03	0,01	1,35	1,41	1,44
P PP 6 #11	35%	0,47	0,79	0,24	0,05	0,03	1,50	1,61	1,67
P PP 6 #12	40%	0,41	0,67	0,16	0,06	0,04	1,39	1,55	1,64
P PP 10 #10	39%	0,39	0,66	0,23	0,03	0,01	1,57	1,64	1,68
P PP 10 #11	43%	0,36	0,60	0,20	0,03	0,01	1,57	1,65	1,68
P PP 10 #12	40%	0,39	0,70	0,24	0,05	0,03	1,62	1,74	1,82
P ACO 15 #10	30%	0,46	0,65	0,16	0,02	0,01	1,34	1,40	1,43
P ACO 15 #11	25%	0,49	0,72	0,18	0,03	0,02	1,37	1,44	1,48
P ACO 15 #12	32%	0,49	0,81	0,25	0,05	0,03	1,50	1,60	1,66
P ACO 30 #10	32%	0,41	0,73	0,27	0,03	0,01	1,66	1,73	1,76
P ACO 30 #11	30%	0,39	0,66	0,23	0,03	0,01	1,58	1,66	1,70
P ACO 30 #12	35%	0,4	0,62	0,16	0,03	0,02	1,41	1,48	1,54

* w_{ci} e w_{cd} em milímetros.

Com relação às taxas de abertura de fissura e aos coeficientes de fluência (ϕ), fica mais claro o melhor comportamento do CRF reforçado com fibra de aço nas duas concentrações utilizadas. Percebe-se ainda que, quanto maior é o tempo j analisado no coeficiente de fluência, maior é a diferença da abertura de fissura entre as amostras de diferentes fibras. Lembrando que as comparações entre os compósitos de diferentes fibras são realizadas entre as maiores e as menores concentrações, já que possuem tensões residuais de serviço semelhantes. Além disso, ao comparar as amostras reforçadas com 6 kg/m³ de polipropileno com as de 15 kg/m³ de aço, considerando os parâmetros w_{ci} e w_{cd} , não foi possível afirmar qual comportamento era mais expressivo em termos de abertura de fissura. Porém, de acordo com o coeficiente de fluência, pode-se concluir que o comportamento do compósito reforçado com fibra de aço, submetido ao carregamento sustentado de flexão, se mostra mais eficiente no controle da abertura de fissuras, por mais baixa

que seja a concentração de fibras de aço quando se compara amostras de tensões residuais semelhantes.

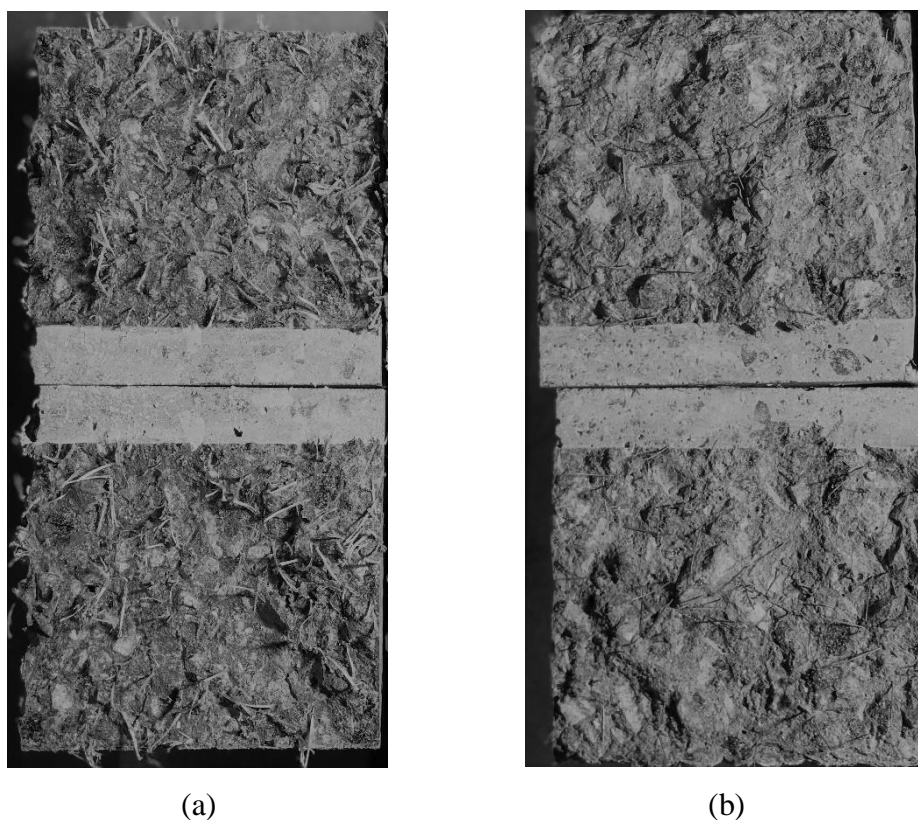


Figura 5.25 – Plano fissurado de amostras reforçadas com 10 kg/m³ de polipropileno (a) e com 30 kg/m³ de aço (b), apresentando a quantidade de fibras na seção.

Após o ensaio de fluência, foi deixado um período de recuperação para as amostras e em seguida levou-as para o pórtico de ensaios universais para romper. Como dito no programa experimental, o processo de ruptura da amostra se restringiu à máxima abertura de fissura prevista na norma EN 14651 [164], que é de 4 mm. Como forma de avaliar o quanto os processos de pré-fissuração e fluência influenciaram na resistência residual do compósito, decidiu-se construir a Tabela 5.7 com os percentuais de manutenção da tensão de pico. Além disso, pode ser visto na Figura 5.26 curvas que representam a comparação entre o ensaio monotônico e o processo do ensaio de fluência.

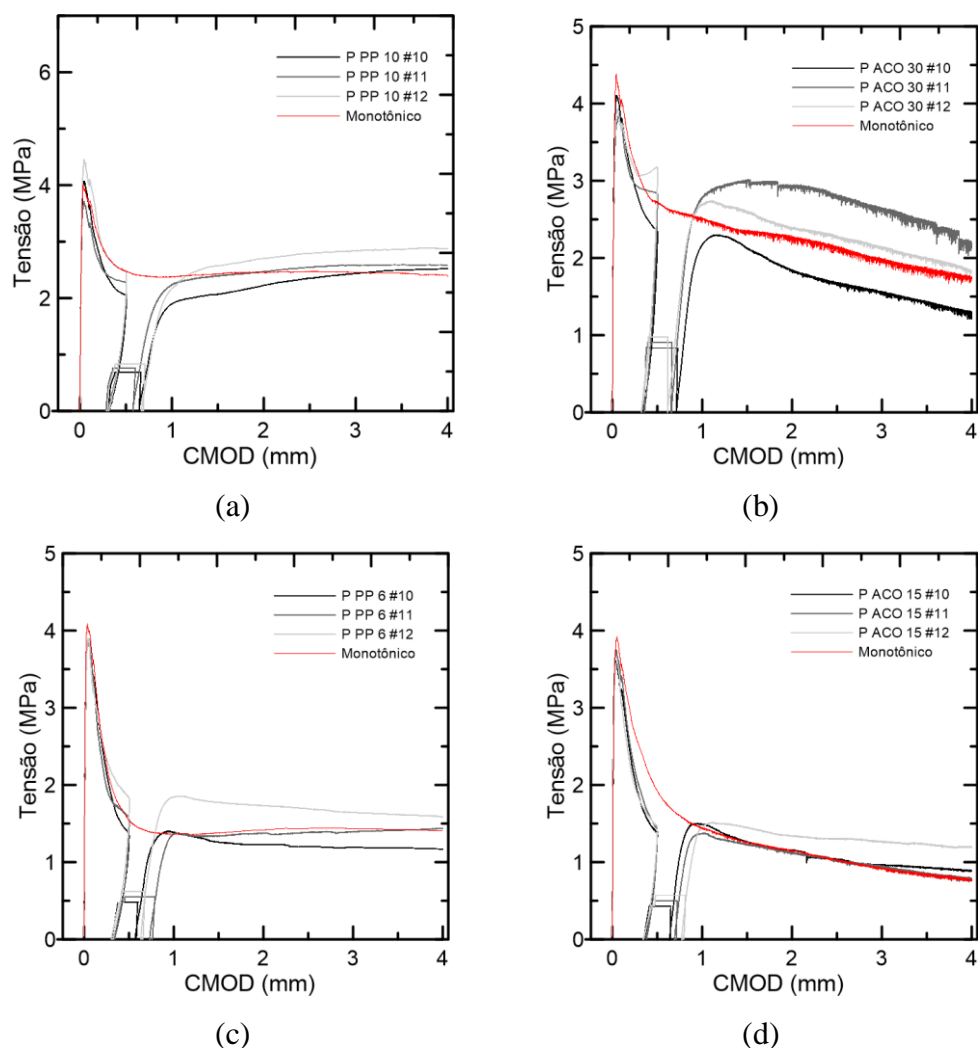


Figura 5.26 –Curvas tensão *versus* CMOD comparativas entra o ensaio monotônico e o processo de fluência para 10 kg/m³ de polipropileno (a), 30 kg/m³ de aço (b), 6 kg/m³ de polipropileno (c) e 15 kg/m³ de aço.

A partir da Tabela 5.7 e da Figura 5.26, nota-se que não houve alteração significativa das propriedades mecânicas da amostra, concluindo-se que, para o nível de carregamento de 30% e abertura de pré-fissura de 0,5 mm, não ocorre perda de resistência por conta do carregamento sustentado. Pode-se perceber apenas no caso das amostras reforçadas com 30 kg/m³ de fibra de aço que as resistências residuais foram superiores, levando a concluir que este resultado pode estar ligado ao processo de moldagem e a quantidade de fibras interligando o plano fissurado. Deve-se ainda considerar que o ensaio de ruptura ocorreu 73 dias após a moldagem, e que, durante o ensaio de fluência as partículas de cimento não hidratadas reagiram

na amostra deformada, muito provavelmente conduzindo a um aumento das propriedades mecânicas.

Tabela 5.7 – Dados da manutenção das tensões de pico para as amostras do ensaio monotônico e para as amostras do ensaio de fluência.

Amostra	Ensaio	$f_{R,1}/f_{R,p}$ (%)	$f_{R,2}/f_{R,p}$ (%)	$f_{R,3}/f_{R,p}$ (%)	$f_{R,4}/f_{R,p}$ (%)
P PP 6	Flexão 4 pontos	0,39 (0,02)	0,32 (0,03)	0,33 (0,05)	0,34 (0,05)
P PP 10	Flexão 4 pontos	0,54 (0,07)	0,52 (0,07)	0,53 (0,07)	0,53 (0,07)
P ACO 15	Flexão 4 pontos	0,42 (0,07)	0,28 (0,05)	0,24 (0,04)	0,20 (0,03)
P ACO 30	Flexão 4 pontos	0,58 (0,07)	0,49 (0,07)	0,44 (0,08)	0,38 (0,08)
P PP 6 #10	Ruptura pós fluência	0,36	0,33	0,31	0,31
P PP 6 #11	Ruptura pós fluência	0,40	0,34	0,36	0,36
P PP 6 #12	Ruptura pós fluência	0,47	0,45	0,43	0,41
P PP 10 #10	Ruptura pós fluência	0,50	0,51	0,58	0,68
P PP 10 #11	Ruptura pós fluência	0,61	0,64	0,69	0,70
P PP 10 #12	Ruptura pós fluência	0,55	0,58	0,63	0,64
P ACO 15 #10	Ruptura pós fluência	0,38	0,35	0,29	0,26
P ACO 15 #11	Ruptura pós fluência	0,38	0,33	0,27	0,23
P ACO 15 #12	Ruptura pós fluência	0,41	0,40	0,36	0,32
P ACO 30 #10	Ruptura pós fluência	0,57	0,52	0,41	0,35
P ACO 30 #11	Ruptura pós fluência	0,74	0,78	0,73	0,64
P ACO 30 #12	Ruptura pós fluência	0,81	0,66	0,58	0,51

Observando agora os gráficos da Figura 5.27, que contém apenas os dados do ensaio de fluência, pode-se perceber que as amostra de polipropileno realmente resultaram em deformações por fluência superiores ao encontrado para as fibras de aço, e que a taxa de recuperação também foi superior. As justificativas para cada

um destes comportamentos já foram discutidas acima. Além dos dados de CMOD *versus* tempo do ensaio de fluência, está representado também a variação da carga no decorrer do ensaio e, apesar do ensaio ter sido realizado através de ajustes de carregamento, nota-se que as variações não excederam 7% para as concentrações mais baixas e 5% para as concentrações mais altas.

Apesar de todos estes dados apresentados acima já renderem boas discussões acerca do comportamento de fluência à flexão em amostras pré-fissuradas, foi apenas com os dados dos gráficos apresentados na Figura 5.28 que pôde-se concluir acerca das contribuições resistentes. Nota-se que a zona comprimida tende a aumentar no decorrer do ensaio, indicando que a região de compressão tem maior influência na resposta do compósito submetido ao carregamento sustentado. Logo, além de mencionar o processo de alongamento e arrancamento da fibra como justificativas para o comportamento do compósito, deve-se incluir a parcela da fluência a compressão atrelada a parcela da retração. Observando os dados apresentados na seção 5.3.4 (Resultado dos ensaios de fluência a compressão), conclui-se que, no geral, as amostras reforçadas com fibra de polipropileno tendem a resultar em uma deformação total maior do que as amostras com fibra de aço. Além disso, destaca-se que nos resultados de fluência a compressão foi visto que os compósitos reforçados com 30 kg/m³ de fibra de aço resultam em uma deformação total inferior às demais. Esta afirmação pode justificar inclusive o as mudanças de posição da linha neutra (LN) da amostra P ACO 30 #12, que, para o nível de carregamento aplicado, a zona tracionada deformou mais do que a zona comprimida, ou seja, a magnitude do crescimento da fissura existente foi maior do que a deformação da zona de compressão. A descontinuidade presente nos gráficos LN *versus* tempo representam o momento em que ocorreu o descarregamento das amostras, apresentando um alívio nas deformações.

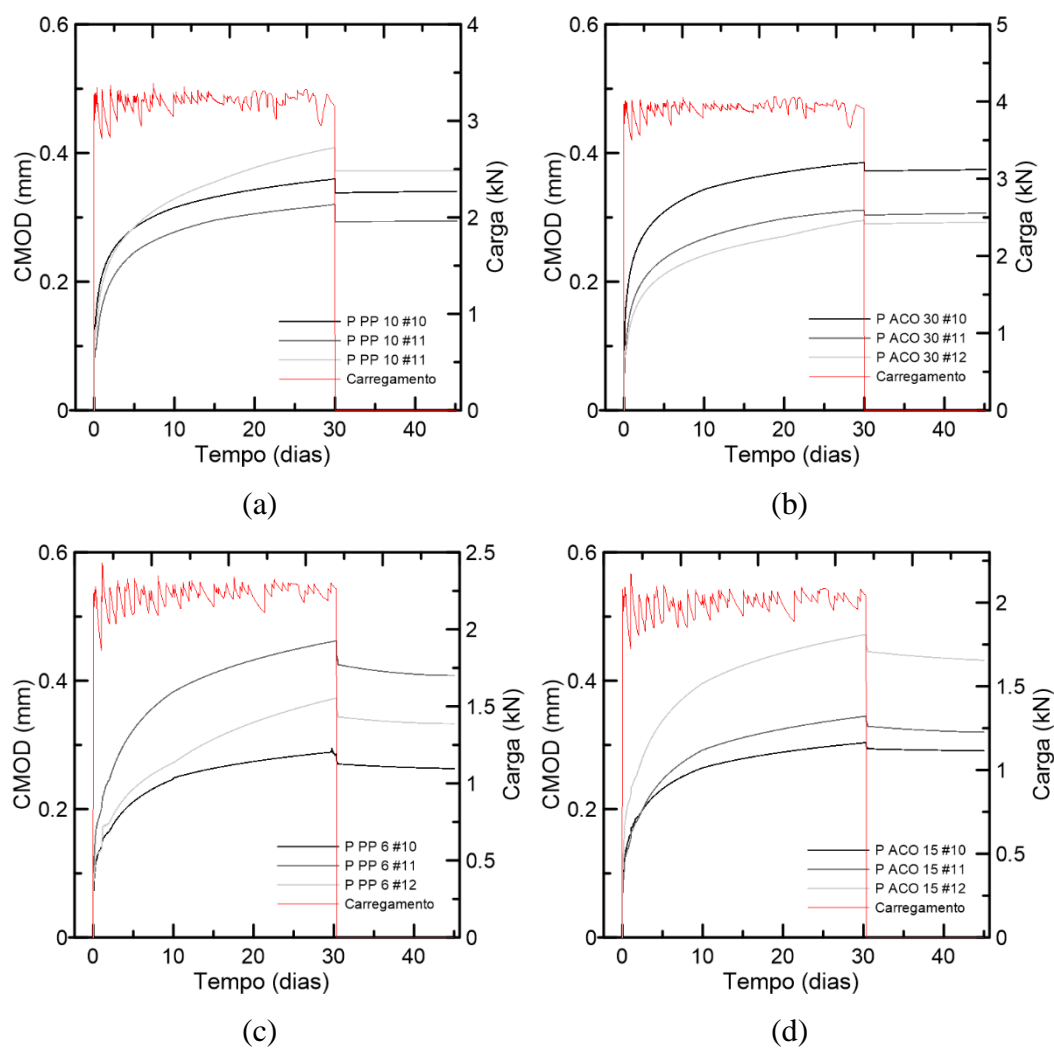
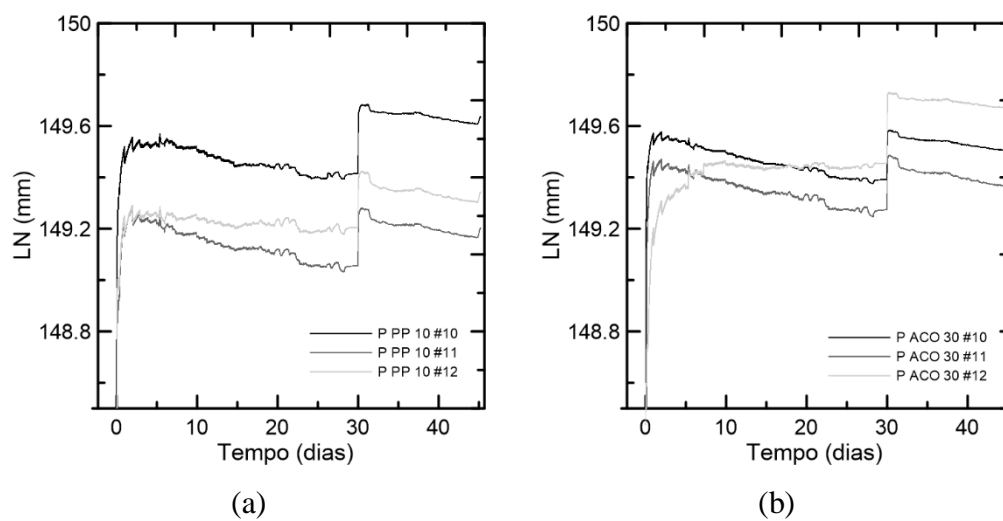


Figura 5.27 – Influência da adição de fibras discretas no comportamento de fluência a flexão com os dados do carregamento sobrepostos.



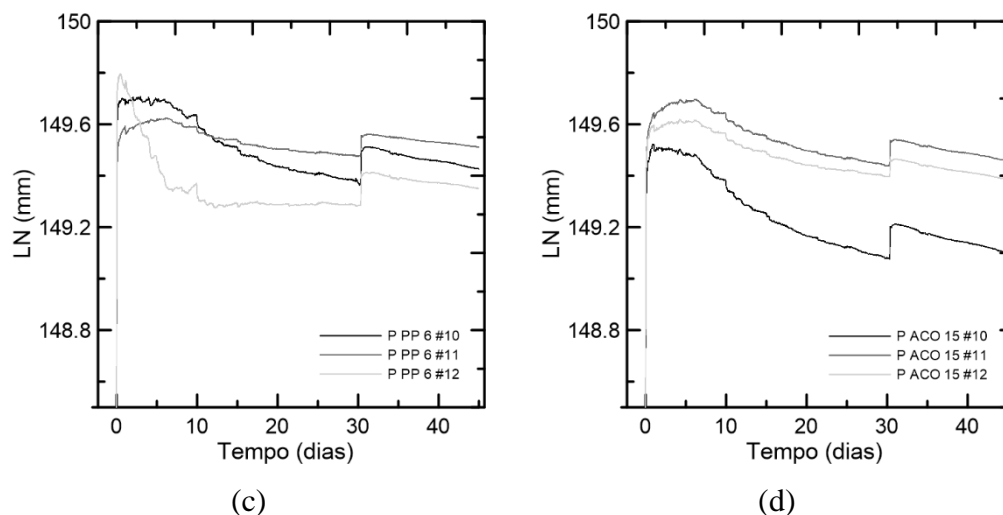


Figura 5.28 – Contribuição da zona comprimida e da zona tracionada nos ensaios de fluência a flexão a partir dos gráficos linha neutra *versus* tempo para as reforçadas com 10 kg/m³ de fibra de polipropileno (a), 30 kg/m³ de fibra de aço (b), 6 kg/m³ de fibra de polipropileno (c) e 15 kg/m³ de fibra de aço.

5.4. Conclusão

A partir dos ensaios de carga sustentada na fibra foi visto que as deformações da fibra de polipropileno tendem a aumentar com o decorrer do tempo. Já a fibra de aço se mostrou estável a deformações de longo prazo, apresentando apenas a deformação instantânea em seu comportamento. Além disso, analisando a curva *compliance versus* tempo, notou-se que para carregamentos de até 30% da carga resistente da fibra de polipropileno o comportamento dependente do tempo é correspondente em termo de taxa de deformação.

Para o ensaio de arrancamento sob carga sustentada, percebeu-se que as fibras de polipropileno deslocaram mais quando submetidas a carregamentos de 50% e 75% da resistência ao arrancamento. A justificativa encontrada para tal resposta foi a fraca aderência de interface fibra matriz e a propriedade viscosa da fibra, que resulta em grandes deformações com o tempo. Já no caso das fibras de aço, notou-se que a grande porção do seu deslocamento se restringe ao deslizamento instantâneo, relacionado ao momento da aplicação do carregamento, e no decorrer do tempo a ancoragem mecânica se encarrega de transferir os esforços para a matriz circundante, deixando que o deslocamento por fluência dependa muito mais da deformação da matriz do que do próprio deslizamento da fibra.

Para o ensaio de retração foi visto que após o período de 28 dias as deformações por retração tendem a se estabilizar, porém ainda há deformações significativas que possam afetar o comportamento do compósito sob carga sustentada de compressão.

Nos ensaios de fluência a compressão concluiu-se que a resposta global das deformações totais são semelhantes, com exceção do compósito reforçado com 30 kg/m³ de fibra de aço. Para este compósito a deformação total foi cerca de 8% menor que para as demais amostras. Entretanto, quando analisado a deformação instantânea separadamente, pôde-se perceber que ocorre uma tendência linear de aumento de deformações proporcionalmente ligado ao aumento de concentração volumétrica das fibras e, quando analisado a deformação por fluência, o aumento da fração volumétrica de fibras melhora a resposta do compósito submetido ao carregamento sustentado, reduzindo as deformações por fluência.

Para os ensaios de fluência a flexão, pôde-se compreender a contribuição de cada parte descrita acima no comportamento das amostras. Notou-se que para o caso das amostras reforçadas com fibras de polipropileno a resposta resultou em deformações maiores, tanto na zona comprimida quanto na abertura de fissura. Além disso, todos os conceitos obtidos com os ensaios de arrancamento sob carga sustentada puderam ser utilizados para explicar o que acontece globalmente na seção fissurada de uma amostra submetida a carga de flexão sustentada. As fibras de aço, por mais que estivessem em menor quantidade, foram favorecidas pela ancoragem mecânica, que tratou de transferir as tensões para a massa de concreto. Além do favorecimento interfacial causado pela presença de ganchos nas extremidades, as fibras de aço não possuem propriedades viscosas dependentes do tempo, como é o caso das fibras de polipropileno. Por isso, além da baixa resistência interfacial das fibras de polipropileno, as suas grandes deformações dificultaram o seu desempenho.

6. Conclusão

Este trabalho apresentou desde uma revisão bibliográfica acerca do concreto reforçado com fibras e suas propriedades mecânicas até a caracterização das propriedades de longo prazo, sendo abordados a retração e a fluência em diferentes escalas. Além disso, realizaram-se ensaios para caracterizar as propriedades no estado fresco, e a partir de ensaios de abatimento do tronco de cone concluiu-se que a presença da fibra influencia na trabalhabilidade do concreto, prejudicando sua capacidade de fluir.

Nos ensaios de caracterização da fibra, foram realizados testes de tração direta e testes de arrancamento. Em ambos ensaios pode-se perceber o melhor comportamento da fibra de aço, que no caso da tração direta esteve relacionado a sua alta resistência e sua capacidade de escoar e plastificar, e no caso do arrancamento esteve relacionado à ancoragem mecânica. A avaliação da interface a partir de ensaios de arrancamento permitiu concluir que, para ambas as fibras, houve o completo descolamento e posterior deslizamento em todas as amostras ensaiadas. Esse fato é um indicador de que a aderência entre a fibra e a matriz na interface é mais fraca em relação à resistência da matriz ou da fibra.

Para os ensaios de compressão dos compósitos, percebeu-se uma queda na resposta a compressão do concreto reforçado com 10 kg/m^3 de polipropileno quando comparado com os resultados da matriz. Esta diferença pode estar relacionada a grande quantidade de áreas de interface, que, como afirmado na revisão bibliográfica, são áreas críticas. Já para as amostras reforçadas com 6 kg/m^3 de polipropileno, os resultados obtidos estiveram relativamente próximos do que foi encontrado para o concreto comum. Entretanto, as amostras reforçadas com fibra de aço apresentaram um aumento na capacidade resistente do concreto, que pode estar relacionada à presença de fibra em baixa concentração, mas que funcionam como agente interno de confinamento.

Os ensaios de flexão pontos mostraram uma diferença de comportamento mecânico considerável entre a matriz sem reforço e o compósito reforçado com as fibras. Em todos os casos a presença de fibra proporcionou ao concreto um

comportamento de pseudo-ductilidade, com tensão residual após o aparecimento da primeira fissura, neste caso denominado *deflection softening*. A tensão máxima, que está ligada a resistência da matriz, mostrou resultados equivalentes ao encontrado nos ensaios de compressão, em que os compósitos reforçados com fibra de aço resultaram em uma tensão de pico maiores que os reforçados com polipropileno. Já o valor da carga residual variou tanto com o tipo de fibra quanto com a dosagem, sendo que quanto maior foi a dosagem, maior foi o valor da tensão residual. Por fim, a partir da avaliação de acordo com o fib Model Code, observou-se que concretos reforçados com fibras de polipropileno e aço foram considerados adequados para utilização com fins estruturais, considerando as dosagens avaliadas neste trabalho. No geral, foi observada compatibilidade entre os resultados obtidos pelos ensaios de arrancamento e flexão, já que os compósitos reforçados com fibra de aço, mesmo contendo uma concentração volumétrica de fibra inferior, resultaram em respostas a flexão próximas do que foi encontrado para as altas concentrações de polipropileno.

O comportamento mecânico avaliado nos ensaios cíclicos foi semelhante àquele observado nos ensaios monotônicos, percebendo que nos ensaios cíclicos avaliou-se o comportamento dos compósitos até uma abertura de fissura de 1 mm. A partir da curva R concluiu-se que compósitos reforçados com fibra de aço apresentaram um valor médio de resistência ao desenvolvimento da fissura maior do que o apresentado pelos concretos reforçados com polipropileno.

Para os ensaios de fluência a flexão, pôde-se compreender a contribuição da compressão do compósito e da tração e arrancamento das fibras para a resposta global da estrutura. Notou-se que para o caso das amostras reforçadas com fibras de polipropileno a resposta resultou em deformações maiores, tanto na zona comprimida quanto na abertura de fissura. Além disso, todo o conceito obtido com os ensaios de arrancamento sob carga sustentada puderam ser utilizados para explicar o que acontece no comportamento da seção fissurada de uma amostra submetida a carga de flexão sustentada. As fibras de aço, por mais que estivessem em menor quantidade, foram favorecidas pela ancoragem mecânica, que tratou de transferir as tensões para a massa de concreto circundante. Além do favorecimento interfacial causado pela presença de ganchos nas extremidades, as fibras de aço não possuem propriedades viscosas dependentes do tempo, como é o caso das fibras de polipropileno.

6.1. Sugestão para trabalhos futuros

- Realização de ensaios em escala estrutural para verificação da influência da escala no comportamento dos concretos reforçados com fibras, nas propriedades mecânicas de curto e longo prazo.
- Realização dos ensaios em painéis, quadrados e circulares, já que são estes ensaios que representam os resultados do concreto projetado utilizado em diversas aplicações.
- Aprimoramento do arranjo experimental de carga sustentada na fibra, pois com esta configuração não foi possível realizar ensaios para cargas superiores a 15 kg.
- Realização dos ensaios de fluência a flexão e arrancamento da fibra de aço com um dispositivo de aquisição mais preciso.
- Avaliar diferentes níveis de carregamento, além dos 30% da tensão residual.

7. Referências bibliográficas

- [1] Sparavigna AC. Ancient concrete works 2011.
- [2] Brandt AM. Fibre reinforced cement-based (FRC) composites after over 40 years of development in building and civil engineering. *Compos Struct* 2008;86:3–9. doi:10.1016/j.compstruct.2008.03.006.
- [3] Yakut A. Reinforced concrete frame construction. *World Hous Encycl* 2004:1–9.
- [4] Song H-W, Saraswathy V. Corrosion Monitoring of Reinforced Concrete Structures-A Review. vol. 2. 2007.
- [5] Majumdar AJ, Nurse RW. Glass fibre reinforced cement. *Mater Sci Eng* 1974;15:107–27. doi:10.1016/0025-5416(74)90043-3.
- [6] Toutanji HA, El-Korchi T, Katz RN, Leatherman GL. Behaviour of carbon fiber reinforced cement composites in direct tension. *Cem Concr Res* 1993;23:618–26. doi:10.1016/0008-8846(93)90013-Y.
- [7] Oh BH, Kim JC, Choi YC. Fracture behavior of concrete members reinforced with structural synthetic fibers. *Eng Fract Mech* 2007;74:243–57. doi:10.1016/J.ENGFRACMECH.2006.01.032.
- [8] Olivito RS, Zuccarello FA. An experimental study on the tensile strength of steel fiber reinforced concrete. *Compos Part B Eng* 2010;41:246–55. doi:10.1016/J.COMPOSITESB.2009.12.003.
- [9] Silva F de A, Mobasher B, Filho RDT. Cracking mechanisms in durable sisal fiber reinforced cement composites. *Cem Concr Compos* 2009;31:721–30. doi:10.1016/J.CEMCONCOMP.2009.07.004.
- [10] Lim TY, Lee S, Paramasivam P. Analytical Model for Tensile Behavior of Steel-Fiber Concrete. *Mater J* 1988;84:286–98. doi:10.14359/1454.
- [11] Lim TY, Lee S, Paramasivam P. Bending Behavior of Steel-Fiber Concrete Beams. *ACI Struct J* 1988;84:524–36.
- [12] Soroushian P, Lee C-D. Distribution and Orientation of Fibers in Steel Fiber Reinforced Concrete. vol. 87. 1990.
- [13] Soroushian P, Bayasi Z. Fiber-type effects on the performance of steel fiber

- reinforced concrete. vol. 88. 1991.
- [14] Barros J, Filgueiras JA. Flexural behavior of sfrc: testing and modeling. *J Mater Civ Eng* 1999;11:331–9.
 - [15] Barros JAO, Cunha VMCF, Ribeiro AF, Antunes JAB. Post-cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete. *Mater Struct Constr* 2005;38:47–56. doi:10.1617/14058.
 - [16] Soranakom C, Mobasher B. Closed-form solutions for flexural response of fiber-reinforced concrete beams. *J Eng Mech* 2007;133:933–41. doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(2007)133:8(933).
 - [17] Soranakom C, Mobasher B. Closed-form moment-curvature expressions for homogenized fiber-reinforced concrete. *ACI Mater J* 2007;104:351–9.
 - [18] Fantilli A, Mihashi H, Vallini P. Multiple cracking and strain hardening in fiber-reinforced concrete under uniaxial tension. vol. 39. 2009. doi:10.1016/j.cemconres.2009.08.020.
 - [19] Chern J-C, Chan Y-W. Deformations of Concretes Made With Blast-Furnace Slag Cement and Ordinary Portland Cement. *ACI Mater J* 1989;86:372–82. doi:10.14359/2151.
 - [20] Altoubat SA, Lange DA. A New Look at Tensile Creep of Fiber-Reinforced Concrete. *Spec Publ* 2003;216:143–60. doi:10.14359/12897.
 - [21] Tan K-H, Paramasivam P, Tan K-C. Cracking characteristics of reinforced steel fiber concrete beams under short- and long-term loadings. *Adv Cem Based Mater* 1995;2:127–37. doi:10.1016/1065-7355(95)90013-6.
 - [22] Kanstad T, Žirgulis G. Long-time creep testing of pre-cracked fibre reinforced concrete beams. *Proc. 8th RILEM Int. Symp. Fibre Reinf. Concr. RILEM PRO88*, 2012, p. 195–6.
 - [23] Mouton CJ, Boshoff WP. Initial study on the tensile creep of cracked steel fibre reinforced concrete. *8th RILEM Int. Symp. fibre Reinf. Concr. challenges Oppor.*, 2012, p. 19–21.
 - [24] Babafemi AJ, Boshoff WP. Testing and modelling the creep of cracked macro-synthetic fibre reinforced concrete (MSFRC) under flexural loading. *Mater Struct Constr* 2016;49:4389–400. doi:10.1617/s11527-016-0795-7.
 - [25] Nieuwoudt PD, Babafemi AJ, Boshoff WP. The response of cracked steel fibre reinforced concrete under various sustained stress levels on both the macro and single fibre level. *Constr Build Mater* 2017;156:828–43.

- doi:10.1016/j.conbuildmat.2017.09.022.
- [26] Ross A, Cpeng M. Steel fibre reinforced concrete (SFRC) – Quality , performance and specification. New Zeal. Concr. Conf., New Zealand: 2009, p. 07.
 - [27] Oslejs J. New Frontiers for Steel Fiber-Reinforced Concrete. Concr Int - DETROIT 2008;30:45–50.
 - [28] Ou Y-C, Tsai M-S, Liu K-Y, Chang K-C. Compressive Behavior of Steel-Fiber-Reinforced Concrete with a High Reinforcing Index. J Mater Civ Eng 2012;24:207–15. doi:10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000372.
 - [29] LÖFGREN I. Fibre reinforced Concrete for Industrial Construction. Chalmers University Of Technology, 2005.
 - [30] Fanella DA, Naaman AE. Stress-strain Properties of Fiber Reinforced Mortar in Compression. ACI J 1985;82:475–83. doi:10.14359/10359.
 - [31] Dhakal RP, Wang C, Mander JB. Behavior of steel fibre reinforced concrete in compression. Int Symp Innov Sustain Struct Civ Eng 2005.
 - [32] Song P., Hwang S. Mechanical properties of high-strength steel fiber-reinforced concrete. Constr Build Mater 2004;18:669–73. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2004.04.027.
 - [33] Gao J, Sun W, Morino K. Mechanical properties of steel fiber-reinforced, high-strength, lightweight concrete. Cem Concr Compos 1997;19:307–13. doi:10.1016/S0958-9465(97)00023-1.
 - [34] Song PS, Hwang S, Sheu BC. Strength properties of nylon- and polypropylene-fiber-reinforced concretes. Cem Concr Res 2005;35:1546–50. doi:10.1016/J.CEMCONRES.2004.06.033.
 - [35] Ezeldin AS, Balaguru PN. Normal- and high-strength fiber-reinforced concrete under compression. J Mater Civ Eng 1992;4:415–29.
 - [36] Nataraja MC, Dhang N, Gupta AP. Stress–strain curves for steel-fiber reinforced concrete under compression. Cem Concr Compos 1999;21:383–90. doi:10.1016/S0958-9465(99)00021-9.
 - [37] Chanvillard G, Bantia N, Aitcin P-C. Normalized load-deflection curves for fibre reinforced concrete under flexure. Cem Concr Compos 1990;12:41–5. doi:10.1016/0958-9465(90)90034-U.
 - [38] Aveston J, Mercer RA, Sillwood JM. Fibre reinforced cements - scientific foundations for specifications. 2019.

- [39] Pakotiprapha B, Pama RP, Lee S-L. Analysis of a bamboo fibre-cement paste composite. *J Ferrocem* 1983;13:141–59.
- [40] Naaman AE, Moavenzadeh F, McGarry FJ. Probabilistic analysis of fiber-reinforced concrete. *ASCE J Eng Mech Div* 1974;100:397–413.
- [41] Dupont D. Modelling and experimental validation of the constitutive law (sigma-epsilon) and cracking behaviour of steel fibre reinforced concrete. Katholieke Universiteit Leuven, 2003.
- [42] International Federation For Structural Concrete. *fib Model Code* 2010.
- [43] Bentur A, Mindess S. *Fibre Reinforced Cementitious Composites*. Taylor & Francis; 2007.
- [44] Robins P, Austin S, Jones P. Pull-out behaviour of hooked steel fibres. *Mater Struct Constr* 2002;35:434–42.
- [45] Li VC, Stang H, Krenchel H. Micromechanics of crack bridging in fibre-reinforced concrete. *Mater Constr* 1993;26:486–94.
- [46] Vrech S, Etse G, Meschke G, Caggiano A, Martinelli E. Meso- and macroscopic models for fiber-reinforced concrete, 2010, p. 241–50. doi:10.1201/b10546-29.
- [47] Jarrat R. Construction in in-situ cast flat slabs using steel fibre reinforced concrete. Stellenbosch : Stellenbosch University, 2011.
- [48] Soranakom C, Mobasher B. Flexural design of fiber-reinforced concrete. *ACI Mater J* 2009;106:461–9.
- [49] Bayramov F, Taşdemir C, Taşdemir M. Optimisation of steel fibre reinforced concretes by means of statistical response surface method. *Cem Concr Compos* 2004;26:665–75. doi:10.1016/S0958-9465(03)00161-6.
- [50] Mobasher B, Yao Y, Soranakom C. Analytical solutions for flexural design of hybrid steel fiber reinforced concrete beams. *Eng Struct* 2015;100:164–77. doi:10.1016/j.engstruct.2015.06.006.
- [51] van Zijl GPAG, Mbewe PBK. Flexural modelling of steel fibre-reinforced concrete beams with and without steel bars. *Eng Struct* 2013;53:52–62. doi:10.1016/j.engstruct.2013.03.036.
- [52] Swamy RN, Al-Ta'an SA. Deformation and ultimate strength in flexure of reinforced concrete beams made with steel fiber concrete. *J Am Concr Inst* 1981;78:395–405.
- [53] Soranakom C, Mobasher B. Correlation of tensile and flexural responses of

- strain softening and strain hardening cement composites. *Cem Concr Compos* 2008;30:465–77. doi:10.1016/j.cemconcomp.2008.01.007.
- [54] Diamond S, Huang J. The ITZ in concrete – a different view based on image analysis and SEM observations. *Cem Concr Compos* 2001;23:179–88. doi:10.1016/S0958-9465(00)00065-2.
- [55] Cunha VMCF, Barros JAO, Sena-Cruz JM. Pullout behavior of steel fibers in self-compacting concrete. *J Mater Civ Eng* 2010;22:1–9. doi:10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000001.
- [56] Wei S, Mandel JA, Said S. Study of the Interface Strength in Steel Fiber-Reinforced Cement-based Composites. *ACI J Proc* 1986;83:597–605. doi:10.14359/10453.
- [57] Li VC, Stang H. Interface property characterization and strengthening mechanisms in fiber reinforced cement based composites. *Adv Cem Based Mater* 1997;6:1–20. doi:10.1016/S1065-7355(97)90001-8.
- [58] Schlangen E, van Mier JGM. Experimental and numerical analysis of micromechanisms of fracture of cement-based composites. *Cem Concr Compos* 1992;14:105–18. doi:10.1016/0958-9465(92)90004-F.
- [59] Zhang X, Xu S. Fracture resistance on aggregate bridging crack in concrete. *Front Archit Civ Eng China* 2007;1:63–70. doi:10.1007/s11709-007-0006-2.
- [60] Shah SP (Surendra P., Swartz SE, Ouyang C. Fracture mechanics of concrete: applications of fracture mechanics to concrete, rock and other quasi-brittle materials. Wiley; 1995.
- [61] Van Mier JGM. Mode I fracture of concrete. Discontinuous crack growth and crack interface grain bridging. *Cem Concr Res* 1991;21:1–15.
- [62] Mier JGM van. Fracture processes of concrete: assesment of material parameters for fracture models. CRC Press; 1997.
- [63] Giaccio G, Zerbino R. Failure mechanism of concrete: combined effects of coarse aggregates and strength level. *Adv Cem Based Mater* 1998;7:41–8. doi:10.1016/S1065-7355(97)00014-X.
- [64] Buyukozturk O, Hearing B. Crack propagation in concrete composites influenced by interface fracture parameters. *Int J Solids Struct* 1998;35:4055–66.
- [65] Otsuka K, Date H. Fracture process zone in concrete tension specimen. *Eng*

- Fract Mech 2000;65:111–31. doi:10.1016/S0013-7944(99)00111-3.
- [66] Tasdemir MA, Karihaloo BL. Effect of Type and Volume Fraction of Aggregate on the Fracture Properties of Concrete. 2001.
 - [67] Darwin D, Barham S, Kozul R, Luan S. Fracture Energy of High-Strength Concrete. *ACI Mater J* 2001;98:410–7. doi:10.14359/10731.
 - [68] Wu K-R, Chen B, Yao W, Zhang D. Effect of coarse aggregate type on mechanical properties of high-performance concrete. *Cem Concr Res* 2001;31:1421–5. doi:10.1016/S0008-8846(01)00588-9.
 - [69] Sing Ng T, Htut T, Foster S. Fracture of Steel Fibre Reinforced Concrete – The Unified Variable Engagement Model. 2012.
 - [70] Gokoz U, Naaman AE. EFFECT OF STRAIN-RATE ON THE PULL-OUT BEHAVIOUR OF FIBRES IN MORTAR. *Int J Cem Compos Light Concr* 1981;3:187–202. doi:10.1016/0262-5075(81)90051-8.
 - [71] Banthia N, Trottier J-F. Deformed steel fiber. Cementitious matrix bond under impact. *Cem Concr Res* 1991;21:158–68. doi:10.1016/0008-8846(91)90042-G.
 - [72] Yang E, Li V. Rate Dependencies in Engineered Cementitious Composites. 2011.
 - [73] Banthia N. A study of some factors affecting the fiber–matrix bond in steel fiber reinforced concrete. *Can J Civ Eng* 1990;17:610–20. doi:10.1139/190-069.
 - [74] Naaman AE, Najm H. Bond-Slip Mechanisms of Steel Fibers in Concrete. *ACI Mater J* 1991;88:135–45. doi:10.14359/1896.
 - [75] Gray RJ. Experimental techniques for measuring fibre/matrix interfacial bond shear strength. *Int J Adhes Adhes* 1983;3:197–202. doi:10.1016/0143-7496(83)90094-5.
 - [76] Alwan J, Naaman A, Guerrero P. Effect of mechanical clamping on the pull-out response of hooked steel fibers embedded in cementitious matrices. *Concr Sci Eng* 1999;1:15–25.
 - [77] Hamoush S, Abu-Lebdeh T, Zornig B. Rate Effect on Pullout Behavior of Steel Fibers Embedded in Very-High Strength Concrete. *Am J Eng Appl Sci* 2010;3. doi:10.3844/ajeassp.2010.454.463.
 - [78] Htut T, Foster S. Fracture Processes in Steel Fibre Reinforced Concrete Influence of fibre and matrix relationship on the fracture processes. *VDM*

Verlag Dr. Müller; 2011.

- [79] Chanvillard G, Aïtcin P-C. Pull-Out Behavior of Corrugated Steel Fibers Qualitative and Statistical Analysis. vol. 4. 1996. doi:10.1016/S1065-7355(96)90060-7.
- [80] Morton J, Groves GW. Cracking of composites consisting of discontinuous ductile fibres in a brittle matrix-effect of fibre orientation. *J Mater Sci* 1974;9:1436–45. doi:10.1007/BF00552929.
- [81] Naaman A, Shah S. Pullout Mechanism in Steel Fiber Reinforced Concrete. vol. 102. 1976.
- [82] Ouyang C, Pacios A, Shah SP. Pullout of Inclined Fibers from Cementitious Matrix. *J Eng Mech* 1994;120:2641–59. doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(1994)120:12(2641).
- [83] Maage M. Interaction between steel fibers and cement based matrixes. *Mater Constr Mater Struct* 1977;10:297–301.
- [84] Markovic I, Walraven JC, Van Mier JGM. Experimental evaluation of fibre pullout from plain and fibre reinforced concrete. In: A. E. Naaman and H. W. Reinhardt, editor. *Proc. 4th Int. RILEM Work. 'high Perform. hybrid fibre Concr.*, RILEM Publications SARL; 2003, p. 419–36.
- [85] Guerrero P, Naaman AE. Effect of mortar fineness and adhesive agents on pullout response of steel fibers. *Mater J* 2000;97:12–20.
- [86] Gray RJ, Johnston CD. Effect of matrix composition on fibre/matrix interfacial bond shear strength in fibre-reinforced mortar. *Cem Concr Res* 1984;14:285–96. doi:10.1016/0008-8846(84)90116-9.
- [87] Banthia N, Trottier J-F. Effects of curing temperature and early freezing on the pull-out behavior of steel fibres. *Cem Concr Res* 1989;19:400–10. doi:10.1016/0008-8846(89)90029-X.
- [88] Ghoddousi P, Ahmadi R, Sharifi M. Fiber pullout model for aligned hooked-end steel fiber. *Can J Civ Eng* 2010;37:1179–88. doi:10.1139/L10-053.
- [89] Stang H, Shah SP. Failure of fibre-reinforced composites by pull-out fracture. *J Mater Sci* 1986;21:953–7.
- [90] Desarmot G, Favre J-P. Advances in pull-out testing and data analysis. *Compos Sci Technol* 1991;42:151–87. doi:10.1016/0266-3538(91)90016-I.
- [91] Gorbatkina IA (Iulia A. Adhesive strength in fibre-polymer systems. Ellis Horwood; 1992.

- [92] Scheer RJ, Nairn JA. A Comparison of Several Fracture Mechanics Methods for Measuring Interfacial Toughness with Microbond Tests. *J Adhes* 1995;53:45–68. doi:10.1080/00218469508014371.
- [93] Nairn JA. Analytical fracture mechanics analysis of the pull-out test including the effects of friction and thermal stresses. *Adv Compos Lett* 2000;9:373–83.
- [94] Zhandarov S, Mäder E. Characterization of fiber/matrix interface strength: applicability of different tests, approaches and parameters. *Compos Sci Technol* 2005;65:149–60. doi:10.1016/J.COMPSCITECH.2004.07.003.
- [95] Gopalaratnam VS, Shah SP. Tensile failure of steel fiber-reinforced mortar. *J Eng Mech* 1987;113:635–52.
- [96] Groth P. Fibre reinforced concrete: fracture mechanics methods applied on self-compacting concrete and energetically modified binders. Luleå tekniska universitet, 2000.
- [97] Holt EE. Early age autogenous shrinkage of concrete. Technical Research Centre of Finland, 2001.
- [98] Boshoff W, van Zijl G. Time-dependent response of ECC: Characterisation of creep and rate dependence. *Cem Concr Res* 2007;37:725–34. doi:10.1016/j.cemconres.2007.02.001.
- [99] Boshoff WP. Time-dependant behaviour of engineered cement-based composites. Stellenbosch : University of Stellenbosch, 2007.
- [100] Neville AM. Creep of concrete: plain, reinforced, and prestressed. North-Holland Pub. Co.; 1970.
- [101] Mehta PK (Povindar K, Monteiro PJM. Concrete : structure, properties, and materials. n.d.
- [102] Tazawa E, Miyazawa S, Kasai T. Chemical shrinkage and autogenous shrinkage of hydrating cement paste. *Cem Concr Res* 1995;25:288–92. doi:10.1016/0008-8846(95)00011-9.
- [103] Tazawa E, Nihon Konkūrīto Kōgaku Kyōkai. Autogenous shrinkage of concrete : proceedings of the international workshop, organized by JCI (Japan Concrete Institute), Hiroshima, June 13-14, 1998. Routledge; 1999.
- [104] Yanni G. Multi-scale investigation of tensile creep of ultra-high performance concrete for bridge applications. ProQuest Dissertations And Theses, 2009.
- [105] Kovler K. A new look at the problem of drying creep of concrete under

- tension. *J Mater Civ Eng* 1999;11:84–7. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(1999)11:1(84).
- [106] Pickett G. The Effect of Chang in Moisture-Content on the Crepe of Concrete Under a Sustained Load. *ACI J Proc* 1942;38:333–56. doi:10.14359/8607.
- [107] Atrushi DS. Tensile and Compressive Creep of Young Concrete: Testing and Modelling. Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi, 2003.
- [108] Chong AKT. Numerical Modelling of Time-dependent Cracking and Deformation of Reinforced Concrete Structures. THE UNIVERSITY OF NEW SOUTH WALES, 2004.
- [109] Bissonnette B, Pigeon M, Vaysburd AM. Tensile Creep of Concrete: Study of Its Sensitivity to Basic Parameters. *ACI Mater J* 2007;104:360–8. doi:10.14359/18825.
- [110] Benboudjema F, Meftah F, Torrenti J. An Unified Approach for the Modeling of Drying Shrinkage and Basic Creep of Concrete: analysis of intrinsic behaviour and structural effects. *Comput Model Concr Stuctures* 2003:391–400.
- [111] Benboudjema F., Meftah F., Torrenti JM. Interaction between drying, shrinkage, creep and cracking phenomena in concrete. *Eng Struct* 2005;27:239–50. doi:10.1016/J.ENGSTRUCT.2004.09.012.
- [112] Benboudjema F, Meftah F, Sellier A, Heinfling G, Torrenti JM. A Basic Creep Model for Concrete Subjected to Multiaxial Loads. 2001.
- [113] Adam I, Taha MMR. Identifying the Significance of Factors Affecting Creep of Concrete : A Probabilistic Analysis of RILEM Database. *Int J Concr Struct Mater* 2011;5:97–111. doi:10.4334/IJCSM.2011.5.2.97.
- [114] Alexander M, Beushausen H. Deformation and volume change of hardened concrete. 9th ed. Midrand, South Africa: 2009.
- [115] Ghosh RS, Timusk J. Creep of Fly Ash Concrete. *ACI J Proc* 1981;78:351–7. doi:10.14359/10519.
- [116] Buil M, Acker P. CREEP OF A SILICA FUME CONCRETE. *Cem Concr Res* 1985;15:463–6. doi:10.1016/0008-8846(85)90119-X.
- [117] Johansen, R. & Best C. Creep of concrete with and without ice in the system 1962:47–57.
- [118] Cecconello V, Tutikian B. The influence of low temperature on the evolution of concrete strength. *Rev IBRACON Estruturas e Mater* 2012;5:68–83.

doi:10.1590/S1983-41952012000100006.

- [119] Marzouk H. Effect of low temperature on the creep behaviour of high strength concrete. In: Marwan A. Daye & C.C. Fu, editor. Creep shrinkage Concr. Eff. Mater. Environ., American Concrete Institute; 1992, p. 51–64.
- [120] Neville AM. Properties of concrete. J. Wiley; 1996.
- [121] Davis RE, Davis HE. Flow Of Concrete Under the Action of Sustained loads. ACI J Proc 1931;27:837–901. doi:10.14359/8207.
- [122] Mendes PJD, Barros JAO, Gonçalves D, Sena-Cruz J. Steel fibre reinforced self-compacting concrete for lightweight and durable pedestrian bridges: creep behaviour. 8th RILEM Int. Symp. Fibre Reinf. Concr. Challenges Oppor., Universidade do Minho; 2012, p. 1–12.
- [123] Arango S, García-Taengua E, Martí-Vargas JR, Serna-Ros P. A comprehensive study on the effect of fibers and loading on flexural creep of SFRC. 8th RILEM Int. Symp. Fibre Reinf. Concr. BEFIB 2012, RILEM Publications SARL; 2012, p. 704–15.
- [124] Barragán BE, Zerbino RL. Creep behaviour of cracked steel fibre reinforced concrete beams. Proc. 7th Int. RILEM Symp. Fibre Reinf. Concr. Des. Appl. (BEFIB 2008). Chennai, 2008, p. 577–86.
- [125] Chanvillard G, Roque O. Behaviour of fibre reinforced concrete cracked section under sustained load. 3rd Int. RILEM Work. High Perform. Fiber Reinf. Cem. Compos. (HPRCC 3), vol. 3, Mainz, Germany: RILEM Publications; 1999, p. 239–50.
- [126] García-Taengua E, Arango S, Martí-Vargas JR, Serna P. Flexural creep of steel fiber reinforced concrete in the cracked state. Constr Build Mater 2014;65:321–9. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2014.04.139.
- [127] Nakov D, Markovski G. Time dependant behaviour of SFRC elements under sustained loads. 8th RILEM Int. Symp. fiber Reinf. Concr. BEFIB, 2012, p. 189–90.
- [128] Nakov D. Time-Dependent Behaviour of SFRC Elements Under Sustained and Repeated Variable Loads 2014.
- [129] Zerbino RL, Barragan BE. Long-Term Behavior of Cracked Steel Fiber-Reinforced Concrete Beams under Sustained Loading. ACI Mater J 2012;109:215–24. doi:10.14359/51683708.
- [130] Granju JL, Rossi P, Chanvillard G, Mesureur B, Turatsinze A, Farhat H, et

- al. Delayed behaviour of cracked SFRC beams. Fifth RILEM Symp. fibre-reinforced Concr. (FRC). Lyon2000, 2000, p. 511–20.
- [131] Blanco A. Characterization and modelling of SFRC elements. Universitat Politècnica de Catalunya, 2013.
- [132] Kurtz S, Balaguru P. Postcrack creep of polymeric fiber-reinforced concrete in flexure. *Cem Concr Res* 2000;30:183–90. doi:10.1016/S0008-8846(99)00228-8.
- [133] MacKay J, Trottier JF. Post-crack creep behavior of steel and synthetic FRC under flexural loading. *Shotcrete More Eng Dev* 2004:183–92.
- [134] Nieuwoudt PD. Time-dependent Behaviour of Cracked Steel Fibre Reinforced Concrete. 2016.
- [135] Nieuwoudt PD, Boshoff WP. Time-dependent pull-out behaviour of hooked-end steel fibres in concrete. *Cem Concr Compos* 2017;79:133–47. doi:10.1016/j.cemconcomp.2017.02.006.
- [136] Babafemi AJ, Boshoff WP. Tensile creep of macro-synthetic fibre reinforced concrete (MSFRC) under uni-axial tensile loading. *Cem Concr Compos* 2015;55:62–69. doi:10.1016/j.cemconcomp.2014.08.002.
- [137] Babafemi AJ, du Plessis A, Boshoff WP. Pull-out creep mechanism of synthetic macro fibres under a sustained load. *Constr Build Mater* 2018;174:466–73. doi:10.1016/j.conbuildmat.2018.04.148.
- [138] Boshoff WP, Mechtcherine V, van Zijl GPAG. Characterising the time-dependant behaviour on the single fibre level of SHCC: Part 1: Mechanism of fibre pull-out creep. *Cem Concr Res* 2009;39:779–86. doi:10.1016/j.cemconres.2009.06.007.
- [139] Boshoff WP, Mechtcherine V, van Zijl GPAG. Characterising the time-dependant behaviour on the single fibre level of SHCC: Part 2: The rate effects on fibre pull-out tests. *Cem Concr Res* 2009;39:787–97. doi:10.1016/j.cemconres.2009.06.006.
- [140] Zhao Q, Yu J, Geng G, Jiang J, Liu X. Effect of fiber types on creep behavior of concrete. *Constr Build Mater* 2016;105:416–22. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.12.149.
- [141] Vallotti Pereira E. Influência de fibras de aço no comportamento mecânico e nos mecanismos de fissuração de concretos autoadensáveis. Pontifícia Universidade Católica Do Rio De Janeiro, 2017.

- doi:10.17771/PUCRio.acad.31466.
- [142] Mazaheripour H, Ghanbarpour S, Mirmoradi SH, Hosseinpour I. The effect of polypropylene fibers on the properties of fresh and hardened lightweight self-compacting concrete. *Constr Build Mater* 2011;25:351–8. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.06.018.
 - [143] Boulekbache B, Hamrat M, Chemrouk M, Amziane S. Flexural behaviour of steel fibre-reinforced concrete under cyclic loading. *Constr Build Mater* 2016;126:253–62. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.09.035.
 - [144] Onuaguluchi O, Banthia N. Plant-based natural fibre reinforced cement composites: A review. *Cem Concr Compos* 2016;68:96–108. doi:10.1016/j.cemconcomp.2016.02.014.
 - [145] Savastano H, Agopyan V, Nolasco AM, Pimentel L. Plant fibre reinforced cement components for roofing. *Constr Build Mater* 1999;13:433–8. doi:10.1016/S0950-0618(99)00046-X.
 - [146] Oliveira de Souza L. Mecanismos de fissuração e autocicatrização de compósitos cimentícios reforçados com tecido de curauá. Pontifícia Universidade Católica Do Rio De Janeiro, 2017. doi:10.17771/PUCRio.acad.33404.
 - [147] SINGH SK. Polypropylene Fiber Reinforced Concrete: An Overview. *NBM&CW* 2016.
 - [148] Associação Brasileira De Normas Técnicas. NBR 11578: Cimento Portland composto 1991.
 - [149] Associação Brasileira De Normas Técnicas. NBR 7211: Agregados para concreto 2005.
 - [150] Associação Brasileira De Normas Técnicas. NM 248: Agregados - Determinação da composição granulométrica 2003.
 - [151] Associação Brasileira De Normas Técnicas. NBR 11768: Aditivos para concreto de cimento Portland 1992.
 - [152] Associação Brasileira De Normas Técnicas. NBR NM 67: Concreto - Determinação da consistência pelo abatimento do tronco de cone 1998.
 - [153] Associação Brasileira De Normas Técnicas. NBR 5739: Concreto - Ensaio de Compressão de Corpos de Prova Cilíndricos 2007.
 - [154] Associação Brasileira De Normas Técnicas. NBR 8522: Concreto - Determinação do módulo estático de elasticidade à compressão 2008.

- [155] Zheng Z, Feldman D. Synthetic fibre-reinforced concrete. *Prog Polym Sci* 1995;20:185–210. doi:10.1016/0079-6700(94)00030-6.
- [156] Johnston CD (Colin D. Fiber-reinforced cements and concretes. Gordon & Breach; 2000.
- [157] Yehia S, Douba A, Abdullahi O, Farrag S. Mechanical and durability evaluation of fiber-reinforced self-compacting concrete. *Constr Build Mater* 2016;121:120–33. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.05.127.
- [158] Yazici S, Inan G, Tabak V. Effect of aspect ratio and volume fraction of steel fiber on the mechanical properties of SFRC. *Constr Build Mater* 2007;21:1250–3. doi:10.1016/j.conbuildmat.2006.05.025.
- [159] American Society For Testing And Materials. ASTM C1557: Standard Test Method for Tensile Strength and Young's Modulus of Fibers 2014.
- [160] Castoldi R de S. Propriedades mecânicas e durabilidade de concretos reforçados com fibras de polipropileno e sisal. Pontifícia Universidade Católica Do Rio De Janeiro, 2018.
- [161] Cáceres ARE, Galobardes I, De Figueiredo AD. Mechanical characterization of synthetic macrofibres. *Mater Res* 2016;19:711–20. doi:10.1590/1980-5373-MR-2015-0680.
- [162] Salvador RP, Figueiredo AD de. Análise comparativa de comportamento mecânico de concreto reforçado com macrofibra polimérica e com fibra de aço. *Matéria (Rio Janeiro)* 2013;18:1273–85. doi:10.1590/S1517-70762013000200003.
- [163] Frank HP. Fibre cements and fibre concretes, D. J. Hannant, wiley-interscience, New York, 1978, 219 pp. *J Polym Sci Polym Lett Ed* 1979;17:464–5. doi:10.1002/pol.1979.130170714.
- [164] European Standard. EN 14651: Test method for metallic fibered concrete - Measuring the flexural tensile strength (limit of proportionality (LOP), residual) 2005.
- [165] Figueiredo AD de. Concreto reforçado com fibras. Biblioteca Digital de Teses e Dissertações da Universidade de São Paulo, 2012. doi:10.11606/T.3.2012.tde-18052012-112833.
- [166] Singh S, Shukla A, Brown R. Pullout behavior of polypropylene fibers from cementitious matrix. *Cem Concr Res* 2004;34:1919–25. doi:10.1016/j.cemconres.2004.02.014.

- [167] Yin S, Tuladhar R, Collister T, Combe M, Sivakugan N, Deng Z. Post-cracking performance of recycled polypropylene fibre in concrete. *Constr Build Mater* 2015;101:1069–77. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.10.056.
- [168] Giaccio G, Tobes JM, Zerbino R. Use of small beams to obtain design parameters of fibre reinforced concrete. *Cem Concr Compos* 2008;30:297–306. doi:10.1016/j.cemconcomp.2007.10.004.
- [169] Shah S, Kuder K, Mu E. *Fiber-Reinforced Cement-Based Composites: A Forty Year Odyssey*. 2004.
- [170] Rilem Technical Committees. RILEM TC 89-FMT: Fracture mechanics of concrete - Determination of fracture parameters of plain concrete using three-point bend tests 1991.
- [171] Mobasher B, Bonakdar A, Bakhshi M. Back-calculation procedure for cyclic flexural fracture tests in fiber reinforced concrete. *Am Concr Institute, ACI Spec Publ* 2015;2015–January:71–92.
- [172] Figueiredo AD de, Ceccato MR, Figueiredo AD de, Ceccato MR. Workability Analysis of Steel Fiber Reinforced Concrete Using Slump and Ve-Be Test. *Mater Res* 2015;18:1284–90. doi:10.1590/1516-1439.022915.
- [173] Kuder KG, Ozyurt N, Mu EB, Shah SP. Rheology of fiber-reinforced cementitious materials. *Cem Concr Res* 2007;37:191–9. doi:10.1016/j.cemconres.2006.10.015.
- [174] Martinie L, Rossi P, Roussel N. Rheology of fiber reinforced cementitious materials: classification and prediction. *Cem Concr Res* 2010;40:226–34. doi:10.1016/j.cemconres.2009.08.032.
- [175] Mangat PS, Swamy RN. Compactibility of steel fibre reinforced concrete. *Concr* 1974;8:34–5.
- [176] Swamy RN. Technology of steel fibre reinforced concrete for practical applications. *Proc Inst Civ Eng (London) Part 1 - Des Constr* 1974;56:143–59.
- [177] Swamy RN, Jojagha AH. Workability of steel fibre reinforced lightweight aggregate concrete. *Int J Cem Compos Light Concr* 1982;4:103–9. doi:10.1016/0262-5075(82)90014-8.
- [178] Chen B, Liu J. Contribution of hybrid fibers on the properties of the high-strength lightweight concrete having good workability. *Cem Concr Res* 2005;35:913–7. doi:10.1016/J.CEMCONRES.2004.07.035.

- [179] Di Maida P, Radi E, Sciancalepore C, Bondioli F. Pullout behavior of polypropylene macro-synthetic fibers treated with nano-silica. *Constr Build Mater* 2015;82:39–44. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2015.02.047.
- [180] Halvaei M, Jamshidi M, Latifi M. Investigation on pullout behavior of different polymeric fibers from fine aggregates concrete. *J Ind Text* 2016;45:995–1008. doi:10.1177/1528083714551437.
- [181] Li J jun, Niu J gang, Wan C jun, Jin B, Yin Y liu. Investigation on mechanical properties and microstructure of high performance polypropylene fiber reinforced lightweight aggregate concrete. *Constr Build Mater* 2016;118:27–35. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2016.04.116.
- [182] Cifuentes H, García F, Maeso O, Medina F. Influence of the properties of polypropylene fibres on the fracture behaviour of low-, normal- and high-strength FRC. *Constr Build Mater* 2013;45:130–7. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2013.03.098.
- [183] Lee J-H, Cho B, Choi E, Kim Y-H. Experimental study of the reinforcement effect of macro-type high strength polypropylene on the flexural capacity of concrete. *Constr Build Mater* 2016;126:967–75. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2016.09.017.
- [184] Li B, Chi Y, Xu L, Shi Y, Li C. Experimental investigation on the flexural behavior of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete. *Constr Build Mater* 2018;191:80–94. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2018.09.202.
- [185] Yoo D-Y, Moon D-Y. Effect of steel fibers on the flexural behavior of RC beams with very low reinforcement ratios. *Constr Build Mater* 2018;188:237–54. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2018.08.099.
- [186] Mahmood SMF, Agarwal A, Foster SJ, Valipour H. Flexural performance of steel fibre reinforced concrete beams designed for moment redistribution. *Eng Struct* 2018;177:695–706. doi:10.1016/J.ENGSTRUCT.2018.10.007.
- [187] Lee J-H, Cho B, Choi E. Flexural capacity of fiber reinforced concrete with a consideration of concrete strength and fiber content. *Constr Build Mater* 2017;138:222–31. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2017.01.096.
- [188] Amizah W, Jusoh W, Ibrahim IS, Rahman A, Sam M. Flexural Behaviour of Reinforced Concrete Beams With Discrete Steel – Polypropylene Fibres. *MATEC Web Conf* 2017;01020.

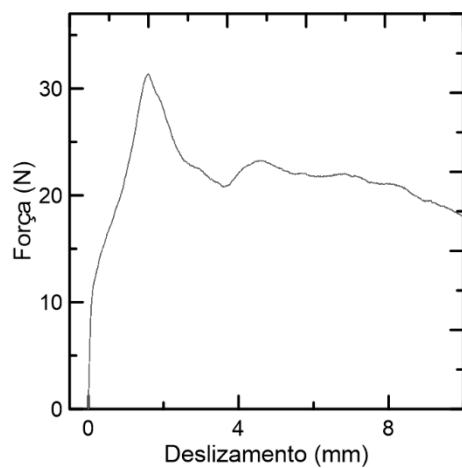
- [189] Li B, Xu L, Shi Y, Chi Y, Liu Q, Li C. Effects of fiber type, volume fraction and aspect ratio on the flexural and acoustic emission behaviors of steel fiber reinforced concrete. *Constr Build Mater* 2018;181:474–86. doi:10.1016/J.CONBUILDMAT.2018.06.065.
- [190] Dey V, Kachala R, Bonakdar A, Mobasher B. Mechanical properties of micro and sub-micron wollastonite fibers in cementitious composites. *Constr Build Mater* 2015;82:351–9. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.02.084.
- [191] Boulekbache B, Hamrat M, Chemrouk M, Amziane S. Comportement en flexion des bétons fibrés sous chargement cyclique. *MATEC Web Conf* 2014;11:01035. doi:10.1051/matecconf/20141101035.
- [192] Hamad WI, Owen JS, Hussein MFM. An efficient approach of modelling the flexural cracking behaviour of un-notched plain concrete prisms subject to monotonic and cyclic loading. *Eng Struct* 2013;51:36–50. doi:10.1016/J.ENGSTRUCT.2013.01.007.
- [193] Abbas YM, Iqbal Khan M. Fiber–Matrix Interactions in Fiber-Reinforced Concrete: A Review. *Arab J Sci Eng* 2016;41:1183–98. doi:10.1007/s13369-016-2099-1.
- [194] Scheffler C, Mäder E. Fibre reinforced concrete: Pull-out tests under quasi-static and high-speed loading. *ICCM Int. Conf. Compos. Mater.*, 2011.
- [195] Wille K, Naaman AE. Pullout Behavior of High-Strength Steel Fibers Embedded in Ultra-High-Performance Concrete. *ACI Mater J* 2012;109:479–88. doi:10.14359/51683923.
- [196] ASTM C490: Standard Practice for Use of Apparatus for the Determination of Length Change of Hardened Cement Paste, Mortar, and Concrete BT - Standard Practice for Use of Apparatus for the Determination of Length Change of Hardened Cement Paste, Mortar, an 2017.
- [197] ASTM C512: Standard Test Method for Creep of Concrete in Compression BT - Standard Test Method for Creep of Concrete in Compression 2015.
- [198] Arango SE, Serna P, Martí-Vargas JR, García-Taengua E. A Test Method to Characterize Flexural Creep Behaviour of Pre-cracked FRC Specimens. *Exp Mech* 2012;52:1067–78. doi:10.1007/s11340-011-9556-2.
- [199] Buratti N, Mazzotti C. Effects of different types and dosages of fibres on the long–term behaviour of fibre–reinforced self–compacting concrete. *Proc. 8th RILEM Inernational Symp. Fibre Reinf. Concr. RILEM PRO88*, 2012, p.

715–25.

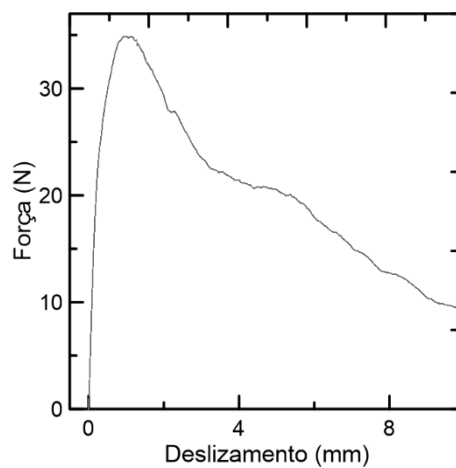
- [200] Brinson LC, Gates TS. Effects of physical aging on long term creep of polymers and polymer matrix composites. *Int J Solids Struct* 1995;32:827–46. doi:10.1016/0020-7683(94)00163-Q.
- [201] Drozdov AD. Creep rupture and viscoelastoplasticity of polypropylene. *Eng Fract Mech* 2010;77:2277–93. doi:10.1016/J.ENGFRACMECH.2010.05.010.
- [202] Ebert C, Hufenbach W, Langkamp A, Gude M. Modelling of strain rate dependent deformation behaviour of polypropylene. *Polym Test* 2011;30:183–7. doi:10.1016/J.POLYMERTESTING.2010.11.011.
- [203] Muliana A. Nonlinear viscoelastic-degradation model for polymeric based materials. *Int J Solids Struct* 2014;51:122–32. doi:10.1016/J.IJSOLSTR.2013.09.016.
- [204] Pujadas P, Blanco A, Cavalaro S, de la Fuente A, Aguado A. The need to consider flexural post-cracking creep behavior of macro-synthetic fiber reinforced concrete. *Constr Build Mater* 2017;149:790–800. doi:10.1016/j.conbuildmat.2017.05.166.
- [205] Al-Khaja WA. Mechanical Properties and Time-Dependent Deformations of Polypropylene Fiber Concrete. *J King Saud Univ - Eng Sci* 1995;7:67–75. doi:10.1016/S1018-3639(18)30617-2.
- [206] Toledo Filho RD, Ghavami K, Sanjuán MA, England GL. Free, restrained and drying shrinkage of cement mortar composites reinforced with vegetable fibres. *Cem Concr Compos* 2005;27:537–46. doi:10.1016/J.CEMCONCOMP.2004.09.005.
- [207] Mariana dos Santos Motta. Fluência e retração de pastas de cimento em idade jovem. PONTIFÍCIA UNIVERSIDADE CATÓLICA DO RIO DE JANEIRO, 2018.

Apêndice A

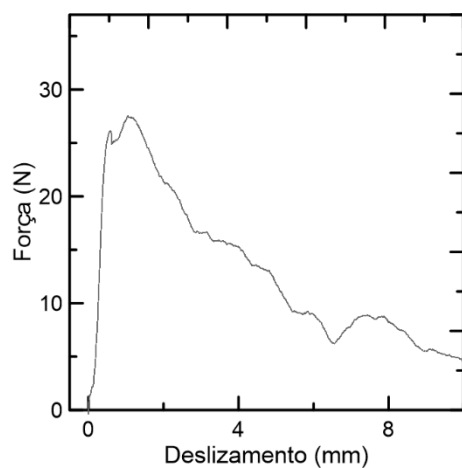
Resultado dos ensaios de arrancamento aos 28 dias



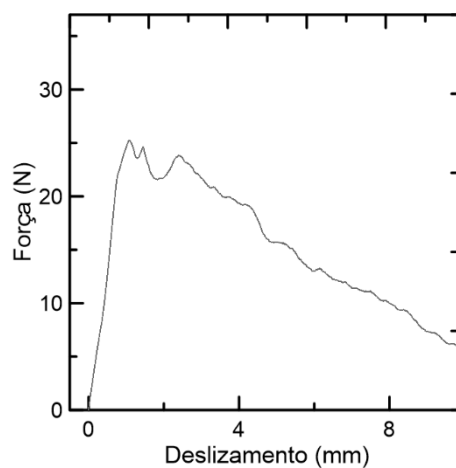
(a)



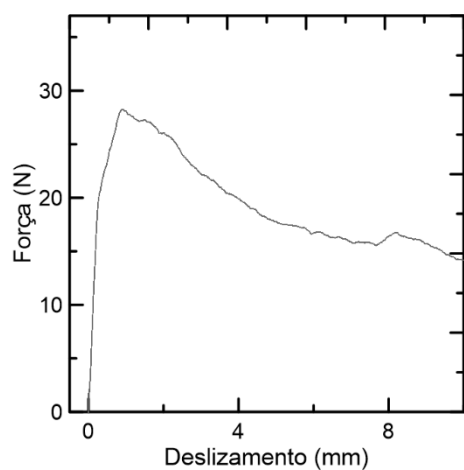
(b)



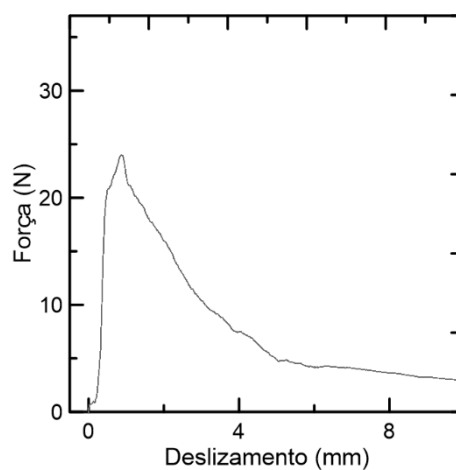
(c)



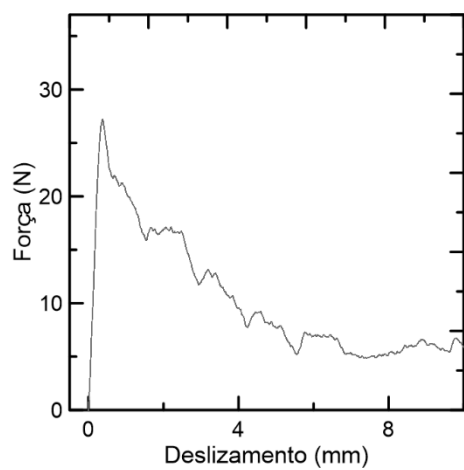
(d)



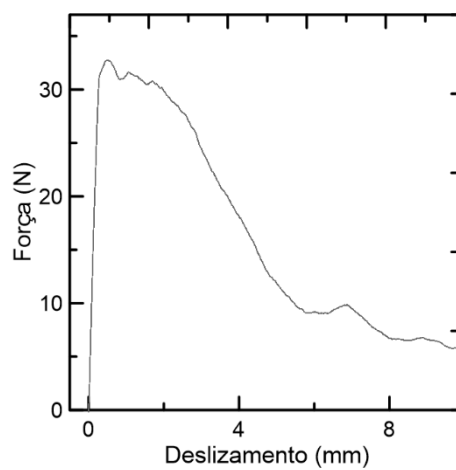
(e)



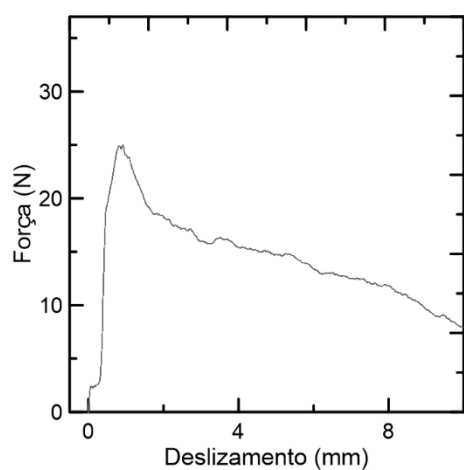
(f)



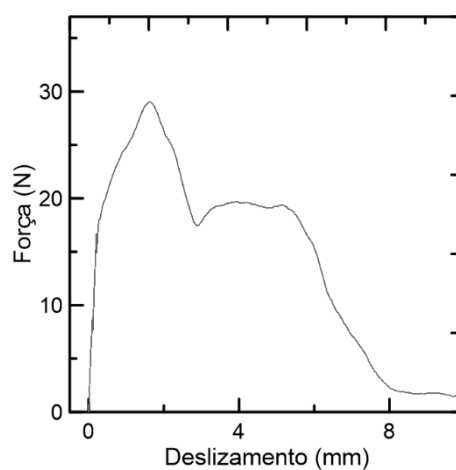
(g)



(h)

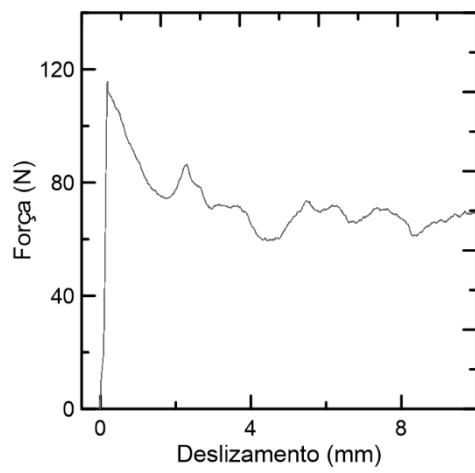


(i)

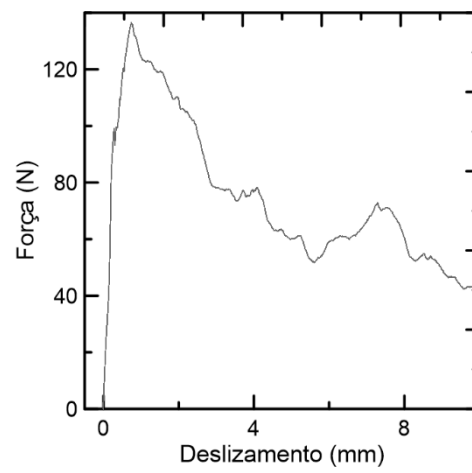


(j)

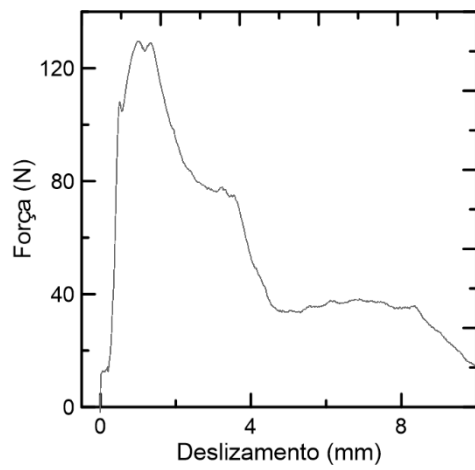
Figura A.1 – Curvas de força de arrancamento *versus* deslocamento da fibra de polipropileno com comprimento de embebição de 10 cm.



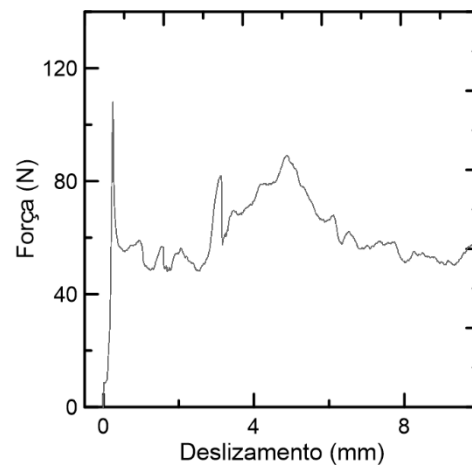
(a)



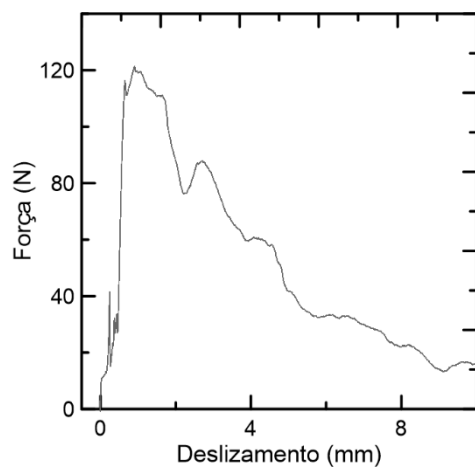
(b)



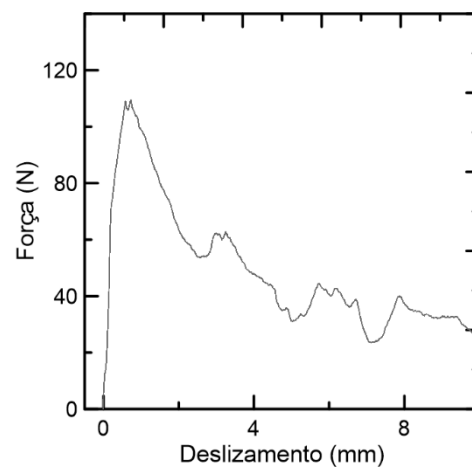
(c)



(d)



(e)



(f)

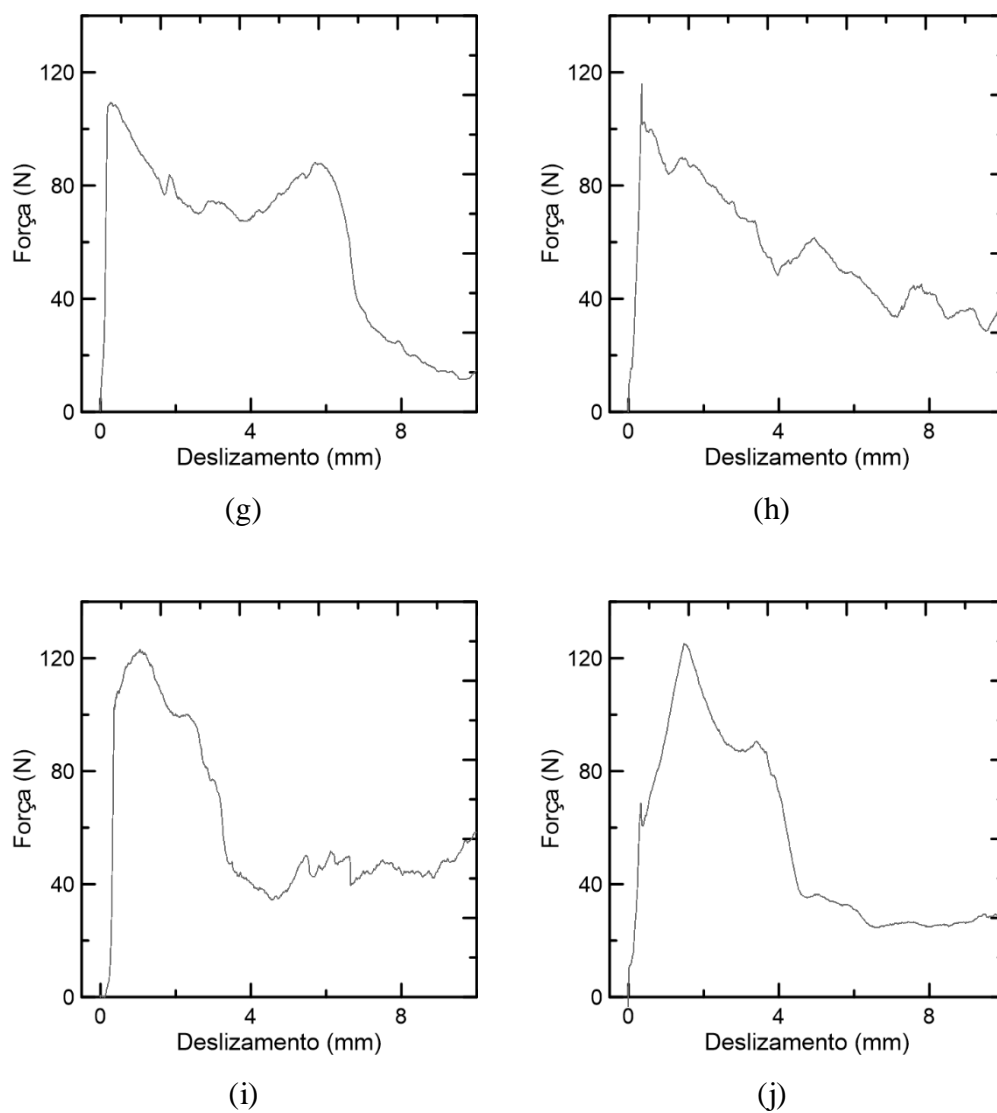


Figura A.2 – Curvas de força de arrancamento *versus* deslocamento da fibra de aço com comprimento de embebedimento de 9 cm.

Apêndice B

Resultado dos ensaios de fluência a compressão

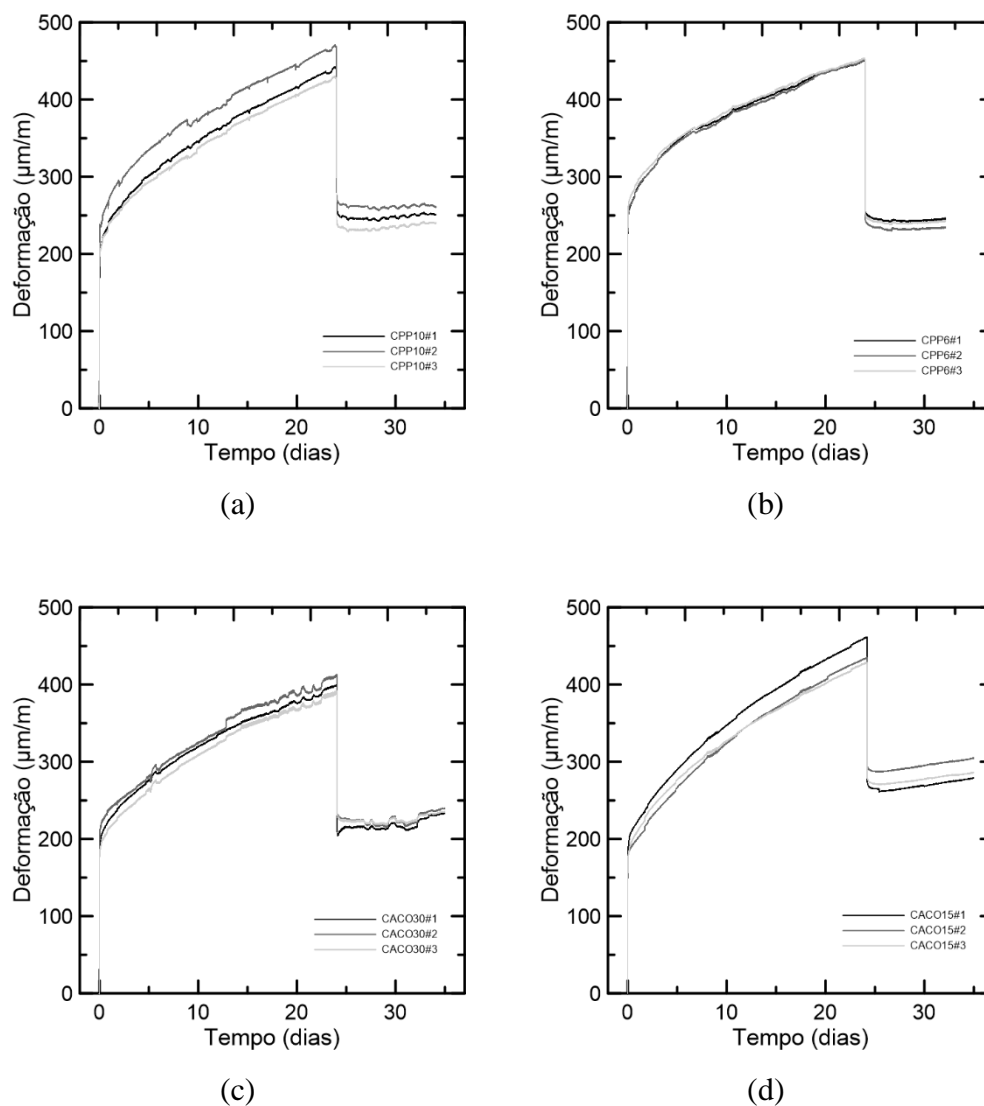


Figura B.1 – Gráficos deformação *versus* tempo para todas as amostras avaliadas no ensaio de fluência a compressão considerando reforço com (a) 10 kg/m³ e (b) 6 kg/m³ de fibra de polipropileno e (c) 30 kg/m³ e (d) 15 kg/m³ de fibra de aço como reforço.