### GUILHERME GIANOTTI DE ANDRADE

Estudo analítico-computacional do comportamento à flexão de segmentos com reforço híbrido para obras de túneis

São Paulo 2022

### GUILHERME GIANOTTI DE ANDRADE

Estudo analítico-computacional do comportamento à flexão de segmentos com reforço híbrido para obras de túneis

> Dissertação apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo como requisito para obtenção do título de Mestre em Ciências.

### GUILHERME GIANOTTI DE ANDRADE

## Estudo analítico-computacional do comportamento à flexão de segmentos com reforço híbrido para obras de túneis

Versão Corrigida

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

Área de Concentração: Engenharia Geotécnica

Orientador: Prof. Dr. Luís A. G. Bitencourt Jr. Coorientador: Prof. Dr. Antonio D. de Figueiredo

| Este exemplar foi revisad | do e corrigido em re | elação à versão original, sob |
|---------------------------|----------------------|-------------------------------|
| responsabilidade única d  | lo autor e com a ar  | nuência de seu orientador.    |
| São Paulo, 22 de _        | agosto               | de2022                        |
| Assinatura do autor:      | Guilherme            | Pianotti                      |
| Assinatura do orientador  | locas Bit            | Eucocut Je.                   |

Catalogação-na-publicação

| de Andrade, Guilherme Gianotti<br>Estudo analítico-computacional do comportamento à flexão de segmentos<br>com reforço híbrido para obras de túneis / G. G. de Andrade versão corr<br>São Paulo, 2022.<br>112 p.   |
|--|
| Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São<br>Paulo. Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica.  |
| 1.Segmentos CA-RFA 2.ensaios experimentais à flexão 3.previsões<br>analíticas 4.modelo numérico multiescala 5.Linha 5 do Metrô de São Paulo<br>I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de<br>Engenharia de Estruturas e Geotécnica II.t. |

Aos meus pais, familiares e amigos.

"Pensava que quando se sonha tão grande a realidade aprende".

Valter Hugo Mãe

# Agradecimentos

Gostaria de agradecer sinceramente ao meu orientador Prof. Luís A. G. Bitencourt Jr. por me conceder a oportunidade de estudar este tema, por todo o conhecimento transmitido, paciência, risadas e disponibilidade. Ao Prof. Antonio Domingues de Figueiredo por sua disposição, conhecimento, risadas e desabafos durante o desenvolvimento de uma pesquisa durante uma pandemia. Obrigado por acreditarem em mim e espero continuar trabalhando com vocês daqui para frente.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) (Código de Financiamento 001) pelo apoio financeiro e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo (USP) pela estrutura. Às funcionárias e aos funcionários da Universidade de São Paulo, agradeço imensamente pela manutenção, organização, atendimento e pela ajuda, mesmo àqueles que não tive a oportunidade de conhecer pessoalmente.

Ao grupo de pesquisa pela contribuição, amizade e companheirismo durante o desenvolvimento da minha pesquisa, em especial agradeço à Lívia, Ramoel, André, Marcus, Paulo Vitor, Lud, Malu, Tiago e Marcos Vinícius. Fico bastante contente com a nossa troca de conhecimentos para continuidade e colaboração das nossas pesquisas, pois nunca seria possível dar continuidade em anos de trabalho sem a devida ajuda.

Ao Prof. Lineu A. Ayres da Silva pela amizade e ensinamentos. Agradeço pela Escola Politécnica ter nos aproximado nas disciplinas ministradas pelo senhor no dpto. da Eng. de Minas, agradeço também por todo o conhecimento que adquiri nas aulas e pelo privilégio de poder te auxiliar durante os projetos que desenvolvemos juntos. Cada detalhe de mecânica das rochas e desmonte, guardarei com muito carinho e espero um dia poder aplicar ou passar a diante. Agradeço igualmente à Profa. Anna Luiza Marques Ayres da Silva e à Profa. Adinele Gomes Guimarães por todos os ensinamentos.

À Isabel Martins pelo seu excelente trabalho, principalmente, para que eu pudesse

olhar com carinho para as minhas limitações e acreditasse no meu potencial para superar diariamente cada uma delas. Talvez sem as nossas sessões, eu não seria capaz de vencer a procrastinação e me deixaria autossabotar antes mesmo de finalizar um estudo que me orgulha tanto. Nosso trabalho ainda continua em manter a saúde mental perante as adversidades da vida adulta.

À todas as minhas amigas e todos os meus amigos. Agradeço imensamente o companheirismo, as festas, as risadas, os desabafos e muitos outros momentos que, com toda a certeza, fizeram-me sentir vivo e cada vez mais motivado com o meu trabalho. Especialmente, à Mabel, Anna Rosa, Luis Henrique, Pedro, Vilson, Tati e Alex. Não conseguiria citar todos os nomes aqui, mas tenho muito carinho e admiração por todos que de certa forma compartilharam algum bom momento, mesmo que muito breve ou longo, nesta minha jornada até aqui.

À minha família, pois vocês estão próximos desde meu primeiro momento neste planeta e sei que continuarão comigo até meu último suspiro. Continuaremos nos apoiando em todos os perrengues e torcendo pelo nosso sucesso, independentemente de qual for. Sou bastante privilegiado em ter vocês por perto e ter recebido tanto carinho para me desenvolver pessoalmente, intelectualmente e profissionalmente. Desejo que todo mundo possa experimentar também destes sentimentos mais sinceros. Sem dúvidas, finalizo meu mestrado ciente que o apoio e amor de vocês foram fundamentais para conclusão de mais uma importante etapa. Mãe, pai, vovó Phina e Princesa, amo vocês eternamente.

Deixei todas as formalidades textuais de lado nos meus agradecimentos, pois não acredito que pareceriam sinceros de outra forma senão meu jeito pessoal de escrever. Coloco aqui verdadeiramente todas as minhas intenções e carinho com todas as pessoas que contribuíram de alguma forma para o desenvolvimento deste trabalho. Não foi fácil chegar até aqui, mas dentro do possível fico extremamente feliz de poder encerrar mais esta importante etapa da minha vida profissional. Obrigado a todas e todos que contribuíram para tornar esta trajetória menos complexa e mais produtiva.

## Resumo

A utilização de tuneladoras mostra-se como alternativa muito competitiva para a construção de túneis em grandes centros urbanos para diversas finalidades, superando os obstáculos decorrentes no entorno, os gargalos logísticos existentes e garantindo produtividade. Os segmentos pré-moldados constituem o principal sistema de suporte das escavações mecanizadas, garantindo a segurança e viabilidade de execução do sistema. Estes segmentos são reforçados tradicionalmente com concreto armado convencional, mas vem crescendo o número de aplicações com a substituição total, ou parcial, deste reforço convencional pelo concreto reforçado com fibras de aço. No entanto, ainda existem lacunas em recomendações normativas para o dimensionamento destes elementos estruturais, principalmente para os segmentos com reforço híbrido (combinação de armadura convencional e fibras de aço). Neste sentido, essa pesquisa visa avaliar a potencialidade do modelo numérico baseado no método dos elementos finitos em prever o comportamento à flexão de segmentos com reforço híbrido (CA-RFA) para obras de túneis. O estudo propõe a simulação computacional em duas etapas, sendo a primeira para obtenção de parâmetros de desempenho pós-fissuração e, na sequência, a simulação do ensaio à flexão simples de três pontos do segmento em escala real. Em ambos os cenários foram aplicados modelos numéricos 2D em multiescala com representação discreta e explícita dos reforços, cujas respostas obtidas foram comparadas com os resultados dos ensaios realizados através de uma parceria entre a Universidade de São Paulo (USP) e o Consórcio do Trecho 3 da Linha 5 do Metrô-SP. Primeiramente, o modelo numérico foi calibrado para os teores de 35 e  $40 \text{kg/m}^3$  com os resultados provenientes de ensaios de flexão dos prismas com entalhe disponíveis e foram estudados também casos com extrapolações dos teores de fibras de 20 e 60 kg/m<sup>3</sup>. Na sequência, os parâmetros de desempenho obtidos anteriormente para o CRFA foram aplicados através de modelo analítico para previsão de comportamento conforme as formulações propostas pelo *fib* Model Code 2010. Adicionalmente, foram conduzidas as simulações dos segmentos em escala real para os mesmos teores de fibras visando avaliar a influência da adição de fibras de aço na ductilização do elemento. Assim, comprovou-se a capacidade do modelo numérico proposto em representar o comportamento à flexão e captar com precisão o processo de abertura de fissuras dos segmentos em comparação com os resultados experimentais disponíveis. Em suma, os resultados obtidos demonstram que uma discussão integrada das respostas experimentais, numéricas e de projeto permitem um melhor entendimento da potencialidade do uso de segmentos híbridos para distintas combinações de reforços e do emprego da ferramenta numérica para auxiliar no projeto de segmentos.

**Palavras-chave:** Segmentos CA-RFA; ensaios experimentais à flexão; previsões analíticas; modelo numérico multiescala; Linha 5 do Metrô de São Paulo.

# Abstract

Tunnel boring machine (TBM) is a competitive alternative for the construction of tunnels in large urban centers for various purposes, overcoming environmental obstacles, logistical constraints, and ensuring productivity. Precast tunnel segments are the main support system of mechanized methods, which provide safety and feasibility to the excavation process. These segments are traditionally reinforced with conventional reinforced concrete, however, the number of applications has been increasing with the partial or full replacement of this conventional reinforcement by steel fiber reinforced concrete. Nevertheless, there are still gaps in the recommendations available for the design of these structural elements, especially for segments with hybrid reinforcement (combination of conventional reinforcement and steel fibers). In this sense, this research aims to evaluate the potential of the numerical model based on the finite element method to predict the bending behavior of segments with hybrid reinforcement (CA-RFA) for tunnel lining construction. The study proposes a computational simulation in two stages, the first to obtain post-cracking performance parameters and, in addition, the simulation of the full-scale three-point simple bending test of the segment. In both scenarios, 2D multiscale numerical models were applied with discrete and explicit representation of the reinforcements, whose responses were compared with the results of the tests performed through a partnership between the University of São Paulo (USP) and the Consortium of Stretch 3 of Metro Line 5 (Lilac) of São Paulo. First, the numerical model was calibrated for 35 and 40 kg/m<sup>3</sup> with the results from flexural tests of prismatic beams notched available and extrapolations scenarios for fiber contents of 20 and 60 kg/m<sup>3</sup> were also studied. Then, the performance parameters obtained previously for the SFRC were applied to the preliminary design of the segments according to the formulations proposed by the MC2010. Additionally, simulations of the full-scale segments were conducted for the same fiber contents in order to evaluate the influence of the addition of steel fibers in the ductilization of the element. Thus, it was proven the capacity of the proposed numerical model to represent the bending behavior and to

accurately capture the crack opening process of the segments in comparison with the available experimental results. In summary, the results obtained demonstrate that an integrated discussion of the experimental, numerical, and design responses allows for a better understanding of the potentiality of using hybrid segments for different combinations of reinforcement and of the use of the numerical tool to aid in the design of segments.

**Keywords:** RC-SFRC precast tunnel segments; bending experimental tests; analytical predictions; multiscale numerical modeling; Metro Line 5 of São Paulo.

# Lista de Figuras

| 1.1 | Exemplo das obras recentes de túneis para transporte metroviário no                    |    |
|-----|--|----|
|     | Brasil: (a) vista interna do túnel finalizado na Linha 4 - Amarela de                  |    |
|     | São Paulo; (b) vista interna do túnel finalizado na Linha 5 - Lilás de                 |    |
|     | São Paulo (Fonte: Metrô de São Paulo - <www.metrocptm.com.br>).</www.metrocptm.com.br> | 22 |
| 1.2 | Representação esquemática dos anéis segmentados de um túnel cons-                      |    |
|     | truído com uma configuração 5 + 1 de segmentos. $\dots \dots \dots \dots$              | 23 |
| 1.3 | Fases da obra associadas aos carregamentos nos segmentos em função                     |    |
|     | da idade do concreto.  | 32 |
| 2.1 | Configuração típica do ensaio à flexão em três pontos conforme ABNT                    |    |
|     | NBR 16940 (2021)   | 40 |
| 2.2 | Definição do primeiro parâmetro de classificação baseado no $f_{R1k}.~$ .              | 41 |
| 2.3 | Leis constitutivas simplificadas (tensão vs. abertura de fissuras): (a)                |    |
|     | modelo rígido-plástico e (b) modelo linear (Trindade et al., 2020b). $\ .$             | 42 |
| 2.4 | Curvas típicas: (a) curvas F-<br>δ e (b) diagrama M- $\chi$ para elementos de          |    |
|     | CRF (adaptado de la Fuente et al., 2017)   | 45 |
| 2.5 | Equilíbrio da seção transversal de um segmento CA-RFA no ELU                           | 46 |
| 3.1 | Representação do problema multiescala em segmentos: (a) definição                      |    |
|     | da região potencial de dano elástico; (b) processo de separação dos                    |    |
|     | subdomínios macro e mesoescala.  | 51 |
| 3.2 | Exemplo de aduela com aplicação de modelagem multiescala com                           |    |
|     | representação explícita e discreta dos reforços.                                       | 54 |
| 3.3 | Relação entre a tensão aplicada $vs.$ deformação (carregamento mo-                     |    |
|     | notônico) para representar o modelo constitutivo do concreto (Biten-                   |    |
|     | court Jr. et al., 2019; Trindade et al., 2020b)  | 59 |

| 3.4 | Representação da interação concreto-reforço: (a) representação do modelo 2D do segmento híbrido; (b) detalhe dos elementos e da malha  |          |
|-----|--|----------|
|     | que constituem o segmento; e $(\mathbf{c})$ detalhe do acoplamento com malhas  |          |
|     | sobrepostas.   | 60       |
| 3.5 | Relação tensão de cisalhamento vs. deslizamento (carregamento mo-<br>notônico) proposto pelo <i>fib</i> Model Code 2010.               | 67       |
| 3.6 | Relação tensão de cisalhamento vs. deslizamento para carregamento<br>monotônico (Bitencourt Jr. et al., 2018b).                        | 69       |
| 3.7 | Modelo constitutivo elastoplástico (adaptado de Trindade, 2018).   | 70       |
| 3.8 | Modelo numérico para simulação do segmento CA-RFA no ensaio de<br>três pontos: (a) modelo 3D do segmento completo e (b) modelo 2D      |          |
|     | simplificado da seção representativa.  | 73       |
| 4.1 | Seção transversal do anel segmentado com configuração 5+1 utilizado no trecho 3 da Linha 5 - Lilás (dimensões em mm) (Companhia do     |          |
| 4.2 | Metropolitano de São Paulo - Metrô SP, 2013)   | 76       |
|     | de São Paulo - Metrô SP 2013)  | 78       |
| 4.3 | Solução híbrida (CA-RFA): detalhamento da geometria e do reforço<br>dos segmentos (dimensões em mm) (Companhia do Metropolitano de     | 10       |
|     | São Paulo - Metrô SP 2013)   | 79       |
| 4.4 | Foto da configuração do ensaio ABNT NBR 16940:2021 utilizando<br>viga prismática com entalhe e instrumentação para medida de deslo-    | 10       |
|     | camento.   | 81       |
| 4.5 | Fotos do ensaio realizado pela parceria Consórcio Linha 5 - Lilás do<br>Metrô de São Paulo e Universidade de São Paulo: (a) pórtico do | -        |
|     | ensaio e atuador de carga (b) esquema de carregamento e (c) detalhe  |          |
|     | do segmento instrumentado  | 82       |
| 4.6 | Modelo numérico utilizado nas simulações das vigas com entalhe à   | 02       |
| 1.0 | flexão em três pontos: condições de contorno, aplicação do carrega-  |          |
|     | mento, detalhe da multiescala e da malha utilizada nos estudos de  |          |
|     |  | 84       |
| 4.7 | Modelo numérico utilizado nas simulações do ensaio em escala real  | <u> </u> |
| •   | dos segmentos à flexão simples para as duas configurações de reforco   |          |
|     | consideradas: (a) segmento CA e (b) segmento CA-RFA.   | 85       |

| 4.8  | Curva Força $vs.$ CMOD com a comparação entre os resultados ex-                        |    |
|------|--|----|
|      | perimentais médios e as respostas numéricas para os teores de fibras:                  |    |
|      | (a) $35 \text{ kg/m}^3 \text{ e}$ (b) $40 \text{ kg/m}^3$                              | 88 |
| 4.9  | Curvas Força vs. CMOD. Respostas dos modelos numéricos para                            |    |
|      | quatro diferentes teores de fibras (20 kg/m³, 35 kg/m³, 40 kg/m³ e                     |    |
|      | $60 \text{ kg/m}^3$ ).   | 89 |
| 4.10 | Propagação da abertura de fissuras em modo-I obtidas ao longo da                       |    |
|      | simulação do ensaio à flexão para os valores de CMOD notáveis (fator                   |    |
|      | de escala 5). $\ldots$   | 91 |
| 4.11 | Curvas Força por Deslocamento. Comparação entre os resultados                          |    |
|      | experimentais e a resposta do modelo numérico para os segmentos                        |    |
|      | em CA (12 $\phi$ 10.0 mm)  | 94 |
| 4.12 | Curvas Força por Deslocamento. Comparação entre os resultados                          |    |
|      | experimentais e a resposta do modelo numérico para os segmentos                        |    |
|      | em CA-RFA (4 $\phi$ 8.0 mm + 40 kg/m³ de fibras de aço). $\hfill \ldots \ldots \ldots$ | 95 |
| 4.13 | Curvas Força por Deslocamento. Respostas dos modelos numéricos                         |    |
|      | para segmentos com diferentes configurações de reforço: CA; CA-                        |    |
|      | RFA (teores de fibras de 20 kg/m³; 40 kg/m³ e 60 kg/m³) e apenas                       |    |
|      | armadura na região periférica.   | 97 |
| 4.14 | Curva Força $vs.$ Deslocamento para o segmento CA-RFA com $V_f$ de                     |    |
|      | $40 \rm kg/m^3$ com detalhe dos quadros de fissuração                                  | 98 |
| 4.15 | Quadro de fissuração comparativo entre os ensaios em escala real e                     |    |
|      | os obtidos pelo modelo numérico.   | 98 |
| 4.16 | Quadros de fissuração para diferentes configurações de reforços ( $\delta=$            |    |
|      | 1,2 mm)  | 99 |
|      |  |    |

# Lista de Tabelas

| 1.1 | Exemplos de algumas obras de túneis com utilização de CRFA (adap-<br>tado de <i>fib</i> Bulletin No. 83, 2017; Gall. 2018).     | 25 |
|-----|---|----|
| 12  | Principais recomendações e diretrizes para dimensionamento de es-   |    |
| 1.2 | truturas gerais e segmentos de CRFA (adaptado de Gall, 2018)  | 29 |
| 1.3 | Resumo das verificações para o revestimento de um túnel (adaptado de Companhia do Metropolitano de São Paulo - Metrô SP, 2013). | 31 |
| 2.1 | Definição do segundo parâmetro baseada na relação $f_{R3k}/f_{R1k}$ .   | 42 |
| 3.1 | Esquema de integração Impl-Ex para o modelo de dano contínuo para   |    |
| 0.1 | duas variáveis  | 55 |
| 3.3 | Equações do modelo de dano (Bitencourt Jr. et al., 2017, 2018b).  | 65 |
| 3.4 | Esquema de integração Impl-Ex para o modelo de dano contínuo para   |    |
|     | descrever a relação de aderência entre os materiais. $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$  | 66 |
| 3.6 | Definição dos parâmetros de aderência para vergalhões nervurados  |    |
|     | para diversas condições, proposto pel<br>a $fib$ Model Code 2010. $\ .\ .$ .  | 68 |
| 3.7 | Esquema de integração para o modelo constitutivo elastoplástico uni-  |    |
|     | dimensional   | 71 |
| 3.9 | Algoritmo modificado para criação e distribuição randômica em qual-   |    |
|     | quer geometria.   | 72 |
| 4.1 | Proposta de otimização do sistema de reforço com utilização de seg-   |    |
|     | mentos CA-RFA.  | 77 |
| 4.2 | Identificação dos segmentos, características e resistência à compres-   |    |
|     | são   | 82 |
| 4.3 | Características das malhas de elementos finitos consideradas para as  |    |
|     | vigas com entalhe.  | 84 |
| 4.4 | Características das malhas de elementos finitos consideradas para os  |    |
|     | segmentos com diferentes configurações de reforços  | 86 |
| 4.5 | Propriedades mecânicas e geométricas das fibras de aço  | 86 |

| 4.6  | Propriedades mecânicas das barras de aço CA-50                                    | 86 |
|------|---|----|
| 4.7  | Propriedades mecânicas do concreto, modelo de Cervera et al. (1996).              | 87 |
| 4.8  | Resultados do ensaio NBR 16940:2021   | 89 |
| 4.9  | Parâmetros de resistência residuais obtidos e classificação                       | 90 |
| 4.10 | Comparação e validação das extrapolações com correlações empíricas.               | 91 |
| 4.11 | Área de aço necessária, mínima e adotada para o carregamento de $M_{fis}$ .       | 93 |
| 4.12 | Comparação entre os resultados obtidos experimentalmente e nume-                  |    |
|      | ricamente para os pontos de fissuração segmentos.                                 | 95 |
| 4.13 | Comparação entre os resultados obtidos experimentalmente e nume-                  |    |
|      | ricamente para os pontos de ruptura dos segmentos. $\ldots$ $\ldots$ $\ldots$     | 96 |
| 4.14 | Resultados de abertura e espaçamento de fissuras obtidos através do               |    |
|      | modelo numérico para as diferentes configurações de reforço. $\ $ . $\ $ . $\ $ . | 99 |
|      |   |    |

# Notações

## Símbolos

| Caracteres gregos minúsculos |   |  |
|------------------------------|---|--|
| $\alpha_e$                   | razão modular = $E_s/E_c$                               |  |
| $\gamma_c$                   | coeficiente de segurança dos parâmetros do concreto     |  |
| $\gamma_F$                   | coeficiente de segurança do concreto reforçado com      |  |
|                              | fibras  |  |
| $\gamma_s$                   | coeficiente de segurança dos parâmetros aço para        |  |
|                              | reforço   |  |
| δ                            | deslocamento  |  |
| $\delta_d$                   | deslocamento de projeto                                 |  |
| $\delta_u$                   | deslocamento último                                     |  |
| $\delta_{fis}$               | deslocamento de fissuração                              |  |
| $\delta_{lim}$               | deslocamento limite                                     |  |
| $\delta_{pico}$              | deslocamento de pico                                    |  |
| $\delta_{ELS}$               | deslocamento para o estado limite de serviço            |  |
| ε                            | deformação principal                                    |  |
| $\eta$                       | coeficiente da resistência efetiva do concreto          |  |
| $\lambda$                    | fator que define a altura do concreto na região         |  |
|                              | comprimida  |  |
| $\lambda_t$                  | fator de forma do túnel = $D_i/h$                       |  |
| $ ho_s$                      | taxa de armadura  |  |
| $ ho_{s,min}$                | taxa de armadura mínima                                 |  |
| $	au_{bm}$                   | resistência de aderência média entre o aço e o concreto |  |
| $\phi$                       | diâmetro nominal da barra de aço                        |  |

### Caracteres romanos minúsculos

*b* largura da seção

| $b_w$        | largura da viga   |
|--------------|---|
| d            | altura útil da seção                                      |
| f            | resistência   |
| $f_{cd}$     | resistência de projeto do concreto à compressão           |
| $f_{ck}$     | resistência característica do concreto à compressão       |
| $f_{cm}$     | resistência média do concreto à compressão                |
| $f_{ctm}$    | resistência média do concreto à tração                    |
| $f_{ctk}$    | resistência característica do concreto à tração           |
| $f_{ct,flk}$ | resistência característica do concreto à tração na flexão |
| $f_{Ftu}$    | resistência residual última (resistência na               |
|              | pós-fissuração para a abertura de fissura última) para o  |
|              | concreto reforçado com fibras                             |
| $f_{Ftud}$   | resistência residual última de projeto                    |
| $f_k$        | resistência característica                                |
| $f_{Rj}$     | resistência residual à tração na flexão correspondente    |
|              | ao $CMOD_j$   |
| $f_{R1}$     | resistência residual do concreto reforçado com fibras     |
|              | para a condição de serviço                                |
| $f_{R3}$     | resistência residual do concreto reforçado com fibras     |
|              | para a condição última                                    |
| $f_L$        | limite de proporcionalidade no ensaio ABNT NBR            |
|              | 16940 (2021)  |
| $f_{yk}$     | tensão de escoamento característica do reforço de aço     |
| $f_{yd}$     | tensão de escoamento de projeto do reforço de aço         |
| h            | altura total da seção ou espessura do anel segmentado     |
| $h_{sp}$     | distância entre o topo do entalhe e o topo do corpo de    |
|              | prova   |
| l            | vão livre   |
| $s_{rm}$     | distância média entre fissuras                            |
| w            | tamanho da abertura da fissura                            |
| $w_d$        | tamanho da abertura da fissura de projeto                 |
| x            | profundidade da linha neutra                              |

### Caracteres romanos maiúsculos

| A     | área        |
|-------|-------------|
| $A_s$ | área de aço |

| $A_{s,min}$ | área de aço mínima                            |
|-------------|---|
| $D_i$       | diâmetro interno do túnel                     |
| $E_c$       | módulo de elasticidade do concreto            |
| $E_s$       | módulo de elasticidade do aço                 |
| F           | carregamento                                  |
| $F_j$       | carregamento correspondente a<br>o $CMOD_{j}$ |
| $F_u$       | carregamento último do segmento               |
| $F_{fis}$   | carregamento de fissuração do segmento        |
| $F_{max}$   | carregamento máximo do segmento               |
| $F_{ELS}$   | carregamento do segmento no ELS               |
| $G_f$       | energia de fissuração                         |
| $M_{Ed}$    | momento solicitante de projeto                |
| $M_{fis}$   | momento de fissuração do segmento             |
| $P_{ef}$    | parâmetro efetivo                             |
| $R_d$       | resistência de projeto                        |
| $S_d$       | solicitações de projeto                       |
| $V_f$       | teor ou volume de fibras                      |
| $V_{f,min}$ | teor ou volume de fibras mínimo               |

## Abreviações

| TBM                  | tunnel boring machine (tuneladoras)                       |
|----------------------|---|
| CMOD                 | crack mouth opening displacement                          |
| MEF                  | método dos elementos finitos                              |
| EFA                  | elemento finito de acoplamento                            |
| $\operatorname{CRF}$ | concreto reforçado com fibras                             |
| CA                   | concreto armado   |
| CA-                  | concreto com reforço combinado de vergalhões e fibras     |
| RFA                  | de aço  |
| CRFA                 | concreto reforçado com fibras de aço                      |
| 3-PBT                | ensaio de três pontos à flexão (three point bending test) |
| ELS                  | estado limite de serviço                                  |
| ELU                  | estado limite último                                      |
| M-N                  | momento fletor e esforço axial                            |
| CMSP                 | companhia do metropolitano de São Paulo                   |

# Sumário

| 1 | Intr | odução  |   | 21 |
|---|------|---------|---|----|
|   | 1.1  | Aspec   | tos gerais e motivação  | 21 |
|   | 1.2  | Estade  | o da arte   | 27 |
|   |      | 1.2.1   | Projeto de segmento com reforço híbrido para túneis $\ \ .\ .\ .$               | 28 |
|   |      | 1.2.2   | Modelagem numérica de segmentos para túneis $\ .\ .\ .\ .$ .                    | 34 |
|   | 1.3  | Objeti  | vos   | 36 |
|   | 1.4  | Escop   | o e limitações da pesquisa  | 37 |
|   | 1.5  | Estrut  | ura da dissertação  | 38 |
| 2 | Esti | udo ana | alítico do comportamento à flexão de segmentos CA-RFA                           | 39 |
|   | 2.1  | Carac   | terização do CRFA   | 39 |
|   |      | 2.1.1   | Parâmetros de desempenho conforme a norma ABNT NBR                              |    |
|   |      |         | $16940 (2021)  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  \dots  $ | 40 |
|   |      | 2.1.2   | Classificação   | 41 |
|   |      | 2.1.3   | Leis constitutivas  | 42 |
|   |      |         | 2.1.3.1 Modelo rígido plástico  | 43 |
|   |      | 2.1.4   | Substituição da armadura convencional por fibras $\ .\ .\ .$ .                  | 43 |
|   | 2.2  | Dimer   | nsionamento dos segmentos CA-RFA à flexão simples $\ .\ .\ .$ .                 | 44 |
|   |      | 2.2.1   | Critério da Ductilidade   | 44 |
|   |      |         | 2.2.1.1 Análise da seção transversal  | 46 |
|   |      |         | 2.2.1.1.1 Flexão simples  |    |
|   |      |         |   | 47 |
| 3 | Мо   | delo nu | mérico para previsão de comportamento dos segmentos                             | 50 |
|   | 3.1  | Métod   | lo multiescala  | 50 |
|   | 3.2  | Model   | agem do concreto  | 54 |
|   |      | 3.2.1   | Modelo de dano contínuo isotrópico proposto por Cervera et                      |    |
|   |      |         | al. (1996)  | 55 |

|    | 3.3    | Repre             | sentação explícita e discreta dos reforços                  | 59  |
|----|--------|-------------------|---|-----|
|    |        | 3.3.1             | Interação concreto-reforço                                  | 61  |
|    |        |                   | 3.3.1.1 Aderência perfeita                                  | 62  |
|    |        |                   | 3.3.1.2 Perda de aderência                                  | 63  |
|    |        |                   | 3.3.1.3 Modelo de dano contínuo para representar bond-slip  | 64  |
|    |        |                   | 3.3.1.3.1 Interação concreto-armadura                       |     |
|    |        |                   |   | 64  |
|    |        |                   | 3.3.1.3.2 Interação concreto - fibra metálica               |     |
|    |        |                   |   | 68  |
|    | 3.4    | Model             | agem dos reforços   | 69  |
|    |        | 3.4.1             | Modelo elastoplástico unidimensional para os reforços       | 70  |
|    |        | 3.4.2             | Distribuição das fibras                                     | 72  |
| Л  | ۸nli   | (วาร์กา           | segmentos CA-REA empregados no trecho 3 da Linha 5          |     |
| -  | do r   | caçao.<br>netrô c | le São Paulo  | 75  |
|    | 4 1    | Descri            | ção dos segmentos   | 76  |
|    | 4.2    | Descri            | ção da campanha experimental do Belatório Técnico Executivo | 10  |
|    | 1.2    | de En             | saio - BTEE (2015)  | 80  |
|    |        | 4.2.1             | Ensaio de caracterização do CBFA                            | 80  |
|    |        | 422               | Ensaio em escala real dos segmentos à flevão                | 81  |
|    | 43     | Const             | rução dos modelos numéricos                                 | 83  |
|    | 1.0    | 431               | Modelo da viga prismática com entalhe                       | 83  |
|    |        | 4.3.2             | Modelo dos segmentos em escala real                         | 84  |
|    | 4.4    | Result            | ados analíticos, experimentais e numéricos                  | 87  |
|    |        | 4.4.1             | Caracterização do CBFA                                      | 87  |
|    |        | 4.4.2             | Previsão do comportamento à flexão dos segmentos CA-RFA .   | 92  |
|    |        |                   | 4.4.2.1 Estudo analítico dos segmentos conforme MC2010      | 92  |
|    |        |                   | 4.4.2.2 Comparação e validação das respostas                | 94  |
| 5  | Con    | clusões           | 3   | 100 |
| -  | 5.1    | Conch             | usões gerais  | 100 |
|    | 5.2    | Recon             | nendações para futuras pesquisas                            | 101 |
| Re | eferêr | ncias B           | ibliográficas   | 103 |

# 1 Introdução

## 1.1 Aspectos gerais e motivação

De acordo com o Departamento de Assuntos Econômicos e Sociais das Nações Unidas (UN, 2018), a proporção da população urbana mundial deverá aumentar de 55% para cerca de 70% até 2050. Como consequência, o constante avanço no processo de urbanização aumenta o desafio dos países em suprir necessidades básicas da população, como o acesso a uma rede de transportes adequada, cujas demandas atuais e futuras são ainda maiores em países em desenvolvimento como o Brasil.

Dentro da realidade brasileira, a população atual das regiões periféricas das grandes capitais sofre segregação espacial pela falta de uma malha adequada de transporte público (Rosa, 2006). A população da Zona Leste da cidade de São Paulo, por exemplo, despende quase um quinto do seu tempo diário dentro de um transporte público lotado e pouco eficiente (Arruda and Veloso, 2019). Além do impacto social, o estudo de Haddad et al. (2015) exemplifica que o metrô de São Paulo tem um impacto significativo na economia do país, pois sua ausência ocasionaria uma perda de 19,3 bilhões anuais aos cofres públicos. Desta forma, é importante reconhecer o papel do transporte metroviário nacional dentro das capitais e buscar maiores investimentos na área para que a malha futura seja capaz de superar os desafios atuais e atender a projeção de demanda.

O uso do espaço subterrâneo tem demonstrado ser uma alternativa mais sustentável de solucionar problemas de mobilidade urbana em grandes cidades (Peng et al., 2021). De acordo com Tender et al. (2017), a construção de túneis tem aumentado nos últimos anos, principalmente nas grandes metrópoles para suprir a crescente demanda de qualidade de vida nestas áreas. Consequentemente, mostra-se necessária a constante evolução das técnicas de escavação e suporte para viabilizar e garantir a segurança destas obras.

Neste contexto, o método mecanizado de escavação TBM (Tunnel Boring Machine)

vem se consolidando nos últimos anos no Brasil, o que pode ser comprovado pelas obras entregues recentemente como as linhas 4 (Amarela - Figura 1.1a) e 5 (Lilás - Figura 1.1b) em São Paulo, e Linha 4 no Rio de Janeiro. Segundo o plano de expansão da Companhia do Metropolitano de São Paulo - Metrô SP (2020), ainda haverá oportunidades de aplicação do método no país nos próximos anos. Cabe ainda destacar a execução atual da Linha Leste do Metrô de Fortaleza, primeira vez fora do eixo Rio-São Paulo.



Figura 1.1: Exemplo das obras recentes de túneis para transporte metroviário no Brasil: (a) vista interna do túnel finalizado na Linha 4 - Amarela de São Paulo; (b) vista interna do túnel finalizado na Linha 5 - Lilás de São Paulo (Fonte: Metrô de São Paulo - <www.metrocptm.com.br>).

No mundo, obras com o emprego de tuneladoras estão localizadas em áreas urbanas e se estabilizaram como um método confiável, eficiente e seguro para escavações longas e profundas (Gall, 2018), sobressaindo-se nas capitais brasileiras pela facilidade logística e pela superação de obstáculos existentes em regiões altamente adensadas. Este método construtivo se destaca pela elevada produtividade de escavação e execução em diferentes condições geológicas (Tarkoy and Byram, 1991; Barla and Pelizza, 2000; Liu et al., 2016), sendo bastante vantajosa para viabilizar futuras construções em grandes centros urbanos e, consequentemente, atender as demandas por infraestrutura.

Na etapa executiva de uma obra empregando o método TBM, enquanto a tuneladora avança na frente de escavação, anéis segmentados pré-moldados de concreto são inseridos, servindo de apoio para o avanço e estrutura final do túnel. O revestimento é formado por segmentos em arco, os quais se conectam nas direções circunferencial e longitudinal, constituindo os anéis instalados dentro do maciço para o suporte (Figura 1.2).



**Figura 1.2:** Representação esquemática dos anéis segmentados de um túnel construído com uma configuração 5 + 1 de segmentos.

Os segmentos pré-moldados são peças fundamentais do processo construtivo e devem ser dimensionados para garantir a durabilidade e segurança dos túneis. Estes elementos de concreto possuem geometria conforme as necessidades e a função final do túnel, e atualmente apresentam três possíveis configurações de reforço (ITA, 2016): CA - concreto reforçado com barras de aço convencionais (concreto armado); CRFA - concreto reforçado com fibras de aço; e CA-RFA - concreto reforçado com uma combinação de fibras metálicas e armadura passiva convencional (também conhecido na literatura como segmento híbrido).

Os segmentos convencionais de CA começaram a ser empregados em revestimentos de túneis na Europa antes das primeiras aplicações nos Estados Unidos (Bergeson et al., 2020). No Brasil, o reforço de segmentos de concreto com barras de aço convencionais também se apresenta como a estratégia padrão empregada na grande maioria das obras de túneis para atender os diferentes cenários de solicitações ao longo da vida útil desses elementos estruturais (ITA, 2016).

Nos últimos anos, como uma alternativa ao reforço do concreto com barras de aço convencionais, pesquisadores vêm mostrando que a adição de fibras ao concreto pode ser muito benéfica para melhoria das propriedades mecânicas deste compósito. Em especial, o CRFA, que pode ser empregado como reforço primário de elementos estruturais. De acordo com di Prisco et al. (2013), a adição de fibras de aço ao concreto visando sua aplicação estrutural pode melhorar o comportamento de elementos estruturais tanto no estado limite de serviço (ELS), reduzindo o espaçamento e abertura de fissuras, que são importantes aspectos para o quesito durabilidade, quanto no estado limite último (ELU), incrementando a tenacidade do compósito, e consequentemente, a possibilidade de substituir parcialmente ou totalmente o reforço convencional. Consequentemente, o emprego de aduelas reforçadas com fibras de aço em obras de túneis vem crescendo nas últimas décadas (ITA, 2016), conforme pode ser observado na Tabela 1.1 que lista as características das aduelas empregadas em diversas obras de túneis nacionais e internacionais (Guillamon, 2013; de la Fuente et al., 2013; Liao et al., 2015; *fib* Bulletin No. 83, 2017; Gall, 2018).

Como apontado por diversos pesquisadores (Plizzari and Tiberti, 2006; Caratelli et al., 2012; Gorino et al., 2017), além da ductilização de elementos estruturais pósfissuração, efeitos benéficos oriundos do emprego de aduelas de CRFA em obras de túneis podem ser observados desde as fases preliminares, onde as fibras de aço dispersas se apresentam como um tipo de reforço apropriado para combater tanto os esforços difusos quanto concentrados. Neste mesmo sentido, de la Fuente et al. (2017) também destacam que além de reforço primário, as fibras de aço podem reduzir algumas patologias geralmente observadas em elementos de CA, como a fissuração e lascamentos na região do cobrimento desses elementos, ainda em fase de produção ou mesmo durante a instalação das aduelas. Além disso, a utilização do CRFA vem se mostrando vantajosa tanto para aplicação em segmentos pré-moldados (Plizzari and Tiberti, 2006; de la Fuente et al., 2012; Liao et al., 2015) quanto para os segmentos de *shafts* verticais (Liao et al., 2016).

O aumento nas propostas de segmentos de concreto reforçado com fibras de aço para túneis (Tabela 1.1) foi muito impulsionado nos últimos anos pelas publicações de normas, diretrizes e recomendações de projeto, como por exemplo o *fib* Model Code 2010, ACI Committee 544.7R-16 (2016), ITAtech Activity Group Support (2016), e *fib* Bulletin No. 83. De forma simplificada, a metodologia sugerida nessas referências para o dimensionamento dos elementos reforçados com fibras pode ser resumida em (ITA - Working Group No 2, 2019): (*i*) obter as dimensões do segmento com base nos dados de entrada (investigações geológicas, traçado, capacidade e função do túnel) através das dimensões mínimas do anel segmentado; (*ii*) levantar os cenários de carregamento; (*iii*) caracterizar o comportamento mecânico do compósito pósfissuração visando verificar se são satisfeitos os critérios mínimos para o emprego do mesmo como material estrutural; (*iv*) definir a quantidade de reforço necessária e

os parâmetros dos materiais; e (iv) verificar se todas as condições de carregamento e requisitos são atendidos para o ELS e ELU.

| Tabela 1.1:   | Exemplos de  | algumas  | obras   | de túneis | $\operatorname{com}$ | utilização | de | CRFA | (adap- |
|---------------|--------------|----------|---------|-----------|----------------------|------------|----|------|--------|
| tado de $fib$ | Bulletin No. | 83, 2017 | ; Gall, | 2018).    |                      |            |    |      |        |

| Obra                           | Ano  | País        | Função | $D_i$<br>[ <b>m</b> ] | h $[m]$ | $\lambda_t = D_i / h$ | Fibra | Anel  | RC  |
|--------------------------------|------|-------------|--------|-----------------------|---------|-----------------------|-------|-------|-----|
| Öenzberg                       | 2003 | SUI         | F      | 10.8                  | 0.3     | 36                    | Aço   | 7+1   | Não |
| Linha 1 - Metrô de<br>Valencia | 2007 | VEN         | М      | 8.4                   | 0.4     | 21                    | Aço   | 6+1   | Sim |
| Linha 4 Amarela - São<br>Paulo | 2009 | BR          | М      | 8.4                   | 0.35    | 24                    | Aço   | 7+1   | Não |
| Heating Tunnel Amager          | 2009 | DEN         | Н      | 4.2                   | 0.3     | 14                    | Aço   | 5 + 1 | Não |
| East Side CSO Tunnel           | 2011 | EUA         | Н      | 6.7                   | 0.36    | 18.6                  | Aço   | 5+1   | Não |
| Linha 4 - Rio de Janeiro       | 2016 | BR          | М      | 10.3                  | 0.4     | 25.8                  | Mista | 7+1   | Sim |
| Linha 9 - Barcelona            | 2016 | ES          | М      | 10.9                  | 0.35    | 31.1                  | Aço   | 7+1   | Sim |
| Corrib Pipeline Tunnel         | 2015 | IRE         | G      | 4.24                  | 0.25    | 17                    | Aço   | 5+1   | Não |
| Linha 5 Lilás - São Paulo      | 2018 | BR          | М      | 6.0                   | 0.3     | 20                    | Aço   | 5+1   | Sim |
| Brenner base Tunnel            | e.c. | ITA-<br>AUT | F      | 5.6                   | 0.2     | 28                    | Aço   | 5+1   | Sim |
| Linha Leste - Fortaleza        | e.c. | BR          | М      | -                     | -       | -                     | Aço   | -     | Sim |
| Linha 6 Laranja - São<br>Paulo | e.c. | BR          | М      | -                     | -       | -                     | Aço   | -     | Sim |

Legenda: e.c.: em construção; F.: ferroviário; M.: metroviário; H.: hidro; G.: gás;  $D_i$ : diâmetro interno do túnel; h: espessura do anel segmentado;  $\lambda_t$ : fator de forma; RC.: reforço convencional.

De acordo com o *fib* Bulletin No. 83 (2017) uma alternativa para verificar se as aduelas reforçadas com fibras de aço atendem aos critérios de projeto consiste no desenvolvimento de campanhas experimentais, principalmente em escala real. São propostas configurações de ensaios com aduelas isoladas (flexão simples, esforços localizados, e/ou flexo-compressão) (Caratelli et al., 2010; Abbas et al., 2014; Meng et al., 2016; Wang et al., 2019), ou com o conjunto de aduelas que definem o anel segmentado (Molins and Arnau, 2011; Lu et al., 2011). Entretanto, é importante destacar que ensaios nesta escala não são ensaios típicos de controle, mas de validação de tecnologia e, tradicionalmente, utilizados para a sua homologação (King

et al., 2003), e necessitam de desenvolvimento específico para cada caso particular de obra. É também importante destacar que mesmo os ensaios em larga escala não são capazes de avaliar simultaneamente todas as solicitações, sejam transitórias ou de serviço, em um mesmo procedimento, o que gera a necessidade de parametrização de comportamento de modo a se obter uma validação de tecnologia o mais abrangente possível. De acordo com de la Fuente et al. (2015), apesar dos benefícios observados pelo uso de aduelas de concreto reforçado com fibras de aço, ainda há muitas lacunas a serem preenchidas para o domínio pleno desta tecnologia. Além disso, a combinação de inúmeras variáveis que influenciam o comportamento do CRF com as diversas complexidades intrínsecas do projeto de aduelas para túneis, dificulta e atrasa a introdução desta tecnologia no mercado.

Paralelamente, baseado nos resultados promissores obtidos em estudos sobre o uso do concreto reforçado com fibras de aço em elementos estruturais (Cucchiara et al., 2004; Poh et al., 2005; Dinh et al., 2010; Moccichino et al., 2010; Molins and Arnau, 2011; Meda et al., 2012; Michels et al., 2012; Conforti et al., 2013, 2018), modelos computacionais têm sido propostos para auxiliar no projeto desses elementos do ponto de vista de desempenho mecânico. Neste sentido, muitas propostas têm surgido visando à simulação do comportamento de segmentos reforçados com fibras de aço para obras de túneis (Plizzari and Cominoli, 2005; Meschke et al., 2011; Marwan, 2019; Zhan, 2016; Gall, 2018), devido a potencialidade e rápido crescimento da aplicação deste tipo de tecnologia em obras de diferentes países (Tabela 1.1). Os modelos numéricos visam complementar os estudos experimentais e os modelos de dimensionamento, podendo ser muito úteis na previsão de comportamento mecânico das aduelas nas diversas etapas de projeto de túneis.

A maioria dos modelos numéricos propostos na literatura para simulação de elementos estruturais de CRFA são baseados no método dos elementos finitos. Esses modelos buscam contemplar as inúmeras variáveis que influenciam o comportamento do compósito, como por exemplo, as propriedades geométricas e mecânicas das fibras, as propriedades mecânicas da matriz, a interação entre a fibra e a matriz, e a distribuição das fibras em função de parâmetros como ponto de concretagem e geometria do elemento estrutural. Em suma, duas estratégias de representação do compósito são adotadas. Na primeira, as variáveis que influenciam o comportamento do compósito são consideradas na formulação dos modelos constitutivos baseados na mecânica do contínuo (Padmarajaiah and Ramaswamy, 2002), enquanto que a segunda estratégia, consiste na representação discreta das fibras (Cunha et al., 2012; Etse et al., 2012; Pros et al., 2012; Bitencourt Jr., 2015; Bitencourt Jr. et al., 2018, 2019; Carvalho et al., 2020; Yang et al., 2021), as quais também são representadas explicitamente em alguns desses modelos (Cunha et al., 2012; Bitencourt Jr., 2015; Bitencourt Jr. et al., 2018, 2019; Yang et al., 2021).

Modelos com representação discreta de fibras têm apresentado resultados muito promissores para simulação de elementos estruturais como os segmentos de concreto reforçado com fibras para túneis. Como descrito por Bitencourt Jr. (2015), modelos numéricos que consideram o efeito da interação fibra-matriz separadamente, possibilitam uma melhor compreensão do comportamento mecânico do compósito, e podem ser muito úteis tanto na fase de caracterização do material, quanto na previsão do comportamento de elementos estruturais. Exemplos da aplicação do modelo proposto por Bitencourt Jr. et al. (2019) com representação discreta e explícita de fibras de aço visando a obtenção dos parâmetros pós-fissuração do compósito e previsão de comportamento de vigas reforçadas com diferentes teores de fibras podem ser encontrados nos trabalhos de Trindade et al. (2020b) e Trindade et al. (2020a), respectivamente.

Neste contexto, essa pesquisa visa avaliar a potencialidade do modelo numérico desenvolvido por Bitencourt Jr. et al. (2019) em prever o comportamento à flexão de segmentos com reforço híbrido (combinação de armadura convencional e fibras de aço) para obras de túneis. O modelo será avaliado através da simulação dos ensaios de caracterização e segmentos submetidos à flexão desenvolvidos no âmbito do projeto de pesquisa desenvolvido através de uma parceria entre a Escola Politécnica da Universidade de São Paulo e o Consórcio da Linha 5 - Lilás do Metrô-SP (Relatório Técnico Executivo de Ensaio - RTEE, 2015). O comportamento desses segmentos também serão previstos através de modelo analítico. Desta forma, uma discussão integrada das respostas experimentais, numéricas e de projeto permitirá um melhor entendimento da potencialidade do uso de segmentos híbridos para distintas combinações de reforços e do emprego da ferramenta numérica para auxiliar no projeto de segmentos.

## 1.2 Estado da arte

Nesta seção, é apresentada uma breve revisão da literatura de dois temas importantes para este estudo. Primeiro, são descritas em resumo as etapas e recomendações de projetos envolvendo os segmentos de túneis com reforço híbrido. Em seguida, são apresentadas as estratégias disponíveis na literatura para a simulação computacional do comportamento de segmentos pré-moldados.

#### 1.2.1 Projeto de segmento com reforço híbrido para túneis

Nos últimos anos vêm sendo desenvolvidas diretrizes para dimensionamento de estruturas em CRFA e, recentemente, algumas instituições publicaram recomendações e diretrizes especificamente tratando sobre o dimensionamento de segmentos para túneis com adição de fibras, conforme apresentado na Tabela 1.2.

Destaca-se que estas publicações são bastante recentes, e proporcionam uma maior segurança e padronização que resulta no aumento da utilização do CRFA como reforço de anéis segmentados de túneis (Gall, 2018). É interessante notar que são apresentadas obras internacionais em maior número, mas que recentemente foi publicada a primeira diretriz nacional, ABNT NBR 16935 (2021), que deve impulsionar a aplicação desta tecnologia em obras de túneis mecanizados em território nacional.

O *fib* Model Code 2010 fornece diretrizes para o dimensionamento de elementos estruturais de concreto reforçado com fibras de aço (CRFA) nos ELU e ELS. No caso específico do dimensionamento de estruturas para aplicações em túneis, o *fib* Bulletin No. 83 destaca-se como base para o estudo, controle e verificação de segmentos pré-moldados de concreto reforçado com fibras de aço. Dentro da metodologia apresentada anteriormente, o dimensionamento dos segmentos é baseado em três incógnitas a serem definidas: a geometria do elemento estrutural, as propriedades mecânicas do concreto e a quantidade e configuração necessária de reforço.

Assim, primeiramente, é necessário obter o diâmetro interno da estrutura do túnel para que seja atendido o espaço necessário, conforme a função e capacidade do túnel e dos requisitos do cliente (ITA - Working Group No 2, 2019). Na sequência, podem ser obtidas de forma preliminar, baseadas em normas ou recomendações de projeto, as outras variáveis geométricas do problema, como a espessura, a largura e a configuração do anel segmentado de um túnel em TBM. Neste caso, tratando especificamente do segmento, será possível obter as geometrias de cada elemento estrutural a partir da geometria preliminar obtida para o anel (espessura, largura e comprimento), bastante importante para a continuidade do processo de dimensionamento.

Após selecionada a geometria das aduelas, abordagens de dimensionamento (ITA -Working Group No 2, 2019; ACI Committee 544.7R-16, 2016) visam atender dois

importantes critérios que são o ELU (Bakker and Blom, 2009; Bakhshi and Nasri, 2015) e ELS (Bakhshi and Nasri, 2015). Para isso, é necessário estabelecer os requisitos mínimos e levantar todos os carregamentos aos quais estarão submetidos os segmentos, ou o anel completo, podendo assim serem definidas a resistência inicial do concreto, a quantidade e tipo dos reforços. Assim, as características finais dimensionadas para o segmento (geometria, resistência à compressão uniaxial do concreto -  $f_{ck}$  - e reforço) deverão atender todos os critérios necessários.

Tabela 1.2: Principais recomendações e diretrizes para dimensionamento de estruturas gerais e segmentos de CRFA (adaptado de Gall, 2018).

| Dimensionamento CRFA                              |                            |       |      |  |  |  |  |
|---|----------------------------|-------|------|--|--|--|--|
| Instituição                                       | Documento                  | País  | Ano  |  |  |  |  |
| Deutsche Beton Verein, DBV                        | Merkblatt Stahlfaserbeton  | DE    | 2001 |  |  |  |  |
| Austrian Society for<br>Construction Techn., ÖBV  | Richtlinie Stahlfaserbeton | AT    | 2008 |  |  |  |  |
| Federation International du<br>Beton, <i>fib</i>  | Model Code 2010            | Intl. | 2013 |  |  |  |  |
| American Concrete Institute,<br>ACI               | ACI:544.4R-18              | USA   | 2018 |  |  |  |  |
| Associação Brasileira de Normas<br>Técnicas, ABNT | ABNT NBR 16935:2021        | BR    | 2021 |  |  |  |  |

| commendations for design of mental rings | DE   | 2013   |
|--|--|--|
| dance for precast FRC<br>ments           | Intl.  | 2016   |
| I544.7R-16                               | USA  | 2016   |
| Bulletin 83                              | Intl.  | 2017   |
|  | ommendations for design of<br>nental rings<br>dance for precast FRC<br>nents<br>544.7R-16<br>Bulletin 83 | ommendations for design of<br>nental ringsDEdance for precast FRC<br>nentsIntl.I544.7R-16USABulletin 83Intl. |

Legenda: Intl..: internacional.

Segundo o que foi levantado pelo ITA - Working Group No 2 (2019), as principais diretrizes normativas recomendam que sejam adotados valores iniciais de  $f_{ck}$ , em torno de 10 a 15 *MPa* conforme especificações, no momento da desmoldagem. Apenas após atingir a resistência de projeto definida para o túnel em serviço, é que os segmentos poderão deixar a área de estocagem para serem instalados. Novamente, a recomendação é de que o  $f_{ck}$  seja superior a 40 a 45 *MPa* para aplicação em segmentos com finalidade para obras subterrâneas (ITA - Working Group No 2, 2019). Não obstante, o controle tecnológico e a caracterização dos materiais deverão ser conduzidas para que sejam atendidos os requisitos de projeto e norma.

Já o dimensionamento do reforço dos segmentos CRFA baseia-se na avaliação do critério fundamental para o projeto de elementos estruturais, onde a seguinte condição básica deverá ser atendida:  $S_d < R_d$ , com  $S_d$  sendo as solicitações de projeto, as quais os segmentos estão submetidos, e  $R_d$  a resistência de projeto (*fib* Model Code 2010, 2013; *fib* Bulletin No. 83, 2017). Os valores de  $S_d$  para cada situação de carregamento pode ser obtido através de uma análise considerando as condições de suporte e carregamento apropriadas. Por outro lado, os valores de  $R_d$  devem ser obtidos através de uma análise não linear da seção para que seja considerada adequadamente a contribuição mecânica das fibras. No ELS, as fibras são introduzidas para aumentar a durabilidade da estrutura, diminuindo a abertura e o espaçamento das fissuras (Trindade et al., 2020a). Enquanto no ELU, as fibras são capazes de substituir parcialmente, ou totalmente, as armaduras convencionais garantindo a ductilização dos elementos.

Não obstante, as etapas da construção de um túnel deverão ser estudadas para a aplicação destes elementos estruturais, pois há um impacto significativo nas verificações necessárias para atender as condições básicas de projeto. Cada etapa solicitará o segmento de forma diferente e em cada cenário podem haver condições específicas de resistência para os materiais empregados. Portanto, o meio técnico costuma organizar as análises conforme as recomendações do *fib* Bulletin No. 83, de acordo com o resumo apresentado na Tabela 1.3.

Na etapa de dimensionamento, é importante considerar que os segmentos pré-moldados estão sujeitos a diversos tipos de solicitações desde o processo de produção até a condição de uso (Liao et al., 2015). Assim, as aduelas são dimensionadas e verificadas para resistirem aos esforços transitórios (em função da idade do concreto), ao empuxo dos macacos hidráulicos durante o avanço da tuneladora (carregamento localizado), as condições em serviço (flexo-compressão) (Caratelli et al., 2012; Di Carlo et al., 2016), e outras condições necessárias para garantir a segurança da estrutura, como avaliação da capacidade portante residual em situação de incêndio (Serafini et al., 2021).

**Tabela 1.3:** Resumo das verificações para o revestimento de um túnel (adaptado de Companhia do Metropolitano de São Paulo - Metrô SP, 2013).

| Categoria      | Etapa de Análise   | Verificação   |  |  |
|----------------|--|---|--|--|
| Pré-fabricação | Desforma   | Verificação das aduelas sujeitas<br>às forças de extração das formas                                |  |  |
| <b>,</b>       | Armazenamento  | Examinar uma aduela carregada<br>com o peso das outras aduelas<br>colocadas em cima                 |  |  |
|                | Movimentação e manipulação   | Examinar a aduela durante a<br>movimentação e o levantamento<br>por eretores                        |  |  |
| Avanço da TBM  | Contato com a tuneladora<br>(interação entre macacos, sapatas e<br>anel)               | Examinar o anel carregado pela<br>tensão de contato resultante do<br>empuxo de reação da tuneladora |  |  |
|                | Tensão induzida pela sapata dos<br>macacos hidráulicos (devido ao efeito<br>do empuxo) | Examinar o anel em termos de<br>tração induzida através das<br>sapatas                              |  |  |
| Serviço        | Cargas do maciço e água  | Examinar o revestimento com<br>cargas do solo e água  |  |  |
|                | Condição de incêndio   | Examinar o revestimento na<br>condição de incêndio  |  |  |

Na Figura 1.3, são ilustradas as principais fases da obra em sequência, os tipos de carregamentos notáveis para cada uma delas e quais os requisitos de resistência devem ser atendidos ao longo do tempo.

Nas etapas iniciais, além de cada uma das diversas condições de carregamento, destaca-se a resistência do compósito, influenciada diretamente pela baixa idade do concreto, a qual desempenha um fator decisivo para que seja realizada a desmoldagem, estocagem e aplicação dos segmentos. Durante a etapa transitória, uma resistência à compressão inicial mínima é definida e a desmoldagem pode ser realizada quando atingido o valor necessário. Portanto, os elementos estão sujeitos à flexão com condições de contorno variadas, mas podendo sofrer algum dano logo em sua produção. Desta forma, busca-se dimensionar os elementos para que obtenham as características necessárias para atender às diversas solicitações até atingirem uma resistência ideal para aplicação. Conforme destaca de la Fuente et al. (2017), os segmentos fissurados podem ser descartados antes mesmo de sua utilização, dependendo da tomada de decisão dos engenheiros e engenheiras envolvidas, mas que haja cuidado e controle no dimensionamento para que sejam reduzidas as perdas ao máximo.



Figura 1.3: Fases da obra associadas aos carregamentos nos segmentos em função da idade do concreto.

No avanço da tuneladora, os segmentos são submetidos ao empuxo dos macacos hidráulicos e toda a carga para o avanço da tuneladora é aplicada de forma temporária e concentrada na face lateral do anel. Os efeitos envolvidos podem ser críticos e diversos estudos têm se preocupado com esta questão, considerando esforços localizados e como são originadas as fissuras nos elementos (Plizzari and Cominoli, 2005; Di Carlo et al., 2016; Gall, 2018). Segundo o *fib* Bulletin No. 83, é necessário prevenir que os segmentos sejam danificados (fissurados) nesta etapa, pois podem surgir problemas de infiltração, perda de qualidade, durabilidade e altos custos de reparos durante a vida útil da estrutura. O CRFA possui uma limitação neste aspecto, pois as fibras metálicas não possuem a mesma capacidade do reforço convencional para resistir a esforços localizados (*bursting capacity*) durante a aplicação de carga dos macacos hidráulicos (Tiberti and Plizzari, 2014), no entanto, auxiliam na redução da quantidade da armadura convencional necessária para resistir a estes esforços (Tiberti et al., 2015).

Ao longo de sua vida útil, os segmentos já instalados que formam os anéis segmentados, são submetidos a carregamentos muito bem definidos. Ou seja, todo o carregamento do maciço (com efeito da poropressão) mais a sobrecarga da superfície, além de algumas outras cargas induzidas, solicitam a estrutura da escavação, a qual, por sua vez, redistribui esses esforços internamente. Portanto, desenha-se um cenário onde os segmentos estão submetidos a flexão em conjunto com esforços axiais consideráveis (elementos comprimidos).

Propostas de hibridização vêm sendo cada vez mais aplicadas tanto em termos de otimização dos reforços (Plizzari and Tiberti, 2006; de la Fuente et al., 2012) quanto em termos de melhorias nas características do concreto empregado (Trabucchi et al., 2021), buscando atender satisfatoriamente todas as etapas de carregamento. Desta forma, metodologias de dimensionamento de elementos CA-RFA (substituição parcial do reforço convencional) vêm sendo recentemente incorporadas em recomendações internacionais, como é o caso do *fib* Bulletin No. 83 (2017). Neste documento, são recomendadas campanhas experimentais, modelos analíticos e numéricos como abordagens para avaliar aos critérios de projeto e validação de uma determinada proposta de reforço híbrido para aplicação nos segmentos.

O relatório técnico apresentado pelo ITA - Working Group No 2 (2019) mostra que as principais diretrizes normativas recomendam a realização de campanhas experimentais em grande escala para análise do comportamento dos segmentos submetidos a carregamentos específicos em cada etapa. Dentre estes ensaios, destacam-se os ensaios à flexão simples em três pontos (*three point bending test*, 3-PBT) (Moccichino et al., 2010; Relatório Técnico Executivo de Ensaio - RTEE, 2015), ensaio de aplicação de cargas concentradas simulando o empuxo dos macacos hidráulicos do TBM (Caratelli et al., 2012), ensaios em balanço em que os segmentos são submetidos aos esforços dos macacos hidráulicos com intuito de avaliar o efeito da ocorrência de segmentos desalinhados (*cantilever load test*, Poh et al., 2005) e experimentos em escala real para estudo dos efeitos dominantes na etapa de serviço (Mashimo et al., 2002; Lu et al., 2011).

Estas campanhas experimentais são conduzidas para obtenção de parâmetros e um maior entendimento do comportamento dos elementos estruturais de um túnel, pois como citado anteriormente ensaios de larga escala não são capazes de avaliar simultaneamente todas as solicitações. As condições de contorno normalmente são simplificadas, visto que há uma certa dificuldade em ensaiar a estrutura nas condições encontradas in situ. Portanto, os ensaios propostos atualmente para os segmentos isolados contemplam flexão simples (Relatório Técnico Executivo de Ensaio - RTEE, 2015; Liao et al., 2016; Liu et al., 2020) e flexo-compressão (Meng et al., 2016; Wang et al., 2019), através dos quais são obtidas curvas de carga por deslocamento. Estes ensaios são vantajosos para verificação da condição de reforço adequada e são importantes para analisar as propostas de reforço híbrido dentro dos critérios estabelecidos para validação tecnológica.

Neste sentido, podem ser utilizados também modelos analíticos para auxiliar os estudos de previsão do comportamento nos segmentos, conforme as recomendações das diretrizes internacionais. A abordagem analítica pode ser dividida em dois tipos de análise da seção transversal, considerando flexão simples (Liao et al., 2015) ou flexo-compressão para obtenção de diagramas de interação M-N (Yao et al., 2018), comumente utilizados em projetos de túneis, conforme as formulações disponíveis no *fib* Model Code 2010 e *fib* Bulletin No. 83. Apesar da facilidade de aplicação destes modelos baseados em formulações analíticas, verificam-se algumas limitações para problemas complexos e verificações no ELS, importantes para estudo da contribuição do CRFA.

#### 1.2.2 Modelagem numérica de segmentos para túneis

Modelos numéricos têm sido empregados para auxiliar o dimensionamento de elementos estruturais de CRFA no ELS e ELU (Trindade, 2018). A grande maioria dos modelos propostos são baseados no método dos elementos finitos (MEF), e suas aplicações consistem na previsão do comportamento mecânico dos elementos estruturais ou levantamento dos carregamentos solicitantes. No caso dos segmentos, é possível modelar numericamente desde a aduela isolada até o conjunto de aduelas que formam o anel segmentado.

Diretrizes normativas buscam propor modelos numéricos para estimar as solicitações atuantes na estrutura (German Tunnelling Committee (DAUB), 2013; ITA -Working Group No 2, 2019). Assim, alguns autores vêm desenvolvendo programas em MEF para tratar do levantamento destes esforços considerando os anéis segmentados na tentativa de compreender o seu comportamento com todas as variáveis envolvidas (Arnau and Molins, 2011). Por exemplo, como no caso do modelo **ekate** desenvolvido pelo grupo de pesquisa da Ruhr-University Bochum (Nagel, 2010; Meschke et al., 2011) e disponível no estudo de (Gall et al., 2018). Em seu trabalho, Gall (2018) propõe a discussão a respeito da precisão dos modelos recomendados pelas diretrizes normativas em comparação com a sua proposta de levantamento através de um modelo em elementos finitos 3D.

Estes autores propõem a otimização dos segmentos CA a partir dos carregamentos levantados pelo modelo MEF desenvolvido (Gall et al., 2018). Além disso, Gall (2018) expande em sua tese a proposta de cenários de hibridização dos segmentos com aplicação de fibras de aço como reforço tratando isoladamente cada elemento estrutural. De maneira similar, Trabucchi et al. (2021) propõem a hibridização do segmento pré-moldado com a aplicação de concreto de melhor desempenho (maior  $f_{ck}$  e com adição de fibras) para regiões específicas do elemento estrutural, principalmente nas extremidades localizadas nos contatos entre aduelas. Estas regiões mostram-se bastante propensas a fissuração quando submetidas à esforços localizados durante instalação e contato das juntas longitudinais (flexo-compressão). Entretanto, as propostas dos estudos de Gall et al. (2018); Trabucchi et al. (2021) esbarram numa barreira prática quanto à produção de elementos com diferentes materiais em áreas específicas, o que pode acarretar em custos elevados de produção e não há garantia de que os materiais se comportem conforme o esperado durante a concretagem aumentando as incertezas envolvidas e diminuindo sua segurança. O modelo numérico, portanto, permite a criação e análise de cenários variados a partir da validação inicial de um modelo mais simples, conforme mostram estes autores.

Wang et al. (2019) são os primeiros autores a apresentar uma proposta de modelo numérico multiescala para simulação 2D de segmentos apenas com reforço convencional (CA). Na mesoescala, os autores propõem a representação randômica dos agregados para estudar detalhadamente o processo de formação de fissuras e o comportamento mecânico das aduelas submetidas à flexo-compressão. São aplicados elementos de interface coesivos (*cohesive interface elements* - CIEs) para representar a interação entre argamassa e agregados na mesoescala do problema.

Em Yang et al. (2021), os autores aplicam seu modelo numérico mesoescala com representação discreta e explícita das fibras em ensaios de caracterização (arrancamento de fibras, segmentos sob flexão) para validação e nos segmentos em escala real para estudo do seu comportamento à flexão simples. No entanto, eles não abordam a capacidade do seu modelo para obtenção de parâmetros pós-fissuração do CRFA que podem auxiliar no dimensionamento destes elementos estruturais e posterior verificação. São notáveis as vantagens de aplicação deste tipo de abordagem numérica,
mas que podem ser simplificadas para maior eficiência computacional e obtenção de respostas para cenários variados.

Por fim, considerando todos os estudos desenvolvidos até aqui, observa-se que há a oportunidade de estudar o comportamento de segmentos pré-moldados híbridos (CA-RFA) propondo uma metodologia de dimensionamento preliminar auxiliada por um método numérico multiescala baseado em elementos finitos. Desta forma, é possível analisar configurações alternativas de reforço e seu potencial com a aplicação das ferramentas desenvolvidas pelo grupo de pesquisa, como um algoritmo gerador de nuvem de fibras (Bitencourt Jr., 2015; Trindade et al., 2020b) e a aplicação de elementos finitos de acoplamento (EFAs) para representar o comportamento de *bond-slip* na interface matriz-reforço (Bitencourt Jr. et al., 2015).

# 1.3 Objetivos

O objetivo principal desta pesquisa consiste em avaliar a capacidade do modelo numérico desenvolvido por Bitencourt Jr. et al. (2019) em prever o comportamento à flexão de segmentos com reforço híbrido (combinação de armadura convencional e fibras de aço) para obras de túneis visando sua futura aplicação como uma ferramenta auxiliar de projeto.

Para alcançar o resultado desejado, os seguintes objetivos parciais deverão ser atendidos:

- Simular numericamente os ensaios de flexão de prismas com entalhe para obtenção dos parâmetros de caracterização do comportamento estrutural do concreto reforçado com fibras de aço empregados na confecção dos segmentos estudados.
- Avaliar o uso do modelo numérico em multiescala para prever o comportamento à flexão dos segmentos com diferentes configurações de reforço ensaiados experimentalmente na Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
- Prever analiticamente o comportamento mecânico dos segmentos através de metodologia disponível na literatura.
- Empregar a ferramenta numérica para extrapolar as combinações de reforços empregados na produção das aduelas.

## 1.4 Escopo e limitações da pesquisa

Este trabalho tem como foco o estudo de segmentos pré-moldados de concreto reforçado com armadura convencional e fibras de aço. O modelo numérico em três dimensões (3D) foi simplificado para um problema em duas dimensões (2D) através da projeção das fibras metálicas num plano de análise, pois o custo computacional envolvido na simulação destes elementos estruturais em escala real é muito alto. Dentro do modelo multiescala proposto, os agregados graúdos e a argamassa de cimento foram considerados de forma homogênea dentro da matriz do concreto.

Na mesoescala, a distribuição randômica uniforme e isotrópica das fibras foi considerada para gerar a nuvem de fibras metálicas empregadas nos segmentos simulados através do algoritmo desenvolvido por Bitencourt Jr. (2015) e adaptada no trabalho de Trindade et al. (2020b). Adicionalmente, não foram considerados os efeitos de segregação que podem ocorrer durante a confecção destes elementos. O atrito e a interação entre as fibras não serão considerados neste estudo, mesmo com a possibilidade de cruzamento entre elas.

Dentre todas as possíveis solicitações, os segmentos serão avaliados sob flexão simples para reproduzir o ensaio em escala real em três pontos. Este ensaio foi escolhido pela disponibilidade de resultados a partir do projeto de pesquisa desenvolvido em parceria entre a Universidade de São Paulo e a Linha 5 - Lilás do metrô de São Paulo (Relatório Técnico Executivo de Ensaio - RTEE, 2015). Os resultados destes ensaios serão utilizados para validação e calibração do modelo numérico proposto com base nos dados e parâmetros de projeto empregados no trecho 3 da Linha 5 -Lilás. Na campanha experimental, foram considerados segmentos com concreto já endurecido, ou seja, com idade superior à 28 dias que corresponde a uma resistência à compressão ( $f_{ck}$ ) maior do que a estabelecida em projeto. Portanto, num primeiro momento, considerou-se o mesmo cenário para as simulações numéricas sem a influência do efeito da idade que é crítico nas etapas transitórias de carregamento destes segmentos e não será considerado pelas incertezas envolvidas e pela falta de resultados experimentais para aplicação da metodologia proposta.

A análise inicial através da flexão simples busca avaliar a capacidade das propostas de reforço em garantir a ductilidade da seção, pois a flexão está presente durante as etapas transitórias (esforços axiais aproximadamente nulos) e de serviço (esforços axiais não desprezíveis). Adicionalmente, não serão considerados os carregamentos que provocam esforços localizados como no caso do avanço da tuneladora e o lascamento produzido no contato dos anéis em serviço. É importante deixar claro que estas duas etapas são fundamentais, entretanto, o efeito produzido é bastante complexo e exige um estudo específico para melhor detalhamento do problema.

O segmento com reforço híbrido estudado se limitará a alternativa de configuração de armadura proposta por Plizzari and Tiberti (2006); de la Fuente et al. (2012), onde o reforço do concreto utiliza-se da combinação parcial de fibras metálicas e barras de aço numa configuração otimizada. Não será tratado neste estudo a hibridização dos materiais aplicados na aduela, ou seja, a utilização de reforço com fibra, ou concreto com maior resistência, em regiões específicas do elemento estrutural, conforme proposto no trabalho de Gall et al. (2018) e Trabucchi et al. (2021). Assim, o interesse é buscar uma quantidade otimizada entre os diferentes tipos de reforço atendendo a aduela como um todo.

## 1.5 Estrutura da dissertação

Este trabalho está estruturado em cinco capítulos. No capítulo 2 é feita uma breve contextualização do projeto e dimensionamento de segmentos reforçados com fibras de aço. No capítulo 3 são apresentadas todas as características do modelo numérico proposto e formulações necessárias. Em seguida, no capítulo 4, são expostas as principais considerações realizadas, as etapas de análise e as aplicações do modelo numérico com a devida interpretação dos resultados obtidos. Por fim, no capítulo 5 é apresentado um resumo de todo o trabalho e as conclusões obtidas durante o estudo.

# 2 Estudo analítico do comportamento à flexão de segmentos CA-RFA

Neste capítulo é apresentado o modelo analítico empregado para avaliação do comportamento à flexão de segmentos com reforço híbrido. São apresentados também os requisitos mínimos necessários para o dimensionamento destes elementos estruturais. Portanto, primeiro são discutidos todos os aspectos necessários para a caracterização do CRFA, e na sequência, são destacados os critérios para dimensionamento de segmentos conforme o *fib* Model Code 2010 e o*fib* Bulletin No. 83.

## 2.1 Caracterização do CRFA

Caracterizar corretamente o comportamento do material à tração é fundamental para o dimensionamento de elementos estruturais de CRFA. A resposta direta do material à tração pode ser obtida através de ensaio uniaxial, no entanto, há grandes dificuldades de executar este tipo de experimento em compósitos como o concreto. Assim, são utilizados ensaios com métodos indiretos para obtenção dos parâmetros de desempenho necessários para o CRFA.

Os principais guias, códigos e normas internacionais para o dimensionamento de segmentos pré-moldados de CRF utilizam os resultados obtidos de ensaios padronizados como ASTM C1609/C1609M, BS EN 14651, ou JSCE SF-4, para determinar as resistências à tração residuais pós-fissuração, as quais são parâmetros-chave para o dimensionamento destes elementos estruturais. Neste estudo, destaca-se a utilização do ensaio de prisma com entalhe à flexão em três pontos conforme a ABNT NBR 16940 (2021) (baseada na EN 14651, 2005) como recomendado pelo *fib* Model Code 2010, *fib* Bulletin No. 83 e, também, na norma ABNT NBR 16935 (2021). Consequentemente, os parâmetros de desempenho mecânico do CRF devem atender os critérios segundo o *fib* Model Code 2010 para aplicação estrutural. A metodologia de caracterização para obtenção dos parâmetros e os critérios são apresentados a seguir.

## 2.1.1 Parâmetros de desempenho conforme a norma ABNT NBR 16940 (2021)

Recomenda-se o ensaio de prisma com entalhe à flexão em três pontos (Figura 2.1a) conforme a norma ABNT NBR 16940 (2021) para obtenção dos parâmetros de desempenho do material analisado e, consequentemente, a definição de uma lei constitutiva apropriada para descrever o comportamento pós-fissuração visando o dimensionamento dos segmentos. É obtido, portanto, as curvas da carga aplicada (F) vs. a deformação produzida. Esta deformação é expressa com base na abertura da boca da fissura (*crack mouth opening displacement* - CMOD), correspondente a abertura do entalhe localizado na parte inferior do prisma (Figura 2.1).



Figura 2.1: Configuração típica do ensaio à flexão em três pontos conforme ABNT NBR 16940 (2021).

Os parâmetros  $f_{Ri}$ , representando a resistência à tração residual na flexão, são obtidos através da Equação 2.1 com base nos resultados obtidos das curvas F-CMOD.

$$f_{R,i} = \frac{M_i \cdot y}{I} = \frac{\left(\frac{F_i \cdot l}{4}\right) \cdot \left(\frac{h_{sp}}{2}\right)}{\frac{b \cdot h^3_{sp}}{12}} = \frac{3F_i l}{2bh^2_{sp}}$$
(2.1)

onde  $M_i$  é o momento fletor obtido na metade do vão correspondente aos carrega-

mentos concentrados  $F_i$ ; y é a distância entre o ponto extremo acima do entalhe até a linha neutra; I é o momento de inércia,  $\ell$  é o comprimento do vão; b é a espessura do prisma; e  $h_{sp}$  é a distância entre o topo do entalhe até o topo da viga na região central do vão.

O limite de proporcionalidade  $(f_L)$  é outro parâmetro de desempenho importante e utilizado no dimensionamento do CRF para verificar a possibilidade de substituição (total ou parcial) do reforço convencional por fibras (ver Subseção 2.1.4), sendo determinado pela seguinte equação:

$$f_L = \frac{3F_L l}{2bh^2_{sp}} \tag{2.2}$$

onde  $F_L$  é o maior valor encontrado dentro do intervalo  $0 \le CMOD \le 0.05$  mm.

### 2.1.2 Classificação

Segundo o *fib* Model Code 2010, a classificação da resistência pós-fissuração do CRF é feita baseada nas resistências residuais à flexão características obtidas em ensaios realizados aos 28 dias. Assim, consideram-se os principais fatores utilizados no dimensionamento para o ELS e ELU, ou seja,  $f_{R1k}$  ( $CMOD_1 = 0.5$ mm) e  $f_{R3k}$  ( $CMOD_1 = 2.5$ mm), respectivamente. Portanto, a classificação é apresentada em função do conjunto de dois parâmetros:

- $f_{R1k}$ , para obtenção do intervalo de resistência, conforme Figura 2.2;
- e uma letra (a, b, c, d, ou e), representando o resultado da razão $f_{R3k}/f_{R1k}$ , conforme Tabela 2.1.



Figura 2.2: Definição do primeiro parâmetro de classificação baseado no  $f_{R1k}$ .

| Classificação | $f_{R3k}/f_{R1k}$                       | Comportamento       |
|---------------|---|---------------------|
| a             | $0.5 \le \frac{f_{R3k}}{f_{R1k}} < 0.7$ | <i>a</i> . <i>k</i> |
| b             | $0.7 \le \frac{f_{R3k}}{f_{R1k}} < 0.9$ | Softening           |
| С             | $0.9 \le \frac{f_{R3k}}{f_{R1k}} < 1.1$ |                     |
| d             | $1.1 \le \frac{f_{R3k}}{f_{R1k}} < 1.3$ | Hardening           |
| е             | $1.3 \le \frac{f_{R3k}}{f_{R1k}}$       | 5                   |

**Tabela 2.1:** Definição do segundo parâmetro baseada na relação  $f_{R3k}/f_{R1k}$ .

Por exemplo, um CRF classificado como "5d" possui 5.0 MPa  $\leq f_{R1k} < 6.0$  MPa e  $1.1 \leq \frac{f_{R3k}}{f_{R1k}} < 1.3$ .

### 2.1.3 Leis constitutivas

Duas leis constitutivas uniaxiais simples, baseadas na relação tensão-abertura de fissuras e obtidas através dos resultados dos ensaios, são propostas pelo *fib* Model Code 2010:

- um modelo rígido-plástico (Figura 2.3a);
- um modelo linear na pós-fissuração (Figura 2.3b).



**Figura 2.3:** Leis constitutivas simplificadas (tensão vs. abertura de fissuras): (a) modelo rígido-plástico e (b) modelo linear (Trindade et al., 2020b).

Na Figura 2.3,  $f_{Fts}$  representa a resistência residual de serviço definida por uma abertura de fissuras representativa para o ELS, enquanto o  $f_{Ftu}$  representa a resistência residual última correspondendo a abertura de fissuras última  $w_u$ . Estes parâmetros são calculados adotando os valores obtidos conforme a Subseção 2.1.1. Tratando-se da análise da seção transversal, no dimensionamento preliminar dos túneis será aplicado apenas o modelo rígido plástico para descrever o comportamento do material no ELU solicitado à flexão simples. Assim, os parâmetros de resistência residual última utilizados nestas etapas serão obtidos conforme apresentado a seguir.

#### 2.1.3.1 Modelo rígido plástico

Neste modelo, apenas o valor da resistência residual última  $f_{Ftu}$  é suficiente para descrevê-lo, conforme ilustra a Figura 2.3a, sendo determinada por:

$$f_{Ftu} = \frac{f_{R3}}{3} \tag{2.3}$$

onde  $f_{R3}$  é a resistência residual à tração na flexão correspondente ao  $CMOD_3 = 2.5$  mm.

### 2.1.4 Substituição da armadura convencional por fibras

Com base nos parâmetros de desempenho obtidos através do ensaio, o *fib* Model Code 2010 estabelece os seguintes critérios para que o reforço com fibras possa substituir, total ou parcialmente, o reforço convencional no ELU. Portanto, as seguintes relações deverão ser satisfeitas:

$$\frac{f_{R1k}}{f_{Lk}} > 0.4\tag{2.4}$$

е

$$\frac{f_{R3k}}{f_{R1k}} > 0.5$$
 (2.5)

onde  $f_{R1k}$  e  $f_{R3k}$  são os valores característicos da resistência residual à tração na flexão e  $f_{Lk}$  é o valor característico do limite de proporcionalidade, definidos na Subseção 2.1.1.

# 2.2 Dimensionamento dos segmentos CA-RFA à flexão simples

No que diz respeito aos segmentos CA-RFA, busca-se atender ao critério de ductilidade da seção para qualquer configuração de reforço proposta. Neste caso, destacamse a adição de fibras de aço buscando substituir o reforço convencional nestes elementos. Para isso, são propostos ensaios em escala real em que os segmentos são submetidos à flexão simples para comprovar se este critério é satisfeito. Consequentemente, pode ser elaborada uma metodologia de dimensionamento preliminar buscando a otimização dos segmentos através do equilíbrio na quantidade de reforço convencional (CA) e a adição de fibras de aço (CRFA). Esta metodologia se destaca por avaliar a seção transversal das aduelas submetidas à flexão simples e aplicar algumas das formulações propostas pelo *fib* Model Code 2010 para o ELU, considerando o caso crítico do critério da ductilidade como fator mínimo para estudo das propostas alternativas de reforço. A seguir será definido o critério da ductilidade, a análise da seção transversal e as recomendações do Bulletin 83 (2017) para otimização dos reforços através da adição de fibras de aço no concreto.

## 2.2.1 Critério da Ductilidade

O principal critério para avaliação do reforço, tanto do concreto armado quanto de outras soluções, é o de se obter a menor quantia de aço que assegura uma ruptura dúctil do material. Assim, o *fib* Model Code 2010 estabelece três requisitos baseados na curva de carga (F) por deslocamento ( $\delta$ ) apresentada na Figura 2.4 para estruturas CRF:

- 1. A carga última  $(F_u)$  deve ser superior à de fissuração  $(F_{fis})$  e à de serviço  $(F_{ELS})$ .
- 2. O deslocamento para  $F_u$  ( $\delta_u$ ) deve ser superior ao correspondente ao ELS ( $\delta_{ELS}$ ).
- 3. O deslocamento para o ELS ( $\delta_{ELS}$ ) deve ser ao menos 5 vezes inferior ao deslocamento de pico ( $\delta_{pico}$ ) associado à carga máxima ( $F_{max}$ ).

O primeiro requisito foi postulado para evitar a ruptura frágil do elemento quando se atinge a fissuração, sendo expresso também em termos de momentos, como  $M_u \ge M_{fis}$  (momento último e de fissuração, respectivamente). Garantindo que a relação

 $F_{fis} \geq F_{ELS}$  ( $M_{fis} \geq M_{ELS}$ ) seja imposta no projeto dos segmentos para que não ocorra a fissuração em qualquer das etapas construtivas dos túneis. Portanto, o segundo requisito se cumpre por consequência nos segmentos. O terceiro requisito não é uma situação aplicável para os segmentos, pois considera estruturas hiperestáticas com redistribuição de esforços (de la Fuente et al., 2017).



**Figura 2.4:** Curvas típicas: (a) curvas F- $\delta$  e (b) diagrama M- $\chi$  para elementos de CRF (adaptado de la Fuente et al., 2017).

O diagrama momento (M) - curvatura ( $\chi$ ), apresentado na Figura 2.4b, reflete três tipos possíveis de ruptura (de la Fuente et al., 2017): infracrítica, crítica e supracrítica. Estas respostas são obtidas para qualquer tipo de reforço, seja armadura convencional (CA), com fibras (CRF) ou com a combinação de ambas (CA-RFA).

Então, para qualquer configuração de reforço do concreto, se estabelece que o momento fletor último  $(M_u)$  deverá ser igual, ou maior, ao momento fletor de fissuração  $(M_{\rm fis})$ . Em outras palavras, só é necessário dispor de uma quantia mínima de aço (armadura e/ou fibras) para que no caso hipotético de fissuração, a ruptura do segmento seja dúctil eliminando a probabilidade de que o segmento rompa colocando em risco operários e usuários.

Os dois parâmetros considerados ( $M_{\text{fis}} e M_u$ ) só dependem da seção do segmento (Subsubseção 2.2.1.1). Além disso, o  $M_{\text{fis}}$  depende exclusivamente do tipo de concreto utilizado, enquanto o  $M_u$  depende do reforço de aço (armadura e/ou fibras) adicionado ao concreto. O estado crítico é o fator limitante já que o mesmo acontece quando  $M_u = M_{\text{fis}}$ . Neste caso, o concreto está reforçado garantindo minimamente uma ruptura dúctil do material, mostrando-se eficiente economicamente (Liao et al., 2015). Então, o estado supracrítico  $M_u > M_{\text{fis}}$  sempre estará ao lado da segurança, mas implicando custos maiores para o projeto. Finalmente, o estado infracrítico  $M_u < M_{\rm fis}$  deverá ser evitado já que implicaria numa possível ruptura frágil com um momento fletor menor (Bittencourt et al., 2015).

Este critério foi primeiramente proposto por Levi (1985) e aplicado em projetos de segmentos reforçados com armadura e/ou fibras de aço (de la Fuente et al., 2015).

#### 2.2.1.1 Análise da seção transversal

Primeiramente, o momento de fissuração  $M_{\rm fis}$  de uma seção transversal retangular é obtido através da Equação 2.6.

$$M_{fis} = \frac{bh^2}{6} f_{\rm ctk,fl} \tag{2.6}$$

onde,  $M_{\text{fis}}$  é o momento de fissuração; b é a largura do segmento; h é a altura da seção transversal;  $f_{\text{ctk},\text{fl}}$  é a resistência característica do concreto à tração na flexão.

Em seguida, para atender aos critérios e obter os parâmetros da Subseção 2.2.1, recomenda-se utilizar as seguintes análises para confirmar o potencial de substituição das barras por fibras estruturais (de la Fuente et al., 2017): análise da seção transversal com base no modelo constitutivo definido pelo *fib* Model Code 2010, ou ensaios à flexão em escala real. Na análise da seção, é possível utilizar uma abordagem analítica com base em uma lei constitutiva rígida-plástica, por exemplo, para descrever o comportamento à tração do CRFA (Figura 2.5). As principais hipótese deste modelo são (*fib* Model Code 2010, 2013): a seção transversal permanece plana antes e depois do carregamento, considera-se a perfeita aderência entre os materiais, a resistência à compressão do CRFA é a mesma do concreto simples.



Figura 2.5: Equilíbrio da seção transversal de um segmento CA-RFA no ELU.

### 2.2.1.1.1 Flexão simples

A partir da análise da seção transversal, o dimensionamento preliminar à flexão simples de segmentos CA-RFA segue o mesmo método empregado para estruturas de CA, porém com a contribuição do efeito das fibras. Assim, a partir do equilíbrio da seção para uma estrutura de concreto convencional (CA) conforme o *fib* Model Code 2010, são apresentadas as Equações Equação 2.7 e Equação 2.8 para obtenção da linha neutra e a área de aço necessária para encontrar a quantidade de reforço passivo necessário (Trindade et al., 2020a, b), respectivamente.

$$M_{Ed} = \eta f_{cd} \lambda x b (d - 0.45x)$$
(2.7)

$$A_s = \frac{M_{Ed}}{f_{yd}.(d - 0.45x)} \tag{2.8}$$

onde,  $M_{Ed}$  é o momento de projeto; b é a largura do segmento; h é a altura da seção transversal; x é a profundidade da linha neutra;  $A_s$  é a área de aço;  $f_{cd}$  é a resistência à compressão do concreto;  $f_{yd}$  é a resistência ao escoamento da armadura; d é a altura útil da seção; e  $\eta$  e  $\lambda$  são coeficientes iguais a 1 e 0.8, respectivamente.

A partir destas equações e considerando o equilíbrio da seção (Figura 2.5) é possível obter as equações Equação 2.9 e Equação 2.10para o dimensionamento para a condição CA-RFA, considerando um modelo constitutivo rígido-plástico para as fibras.

$$M_{Ed} = \eta f_{cd} \lambda x.b.(d - 0.45x) - f_{Ftud}(h - x).b.\left[\frac{(h - x)}{2} - d'\right]$$
(2.9)

$$A_s = \frac{M_{Ed} - f_{Ftud} \cdot (h - x) \cdot b \cdot \left[\frac{(h - x)}{2} + (x - 0.45x)\right]}{f_{yd} \cdot (d - 0.45x)}$$
(2.10)

onde,  $M_{Ed}$  é o momento de projeto; b é a largura do segmento; h é a altura da seção transversal; x é a profundidade da linha neutra;  $f_{Ftud}$  é a resistência à tração residual última de projeto;  $A_s$  é a área de aço;  $f_{cd}$  é a resistência à compressão do concreto;  $f_{yd}$  é a resistência ao escoamento da armadura; d é a altura útil da seção; d' é a altura efetiva do reforço de compressão, ou (h – d); e  $\eta$  e  $\lambda$  são coeficientes iguais a 1 e 0.8, respectivamente. (unidades - idem!) Nesta aplicação, a contribuição das armaduras passivas superiores no reforço foi desprezada, ou seja, considerou-se apenas estas barras de aço como porta estribos. Pelo critério de ductilidade supracitado, a estratégia consiste em avaliar os segmentos CA-RFA de forma que seja possível estabelecer uma quantidade de aço na seção transversal que atenda a seguinte condição:  $M_u \ge M_{\rm fis}$ . Desta forma, é possível garantir o comportamento dúctil da seção pela imposição nas equações Equação 2.8 e Equação 2.10 de que o momento fletor de escoamento  $M_u$  é igual ao momento fletor de fissuração  $M_{\rm fis}$ .

A área de aço mínima  $(A_{s,min})$  pode ser obtida através da Equação 2.11 como comparativo da área de aço necessária para a seção (*fib* Model Code 2010, 2013).

$$A_{s,min} = 0.26 \frac{f_{\rm ctm,fl}}{f_{yk}} bd \tag{2.11}$$

onde  $f_{ctm,fl}$  é a resistência média de tração do concreto na flexão; e  $f_{yk}$  é a resistência característica do aço.

Para uma proposta híbrida é possível adotar para o segmento CA-RFA uma quantidade de reforço convencional menor que a mínima necessária ( $A_s < A_{s,min}$ ). Neste caso, recomenda-se a execução de ensaios em escala real, ou simulações computacionais adequadas para verificar o comportamento dúctil do segmento, aplicando carregamento que produza a fissuração do elemento (de la Fuente et al., 2017).

A Equação 2.12 (Gorino et al., 2017) e a Equação 2.13 (*fib* Bulletin No. 83), obtidas através das considerações de equilíbrio da seção transversal, são duas formas similares de ilustrar o equilíbrio entre as quantidades de reforços necessárias para atender ao critério da ductilidade da seguinte forma:

$$\frac{V_{\rm f}}{V_{\rm f,min}} + \frac{A_s}{A_{s,min}} \ge 1 \tag{2.12}$$

$$\frac{f_{R3k}}{f_{\rm ct,flk}} \ge \left(1 - \frac{\rho_s}{\rho_{s,min}}\right) \tag{2.13}$$

É importante observar a relação dos principais parâmetros envolvidos no dimensionamento e no estudo de propostas CA-RFA proposta na Equação 2.13, onde ilustra-se o equilíbrio entre a resistência do concreto à tração na flexão  $(f_{ct,flk})$  e os parâmetros pertinentes ao reforço com fibras  $(f_{R3k})$  e a taxa de armadura  $(\rho_s)$ . Este equilíbrio é fundamental para viabilizar economicamente a utilização de fibras com utilização precisa do reforço convencional. Adicionalmente, as características e resistência do concreto definido serão fundamentais para completar a análise, visto que a fissuração inicial do segmento ocorrerá em função do tipo de concreto  $(f_{ct,flk})$ . No ELU, são claras as contribuições dos reforços convencionais e com fibras metálicas ( $\rho_s$  e  $f_{R3k}$ , respectivamente). Numa análise inicial à flexão, torna-se vantajosa esta ferramenta para estudo dos possíveis cenários de dimensionamento antes mesmo de verificações específicas considerando os carregamentos das etapas construtivas citadas anteriormente.

Para uma primeira análise de um segmento com reforço convencional, ou seja,  $V_{\rm f} = 0$ (sem volume de fibras) e  $A_s \neq 0$ . Através da Equação 2.13, obtém-se que  $\rho_s \geq \rho_{s,min}$ , portanto, constata-se o princípio básico do critério de garantia da ductilidade do elemento estrutural. Um segundo cenário considerando um segmento CRF, ou seja,  $V_{\rm f} \neq 0$  e  $A_s = 0$ , impõe que  $f_{R3k} \geq f_{\rm ct,fik}$ , assim, os parâmetros de desempenho do reforço com fibras no ELU deverão ser superiores que a fissuração, garantindo a ductilidade do elemento. Consequentemente, no caso de segmentos CA-RFA haverá uma ponderação entre os materiais envolvidos para evitar a ruptura frágil, nota-se que a quantidade de reforço convencional pode até ser menor que o mínimo necessário contanto que haja uma mínima adição de fibras para determinado tipo de concreto.

# 3 Modelo numérico para previsão de comportamento dos segmentos

Neste capítulo é apresentado o modelo numérico utilizado para a modelagem do comportamento de segmentos pré-moldados de concreto reforçado com fibras metálicas para aplicação em escavações mecanizadas. Primeiro é apresentado o método multiescala que foi utilizado para as simulações do ensaio ABNT NBR 16940 (2021) e do segmento com o intuito de simplificar as análises e ainda obter resultados precisos. Neste método, aplica-se uma maior discretização na região de interesse (mesoescala), onde é utilizado o modelo de dano contínuo de Cervera et al. (1996) para o concreto e a representação discreta e explícita das fibras de aço. Consequentemente, no restante do elemento estrutural (denominada macroescala) opta-se pela simplificação ao utilizar um modelo elástico linear simples para o concreto. Na sequência, a interação entre as armaduras e fibras metálicas com a matriz do concreto são modeladas utilizando elementos finitos de acoplamento (EFAs) para representar as interfaces entre materiais, mesma abordagem proposta por Bitencourt Jr. et al. (2015) e Bitencourt Jr. et al. (2019). Por fim, apresenta-se o algoritmo para distribuição das fibras de forma randômica, uniforme e isotrópica em geometrias arbitrárias.

## 3.1 Método multiescala

Nos últimos anos, modelos multiescala estão sendo aplicados cada vez mais em estudos detalhados do comportamento de elementos estruturais de concreto (Unger and Eckardt, 2011; Qian, 2012; Wang et al., 2019; Rodrigues et al., 2020a; Trindade et al., 2020b). Especialmente, pois a mesoescala possui papel fundamental na formação do quadro de fissuração dada sua heterogeneidade. Devido ao fenômeno multiescala envolvendo este material, constituído de agregados, argamassa e os reforços, a utilização de modelos considerando apenas efeitos de escala macroscópica não são suficientes para obter resultados adequados. Em outras palavras, é importante levar em consideração o comportamento não linear e heterogêneo para estruturas com potencial danificação. Portanto, a adoção de um modelo em multiescala nas análises destas estruturas mostra-se atrativa com a redução do custo computacional envolvido (Unger and Eckardt, 2011).

Nesta proposta, primeiramente, o problema com domínio em macroescala homogêneo é analisado (Figura 3.1a), considerando todas as condições de contorno (carregamentos, F, e apoios), pois a concentração de tensões obtida será importante para determinação da localização da propagação e abertura de fissuras. Esta região de concentração de tensões é chamada de região potencial de dano elástico (Wang et al., 2019). Em seguida, a configuração do problema multiescala pode ser definido com a separação dos domínios respectivos para macroescala e mesoescala (Figura 3.1b).



**Figura 3.1:** Representação do problema multiescala em segmentos: (a) definição da região potencial de dano elástico; (b) processo de separação dos subdomínios macro e mesoescala.

Na Figura 3.1b é ilustrado o caso geral, por exemplo, quando o modelo multiescala é adotado. Neste caso, é localizada região de interesse apenas com o domínio em macroescala e, assim, é feita a separação em subdomínios de mesoescala e macroescala. Desta forma, o maior detalhamento e representação da heterogeneidade do problema é concentrada no subdomínio da mesoescala com suas respectivas condições de contorno, assim como a simplificação das outras regiões do subdomínio macro também possuem suas respectivas condições de contorno. A interface entre os subdomínios, definida como malhas não sobrepostas (*non-overlapping meshes*), pode ser discretizada de duas maneiras, sendo um contato rígido, ou utilizar uma técnica de acoplamento para malhas não conformes, como proposto por Bitencourt Jr. et al. (2019). A estratégia proposta em seu estudo pode ser resumida em:

- 1. Discretização das regiões da macroescala e mesoescala de acordo com a geometria e estudo prévio do elemento estrutural;
- Definição e inserção dos elementos finitos de acoplamento para descrever a interação entre concreto e reforço (aplicação dos EFAs será descrita com detalhes a seguir, ver Seção 3.3);
- 3. Inserir os EFAs no sistema de equações do problema e estabelecer as leis constitutivas para descrever corretamente a interação entre as malhas independentes (ver Subsubseção 3.3.1.3).

O método multiescala permite simular grande parte do problema numa escala macroscópica utilizando uma malha grosseira, modelos constitutivos simples (elástico linear, por exemplo) e homogêneo. Enquanto que na mesoescala é utilizada em regiões especificas com uma malha de elementos finitos mais refinada, maior detalhamento (representação de agregados, fibras e reforços de forma discreta e explícita, por exemplo), utilizando de leis constitutivas mais complexas com sua devida heterogeneidade para representar o comportamento não linear existente. Os domínios podem ser discretizados de forma completamente independente com posterior acoplamento das malhas, caso necessário (Rodrigues et al., 2020b).

Este método contribui na redução do número de graus de liberdade do problema e, consequentemente, no custo computacional para resolução da simulação. Desta forma, esta abordagem é bastante atrativa e o processo de fissuração pode ser simulado precisamente, por exemplo, como a aplicação proposta por Trindade et al. (2020b) para modelagem numérica de vigas no ensaio à flexão de três pontos com entalhe - ABNT NBR 16940 (2021) - e da aplicação de Wang et al. (2019) com a representação explícita dos agregados em segmentos pré-moldados para análise do processo de fissuração.

Na primeira aplicação, a divisão de subdomínios foi priorizada na proximidade do entalhe presente no ensaio, o qual determina o plano de propagação da fissura, e não houve diferença significativa nos resultados obtidos entre os modelos (Trindade et al., 2020b). Entretanto, em elementos estruturais robustos, é comum encontrar diferenças nos resultados, por causa da aproximação adotada no modelo proposto. Apesar disso, a aproximação não compromete os resultados obtidos e a capacidade de previsão, visto que deve-se demonstrar que se mantém o mesmo comportamento. Assim, estudos similares são propostos para as mais diversas aplicações, principalmente, para segmentos pré-moldados para túneis (Wang et al., 2019).

Em seu estudo, Wang et al. (2019) trabalhou dois pontos cruciais para sua proposta de modelo multiescala, ou seja, é importante identificar as regiões potencialmente danificadas e a simulação da propagação randômica de fissuras. Portanto, para identificação das zonas danificadas, ou não, realiza-se uma análise prévia do modelo em macroescala. Neste modelo, assumiu-se que o concreto teria comportamento de material elastoplástico e um nefrograma das deformações plásticas equivalentes foi utilizado para distinguir as regiões de interesse.

Consequentemente, a macroescala não será uma região danificada e as propriedades mesoscópicas não influenciam tanto ao ponto de serem significativas. Wang et al. (2019) mostra que na mesoescala o concreto sofrerá fissuração e o comportamento do material é afetado pelas propriedades mesoscópicas. Desta forma, o autor incluiu a representação de agregados, argamassa e elementos de transição entre eles em seu modelo para aumentar a capacidade de previsão de comportamento na análise computacional apenas nesta região.

Na publicação de Yang et al. (2021), foi proposta a representação discreta e explícita com utilização apenas da mesoescala no elemento completo para avaliar o comportamento à flexão de segmentos pré-moldados de túneis. Em seu estudo, Yang et al. (2021) propõem simulações de segmentos completos em 3D e mostra a capacidade do modelo em obter respostas para o elemento estrutural submetido à flexão simples. Neste caso, para elementos estruturais robustos como as aduelas, uma abordagem completa em mesoescala com este tipo de representação do reforço acarreta em uma redução significativa da eficiência computacional.

Na Figura 3.2, observa-se que o modelo inteiramente em mesoescala em 2D possui 160 mil elementos (conjunto das malhas do concreto, fibras, armadura e EFAs), enquanto o modelo multiescala foi desenvolvido com apenas 53 mil elementos. A titulo de curiosidade, o modelo de um segmento em 3D para o mesmo teor de fibras possui aproximadamente 2 milhões de elementos finitos, considerando a mesma discretização dos outros cenários. Portanto, um modelo multiescala em 2D para os segmentos com a representação discreta e explícita das fibras de aço mostra-se vantajoso.



Figura 3.2: Exemplo de aduela com aplicação de modelagem multiescala com representação explícita e discreta dos reforços.

Para a região da macroescala, o CRFA é considerado como homogêneo e isotrópico, ou seja, embebido na matriz de concreto, e representado pelos parâmetros efetivos dos materiais Bitencourt Jr. et al. (2018b). Portanto, costuma-se utilizar a Teoria da Mistura (Truesdell and Toupin, 1960) para o cálculo destes parâmetros (módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson). Assim, os parâmetros efetivos são obtidos através da Eq.Equação 3.1:

$$P_{\rm ef} = V_{\rm f} P_{\rm f} + V_c P_c \tag{3.1}$$

onde  $P_{ef}$  é o parâmetro efetivo analisado, seja o módulo de elasticidade efetivo  $(E_{ef})$ , ou coeficiente de Poisson  $(v_{ef})$ ;  $V_{f} \in V_{c}$  são os volumes das frações de fibras e da matriz de concreto, respectivamente; enquanto,  $P_{f} \in P_{c}$  são os módulos de elasticidade efetivos, ou coeficientes de Poisson, das fibras e da matriz, respectivamente.

Assim, serão apresentados a seguir os modelos constitutivos complementares utilizados na mesoescala para representar o comportamento do concreto, interface e reforço (ver Subseção 3.2.1, Subsubseção 3.3.1.3 e Subseção 3.4.1, respectivamente).

## 3.2 Modelagem do concreto

O modelo constitutivo baseado na Teoria da Mecânica do Dano Contínuo (*Conti*nuum Damage Mechanics Theory - CDMT), proposto por Cervera et al. (1996), é utilizado para descrever o comportamento não linear do concreto. Este modelo é implementado utilizando um esquema de integração especial do tipo implícito-explícito (IMPL-EX) para aumentar a robustez e facilitar a convergência durante a análise não linear (Oliver et al., 2008; Prazeres et al., 2015). As principais propriedades e características do modelo constitutivo serão descritas a seguir.

# 3.2.1 Modelo de dano contínuo isotrópico proposto por Cervera et al. (1996)

Este modelo constitutivo é capaz de descrever respostas distintas do concreto quando submetido à tração ou compressão (Bitencourt Jr. et al., 2019). Para isso, componentes como variáveis de dano, critério de dano, tensão equivalente e uma regra da evolução de dano são definidas separadamente, com a utilização de índices para as variáveis de danos escalares (d+) e (d-), para tração e compressão, respectivamente.

A fim de evitar problemas de convergência, um esquema de integração modificado do tipo Impl-Ex pode ser utilizado para integração do modelo constitutivo de dano descrito acima. O esquema principal com todas suas particularidades é descrito na Tabela 3.1. A principal diferença entre o esquema proposto por Oliver et al. (2008) e o Impl-Ex modificado de Prazeres et al. (2015), está relacionado com a escolha da variável interna que será atualizada, enquanto o primeiro utiliza a variável r, o segundo utiliza o tensor das deformações inelástico  $\varepsilon^d$ , resultando em na matriz constitutiva tangente  $C^{tan}$ .

**Tabela 3.1:** Esquema de integração Impl-Ex para o modelo de dano contínuo para duas variáveis.

Entrada:  $\varepsilon_{n+1}, \varepsilon_n^d, r_n^+, r_n^-$ 

- (i) Cálculo do tensor das tensões efetivo $\bar{\sigma}_{n+1} = C: \ \varepsilon_{n+1}$
- (ii) Separação do tensor das tensões efetivo

$$\bar{\sigma}_{n+1} = \bar{\sigma}_{n+1}^+ + \bar{\sigma}_{n+1}^- =$$

$$\bar{\sigma}^+ = \langle \bar{\sigma} \rangle = \sum_{i=1}^3 \langle \bar{\sigma}_i \rangle p_i \bigotimes p_i \text{ (tração)}$$

$$\bar{\sigma}^- = \bar{\sigma} - \bar{\sigma}^+ \text{ (compressão)}$$

(iii) Norma equivalente efetiva

$$\begin{split} \bar{\tau}^+_{n+1} &= \sqrt{\bar{\sigma}^+ \colon C^{=1} \colon + \bar{\sigma}^+} \quad (\text{tração}) \\ \bar{\tau}^-_{n+1} &= \sqrt{\sqrt{3}(K\bar{\sigma}^-_{oct} + \bar{\tau}^-_{oct})} \ (\text{compressão}) \end{split}$$

(iv) Critério de dano e cálculo das variáveis internas

$$\begin{split} \bar{\phi}_{n+1}^{+/-}(\bar{\tau}_{n+1}^{+/-},r_n^{+/-}) &= \bar{\tau}_{n+1}^{+/-} - r_n^{+/-} \leq 0 \\ \text{se verdadeiro } r_{n+1}^{+/-} &= r_0^{+/-} \\ \text{senão } r_{n+1}^{+/-} &= \bar{\tau}_{n+1}^{+/-} \end{split}$$

(v) Cálculo das variáveis de dano em função das variáveis internas

$$d^{+} = 1 - \frac{r_{0}^{+}}{r_{n+1}^{+}} e^{A^{+}(1 - \frac{n+1}{r_{0}^{+}})} \text{ (tração)}$$
$$d^{-} = 1 - \frac{r_{0}^{-}}{r_{n+1}^{-}} (1 - A^{-}) + A^{-} e^{B^{-}(1 - \frac{r_{n+1}^{-}}{r_{0}^{-}})} \text{ (compressão)}$$

(vi) Cálculo do tensor das tensões de Cauchy (implícito)  $\sigma_{n+1} = (1 - d_{n+1}^+)\bar{\sigma}_{n+1}^+ + (1 - d_{n+1}^-)\bar{\sigma}_{n+1}^-$ 

- (vii) Cálculo do tensor das tensões inelástico e seus incrementos (implícito) 
  $$\begin{split} \varepsilon^d_{n+1} &= C^{-1}(\bar{\sigma}_{n+1} + \sigma_{n+1}) \\ &= \Delta \varepsilon^d_{n+1} = \varepsilon^d_{n+1} - \varepsilon^d_n \end{split}$$
- (viii) Cálculo do tensor das tensões inelástico extrapolado linear explícito 
  $$\begin{split} & \widetilde{\varepsilon}_{n+1}^d = \varepsilon_n^d + \frac{\Delta \varepsilon_n^d}{\Delta t_n} \Delta t_{n+1} \\ & \Delta t_{n+1} = t_{n+1} - t_n; \ \Delta t_n = t_n - t_{n-1}; \\ & \Delta \varepsilon_n^d = \varepsilon_n^d - \varepsilon_{n-1}^d \end{split}$$
- (ix) Cálculo do tensor das tensões (explícito)  $\widetilde{\sigma}_{n+1} = C(\varepsilon_{n+1} - \widetilde{\varepsilon}_{n+1}^d)$

Saída: 
$$\overset{\sim}{\sigma}_{n+1}, \varepsilon^d_{n+1}, \Delta \varepsilon^d_{n+1}, r^+_{n+1}, r^-_{n+1}$$

Cálculo do operador tangente efetivo $\widetilde{C}_{n+1}^{tan} = \partial \widetilde{\sigma}_{n+1} / \partial \varepsilon_{n+1} = C$ 

Em resumo, o algoritmo é separado em dois estágios para desenvolvimento da rotina de cálculo, ou seja, divide-se o problema em implícito e explícito. Na primeira etapa, calcula-se e se avalia o tensor das tensões efetivo,  $\bar{\sigma}_{n+1}$ , implicitamente para o passo no tempo  $t_{n+1}$ , sendo C o tensor constitutivo elástico linear de quarta ordem e  $\varepsilon_{n+1}$ o tensor deformação de segunda ordem. Em seguida, divide-se o tensor das tensões efetivo para tração (+) e compressão (-). Sendo o símbolo de Föppl (ou *Macaulay brackets*) representado por  $\langle \cdot \rangle$ , aplicado na mecânica por engenheiros(as) para fornecer os valores da expressão dentro dos parênteses quando positiva, no entanto, retornará um valor nulo para a mesma expressão se negativo.

Na sequência, as normas equivalentes efetivas irão definir os conceitos para as condições de carregamento, descarregamento e retomada do carregamento no terceiro passo. Assim, encontra-se os valores para compressão e tração,  $\bar{\tau}_{n+1}^-$  e  $\bar{\tau}_{n+1}^+$ , onde a tensão normal octaédrica,  $\bar{\sigma}_{oct}$ , e a tensão de cisalhamento octaédrica,  $\bar{\tau}_{oct}$ , são calculadas com base em  $I_1$  e  $J_2$ , primeiro invariante do tensor das tensões e segundo invariante do tensor das tensões desviatória, respectivamente. Sendo K uma propriedade do material que depende da resistência a compressão bi e uniaxial do concreto,  $\beta$ ,definida pela Equação 3.2.

$$K = \sqrt{2}(\beta - 1)/(2\beta - 1) \tag{3.2}$$

Valores normalmente adotados para o concreto são  $\beta = 1.16$  e K = 0.171, segundo Cervera et al. (1996).

No quarto passo, verifica-se o critério de dano separadamente para tração e compressão. As variáveis internas  $r^+e r^-$ atuam como limiares de dano, ou seja, são utilizados para controlarem continuamente o tamanho da expansão da superfície danificada. Portanto, no começo da análise os limiares são atribuídos como  $r_0^+ = f_t e r_0^- = f_{c_0}$ , onde  $f_t$  é a resistência à tração e  $f_{c0}$  é a tensão limiar de dano a compressão. No fim deste passo, a evolução do limiar de dano é expressado utilizando sempre os maiores valores alcançados por  $\bar{\tau}^-$  e  $\bar{\tau}^+$ durante o processo de carregamento.

Desta forma, no passo seguinte, calcula-se as variáveis de dano implícitas para tração,  $d^+$ , e compressão,  $d^-$ . Os parâmetros  $A^-$  e  $B^-$  são definidos para que a curva tensão-deformação de materiais quase frágeis satisfaça dois pontos previamente selecionados do ensaio uniaxial. Na sequência, calcula-se o parâmetro de abrandamento  $A^+$ definida pelas Equação 3.3 e Equação 3.4:

$$A^{+} = 1/((1/2\overline{H})(1/l_{ch} - \overline{H}))$$
(3.3)

onde,

$$\overline{H} = \frac{f_t^2}{2EG_f} \tag{3.4}$$

sendo,  $f_t$  a resistência à tração, E o módulo de elasticidade e  $G_f$  a energia de fissuração do material.

O tensor das tensões de Cauchy  $(\sigma_{n+1})$  é computado implicitamente, utilizando as variáveis de dano à tração  $(d^+)$ , à compressão  $(d^-)$  e o tensor das tensões efetivo. Ao final do primeiro estágio, implícito, o tensor das tensões inelástico e seus incrementos são calculados.

No segundo estágio, é realizada a implementação e cálculo do tensor das tensões inelástico de forma explícita. Para isso, utiliza-se os valores implícitos obtidos nos intervalos de tempo anteriores,  $t_{n-1}$  e  $t_n$ . Por fim, com base nos dados de saída obtidos, utiliza-se o resultado do tensor das tensões  $\bar{\sigma}_{n+1}$  obtido explicitamente para calcular o operador efetivo tangente.

É apresentado na Figura 3.3 a representação gráfica do modelo constitutivo proposto por Cervera et al. (1996) para carregamento monotônico.



**Figura 3.3:** Relação entre a tensão aplicada *vs.* deformação (carregamento monotônico) para representar o modelo constitutivo do concreto (Bitencourt Jr. et al., 2019; Trindade et al., 2020b).

Sendo os principais parâmetros de entrada deste modelo o módulo de elasticidade do concreto  $E_c$ , o coeficiente de Poisson v, a resistência a tração  $f_t$ , a tensão limiar de dano à compressão  $f_{c_0}$ , a energia de fissuração  $G_f$ , e outros parâmetros característicos do material  $A^-$ ,  $B^-$  e  $\beta$ .

## 3.3 Representação explícita e discreta dos reforços

As armaduras e fibras metálicas são representadas de forma discreta e explícita, e com a utilização de elementos finitos de acoplamento (EFA) para descrever a interação do reforço-matriz, mesma abordagem proposta por Bitencourt Jr. et al. (2019) e Bitencourt Jr. et al. (2018b). As principais propriedades e características dos modelos serão descritas a seguir.

Na Figura 3.4, encontra-se o procedimento de construção do modelo numérico. Os reforços são criados de forma explícita e discreta com a geração de uma nuvem de malhas de acordo com a geometria dos segmentos (Figura 3.4a). Assim, a matriz de concreto, as fibras metálicas e a armadura são discretizadas de forma independente (malhas não conformes - *non-matching meshes*) em elementos finitos (Figura 3.4b). Em seguida, são introduzidos elementos finitos de acoplamento (EFA) para acoplar as malhas independentes. Observa-se que cada EFA possui os mesmos nós da malha

sobreposta e um nó extra, o qual coincide com o nó solto (nó de acoplamento) pertencente a seu domínio (Figura 3.4c). Consequentemente, os EFAs sobrepõem a malha original em volta dos nós de acoplamento  $(c_i)$ , conforme ilustrado na Figura 3.4c. Por exemplo, ilustra-se que o elemento finito de acoplamento  $EFA_1$  possui os seguintes componentes:  $EFA_1 = \{m, n, o, c_1\}$  e é introduzido no respectivo nó solto.



**Figura 3.4:** Representação da interação concreto-reforço: (a) representação do modelo 2D do segmento híbrido; (b) detalhe dos elementos e da malha que constituem o segmento; e (c) detalhe do acoplamento com malhas sobrepostas.

A compatibilidade de deslocamentos e a transferência de esforços entre as malhas não conformes são asseguradas com a utilização desses elementos que compartilham os nós de ambas as malhas originais, por exemplo, matriz de concreto e fibras. Utiliza-se de leis constitutivas apropriadas nos EFAs para descrever a interação entre as malhas não conformes, sendo a maior vantagem dessa técnica já que um acoplamento rígido (com total compatibilidade de deslocamentos), ou não rígido (degradação da interface) pode ser aplicado facilmente. Bitencourt Jr. et al. (2019) afirma ainda que a utilização dessa técnica para modelagem de estruturas de CRF é atrativa, pois todos os materiais envolvidos no compósito podem ser modelados independentemente.

Após a aplicação do procedimento de acoplamento, o vetor força global e a matriz de rigidez global podem ser escritos das seguintes formas (Bitencourt Jr. et al., 2019):

$$F^{int} = \underbrace{A_{e=1}^{nel_C}(F_e^{int})_C}_{concreto} + \underbrace{A_{e=1}^{nel_R}(F_e^{int})_R}_{reforco} + \underbrace{A_{e=1}^{nel_{CFE}}(F_e^{int})_{CFE}}_{acoplamento} de$$
(3.5)

$$K = \underbrace{A_{e=1}^{nel_C}(K_e)_C}_{concreto} + \underbrace{A_{e=1}^{nel_R}(K_e)_R}_{reforço} + \underbrace{A_{e=1}^{nel_{CFE}}(K_e)_{CFE}}_{acoplamento}$$
(3.6)

onde A é um operador de montagem, os itens das equações estão relacionados dentro dos subdomínios  $\Omega^C$  (concreto),  $\Omega^R$ (reforço) e CFE (acoplamento).

Na sequência serão apresentadas a formulação e as leis constitutivas apropriadas para descrever a interação entre elementos do modelo até aqui introduzido.

### 3.3.1 Interação concreto-reforço

A interação entre a matriz de concreto e o reforço (armaduras e fibras) é descrita com base no uso dos EFAs, sendo aqui apresentada a formulação pertinente e o esquema de acoplamento em detalhes. O deslocamento  $\overline{U}$  de um ponto material  $X_p = (x, y)$  dentro de um elemento triangular de deformação constante (*constant strain triangle* - CST) é definido pela seguinte função de forma:

$$\overline{U}(X_p) = \overline{N}(X_p)\overline{D} \tag{3.7}$$

onde  $\overline{N}$  é a matriz da função de forma com interpolação linear e  $\overline{D}$  são os deslocamentos nodais.

Bitencourt Jr. et al. (2015) explica que um EFA é formado pelo conjunto de elementos finitos isoparamétricos padrões, neste caso CST, e o nó extra de acoplamento chamado de  $C_{node}$ . Desta forma, através da diferença entre o deslocamento do nó de acoplamento  $(D_c)$  e o deslocamento  $\overline{U}$ , obtém-se o deslocamento relativo [[U]] com a seguinte expressão:

$$[[U]](X_c) = D_c - \overline{U}(X_c) \tag{3.8}$$

O sistema pode ser escrito na seguinte forma matricial:

$$[[U]](X_c) = B_e(X_c)D_e (3.9)$$

onde a matriz  $B_e = [-\overline{N_1}(X_c) - \overline{N_2}(X_c) - \overline{N_3}(X_c)I]$ , sendo I a matriz identidade de ordem 2, e  $D_e = \{D_1 \ D_2 \ D_3 \ D_c\}$  armazena as componentes de deslocamentos do EFA.

O trabalho virtual dos EFAs é dado por:

$$\delta W_e^{int} = \delta [[U]]^T F([[U]]) \tag{3.10}$$

onde F([[U]]) é a força de reação correspondente ao deslocamento relativo [[U]] e  $\delta[[U]]$  é um deslocamento relativo virtual arbitrário compatível com condições de contorno do problema. Assim, considerando-se que  $\delta[[U]] = B_e \delta D_e$  é possível obter a força interna do elemento expressa por:

$$F_e^{int} = B_e^T F([[U]])$$
(3.11)

Consequentemente, obtém-se a matriz de rigidez tangente através da seguinte expressão:

$$K_e = \frac{\partial F_e^{int}}{\partial D_e} = B_e^T \frac{\partial F([[U]])}{\partial [[U]]} B_e$$
(3.12)

#### 3.3.1.1 Aderência perfeita

A aderência perfeita entre concreto e o reforço, com malhas não conformes, é imposta assumindo-se valores elevados para as constantes elásticas do modelo constitutivo do elemento de acoplamento:

$$C = \begin{bmatrix} \tilde{C} & 0 & 0 \\ 0 & \tilde{C} & 0 \\ 0 & 0 & \tilde{C} \end{bmatrix}$$
(3.13)

onde  $\widetilde{C}$  é um valor de rigidez elevado, que atua como uma variável de penalização do deslocamento relativo. Assumindo uma relação elástica entre a força de reação e

o deslocamento relativo:

$$F = C[[U]] \tag{3.14}$$

onde as forças de interação reforço-concreto, F, por condições de equilíbrio, devem ser limitadas. Portanto, quando as constantes elásticas tendem a um valor extremamente elevado, os deslocamentos relativos, [[C]], devem tender a zero.

### 3.3.1.2 Perda de aderência

A perda de aderência é representada através de um acoplamento não rígido (compatibilização parcial) e permite o deslocamento relativo entre reforço (barras de aço) e o elemento utilizado para representar o concreto, e introduz forças de interação entre esses dois componentes (Bitencourt Jr. et al., 2017).

Como o movimento de relativo e primordialmente um deslizamento na direção do eixo do reforço, faz-se necessário usar um sistema de referência cartesiano local, (n, s, t), orientado de acordo com reforço, tal que o eixo n coincida com seu eixo longitudinal. Desta forma, os vetores de deslocamento relativo e força de interação no sistema local são definidos como, respectivamente:

$$[[u]] = R[[U]] \tag{3.15}$$

е

$$f = RF \tag{3.16}$$

onde R é a matriz ortogonal de transformação entre os sistemas local e global. O modelo de perda de aderência pode ser representado facilmente assumindo-se valores de constantes elásticas distintas segundo o sistema de referência local:

$$c = \begin{bmatrix} c_n & 0 & 0 \\ 0 & c_s & 0 \\ 0 & 0 & c_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_n & 0 & 0 \\ 0 & \widetilde{c} & 0 \\ 0 & 0 & \widetilde{c} \end{bmatrix}, c_n \ll \widetilde{c}.$$
 (3.17)

Em geral, os modelos para representar a perda de aderência estabelecem uma relação local entre a tensão de cisalhamento de aderência na superfície de interface reforçomatriz,  $\tau$ , e o deslizamento relativo entre reforço e matriz, s.

Segundo Bitencourt Jr. et al. (2017), como o elemento de acoplamento introduz uma força de interação entre reforço e a matriz localizada no nó de acoplamento, pode-se considerar que essa força é resultante das tensões de aderência que atuam em uma superfície de interface reforço-matriz na vizinhança do nó compatibilizado. Assim, assumindo que a tensão de aderência é constante na vizinhança do nó e que o tamanho dessa vizinhança que contribui para a força resultante em um determinado nó corresponde à média das semi-distâncias entre o nó "*i*" e os nós adjacentes do reforço "*j*" e "*k*", a força de compatibilização pode ser expressa como:

$$f_n = \tau \left( [[u_n]] \right) P L(10) \tag{3.18}$$

onde  $L = (L_{ij} + L_{jk})/2$  e P é o perímetro da seção transversal do reforço. Como as tensões de cisalhamento atuam na direção longitudinal do reforço, elas somente contribuem para a componente segundo a direção n do sistema de referência local. Note que o deslizamento relativo s é a própria componente do deslocamento relativo na direção local n, ou seja, s = [[un]]. As demais componentes transversais da força resultante podem ser expressas como:

$$f_s = \tilde{c}[[u_s]]PL \tag{3.19}$$

$$ft = \tilde{c}[[u_t]]PL \tag{3.20}$$

adotando valores elevados entre  $10^6$  a  $10^9$ (MPa/mm) para a constante elástica  $\tilde{c}$ , como sugerido por Bitencourt Jr. et al. (2015).

### 3.3.1.3 Modelo de dano contínuo para representar bond-slip

### 3.3.1.3.1 Interação concreto-armadura

No intuito de melhor representar a perda de aderência, a relação constitutiva entra a tensão de aderência e o deslizamento relativo pode ser descrita por um modelo baseado na teoria do dano. O modelo é regido pelas seguintes equações, conforme organizado na Tabela 3.3.

| Equação constitutiva                   | $\tau = (1 - d)\overline{\tau}$        | (3.21) |
|--|--|--------|
| Tensão efetiva                         | $\overline{\tau} = c_n[[u_n]]$         | (3.22) |
| Critério de dano                       | $\phi =   \overline{\tau}   - r \le 0$ | (3.23) |
| Lei de evolução da<br>variável interna | $r = max \left[\overline{\tau}\right]$ | (3.24) |
| Evolução da variável<br>de dano        | d = 1 - (q(r)/r)                       | (3.25) |

Tabela 3.3: Equações do modelo de dano (Bitencourt Jr. et al., 2017, 2018b).

onde,  $c_n$ é a constante elástica de rigidez (unidade de tensão por unidade de comprimento);  $d \in [0, 1]$ é a variável de dano escalar;  $\bar{\tau}$  é tensão de cisalhamento efetiva; e r é a variável interna que assume o valor máximo de  $\bar{\tau}$  durante o processo de carregamento. A função q(r) representa a lei de endurecimento/abrandamento do modelo constitutivo, sendo ajustada para satisfazer qualquer modelo de aderência do tipo  $\tau(s)$ , considerando a relação  $q(r) = \tau(r/c_n)$ .

O modelo constitutivo é então integrado por um esquema de integração do tipo implícito e explícito (Impl-Ex) para evitar problemas de convergência durante a análise (Prazeres et al., 2015; Oliver et al., 2008). O resumo do esquema de integração com o esquema Impl-Ex para descrever a relação de aderência é apresentado na Tabela 3.4. **Tabela 3.4:** Esquema de integração Impl-Ex para o modelo de dano contínuo para descrever a relação de aderência entre os materiais.

Entrada:  $[[u_{n_{n+1}}]], r_n, \Delta r_n$ 

(i) Calcular a tensão efetiva

 $\overline{\tau}_{n+1} = c_n[[u_{n_{n+1}}]]$ 

(ii) Checar as condições de carregamento e descarregamento se  $||\overline{\tau}_{n+1}|| \leq r_n$ , então

atualizar o limite de dano para:  $r_{n+1} = r_n$ senão atualizar o limite de dano para:  $r_{n+1} = ||\overline{\tau}_{n+1}||$ 

(iii) Calcular o incremento da variável interna

 $\Delta r_{n+1} = r_{n+1} - r_n$ 

(iv) Calcular a extrapolação linear explicita da variável interna

 $\widetilde{r}_{n+1} = r_n + \frac{\Delta r_n}{\Delta t_n} \Delta t_{n+1}$  $\Delta t_{n+1} = t_{n+1} - t_n \mathbf{e}$  $\Delta t_n = t_n - t_{n-1}$ 

(v) Atualizar os parâmetros de dano  $\widetilde{d}_{n+1}(\widetilde{r}_{n+1}) = 1 - \frac{\widetilde{q}_{n+1}(\widetilde{r}_{n+1})}{\widetilde{r}_{n+1}}$ 

(vi) Calcular a tensão de cisalhamento

$$\widetilde{\tau}_{n+1} = (1 - d_{n+1})\overline{\tau}$$

Saída:  $\widetilde{\tau}_{n+1}, r_{n+1}, \Delta r_{n+1}$ 

Calcular o operador tangente efetivo $\widetilde{c}_{n_{n+1}}^{tan} = \frac{\partial \widetilde{\tau}_{n+1}}{\partial [[u_{n_{n+1}}]]} = (1 - \widetilde{d}_{n+1})c_n$ 

O algoritmo proposto acima é apresentado no trabalho de Bitencourt Jr. et al. (2015) e pode ser consultado para maiores detalhes do processo. Tomando como exemplo o modelo de aderência ilustrado na Figura 3.5, proposto pelo *fib* Model Code 2010, tem-se as relações entre a tensão de cisalhamento e deslizamento para os cenários de arrancamento e fendilhamento.



**Figura 3.5:** Relação tensão de cisalhamento *vs.* deslizamento (carregamento monotônico) proposto pelo *fib* Model Code 2010.

Sendo descrito pela Equação 3.26 e Equação 3.27, a seguir.

$$\tau(s) = \begin{cases} \tau_{max} (\frac{s}{s_1})^{\alpha} & se \quad s \le s_1 \\ \tau_{max} & se \quad s_1 \le s \le s_2 \\ \tau_{max} - \frac{(\tau_{max} - \tau_f)(s - s_2)}{s_3 - s_2} & se \quad s_2 \le s \le s_3 \\ \tau_f & se \quad s > s_3 \end{cases},$$
(3.26)

e a sua correspondente lei de endurecimento/abrandamento (*hardening/softening*) fica então definida como:

$$q(r) = \begin{cases} \tau_{max} (\frac{r/cn}{s_1})^{\alpha} & se \quad r/cn \le s_1 \\ \tau_{max} & se \quad s_1 \le r/cn \le s_2 \\ \tau_{max} - \frac{(\tau_{max} - \tau_f)(r/cn - s_2)}{s_3 - s_2} & se \quad s_1 \le r/cn \le s_3 \\ \tau_f & se \quad r/cn > s_3 \end{cases}$$
(3.27)

onde r,  $c_n, s_i$  (i = 1, 2, 3),  $\alpha$ ,  $\tau_{max} \in \tau_f$  são parâmetros do modelo que dependem das características do concreto  $f_{ck}$ , da geometria da barra, situação de confinamento e condições de aderência, de acordo com o *fib* Model Code 2010. Na Tabela 3.6, são apresentados os parâmetros que podem ser estimados através das propriedades mecânicas e outras características do concreto armado supracitado dadas para as condições, conforme proposto pelo *fib* Model Code 2010.

|                   | 1                                   | 2                   | 3  | 4  | 5  | 6  |  |
|-------------------|-------------------------------------|---------------------|--|--|--|--|--|
|                   | Arrancamento                        |                     | Fendilhamento                              |  |  |  |  |
|                   | $\varepsilon_s < \varepsilon_{s,y}$ |                     | $\varepsilon_s < \varepsilon_{s,y}$        |  |  |  |  |
|                   | Condição                            | Outras              | Condição Boa                               |  | Outras Condições                           |  |  |
|                   | Boa                                 | Condições           | S/ Estribos                                | C/ Estribos                                | S/ Estribos                                | C/ Estribos                                |  |
| $\tau_{bmax}$     | $2.5\sqrt{f_{cm}}$                  | $1.25\sqrt{f_{cm}}$ | $2.5\sqrt{f_{cm}}$                         | $2.5\sqrt{f_{cm}}$                         | $1.25\sqrt{f_{cm}}$                        | $1.25\sqrt{f_{cm}}$                        |  |
| $\tau_{bu,split}$ |                                     | -                   | $7.0\left(\frac{f_{cm}}{25}\right)^{0.25}$ | $8.0\left(\frac{f_{cm}}{25}\right)^{0.25}$ | $5.0\left(\frac{f_{cm}}{25}\right)^{0.25}$ | $5.5\left(\frac{f_{cm}}{25}\right)^{0.25}$ |  |
| $s_1$             | 1.0 mm                              | 1.8 mm              | $s(\tau_{bu,split})$                       | $s(\tau_{bu,split})$                       | $s(\tau_{bu,split})$                       | $s(\tau_{bu,split})$                       |  |
| $s_2$             | $2.0 \mathrm{~mm}$                  | $3.6 \mathrm{~mm}$  | $s_1$                                      | $s_1$                                      | $s_1$                                      | $s_1$                                      |  |
| $s_3$             | $c_{clear^{1)}}$                    | $c_{clear^{1)}}$    | $1.2s_1$                                   | $0.5 c_{clear^{1)}}$                       | $1.2s_1$                                   | $0.5 c_{clear^{1)}}$                       |  |
| α                 | 0.4                                 | 0.4                 | 0.4  | 0.4  | 0.4  | 0.4  |  |
| $	au_{bf}$        | $0.40\tau_{max}$                    | $0.40\tau_{max}$    | 0  | $0.40\tau_{bu,split}$                      | 0  | $0.40\tau_{bu,split}$                      |  |

**Tabela 3.6:** Definição dos parâmetros de aderência para vergalhões nervurados para diversas condições, proposto pela *fib* Model Code 2010.

onde  $f_{cm} = f_{ck} + \Delta f \in \Delta f = 8MPa$ .

### 3.3.1.3.2 Interação concreto - fibra metálica

Seguindo a proposta de Cunha (2010), é apresentado na Figura 3.6 a lei de aderência para fibras metálicas para descrever a interação entre a matriz de concreto e estes reforços. A lei é descrita pelas seguintes equações:

$$\tau(s) = \begin{cases} \tau_{max}(\frac{s}{s_1})^{\alpha} & se \quad s \le s_1 \\ \tau_{max} - \frac{(\tau_{max} - \tau_f)(s - s_1)}{s_2 - s_1} & se \quad s_1 \le s \le s_2 \\ \tau_f & se \quad s > s_2 \end{cases}$$
(3.28)

e a sua correspondente lei de endurecimento/abrandamento (*hardening/softening*) fica então definida como:

$$q(r) = \begin{cases} \tau_{max} (\frac{r/cn}{s_1})^{\alpha} & se \quad r/cn \le s_1 \\ \tau_{max} - \frac{(\tau_{max} - \tau_f)(r/cn - s_1)}{s_2 - s_1} & se \quad s_1 \le r/cn \le s_2 \\ \tau_f & se \quad r/cn > s_2 \end{cases}$$
(3.29)

onde r<br/>,  $c_n, s_i$ ,  $\alpha$ ,  $\tau_{max}$  e  $\tau_f$  são parâmetros do modelo que dependem das características do concreto  $f_{ck}$ .



Figura 3.6: Relação tensão de cisalhamento vs. deslizamento para carregamento monotônico (Bitencourt Jr. et al., 2018b).

# 3.4 Modelagem dos reforços

O algoritmo para distribuição das fibras de forma randômica, uniforme e isotrópica em geometrias arbitrárias foi desenvolvido por Bitencourt Jr. et al. (2019) e apri-

morado por Trindade (2018). As principais propriedades e características do modelo constitutivo utilizado serão descritas a seguir.

## 3.4.1 Modelo elastoplástico unidimensional para os reforços

O modelo elastoplástico unidimensional é utilizado para descrever o comportamento dos reforços (armaduras e fibras de aço), conforme ilustrado na Figura 3.7. Observase que este modelo é composto por uma região elástica sucedida por uma região plástica (deformação permanente) ao atingir a tensão de escoamento ( $\sigma_y$ ). O comportamento no ramo plástico pode ser definido como hardening (H > 0), perfeitamente plástico (H = 0), ou softening (H < 0).



Figura 3.7: Modelo constitutivo elastoplástico (adaptado de Trindade, 2018).

Nos trabalhos de Simo and Hughes (2006); de Souza Neto et al. (2011), encontra-se uma explicação mais clara da teoria da elastoplasticidade. Um resumo do esquema de integração para o modelo constitutivo elastoplástico unidimensional é apresentado na Tabela 3.7, onde se aplica o algoritmo para o indicador elástico e o corretor plástico. **Tabela 3.7:** Esquema de integração para o modelo constitutivo elastoplástico unidimensional.

Entrada:  $\varepsilon_{n+1}, \varepsilon_n^p, \alpha_n$ 

- (i) Avaliar o estado elástico teste  $\sigma_{n+1}^{trial} = E(\varepsilon_{n+1} - \varepsilon_n^p);$   $\varepsilon_{n+1}^{ptrial} = \varepsilon_n^p;$   $\alpha_{n+1}^{trial} = \alpha_n;$
- (ii) Avaliar o critério de escoamento

$$\begin{split} \phi_{n+1}^{trial} &= |\sigma_{n+1}^{trial}| - (\sigma_y + H\alpha_n) \leq 0 \\ \text{se verdadeiro (indicador elástico)} \\ \sigma_{n+1} &= \sigma_{n+1}^{trial} \\ \varepsilon_{n+1}^p &= \varepsilon_{n+1}^{ptrial} \\ \alpha_{n+1} &= \alpha_{n+1}^{trial} \\ \text{senão} \qquad (\text{correção plástica}) \\ \Delta\lambda &= \phi_{n+1}^{trial} / (E + H) \\ \sigma_{n+1} &= \sigma_{n+1}^{trial} - \Delta\lambda Esign(\sigma_{n+1}^{trial}) \\ \varepsilon_{n+1}^p &= \varepsilon_{n+1}^{ptrial} + \Delta\lambda Esign(\sigma_{n+1}^{trial}) \\ \alpha_{n+1} &= \alpha_n + \Delta\lambda \end{split}$$

Saída:  $\sigma_{n+1}, \varepsilon_{n+1}, \varepsilon_{n+1}^p, \alpha_{n+1}$ 

Calcular o módulo tangente

$$\begin{split} E^{tan}_{n_{n+1}} &= \partial \sigma_{n+1} / \partial \varepsilon_{n+1} \\ \begin{cases} \{E\} & (el \acute{a}stica \ e \ descarregamento) \\ EH/(E+H) & (carregamento \ pl \acute{a}stico) \end{cases}$$

Em resumo, são apresentadas as considerações pertinentes para obtenção da solução aproximada para um problema elastoplástico unidimensional. Utiliza-se do método implícito de Euler em um algoritmo de dois passos que envolve um indicador elástico e um corretor plástico, ou seja, é necessária esta abordagem por causa da presença de plasticidade (efeito irreversível) e sua modelagem matemática através das condições de Kuhn-Tucker.
#### 3.4.2 Distribuição das fibras

A metodologia para criação da nuvem de fibras metálicas foi desenvolvida por Bitencourt Jr. (2015) e adaptada no trabalho de Trindade (2018). O algoritmo gera uma distribuição das fibras de forma uniforme, isotrópica e randômica, considerando a geometria da malha criada anteriormente para o concreto. O primeiro passo é entrar com as características geométricas da malha arbitrária criada, em seguida, são fornecidos os valores do teor e tamanho das fibras. Assim, o processo de distribuição ocorre como descrito na Tabela 3.9.

**Tabela 3.9:** Algoritmo modificado para criação e distribuição randômica em qualquer geometria.

Ler dados de **Entrada:** Definir as máximas  $(x_{max}, y_{max}, z_{max})$  e as mínimas  $(x_{min}, y_{min}, z_{min})$ coordenadas ao ler as coordenadas dos nós da malha. Calcular o número de fibras  $N_F$ for n = 1:  $N_F$ (i)Calcular o C.G. da *n*-ésima fibra  $\overline{X} = (\overline{x}_i, \overline{y}_i, \overline{z}_i)^{\dagger}$   $\rightarrow$ Checar se o C.G.é válido checando cada elemento finito; (ii)Calcular as coordenadas dos nós da *n*-ésima fibra  $\overline{X^e} = (x_i^e, y_i^e, z_i^e)$  considerando o comprimento da fibra  $l_F$   $\rightarrow$ Checar se as coordenadas dos nós são válidas checando cada elemento finito; FIM Salvar os dados de **Saída** 

Um exemplo de nuvem de fibras criada para o modelo de um segmento CA-RFA utilizado nas aplicações deste trabalho por meio do algoritmo acima, é representado na Figura 3.8.

A metodologia proposta pode ser aplicada tanto em simulações 2D quanto 3D (Bitencourt Jr., 2015). No entanto, aplicações em elementos robustos (segmentos prémoldados reforçados com fibras de aço com representação discreta e explícita dos reforços) geram um alto custo computacional para aplicações em três dimensões.



**Figura 3.8:** Modelo numérico para simulação do segmento CA-RFA no ensaio de três pontos: (a) modelo 3D do segmento completo e (b) modelo 2D simplificado da seção representativa.

Desta forma, para os segmentos a alternativa em 2D mostra-se vantajosa em termos de custo computacional, viabilizando análises de cenários variados e parametrizações do modelo.

A simplificação consistem em (Trindade et al., 2020b): as fibras são geradas (Figura 3.8.a) considerando a geometria em 3D e seu contorno (*wall effect*). Posteriormente as fibras são projetadas no plano de análise (Figura 3.8.b) ao suprimir a terceira componente do plano Cartesiano, assim, há uma redução do custos computacionais envolvidos. Por fim, é possível aplicar o método multiescala no segmento 2D para aumentar a eficiência das análises.

A espessura adotada no plano de análise foi considerada como um décimo da largura da aduela. Isto possibilita considerar uma região representativa dos reforços (armadura passivas e fibras) e, posteriormente, tratar os dados obtidos para o segmento por completo.

É importante esclarecer que a concretagem dos segmentos influencia na segregação e distribuição das fibras na matriz do compósito. Estudos estão sendo desenvolvidos dentro do grupo de pesquisa para implementação de ferramentas capazes de gerar nuvem de fibras considerando estas particularidades. Portanto, mesmo com a representação uniforme, isotrópica e randômica, ainda há uma contribuição significativa para obtenção de modelos com respostas confiáveis. É possível justificar a utilização desta abordagem quando não estão disponíveis os resultados de ensaios indutivos para comprovar o efeito de segregação e orientação das fibras dentro da matriz.

# 4 Aplicação: segmentos CA-RFA empregados no trecho 3 da Linha 5 do metrô de São Paulo

Neste trabalho, são propostas algumas aplicações dos modelos analítico e computacional apresentados anteriormente para o estudo dos segmentos pré-moldados CA-RFA. Primeiramente, são apresentadas as configurações básicas dos segmentos empregados no projeto do Trecho 3 da Linha 5 - Lilás (Companhia do Metropolitano de São Paulo - Metrô SP, 2013). Em seguida, é descrita brevemente a campanha experimental realizada entre a Universidade de São Paulo e o Consórcio da Linha 5 -Trecho 3 (Relatório Técnico Executivo de Ensaio - RTEE, 2015). São também apresentados na sequência os principais detalhes dos modelos numéricos propostos para simulação dos ensaios disponíveis. Por fim, são apresentados os resultados obtidos e comparações para o ensaio de caracterização do CRFA e dos ensaios em escala real à flexão dos segmentos pré-moldados.

A proposta original (segmento de CA) é analisada e comparada com uma alternativa de otimização com reforço híbrido (segmento CA-RFA), a qual possui uma quantidade reduzida de reforço convencional e adição de fibras para diferentes teores. Adicionalmente, é apresentado o modelo analítico como ferramenta de dimensionamento da quantidade de reforços destes elementos através do equilíbrio da seção transversal considerando flexão simples para o concreto endurecido, conforme o *fib* Model Code 2010.

# 4.1 Descrição dos segmentos

A geometria da seção transversal do segmento estudado possui a seguinte configuração:  $b_w = 1500 \text{ mm} \text{ e } h = 300 \text{ mm}$ , sendo referente a aduela identificada como B1 dimensionada e utilizada no projeto do Trecho 3 da Linha 5 - Lilás (Companhia do Metropolitano de São Paulo - Metrô SP, 2013). O anel segmentado proposto em projeto possui uma configuração 5+1 e é possível identificar os segmentos constituintes na seção transversal característica da Linha 5, conforme ilustrado na Figura 4.1.



**Figura 4.1:** Seção transversal do anel segmentado com configuração 5+1 utilizado no trecho 3 da Linha 5 - Lilás (dimensões em mm) (Companhia do Metropolitano de São Paulo - Metrô SP, 2013).

A proposta original do projeto baseia-se na utilização de segmentos CA com uma configuração de armadura de 12  $\phi$  10.0 mm (Tabela 4.1). Alternativamente, os segmentos CA-RFA foram adotados com uma configuração de armadura passiva igual

a 4  $\phi$  8 mm, representada na Tabela 4.1, assim, utiliza-se este reforço convencional localizado nas extremidades apenas para confinamento do concreto. Esta proposta aumenta a resistência aos esforços de empuxo dos macacos hidráulicos, controlando o aparecimento de fissuras nesta etapa (Plizzari and Tiberti, 2006; de la Fuente et al., 2012). O teor de fibras considerado inicialmente foi de 40 kg/m<sup>3</sup> pela disponibilidade de resultados de ensaios para validação, adicionalmente foram propostos segmentos com teores extrapolados de 20 e 60 kg/m<sup>3</sup> para análise.

**Tabela 4.1:** Proposta de otimização do sistema de reforço com utilização de segmentos CA-RFA.



E evidente que a otimização do sistema de reforço dos segmentos é vantajosa, pois a proposta CA-RFA ( $V_f = 40 \text{kg/m}^3$ ) apresenta uma redução de mais de  $10 \text{kg/m}^3$ de aço por elemento. Na Figura 4.2 e na Figura 4.3, são apresentadas as vistas em planta e corte com o detalhamento dos reforços propostos tanto para o CA e CA-RFA, respectivamente.

## Solução Tradicional (CA)



Figura 4.2: Solução tradicional (CA): detalhamento da geometria e do reforço dos segmentos (dimensões em mm). (Companhia do Metropolitano de São Paulo - Metrô SP, 2013).





Figura 4.3: Solução híbrida (CA-RFA): detalhamento da geometria e do reforço dos segmentos (dimensões em mm).(Companhia do Metropolitano de São Paulo - Metrô SP, 2013).

Portanto, estas são as principais configurações dos segmentos a serem consideradas neste estudo e que serão avaliadas detalhadamente a seguir.

# 4.2 Descrição da campanha experimental do Relatório Técnico Executivo de Ensaio - RTEE (2015)

Com o intuito de investigar o comportamento mecânico de segmentos para túneis submetidos à flexão, foram conduzidos ensaios experimentais dentro do projeto de pesquisa conveniado entre a Universidade de São Paulo e o Consórcio da Linha 5 (Lilás) - Lote 3, conforme Bittencourt et al. (2015) e Relatório Técnico Executivo de Ensaio - RTEE (2015).

A partir de toda a campanha experimental realizada neste projeto, são apresentados aqui os dois principais ensaios pertinentes para este trabalho: (1) caracterização do CRFA através do ensaio de flexão em três pontos da viga prismática com entalhe, conforme aABNT NBR 16940 (2021); (2) ensaios de flexão simples (3-PBT) em escala real dos segmentos de CA e CA-RFA.

Todos os ensaios foram realizados nas instalações do Hall Tecnológico do Edifício de Engenharia Civil da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

#### 4.2.1 Ensaio de caracterização do CRFA

Primeiramente, para a caracterização do CRFA foram ensaiadas vigas prismáticas (Figura 4.4) com 550 mm de comprimento total, 500 mm de vão livre, área da seção transversal de 150 x 150 mm<sup>2</sup> e um entalhe de 25 mm de profundidade no ponto central do vão livre, conforme as recomendações do ensaio ABNT NBR 16940 (2021). Os resultados foram obtidos em termos de curvas de força aplicada (F) versus. o Crack Mouth Opening Displacement (CMOD), sendo a abertura do entalhe obtida através dos deslocamentos medidos com a utilização do LVDT (*linear variable differential transformer*). Um total de oito corpos de prova foram produzidos e ensaiados, sendo quatro para cada teor de fibras proposto (35 kg/m<sup>3</sup> e 40 kg/m<sup>3</sup>).



**Figura 4.4:** Foto da configuração do ensaio ABNT NBR 16940:2021 utilizando viga prismática com entalhe e instrumentação para medida de deslocamento.

#### 4.2.2 Ensaio em escala real dos segmentos à flexão

Na sequência, foram conduzidos os ensaios à flexão simples dos segmentos em escala real fornecidos pelo consórcio da Linha 5 - Trecho 3 (Figura 4.5a). Neste sentido, os segmentos foram submetidos à flexão, sendo bi apoiados (um apoio livre e um apoio fixo) com um vão de 2,8 m e com um carregamento central distribuído como representado na Figura 4.5b. Para os ensaios foi utilizado um atuador hidráulico com capacidade de 50 toneladas, de marca Brasmeca, e uma célula de carga de 50 toneladas de marca Kratos. Detalhes da instrumentação utilizada encontram-se ilustrados na Figura 4.5c.

No total, foram ensaiados dez segmentos disponibilizados pela empresa responsável pelo projeto da Linha 5 - Lilás. Dentro deste número, três segmentos em concreto armado (CA), cinco segmentos reforçados apenas com fibras metálicas (CRFA) e, por fim, dois híbridos. Na Tabela 4.2, encontra-se um resumo dos segmentos ensaiados com as respectivas configurações de reforços, volume, resultado do abatimento e a resistência à compressão do concreto (obtida pelo controle tecnológico do material durante a confecção dos segmentos). Conforme o valor estabelecido no dimensionamento, nenhum corpo de prova apresentou uma resistência à compressão menor do que 45 MPa (Tabela 4.2), entretanto, apenas o segmento CA (120 kg/m<sup>3</sup>) não possui registro dos ensaios.

4.2Descrição da campanha experimental do Relatório Técnico Executivo de Ensaio - RTEE (2015)



**Figura 4.5:** Fotos do ensaio realizado pela parceria Consórcio Linha 5 - Lilás do Metrô de São Paulo e Universidade de São Paulo: (a) pórtico do ensaio e atuador de carga, (b) esquema de carregamento e (c) detalhe do segmento instrumentado.

| Reforço                        | Configuração               | Segmento ID  | Volume<br>m <sup>3</sup> | <i>Slump</i><br>mm | $f_{ck}*$ MPa |
|--------------------------------|----------------------------|--------------|--------------------------|--------------------|---------------|
| CA $(120 \text{ kg/m}^3)$      | $12~\phi~12.5~\mathrm{mm}$ | C1-6_A       | 1.662                    | 110                | n.a.          |
| CA $(80 \text{ kg/m}^3)$       | $12 \phi 10 \text{ mm}$    | C2-3_S026432 | 1.711                    | 40                 | 45.4          |
|                                |                            | B1-3_S023401 | 1.629                    | 40                 | 46.0          |
| CDEA                           | $35 \text{ kg/m}^3$        | B1-4_S014273 | 1.629                    | 40                 | 45.8          |
|                                | 0 0                        | B2-6_S014364 | 1.693                    | 40                 | 49.5          |
|                                |                            | C1-6_S021864 | 1.662                    | 40                 | 54.2          |
|                                | $40 \text{kg/m}^3$         | B2-2_S018784 | 1.693                    | 40                 | 53.1          |
|                                |                            | B2-6_S023022 | 1.693                    | 40                 | 49.0          |
| CA-RFA $(62.5 \text{ kg/m}^3)$ | $4 \phi 8 \text{ mm} + 40$ | A1-3_S026818 | 1.647                    | 40                 | 47.9          |
|                                | $\rm kg/m^3$ (fibras)      | C2-1_S025172 | 1.711                    | 40                 | 47.6          |

| Tabela | 4.2:    | Identificação | dos segmentos  | características e | e resistência à | compressão  |
|--------|---------|---------------|----------------|-------------------|-----------------|-------------|
| Tabela | <b></b> | iucininação   | uos segmentos, |                   | , resistencia a | compressão. |

 $\dagger$  Obs.: 28 dias

O sistema de instrumentação considerou o uso de apenas dois sensores elétricos de marca HBM, com curso de 100 mm, e um Yoke. Neste sentido, os sensores foram

colocados numa régua de alumínio de 3 metros fixada na linha central dos apoios. Desta forma, o objetivo era eliminar a problemática de relaxação do segmento e, minimizar assim, a variabilidade dos resultados. Não foram realizadas medições quanto à abertura de fissuras do segmento durante o ensaio, apenas foram retiradas fotografias. Adicionalmente, para comprovar a não existência de uma resultante normal ao segmento durante o ensaio que pudesse alterar os resultados obtidos, dois sensores com curso 25 mm foram colocados no apoio esquerdo para mensurar o deslocamento horizontal do segmento (Figura 4.5c). Neste trabalho, foram considerados apenas os segmentos de CA (80 kg/m<sup>3</sup>) e CA-RFA para simulação e comparação dos resultados.

Maiores detalhes e os resultados obtidos, tratados e analisados para a campanha experimental realizada encontram-se no relatório da parceria entre o consórcio da Linha 5 do metrô de São paulo e da Universidade de São Paulo (Bittencourt et al., 2015).

# 4.3 Construção dos modelos numéricos

#### 4.3.1 Modelo da viga prismática com entalhe

O modelo multiescala proposto para representar o ensaio de caracterização do CRFA é apresentado na Figura 4.6. As análises foram realizadas considerando condições de estado plano de tensões com uma espessura de 150 mm, conforme a espessura das vigas utilizadas nos ensaios. Nas simulações do ensaio de caracterização foram considerados acoplamentos semi-rígidos para reproduzir a perda de aderência na interface concreto-fibras com os seguintes valores dos parâmetros:  $\tau_{máx} = 20MPa$ ;  $\tau_f = 6.0MPa$ ;  $s_1 = 0.01mm$ ;  $s_2 = 8.0mm$  e  $\alpha = 0.4$ . Na Tabela 4.3, estão listados os tipos e as quantidades de elementos finitos aplicados nos modelos.



**Figura 4.6:** Modelo numérico utilizado nas simulações das vigas com entalhe à flexão em três pontos: condições de contorno, aplicação do carregamento, detalhe da multiescala e da malha utilizada nos estudos de caso.

| Tipo de reforco              | Número de elementos |                        |                                    |                                 |  |  |  |
|------------------------------|---------------------|------------------------|------------------------------------|---------------------------------|--|--|--|
| Tipo do Tolorço              | barra<br>dois nós   | triangular<br>três nós | triangular<br>quatro nós<br>(EFAs) | número de<br>elementos<br>total |  |  |  |
| CRFA (20 kg/m <sup>3</sup> ) | 627                 | 7439                   | 836                                | 8902                            |  |  |  |
| CRFA $(35 \text{ kg/m}^3)$   | 1002                | 7439                   | 1336                               | 9777                            |  |  |  |
| CRFA (40 kg/m <sup>3</sup> ) | 1284                | 7439                   | 1712                               | 10435                           |  |  |  |
| CRFA (60 kg/m <sup>3</sup> ) | 1836                | 7439                   | 2448                               | 11723                           |  |  |  |

 Tabela 4.3: Características das malhas de elementos finitos consideradas para as vigas com entalhe.

#### 4.3.2 Modelo dos segmentos em escala real

As simulações numéricas dos segmentos pré-moldados foram realizadas considerando as seguintes malhas para os modelos propostos, buscando representar as configurações de reforço convencional e híbrido, conforme ilustradas na Figura 4.7a e na Figura 4.7b, respectivamente. Nota-se que o modelo para o segmento CA considerou barras longitudinais e estribos, sem aplicação do modelo multiescala, enquanto que para os segmentos CA-RFA não foram considerados os estribos e as fibras foram geradas apenas na região da mesoescala, considerando um modelo em multiescala. Na Tabela 4.4, estão listados os tipos e as quantidades de elementos finitos aplicados nos modelos.



Figura 4.7: Modelo numérico utilizado nas simulações do ensaio em escala real dos segmentos à flexão simples para as duas configurações de reforço consideradas: (a) segmento CA e (b) segmento CA-RFA.

Nas simulações dos segmentos foram considerados os mesmos acoplamentos semirígidos supracitados na caracterização para reproduzir a perda de aderência na interface concreto-fibras. Para o segmento CA foi considerada aderência perfeita entre as interfaces concreto-reforço, tanto para as barras longitudinais quanto para os estribos  $(cn = cs = 10^6 MPa/mm)$ . No entanto, para o segmento CA-RFA foi considerada perda de aderência para a interface concreto-reforço com os seguintes parâmetros, considerando boa condição de aderência conforme proposto pelo *fib* Model Code 2010:  $\tau_{máx} = 18.2MPa$ ;  $\tau_f = 7.2MPa$ ;  $s_1 = 1.0mm$ ;  $s_2 = 4.0mm$ ;  $s_3 = 10.0mm$  e  $\alpha = 0.4$ .

Por fim, para representar o efeito do hardening observado nos resultados de laboratório para os segmentos CA, foi utilizado um valor H = 50000 MPa (H > 0) para o modelo elastoplático adotado (conforme Subseção 3.4.1). Este valor foi adotado com base na região de escoamento das curvas obtidas em ensaios de caracterização do aço CA-50 à tração.

| Tipo de segmento               | Número de elementos |                        |                                    |                                 |  |  |
|--------------------------------|---------------------|------------------------|------------------------------------|---------------------------------|--|--|
| 11Po de 200mente               | barra<br>dois nós   | triangular<br>três nós | triangular<br>quatro nós<br>(EFAs) | número de<br>elementos<br>total |  |  |
| CA                             | 1320                | 10732                  | 1346                               | 13398                           |  |  |
| CA-RFA (20 kg/m <sup>3</sup> ) | 10401               | 5398                   | 13770                              | 29569                           |  |  |
| CA-RFA (40 kg/m <sup>3</sup> ) | 20826               | 5398                   | 27670                              | 53894                           |  |  |
| CA-RFA (60 kg/m <sup>3</sup> ) | 31287               | 5398                   | 41618                              | 78303                           |  |  |

**Tabela 4.4:** Características das malhas de elementos finitos consideradas para os segmentos com diferentes configurações de reforços.

Na Tabela 4.5, é apresentado um resumo das propriedades mecânicas e geométricas das fibras de aço utilizadas em ambos os modelos propostos. Em seguida, são apresentados os valores das propriedades mecânicas das barras de aço adotadas na Tabela 4.6.

Tabela 4.5: Propriedades mecânicas e geométricas das fibras de aço.

| Fibras DRAMIX® RC $80/60$ BN      |                     |  |  |  |  |  |
|-----------------------------------|---------------------|--|--|--|--|--|
| Comprimento $[l_F]$               | 60 mm               |  |  |  |  |  |
| Diâmetro $[d_F]$                  | $0.75 \mathrm{~mm}$ |  |  |  |  |  |
| Tensão de escoamento $[\sigma_Y]$ | > 1100 MPa          |  |  |  |  |  |
| Módulo de elasticidade $[E_F]$    | 210 GPa             |  |  |  |  |  |

Tabela 4.6: Propriedades mecânicas das barras de aço CA-50.

| Tensão de escoamento $[\sigma_y]$         | $500 \mathrm{MPa}$ |
|---|--------------------|
| Módulo de elasticidade $\left[E_s\right]$ | $210~\mathrm{GPa}$ |

Adicionalmente, as propriedades mecânicas do concreto, utilizadas nas simulações deste trabalho, estão resumidas na Tabela 4.7.

Os modelos gerados para representar o ensaio de três pontos do segmento completo (ensaio em escala real) consideram um estado plano de tensões com uma espessura de 1/10 da largura do elemento, ou seja, 15 cm, conforme explicado no tópico

| Concreto   |                      |
|--|----------------------|
| Resistência à compressão característica $[f_{ck}]$ | 45 MPa               |
| Resistência à tração $[f_{ct}]$                    | 3.5 MPa              |
| Resistência à compressão inicial $[f_{c0}]$        | 28 MPa               |
| Módulo de elasticidade $[E_c]$                     | 37 GPa               |
| Coeficiente de Poisson $[v]$                       | 0.2                  |
| Energia de fissuração $[G_f]$                      | 150  N  /  m         |
| Parâmetros de Compressão                           | $A^-=1.0 e B^-=0.89$ |

Tabela 4.7: Propriedades mecânicas do concreto, modelo de Cervera et al. (1996).

Subseção 3.4.2. Assim, as fibras geradas são projetados num plano 2D para uma seção representativa do segmento, buscando uma simplificação no modelo para redução dos custos computacionais envolvidos.

Este trabalho visa consolidar o entendimento do efeito da flexão simples para o dimensionamento preliminar dentro das condições estabelecidas com concreto endurecido (fck > 28 dias), sendo necessárias verificações e simulações adicionais para atender os requisitos dos ELU e ELS tratando as características particulares de cada etapa construtiva. Com isso, os esforços cortantes foram desprezados nas análises.

#### 4.4 Resultados analíticos, experimentais e numéricos

#### 4.4.1 Caracterização do CRFA

As respostas das simulações numéricas para as vigas prismáticas com entalhe são apresentadas e comparadas com os resultados experimentais disponíveis para investigar a capacidade do modelo numérico em obter os parâmetros de pós-fissuração do CRFA. Estes resultados serão aplicados na sequência na investigação da quantidade de reforço necessária para os segmentos pré-moldados.

Na Figura 4.8, apresenta-se os resultados obtidos em termos de curvas Força vs. CMOD a partir das análises numéricas para os teores de 35 kg/m<sup>3</sup> (Figura 4.8) e 40 kg/m<sup>3</sup> (Figura 4.8). Com base nas curvas obtidas, os parâmetros dos materiais foram validados e calibrados para que as respostas do modelo numérico representassem adequadamente os resultados experimentais. Os parâmetros de resistência residual encontrados estão listados na Tabela 4.8, assim, calcula-se a diferença entre as respostas numérica e experimental através da expressão  $\Delta(\bullet) = ((\bullet)_{num} - (\bullet)_{exp})/(\bullet)_{exp}$ .



**Figura 4.8:** Curva Força *vs.* CMOD com a comparação entre os resultados experimentais médios e as respostas numéricas para os teores de fibras: (a) 35 kg/m<sup>3</sup> e (b) 40 kg/m<sup>3</sup>.

| Resultados        | $V_{f}$                | $f_L$ | $\Delta\%(f_L)$ | $f_{R1}$ | $\Delta\%(f_{R1})$ | $f_{R3}$ | $\Delta\%(f_{R3})$ |
|-------------------|------------------------|-------|-----------------|----------|--------------------|----------|--------------------|
|                   | $(\mathrm{kg/m^3})$    | (MPa) | (%)             | (MPa)    | (%)                | (MPa)    | (%)                |
| Experimental      | $35 \ \mathrm{kg/m^3}$ | 4.74  | -               | 4.53     | -                  | 3.89     | -                  |
| 2.1.por.11.01.041 | $40 \text{ kg/m}^3$    | 5.22  | -               | 5.51     | -                  | 4.60     | -                  |
| Numérico          | $35 \ \mathrm{kg/m^3}$ | 4.89  | 3%              | 3.89     | -16%               | 3.77     | -3%                |
| 1.44401100        | $40 \text{ kg/m}^3$    | 5.04  | -3.6%           | 4.74     | -16%               | 4.64     | 1%                 |

Tabela 4.8: Resultados do ensaio NBR 16940:2021.

De acordo com Trindade et al. (2020b), o modelo é capaz de extrapolar as respostas para outros teores de fibra a partir dos parâmetros empregados para a interface concreto-fibra calibrados previamente. Portanto, após a calibração dos parâmetros realizada para os teores de 35 e 40 kg/m<sup>3</sup> foram investigados mais dois cenários de extrapolação com os teores de fibras de 20 e 60 kg/m<sup>3</sup>. Estes valores foram adotados com base nos valores mínimos e máximos para  $V_f$  encontrados disponíveis na literatura para aplicações em segmentos. Os resultados numéricos obtidos para os quatro teores são ilustrados na Figura 4.9 e listados na Tabela 4.9, todos com os mesmos parâmetros para a interface. Adicionalmente, as respostas para o concreto plano também é apresentada para destacar a contribuição da adição de fibras no concreto.



**Figura 4.9:** Curvas Força *vs.* CMOD. Respostas dos modelos numéricos para quatro diferentes teores de fibras (20 kg/m<sup>3</sup>, 35 kg/m<sup>3</sup>, 40 kg/m<sup>3</sup> e 60 kg/m<sup>3</sup>).

Como pode ser observado na Tabela 4.9, os parâmetros residuais cumprem as condições mínimas propostas pelo *fib* Model Code 2010 e o CRFA pode substituir (ou parcialmente) o reforço convencional no ELU.

|      | $V_{f}$                | Parâmetros de<br>resistência residuais |          |          | Verifi                        | Class.                   |    |
|------|------------------------|--|----------|----------|-------------------------------|--------------------------|----|
|      |                        | $f_L$                                  | $f_{R1}$ | $f_{R3}$ | $\frac{f_{R1}}{f_{R1}} > 0.4$ | $\frac{f_{R3}}{5} > 0.5$ |    |
|      | $(kg/m^3)$             | (MPa)                                  | (MPa)    | (MPa)    | $f_L$ , $f_L$                 | $f_{R1}$ , or $\sigma$   |    |
| Exp. | $35 \ \mathrm{kg/m^3}$ | 4.74                                   | 4.53     | 3.89     | 0.96                          | 0.86                     | 4b |
| 2p.  | $40 \text{ kg/m}^3$    | 5.22                                   | 5.51     | 4.60     | 1.05                          | 0.84                     | 5b |
|      | $20 \ \mathrm{kg/m^3}$ | 4.86                                   | 2.42     | 2.06     | 0.5                           | 0.85                     | 2b |
| Num. | $35 kg/m^3$            | 4.89                                   | 3.38     | 3.34     | 0.69                          | 0.99                     | 3c |
|      | $40 \text{ kg/m}^3$    | 5.04                                   | 4.74     | 4.64     | 0.94                          | 0.98                     | 4c |
|      | $60 \text{ kg/m}^3$    | 5.08                                   | 6.30     | 6.14     | 1.24                          | 0.97                     | 6c |

Tabela 4.9: Parâmetros de resistência residuais obtidos e classificação.

Legenda: Class.: classificação; Exp.: experimental; Num.: numérico.

Dada a falta de dados experimentais disponível para os teores de fibra de 20 e  $60 \text{ kg/m}^3$ , estes cenários de extrapolação foram validados através de correlações empíricas encontradas na literatura, como o trabalho de Barros et al. (2005). Neste trabalho foi conduzida uma extensa campanha experimental com o mesmo tipo de concreto e fibras, assim, foram obtidas as seguintes correlações entre os parâmetros residuais e o volume de fibras:

$$f_{R1} = 0.0945V_f + 0.702 \tag{4.1}$$

$$f_{R4} = 0.926 f_{R1} \tag{4.2}$$

onde  $V_f$  é o volume de fibras (ou teor de fibras) em kg/m<sup>3</sup>; e  $f_{R4}$  é o parâmetros de resistência residual para um CMOD igual a 3.5 mm.

Na Tabela 4.10, observa-se que as respostas numéricas para as extrapolações foram validadas e a diferença entre os parâmetros obtidos é pequena, assim, mostrando a capacidade do modelo em reproduzir satisfatoriamente o comportamento do ensaio para diferentes teores de fibras mesmo sem resultados experimentais disponíveis.

|                        | $V_{f}$             | $f_{R1}$ | $\Delta\%(f_{R1})$ | $f_{R4}$ | $\Delta\%(f_{R4})$ |
|------------------------|---------------------|----------|--------------------|----------|--------------------|
|                        | $(kg/m^3)$          | (MPa)    |                    | (MPa)    |                    |
| Correlação Empírica    | $20 \text{ kg/m}^3$ | 2.59     | -                  | 2.40     | -                  |
| Barros et al. $(2005)$ | $60 \text{ kg/m}^3$ | 6.37     | -                  | 5.90     | -                  |
| Numérico               | $20 \text{ kg/m}^3$ | 2.42     | -7%                | 1.97     | -22%               |
| i vuinei ieo           | $60 \text{ kg/m}^3$ | 6.30     | -1%                | 5.89     | -0.1%              |

Tabela 4.10: Comparação e validação das extrapolações com correlações empíricas.

Na Figura 4.10 é apresentada a propagação de fissuras no modo-I para diferentes valores de CMOD ao longo da simulação computacional, a qual é importante para caracterizar o comportamento do material pelas resistências à tração residuais, conforme a ABNT NBR 16940 (2021).



Figura 4.10: Propagação da abertura de fissuras em modo-I obtidas ao longo da simulação do ensaio à flexão para os valores de CMOD notáveis (fator de escala 5).

Em resumo, o modelo numérico e as suposições de parâmetros para os materiais com seus respectivos modelos constitutivos foram capazes de reproduzir o comportamento

das amostras ensaiadas de CRFA, conforme a ABNT NBR 16940 (2021). Assim, os parâmetros obtidos e validados neste tópico mostram-se apropriados para serem empregados na sequência nas simulações numéricas dos segmentos em escala real.

## 4.4.2 Previsão do comportamento à flexão dos segmentos CA-RFA

Nesta aplicação, primeiramente foram dimensionados os segmentos CA e CA-RFA, conforme o *fib* Model Code 2010, utilizando os parâmetros residuais obtidos anteriormente para as fibras metálicas através do modelo numérico devidamente calibrado. Em seguida, prosseguiu-se com a análise das aduelas sob flexão simples através do modelo numérico proposto para obtenção do comportamento destes elementos. Os modelos MEF foram então validados com resultados experimentais em escala real e, assim, comprovar sua capacidade em prever a contribuição dos reforços.

#### 4.4.2.1 Estudo analítico dos segmentos conforme MC2010

O primeiro parâmetro obtido foi o momento de fissuração  $M_{fis}$  para o dimensionamento preliminar e análise posterior. É importante relembrar que  $M_{fis}$  depende só do tipo de concreto utilizado, portanto, será o mesmo independente do tipo de reforço empregado. Assim,

$$M_{fis} = \frac{bh^2}{6} f_{\rm ctk, fl} = \frac{1500 \times 300^2}{6} \times 3.5 = 80.5 \ kN.m$$

A partir do  $M_{fis}$  obtido foi possível calcular a  $A_s$  (Equação 2.9 e Equação 2.10) necessária para a estrutura resistir aos carregamentos à flexão simples. Considerou-se nesta etapa que o  $M_{Ed}$  é igual ao  $M_{fis}$ , desta forma, o critério de ductilidade é atendido e esta abordagem permite dimensionar de maneira preliminar o segmento para evitar ao máximo a fissuração nas etapas. Trata-se de uma consideração inicial, pois as solicitações e carregamentos das etapas construtivas possuem outras condições de contorno e característica dos materiais. Então, esta abordagem serve como uma estimativa da quantidade de reforço inicial e avaliação da capacidade de substituirção do reforço convencional por fibras metálicas. Na Tabela 4.11, encontram-se os valores obtidos da  $A_s$  necessária, da  $A_{s,min}$  e da  $A_{s,adotada}$  efetivamente adotada para cada proposta de configuração de reforço.

| Segmento | $V_f$               | $A_s$   | $A_{s,min}$ | $A_{s,adotada}$   | Configuração               |
|----------|---------------------|---|-------------|-------------------|----------------------------|
|          | $[\mathrm{kg/m^3}]$ | $^{3}$ [cm <sup>2</sup> ] [cm <sup>2</sup> ] [cm <sup>2</sup> ] |             | $[\mathrm{cm}^2]$ | 00 3 3                     |
|          |                     |   |             | 7.04              | 14 $\phi$ 8 mm             |
| CA       | 0                   | 6.38  |             | 9.43              | $12~\phi~10~\mathrm{mm}$   |
|          |                     |   | 4.64        | 14.73             | $12~\phi~12.5~\mathrm{mm}$ |
|          | 20                  | 2.81  |             | 3.14              | $4~\phi~10~\mathrm{mm}$    |
| CA-RFA   | 40                  | 1.22  |             | 2.01              | $4 \phi 8 \text{ mm}$      |
|          | 60                  | 0   |             | 2.01              | $4~\phi~8~\mathrm{mm}$     |

**Tabela 4.11:** Área de aço necessária, mínima e adotada para o carregamento de  $M_{fis}$ .

É possível avaliar que os segmentos CA-RFA necessitam de uma menor quantidade de reforço convencional para atender a mesma solicitação do CA, entretanto, considerando apenas barras de aço nas regiões periféricas. Esta proposta é vantajosa e mostra uma redução significativa na quantidade de aço por segmento, no entanto, não descarta a necessidade de verificações e validações para outras etapas críticas (produção, instalação e uso).

Como demonstrado por de la Fuente et al. (2015), adição de fibras metálica acima de 8 kg/m<sup>3</sup> permite utilizar apenas 4  $\phi$  10 mm como configuração de reforço convencional e acima de 22kg/m<sup>3</sup> com 4  $\phi$  8mm para o mesmo tipo de fibra. Valores acima de 45 kg/m<sup>3</sup> já podem ser considerados como único reforço, mostrando concordância entre os estudos.

Os resultados apresentados mostram que as propostas de reforço convencional (12  $\phi$  10.0 mm e 12  $\phi$  12.5 mm) do projeto da Linha 5 possuem um valor considerável de armadura ( $A_s = 9.43$  e 14.73 cm<sup>2</sup>, respectivamente) em comparação com as configurações alternativas encontradas para otimizar o sistema de reforço e a  $A_s$  para atender o critério da ductilidade. Os valores encontrados destes sistemas de reforço projetados são muito elevados, o que poderia ser justificado pela necessidade para que sejam atendidos os requisitos críticos para as etapas construtivas.

Adicionalmente, barras de aço convencionais de 8 mm de diâmetro não são empregadas como opção de reforço longitudinal, conforme a revisão bibliográfica apresentada no relatório técnico ITA - Working Group No 2 (2019). Apenas barras acima de 10 mm de diâmetro costumam ser utilizadas para segmentos CA na maioria das obras apontadas pelo estudo.

Na sequência, avaliou-se a capacidade das fibras metálicas em aumentar a ductilidade dos segmentos através da modelagem computacional dos segmentos sob flexão a três pontos com a devida validação dos resultados e calibração dos parâmetros através da campanha experimental previamente realizada.

#### 4.4.2.2 Comparação e validação das respostas

Na Figura 4.11 e na Figura 4.12, são apresentadas as respostas do modelo numérico em comparação com os resultados dos experimentos, através das curvas força vs. deslocamento, para as configurações de reforço CA e CA-RFA 40kg/m<sup>3</sup>, respectivamente. Nota-se que as respostas obtidas pelo modelo numérico mostram uma boa concordância com os resultados experimentais (Tabela 4.12). São destacados os pontos de abertura de fissuras e também de ruptura dos segmentos para cada umas das análises. Nota-se que o modelo numérico foi capaz de representar o comportamento dos segmentos submetidos à flexão para cada um dos cenários de reforço.



Figura 4.11: Curvas Força por Deslocamento. Comparação entre os resultados experimentais e a resposta do modelo numérico para os segmentos em CA (12  $\phi$  10.0 mm).



Figura 4.12: Curvas Força por Deslocamento. Comparação entre os resultados experimentais e a resposta do modelo numérico para os segmentos em CA-RFA  $(4 \phi 8.0 \text{ mm} + 40 \text{ kg/m}^3 \text{ de fibras de aço}).$ 

Para os resultados obtidos, observa-se na Tabela 4.12 e na Tabela 4.13 que os reforços propostos para os segmentos analisados atendem ao critério de ductilidade, visto que  $M_u > M_{fis}$  e também é satisfeito se  $F_{ult} > F_{fis}$ . Para os deslocamentos, a diferença entre as respostas dos experimentos e do modelo numérico é obtida através da seguinte expressão:  $\Delta(\bullet) = ((\bullet)_{num} - (\bullet)_{exp})$ , a diferença entre resultados para os carregamentos obtidos é obtida através da expressão apresentada no tópico Subseção 4.4.1. Os resultados do modelo numérico mostraram resultados maiores quando comparados aos valores experimentais.

|                |                           | Fissuração |                   |                |                        |  |
|----------------|---------------------------|------------|-------------------|----------------|------------------------|--|
|                | Tipo do segmento          | $F_{fis}$  | $\Delta(F_{fis})$ | $\delta_{fis}$ | $\Delta(\delta_{fis})$ |  |
|                |                           | [kN]       | %                 | [mm]           | [mm]                   |  |
| Experimental   | $\mathbf{CA}$             | 138.00     | -                 | 0.44           | -                      |  |
| Enpermental    | CA-RFA $40 \text{kg/m}^3$ | 132.00     | -                 | 0.36           | -                      |  |
| Numérico (MEF) | CA                        | 145.00     | 5.1%              | 0.60           | 0.16                   |  |
|                | CA-RFA $40 \text{kg/m}^3$ | 145.00     | 9.9%              | 0.60           | 0.24                   |  |

 

 Tabela 4.12:
 Comparação entre os resultados obtidos experimentalmente e numericamente para os pontos de fissuração segmentos.

|                |                           | Ruptura   |                   |                |                        |
|----------------|---------------------------|-----------|-------------------|----------------|------------------------|
|                | Tipo do segmento          | $F_{ult}$ | $\Delta(F_{ult})$ | $\delta_{ult}$ | $\Delta(\delta_{ult})$ |
|                |                           | [kN]      | %                 | [mm]           | [mm]                   |
| Experimental   | $\mathbf{C}\mathbf{A}$    | 350.00    | -                 | 20.0           | -                      |
|                | CA-RFA $40 \text{kg/m}^3$ | 256.00    | -                 | 9.1            | -                      |
| Numérico (MEF) | $\mathbf{C}\mathbf{A}$    | 340.00    | -2.8%             | 20.0           | 0                      |
|                | CA-RFA $40 \text{kg/m}^3$ | 268.45    | 4.8%              | 10.00          | 0.9                    |

**Tabela 4.13:** Comparação entre os resultados obtidos experimentalmente e nume-ricamente para os pontos de ruptura dos segmentos.

Após a validação do modelo e ajuste dos parâmetros, foram simulados outros dois cenários de extrapolação para diferentes teores de fibras nos segmentos CA-RFA. Uma vez que há o interesse de analisar a contribuição das fibras de aço na ductilização dos segmentos. Portanto, conforme apresentado no tópico Subseção 4.4.1, as análises com os teores de 20 e 60 kg/m<sup>3</sup> foram realizadas.

Assim, são apresentados os resultados das simulações na Figura 4.13. Nota-se que há uma contribuição significativa com o aumento do teor de fibras na estrutura em comparação com a curva para um elemento apenas com armadura periférica, ou seja, área de aço menor do que a área de aço mínima.



**Figura 4.13:** Curvas Força por Deslocamento. Respostas dos modelos numéricos para segmentos com diferentes configurações de reforço: CA; CA-RFA (teores de fibras de 20 kg/m<sup>3</sup>; 40 kg/m<sup>3</sup> e 60 kg/m<sup>3</sup>) e apenas armadura na região periférica.

Consequentemente, apresenta uma ruptura frágil, como era de se esperar, e as fibras contribuindo na ductilização destes elementos. A partir das curvas, observa-se também o comparativo entre as propostas de reforço CA-RFA e do reforço convencional para deslocamentos até 10 mm.

Na Figura 4.14, observa-se como o modelo computacional é capaz de captar o processo de formação e abertura de fissuras para diferentes carregamentos, ou seja, mostra sua aplicabilidade na tomada de decisão no dimensionamento apropriado destes elementos. No ponto (a), é registrado a aparição de microfissuras no elemento para  $M_{fis}$ , com  $\delta$  respectiva de 0.4mm. As primeiras fissuras ocorrem para  $\delta$ de 0.8mm, no ponto (b). Nos pontos (c) e (d), são obtidos os quadros de fissuração para as deflexões de 6 e 10 mm, respectivamente.



**Figura 4.14:** Curva Força *vs.* Deslocamento para o segmento CA-RFA com  $V_f$  de  $40 \text{kg/m}^3$  com detalhe dos quadros de fissuração.

É possível observar na Figura 4.15 a capacidade do modelo numérico em reproduzir satisfatoriamente o quadro de fissuração obtido nos ensaios sob as mesmas condições.



Figura 4.15: Quadro de fissuração comparativo entre os ensaios em escala real e os obtidos pelo modelo numérico.

Na Figura 4.16 são ilustrados os quadros de fissuração para os casos considerados. Como pode ser visto, a adição de fibras de aço implicou em fissuras com menor espaçamento entre elas e em maior quantidade para um mesmo deslocamento vertical de 1,2 mm.



**Figura 4.16:** Quadros de fissuração para diferentes configurações de reforços ( $\delta = 1, 2 \text{ mm}$ ).

Utilizou-se a expressão  $w = \varepsilon \times l_{cs}$  (Hillerborg et al., 1976) para encontrar os valores de abertura de fissuras no modelo computacional, onde:  $\varepsilon$  é a deformação principal e  $l_{cs} = \sqrt{A}$ , em que A é a área do elemento no modelo numérico em mm<sup>2</sup>. Enquanto que para levantar a distância média entre fissuras  $(s_{rm})$ , foram feitas medidas lineares entre as fissuras em destaque ao longo da armadura inferior (Figura 4.16). Na Tabela 4.14, é exposto um comparativo entre os valores obtidos para uma deflexão igual a 1,2 mm. Portanto, nota-se a diminuição na abertura de fissuras e o espaçamento médio entre elas proporcionado pela adição de fibras metálicas.

**Tabela 4.14:** Resultados de abertura e espaçamento de fissuras obtidos através domodelo numérico para as diferentes configurações de reforço.

| Segmento                                | $w_{MEF}$ | $s_{rm,MEF}$ |  |
|---|-----------|--------------|--|
| ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~ | [mm]      | [mm]         |  |
| CA (12 $\phi$ 10.0 mm)                  | 0.161     | 154.30       |  |
| CA-RFA (20 kg/m <sup>3</sup> )          | 0.110     | 79.70        |  |
| CA-RFA (40 kg/m <sup>3</sup> )          | 0.074     | 78.65        |  |
| CA-RFA (60 kg/m <sup>3</sup> )          | 0.056     | 70.79        |  |

# 5 Conclusões

#### 5.1 Conclusões gerais

Nesta pesquisa é investigada a aplicação do modelo multiescala proposto por Bitencourt Jr. et al. (2019) com a representação discreta e explícita das fibras de aço para obter os parâmetros pós-fissuração do CRFA e o comportamento à flexão de segmentos híbridos pré-moldados para aplicação em túneis.

Na primeira parte deste estudo, foram desenvolvidas análises numéricas para obtenção dos parâmetros através do ensaio à flexão de três pontos com entalhe, conforme a ABNT NBR 16940, 2021. Assim, os resultados numéricos foram validados em comparação com os mesmos obtidos experimentalmente no laboratório da Universidade de São Paulo, para os teores de 35 e 40 kg/m<sup>3</sup>. Este passo foi importante para calibrar o modelo e utilizar os mesmos parâmetros de interface do material para simulação das extrapolações com teores de 20 e  $60 \text{ kg/m}^3$ . Entretanto, estas também foram validadas através de correlações empíricas disponíveis na literatura pela falta de ensaios. Os resultados mostraram que as respostas numéricas do comportamento pós-fissuração do CRFA foram bem capturadas pelo modelo proposto e que os três teores apresentaram condição de substituir totalmente, ou parcialmente, segundo os critérios do *fib* Model Code 2010. Desta forma, estes resultados foram utilizados no modelo numérico para investigar o comportamento dos segmentos híbridos (CA-RFA) submetidos à flexão para atender ao critério de ductilidade através de simulações baseadas no ensaio em escala real em três pontos, conforme o MC2010 (2013) e o Bulletin 83 (2017).

Posteriormente, segmentos pré-moldados RC e RC-SFRC foram pré dimensionados à flexão simples através do modelo analítico e simulados numericamente considerando o ensaio em escala real 3PBT. Os resultados obtidos para a proposta CA-RFA mostraram-se bastante vantajosos, pois os teores empregados em conjunto com a armadura passiva periférica (configuração de 4  $\phi$  8mm) atendem o critério da ductilidade recomendado com adição das fibras de aço para substituição da armadura convencional. As respostas do segmento CA-RFA também mostraram compatibilidade com as propostas do trabalho de de la Fuente et al. (2015). Na sequência, as aduelas analisadas analiticamente foram simuladas com auxílio da ferramenta numérica e se comparou as respostas encontradas com a campanha experimental desenvolvida no laboratório da Universidade de São Paulo.

Por fim, o modelo numérico se mostrou adequado e capaz de simular satisfatoriamente a caracterização do CRFA e prever o comportamento à flexão de segmentos híbridos. O modelo ainda se mostrou capaz de reproduzir com acurácia a formação do quadro de fissuração do elemento estrutural com capacidade de prever o tipo de falha, abertura de fissura, espaçamento entre elas e a caracterização do material para obtenção de parâmetros auxiliares. Portanto, a ferramenta se apresenta como muito promissora para auxiliar no dimensionamento e otimização de segmentos prémoldados de concreto reforçados com fibras de aço. É importante ressaltar também a capacidade dos modelos numéricos em considerar cenários de extrapolação e variação nas condições de contorno para um estudo detalhado visto a complexidade dos projetos de obras subterrâneas.

## 5.2 Recomendações para futuras pesquisas

Algumas recomendações para futuras pesquisas e possíveis continuações a partir deste trabalho encontram-se elencadas a seguir:

- Aplicar o efeito da segregação das fibras, considerar a direção de concretagem/moldagem durante a produção e a influência destas distribuições no dimensionamento dos segmentos pré-moldados através de um algoritmo capaz de considerar estes aspectos para gerar a distribuição de fibras de aço.
- Avaliar a aplicação da metodologia deste trabalho considerando o efeito da idade do concreto para as etapas de produção e transitórias (desmoldagem, transporte, estocagem e manipulação).
- Estudar a aplicação do modelo numérico no projeto dos segmentos considerando o levantamento de todos os carregamentos e as principais condições de cada etapa de construção (transitórias, instalação e serviço) do túnel com seus particulares aspectos críticos (efeito da idade, esforços localizados, efeito das juntas longitudinais e flexo-compressão).

- Desenvolver um modelo capaz de representar o comportamento das juntas longitudinais sob flexo-compressão para levantamento dos carregamentos e avaliação do comportamento
- Desenvolver um modelo termomecânico acoplado para previsão de comportamento do túnel em serviço durante situações de incêndio.

# **Referências Bibliográficas**

- Abbas, S., Soliman, A. M., and Nehdi, M. L. Mechanical performance of reinforced concrete and steel fiber-reinforced concrete precast tunnel lining segments: A case study. ACI Materials Journal, 111(5):501, 2014.
- ABNT NBR 16935. Projeto de estruturas de concreto reforçado com fibras Procedimento. Rio de Janeiro, 2021.
- ABNT NBR 16940. Concreto reforçado com fibras Determinação das resistências à tração na flexão (limite de proporcionalidade e resistências residuais) - Método de ensaio. Rio de Janeiro, 2021.
- ACI Committee 544.7R-16. Report on Design and Construction of Fiber Reinforced Precast Concrete Tunnel Segments. American Concrete Institute, USA, 2016.
- Arnau, O. and Molins, C. Experimental and analytical study of the structural response of segmental tunnel linings based on an in situ loading test. part 2: Numerical simulation. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 26(6):778– 788, 2011.
- Arruda, C. and Veloso, L. Morador da zona leste é o que mais sofre com a distância até o trabalho. 2019. URL https://32xsp.org.br/2019/02/20/ morador-da-zona-leste-e-o-que-mais-sofre-com-distancia-ate-o-trabalho/.
- ASTM C1609. Standard Test Method for Flexural Performance of Fiber-Reinforced Concrete (Using Beam With Third-Point Loading). ASTM International, West Conshohocken, PA, USA, 2012.
- Bakhshi, M. and Nasri, V. Design of segmental tunnel linings for serviceability limit state. In *World tunnelling congress (WTC)*, 2015.
- Bakker, K. J. and Blom, C. B. M. Ultimate limit state design for linings of bored tunnels. *Geomechanics and Tunnelling*, 2(4):345–358, 2009.
- Barla, G. and Pelizza, S. The tunnelling in difficult ground conditions. In ISRM International Symposium. OnePetro, 2000.

- Barros, J. A. O., Cunha, V. M. C. F., Ribeiro, A. F., and Antunes, J. A. B. Postcracking behaviour of steel fibre reinforced concrete. *Materials and Structures*, 38 (1):47–56, 2005.
- Bergeson, W., Wisniewski, J., Vardakos, S., Mooney, M. A., Nitschke, A., et al. Precast concrete segmental liners for large diameter road tunnels-literature survey and synthesis. 2020.
- Bitencourt Jr., L. A. G. Numerical Modeling of Failure Processes in Steel Fiber Reinforced Cementitious Materials. PhD thesis, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, 2015.
- Bitencourt Jr., L. A. G., Manzoli, O. L., Prazeres, P. G. C., Rodrigues, E. A., and Bittencourt, T. N. A coupling technique for non-matching finite element meshes. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 290:19 – 44, 2015. ISSN 0045-7825. doi: 10.1016/j.cma.2015.02.025. URL http://dx.doi.org/10. 1016/j.cma.2015.02.025.
- Bitencourt Jr., L. A. G., Trindade, Y. T., Manzoli, O. L., and Rodrigues, E. A. Uma nova estratégia para modelagem de fibras de aço e armaduras em estruturas de ca. In XXXVIII Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering, Florianópolis, SC, Brasil, 2017.
- Bitencourt Jr., L. A. G., Trindade, Y. T., Bittencourt, T. N., Manzoli, O. L., and Rodrigues, E. A. Multiscale modeling of steel fiber reinforced concrete based on the use of coupling finite elements and mesh fragmentation technique. In Meschke, G., Pichler, B., and Rots, J. G., editors, *Computational Modelling of Concrete Structures*, pages 877–888. CRC Press, 2018. URL https://www.taylorfrancis. com/books/9781351726764.
- Bitencourt Jr., L. A. G., Trindade, Y. T., Bittencourt, T. N., Manzoli, O. L., and Rodrigues, E. A. Multiscale modeling of steel fiber reinforced concrete based on the use of coupling finite elements and mesh fragmentation technique. In Meschke, G., Pichler, B., and Rots, J. G., editors, *Computational Modelling of Concrete Structures*, pages 877–888. CRC Press, 2018b. URL https://www.taylorfrancis.com/books/9781351726764.
- Bitencourt Jr., L. A. G., Manzoli, O. L., Bittencourt, T. N., and Vecchio, F. J. Numerical modeling of steel fiber reinforced concrete with a discrete and explicit representation of steel fibers. *International Journal of Solids and Structures*, 159:

171 - 190, 2019. ISSN 0020-7683. doi: 10.1016/j.ijsolstr.2018.09.028. URL https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2018.09.028.

- Bittencourt, T. N., de Figueiredo, A. D., Bitencourt Jr, L. A. G., Galobardes, I., and Monte, R. Avaliação de comportamento mecânico e durabilidade de segmentos para anéis pré-moldados de concreto para túneis em shield. Technical report, 2015.
- Caratelli, A., Meda, A., Rinaldi, Z., Romualdi, P., Mocicchino, M., and Perruzza, P. Experimental tests on tunnel precast segmental lining with fiber reinforced concrete. 2010.
- Caratelli, A., Meda, A., and Rinaldi, Z. Design according to mc2010 of a fibrereinforced concrete tunnel in monte lirio, panama. *Structural Concrete*, 13(3): 166–173, 2012.
- Carvalho, M. R., Barros, J. A. O., Zhang, Y., and Dias-da Costa, D. A computational model for simulation of steel fibre reinforced concrete with explicit fibres and cracks. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 363:112879, 2020. ISSN 0045-7825. doi: https://doi.org/10.1016/j.cma. 2020.112879. URL https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/ S004578252030061X.
- Cervera, M., Oliver, J., and Manzoli, O. A rate-dependent isotropic damage model for the seismic analysis of concrete dams. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 25(9):987–1010, 1996. ISSN 1096-9845. doi: {10.1002/(SICI) 1096-9845(199609)25:9<987::AID-EQE599>3.0.CO;2-X}. URL https://doi. org/10.1002/(SICI)1096-9845(199609)25:9<987::AID-EQE599>3.0.CO;2-X.
- Companhia do Metropolitano de São Paulo Metrô SP. Memória de cálculo dos anéis de revestimento do túnel em shield de 6.90m de diâmetro de escavação, linha 5/lilás, trecho 3. 2013.
- Companhia do Metropolitano de São Paulo Metrô SP. Relatório integrado. Technical report, 2020.
- Conforti, A., Minelli, F., and Plizzari, G. A. Wide-shallow beams with and without steel fibres: A peculiar behaviour in shear and flexure. *Composites Part B: En*gineering, 51:282 - 290, 2013. ISSN 1359-8368. doi: 10.1016/j.compositesb.2013. 03.033. URL https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.03.033.
- Conforti, A., Zerbino, R., and Plizzari, G. A. Influence of steel, glass and polymer fibers on the cracking behavior of reinforced concrete beams under fle-

xure. Structural Concrete, 0(0), 7 2018. doi: 10.1002/suco.201800079. URL https://doi.org/10.1002/suco.201800079.

- Cucchiara, C., La Mendola, L., and Papia, M. Effectiveness of stirrups and steel fibres as shear reinforcement. *Cement and Concrete Composites*, 26(7):777 – 786, 2004. ISSN 0958-9465. doi: 10.1016/j.cemconcomp.2003.07.001. URL https: //doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2003.07.001.
- Cunha, V. M. C. F. Steel fibre reinforced self-compacting concrete from micromechanics to composite behaviour. PhD thesis, Department of Civil Engineering, University of Minho, Portugal, 2010.
- Cunha, V., Barros, J., and Sena-Cruz, J. A finite element model with discrete embedded elements for fibre reinforced composites. *Computers & Structures*, 94 -95(0):22 - 33, 2012. ISSN 0045-7949. doi: 10.1016/j.compstruc.2011.12.005. URL http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruc.2011.12.005.
- de la Fuente, A., Pujadas, P., Blanco, A., and Aguado, A. Metodología para el diseño óptimo de dovelas de hormigón reforzado con fibras. 03 2012.
- de la Fuente, A., Blanco, A., Pujadas, P., and Aguado, A. Advances on the use of fibres in precast concrete segmental linings. In *Proceedings of international fib* symposium engineering a concrete future: technology, modelling and construction. Tel Aviv, pages 691–4, 2013.
- de la Fuente, A., Galobardes Reyes, I., de Figueiredo, A. D., Peixoto, M. A., et al. Propuesta de método de optimización de refuerzo de segmentos de túneles fabricados con hormigón reforzado con fibras. In Anais do 57° Congresso Brasileiro de Concreto CBC2015. IBRACON, 2015.
- de la Fuente, A., Figueiredo, A. D., Monte, R., and Galobardes, I. Projeto de segmentos para obras de túneis com tuneladora utilizando concreto com fibras. CONCRETO & Construções, São Paulo, 88:52–58, 2017.
- de Souza Neto, E. A., Peric, D., and Owen, D. R. J. Computational methods for plasticity: theory and applications. John Wiley & Sons, 2011.
- Di Carlo, F., Meda, A., and Rinaldi, Z. Design procedure for precast fibre-reinforced concrete segments in tunnel lining construction. *Structural Concrete*, 17(5):747– 759, 2016.
- di Prisco, M., Colombo, M., and Dozio, D. Fibre-reinforced concrete in fib model code 2010: principles, models and test validation. *Structural Concrete*, 14(4):

342-361, 2013. ISSN 1751-7648. doi: 10.1002/suco.201300021. URL http://dx. doi.org/10.1002/suco.201300021.

- Dinh, H. H., Parra-Montesinos, G. J., and Wight, J. K. Shear behavior of steel fiberreinforced concrete beams without stirrup reinforcement. *Structural Journal*, 107 (5):597 – 606, 2010. doi: 10.14359/51663913. URL https://doi.org/10.14359/ 51663913.
- EN 14651. Test method for metallic fiber concrete Measuring the Flexural Tensile Strength (Limit of Proportionality (LOP), Residual). European Committee for Standardization (CEN), Brussels, Belgium, 2005.
- Etse, G., Caggiano, A., and Vrech, S. Multiscale failure analysis of fiber reinforced concrete based on a discrete crack model. *International Journal of Fracture*, 178 (1-2):131–146, 2012. ISSN 0376-9429. doi: 10.1007/s10704-012-9733-z. URL http://dx.doi.org/10.1007/s10704-012-9733-z.
- fib Bulletin No. 83. Precast tunnel segments in fibre-reinforced concrete. Technical report, International Federation for Structural Concrete (fib), Germany, 2017. State-of-art report.
- fib Model Code 2010. fib Model Code for Concrete Structures 2010. International Federation for Structural Concrete (fib), Berlin, Germany, 2013.
- Gall, V. E. Numerical investigation of hybrid segmental lining response to mechanized tunneling induced loadings. PhD thesis, Ruhr-Universität Bochum - RUB, Germany, 2018.
- Gall, V. E., Marwan, A., Smarslik, M., Obel, M., Mark, P., and Meschke, G. A holistic approach for the investigation of lining response to mechanized tunneling induced construction loadings. *Underground Space*, 3(1):45–60, 2018.
- German Tunnelling Committee (DAUB). Recommendations for the design, production and installation of segmental rings. Technical report, Deutscher Ausschuss fÃŒr unterirdisches Bauen e. V., 2013. Technical report.
- Gorino, A., Fantilli, A. P., and Chiaia, B. Optimization of hybrid reinforcement in precast concrete linings using numerical analysis. *Roads and Bridges-Drogi i Mosty*, 16(4):309–323, 2017.
- Guillamon, A. Diseño integral de dovelas de hormigón reforzado con fibras para el revestimiento de obras subterráneas. PhD thesis, 2013.
- Haddad, E. A., Hewings, G. J. D., Porsse, A. A., Van Leeuwen, E. S., and Vieira, R. S. The underground economy: tracking the higher-order economic impacts of the são paulo subway system. *Transportation Research Part A: Policy and Practice*, 73:18–30, 2015.
- Hillerborg, A., Modéer, M., and Petersson, P.-E. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6(6):773 – 781, 1976. ISSN 0008-8846. doi: 10. 1016/0008-8846(76)90007-7. URL https://doi.org/10.1016/0008-8846(76) 90007-7.
- ITA Working Group No 2. Guidelines for the design of shield tunnel lining. Technical report, 2019. State-of-art report.
- ITA, I. T. A. Working group 2: twenty years of frc tunnel segments practice: lesson learnt and proposed design principles. Technical report, 2016.
- ITAtech Activity Group Support. Itatech guidance for precast fibre reinforced concrete segments - vol. 1: design aspects. Technical report, 2016.
- JSCE. Standard Specifications for Tunneling: Shield Tunnel. Japan Society of Civil Engineers Tokyo, 2007.
- King, M. R., Ghazi, M. H., and Hebert, C. D. Structural and performance testing carried out for the arrowhead tunnels segmental linings. Underground Construction, pages 535–46, 2003.
- Levi, F. On minimum reinforcement in concrete structures. Journal of Structural Engineering, 111(12):2791–2796, 1985.
- Liao, L., de la Fuente, A., Cavalaro, S., and Aguado, A. Design of frc tunnel segments considering the ductility requirements of the model code 2010. *Tunnelling and* Underground Space Technology, 47:200–210, 2015.
- Liao, L., de la Fuente, A., Cavalaro, S., and Aguado, A. Design procedure and experimental study on fibre reinforced concrete segmental rings for vertical shafts. *Materials & Design*, 92:590–601, 2016.
- Liu, Q., Huang, X., Gong, Q., Du, L., Pan, Y., and Liu, J. Application and development of hard rock thm and its prospect in china. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 57:33–46, 2016.
- Liu, X., Sun, Q., Yuan, Y., and Taerwe, L. Comparison of the structural behavior of

reinforced concrete tunnel segments with steel fiber and synthetic fiber addition. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 103:103506, 2020.

- Lu, L., Lu, X., and Fan, P. Full-ring experimental study of the lining structure of shanghai changjiang tunnel. *Journal of Civil Engineering and Architecture*, 5(8), 2011.
- Marwan, A. Computational analysis of segmental linings in mechanized tunneling. PhD thesis, Ruhr-Universität Bochum - RUB, Germany, 2019.
- Mashimo, H., Isago, N., Yoshinaga, S., Shiroma, H., Baba, K., et al. Experimental investigation on load-carrying capacity of concrete tunnel lining. In *Proceedings of* twenty-eighth ITA general assembly and world tunnel congress, pages 1–10, 2002.
- Meda, A., Minelli, F., and Plizzari, G. A. Flexural behaviour of rc beams in fibre reinforced concrete. *Composites Part B: Engineering*, 43(8):2930 2937, 2012.
  ISSN 1359-8368. doi: 10.1016/j.compositesb.2012.06.003. URL https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2012.06.003.
- Meng, G., Gao, B., Zhou, J., Cao, G., and Zhang, Q. Experimental investigation of the mechanical behavior of the steel fiber reinforced concrete tunnel segment. *Construction and Building Materials*, 126:98–107, 2016.
- Meschke, G., Nagel, F., and Stascheit, J. Computational simulation of mechanized tunneling as part of an integrated decision support platform. *International Journal of Geomechanics*, 11(6):519–528, 2011.
- Michels, J., Waldmann, D., Maas, S., and Zürbes, A. Steel fibers as only reinforcement for flat slab construction experimental investigation and design. *Construction and Building Materials*, 26(1):145 – 155, 2012. ISSN 0950-0618. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2011.06.004. URL https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.06.004.
- Moccichino, M., Romualdi, P., Perruzza, P., Meda, A., and Rinaldi, Z. Experimental tests on tunnel precast segmental lining with fiber reinforced concrete. In World Tunnel Congress (WTC). Vancouver, Canada, 2010.
- Molins, C. and Arnau, O. Experimental and analytical study of the structural response of segmental tunnel linings based on an in situ loading test.: Part 1: Test configuration and execution. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 26(6):764–777, 2011.
- Nagel, F. J. Numerical modelling of partially saturated soil and simulation of shield supported tunnel advance. 2010.

- Oliver, J., Huespe, A., and Cante, J. An implicit/explicit integration scheme to increase computability of non-linear material and contact/friction problems. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 197:1865–1889, 2008. ISSN 0045-7825. doi: 10.1016/j.cma.2007.11.027. URL http://doi.org/10.1016/j.cma.2007.11.027.
- Padmarajaiah, S. K. and Ramaswamy, A. A finite element assessment of flexural strength of prestressed concrete beams with fiber reinforcement. *Cement & Concrete Composites*, 24:229–241, 2002.
- Peng, F., Qiao, Y., Sabri, S., Atazadeh, B., and Rajabifard, A. A collaborative approach for urban underground space development toward sustainable development goals: Critical dimensions and future directions. *Frontiers of Structural and Civil Engineering*, pages 1–26, 2021.
- Plizzari, G. A. and Cominoli, L. Numerical simulations of sfrc precast tunnel segments. pages 7–12, 2005.
- Plizzari, G. A. and Tiberti, G. Steel fibers as reinforcement for precast tunnel segments. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 21(3):438–439, 2006.
- Poh, J., Tan, K. H., Peterson, G. L., and Wen, D. Structural testing of steel fibre reinforced concrete (sfrc) tunnel lining segments in singapore. Report, 2005.
- Prazeres, P. G. C., Bitencourt Jr., L. A. G., Bittencourt, T. N., and Manzoli, O. L. A modified implicit-explicit integration scheme: an application to elastoplasticity problems. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, pages 1–11, 2015. ISSN 1678-5878. doi: 10.1007/s40430-015-0343-3. URL http://dx.doi.org/10.1007/s40430-015-0343-3.
- Pros, A., Diez, P., and Molins, C. Modeling steel fiber reinforced concrete: numerical immersed boundary approach and a phenomenological mesomodel for concretefiber interaction. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 90 (1):65–86, 2012. ISSN 1097-0207. doi: 10.1002/nme.3312. URL http://dx.doi. org/10.1002/nme.3312.
- Qian, Z. Multiscale modeling of fracture processes in cementitious materials. 2012.
- Relatório Técnico Executivo de Ensaio RTEE. Ensaio estático em segmentos de concreto (lem consórcio ag-cccc). Technical Report n. 01-09, 2015.
- Rodrigues, E. A., Manzoli, O. L., and Bitencourt Jr, L. A. G. 3d concurrent multiscale model for crack propagation in concrete. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 361:112813, 2020a.

- Rodrigues, E. A., Gimenes, M., Bitencourt Jr., L. A. G., and Manzoli, O. L. A concurrent multiscale approach for modeling recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*, page 121040, 2020b.
- Rosa, S. J. Transporte e exclusão social: a mobilidade da população de baixa renda da Região Metropolitana de São Paulo e trem metropolitano. PhD thesis, Universidade de São Paulo, Brasil, 2006.
- Serafini, R., de la Fuente, A., and Figueiredo, A. D. Assessment of the post-fire residual bearing capacity of frc and hybrid rc-frc tunnel sections considering thermal spalling. *Materials and Structures*, 54(6):1–18, 2021.
- Simo, J. C. and Hughes, T. J. R. Computational inelasticity, volume 7. Springer Science & Business Media, 2006.
- Tarkoy, P. J. and Byram, J. E. The advantages of tunnel boring: a qualitative/quantitative comparison of d&b and tbm excavation. *Hong Kong Engineer*, 19(1):30–36, 1991.
- Tender, M. L., Couto, J. P., and Bragança, L. The role of underground construction for the mobility, quality of life and economic and social sustainability of urban regions. *REM-International Engineering Journal*, 70(3):265–271, 2017.
- Tiberti, G. and Plizzari, G. Structural behaviour of precast tunnel segments under the thrust actions. In World Tunnelling Congress: Tunnels for a Better Life (WTC 2014), pages 9–15, 2014.
- Tiberti, G., Conforti, A., and Plizzari, G. A. Precast segments under the hydraulic jacks: Experimental investigation on the local splitting behavior. *Tunnelling and* Underground Space Technology, 50:438–450, 2015.
- Trabucchi, I., Smarslik, M., Tiberti, G., Petraroia, D. N., Plizzari, G. A., and Mark, P. A hybrid solution proposal for precast tunnel segments. *Structural Concrete*, 2021.
- Trindade, Y. T. Numerical modeling of the post-cracking behavior of sfrc and its application on design of beams according to fib model code 2010. Master's thesis, Polytechnic School at the University of Sao Paulo, Sao Paulo, Brazil, 2018.
- Trindade, Y. T., Bitencourt Jr, L. A. G., and Manzoli, O. L. Design of sfrc members aided by a multiscale model: Part ii–predicting the behavior of rc-sfrc beams. *Composite Structures*, 241:112079, 2020a.

- Trindade, Y. T., Bitencourt Jr, L. A. G., Monte, R., de Figueiredo, A. D., and Manzoli, O. L. Design of sfrc members aided by a multiscale model: Part i-predicting the post-cracking parameters. *Composite Structures*, 241:112078, 2020b.
- Truesdell, C. and Toupin, R. The Classical Field Theories. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 1960. ISBN 978-3-642-45943-6. doi: 10.1007/ 978-3-642-45943-6\_2. URL https://doi.org/10.1007/978-3-642-45943-6\_2.
- UN. 68 News, United Nation, Department of Economic and Social Affairs., 2018. URL https://www.un.org/development/desa/en/news/population/ 2018-revision-of-world-urbanization-prospects.html.
- Unger, J. F. and Eckardt, S. Multiscale modeling of concrete. Archives of Computational Methods in Engineering, 18(3):341–393, 2011.
- Wang, F., Zhou, M., Zhang, D., Huang, H., and Chapman, D. Random evolution of multiple cracks and associated mechanical behaviors of segmental tunnel linings using a multiscale modeling method. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 90:220–230, 2019.
- Yang, K., Yan, Q., and Zhang, C. Three-dimensional mesoscale numerical study on the mechanical behaviors of sfrc tunnel lining segments. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 113:103982, 2021.
- Yao, Y., Bakhshi, M., Nasri, V., and Mobasher, B. Interaction diagrams for design of hybrid fiber-reinforced tunnel segments. *Materials and Structures*, 51(1):1–17, 2018.
- Zhan, Y. Multilevel modeling of fiber-reinforced concrete and application to numerical simulations of tunnel lining segments. PhD thesis, Ruhr-Universität Bochum - RUB, Germany, 2016.