

Influência das fibras de aço na aderência entre barra de aço e concreto: desenvolvimento de um novo modelo analítico

The influence of steel fibers on the rebar-concrete bond-slip response: development of a new analytical model

Vitor Moreira de Alencar Monteiro (1), Daniel Carlos Taisum Cardoso (2), Flávio de Andrade Silva (2)

(1) Mestre, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (PUC-Rio)

(2) Professor Doutor, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (PUC-Rio)
Rua Marquês de São Vicente, 124 - Gávea

Resumo

A aderência entre concreto e a barra de aço possui um papel fundamental no dimensionamento de análise de elementos estruturais em concreto armado. A avaliação da aderência é realizada, em geral, através de ensaios de arrancamento de acordo com diferentes normas e recomendações estrangeiras. Tendo em vista todo o desenvolvimento experimental sobre o assunto, diversos modelos empíricos já tentam prever os diversos aspectos do ensaio de arrancamento como a máxima tensão aderência e os valores deslizamento em função das variáveis de ensaio. Porém, os modelos disponíveis ainda apresentam limitações ao simplificarem de forma significativa a resposta mecânica do ensaio de aderência e por ainda não responderem de forma eficiente quando a matriz de concreto possui fibras ou quando concreto especiais de ultra alto desempenho são analisados. Dessa forma, o presente trabalho propõe um novo modelo analítico, que descreve o ensaio de aderência através de três etapas distintas: comportamentos elástico, não-linear e dinâmico. O modelo adapta as equações analíticas desenvolvidas para o arrancamento de fibras de matrizes cimentícias e o aplica em trabalhos de diferentes autores presentes na literatura, comparando a curva final analítica com os resultados experimentais.

Palavras-Chave: ensaio de arrancamento, concreto reforçado com fibras, modelo analítico

Abstract

The bond between concrete and steel reinforcement plays a fundamental role in the design analysis of structural reinforced concrete elements. The evaluation of bond strength is generally carried out through pull-out tests according to different standards and recommendations. Based on the past experimental results on the topic, several empirical models already attempted to predict various aspects of the pull-out test, such as the maximum bond stress and the sliding values as a function of the test variables. However, the available models still have limitations by significantly simplifying the mechanical response of the bond test and by not efficiently responding when fibers are added to the matrix or when special ultra-high-performance concretes are concerned. Therefore, this study proposes a new analytical model that describes the pull-out test through three distinct stages: elastic, nonlinear, and dynamic behaviors. The model adapts the analytical equations developed for fiber pull-out from cementitious matrices and applies it in accordance to past published papers from the literature, by comparing the final analytical curve with the experimental data.

Keywords: Pull-out test, fiber reinforced concrete, analytical model

1 Introdução

A aderência entre as barras de aço e o concreto desempenha papel chave no projeto de estruturas de concreto armado e na análise do comportamento mecânico da estrutura ao longo de sua vida útil (FANG et al. (2006) e DANCYGIER et al. (2010)). As condições de serviço e de segurança demandam uma contínua melhora da aderência entre aço e concreto, similar do que já é feito nos recentes estudos sobre o controle de fissuração sob condições de serviço (CEB MC-10). Especialmente quando sob carregamentos complexos ou condições ambientais agressivas, o desempenho da aderência e sua degradação necessitam especial atenção dos engenheiros estruturais.

Em geral, a aderência do vergalhão na matriz de concreto consiste principalmente em três componentes: fricção, aderência química e intertravamento mecânico (KIM et al. (2014) e VARONA et al. (2018)). Enquanto a fricção e a aderência são dominantes em barras lisas, o intertravamento mecânico se torna um aspecto predominante quando as nervuras estão presentes ao longo do vergalhão. Estudos anteriores na literatura já verificaram que os três componentes mencionados são influenciados diretamente por diversos fatores como o diâmetro da barra de aço, as propriedades mecânicas do concreto e da barra de aço, além do cobrimento de concreto (CAI et al. (2020) e DIAB et al. (2014)). Além disso, a adição de fibras em estruturas de concreto armado também é capaz de proporcionar uma melhora significativa na aderência (HARAJI et al. (2002) e GARCIA-TAENGUA et al. (2016)).

A análise da aderência entre vergalhão e concreto já foi realizada através de diferentes configurações de ensaio de arrancamento. Em geral, o ensaio de arrancamento consiste em puxar a barra de aço através de uma garra metálica com uma taxa de deslocamento bastante baixa, enquanto a matriz de concreto tem seu movimento impedido por uma gaiola de aço. Enquanto a força de arrancamento é medida por uma célula de carga, os deslocamentos são verificados através de transdutores de deslocamento posicionados em locais chave da amostra previamente confeccionada. A figura 1 traz uma configuração de ensaio de arrancamento já realizada. Entre algumas das principais referências para ensaios de arrancamento estão a RILEM (1994) e a ASTM A944-22 (2022), que trazem algumas especificações para esse tipo de ensaio, como comprimento de embutimento, dimensões da amostra e taxa de deslocamento.

Quando se trata do estudo da influência da adição de fibras na aderência mecânica, resultados na literatura trazem um aumento significativo na máxima tensão de aderência e um aumento na rigidez de arrancamento devido ao confinamento proporcionado pelo reforço (CHU et al. (2019)). Além disso, alguns autores já tentaram propor empírica ou analiticamente o efeito das fibras na máxima resistência de aderência. HARAJI et al. (2002), por exemplo, modificou os modelos já existentes e adicionou a resistência pós-fissuração do concreto reforçado com fibras (CRF) como parâmetro de entrada no cálculo da aderência da barra de aço. Em seguida, CHAO et al. (2009) sugeriu que o efeito da adição das fibras pode ser avaliado através de um fator λ ($\lambda = V_f * RA$), onde V_f é a fração volumétrica de fibras e RA é a razão de aspecto da fibra. Mais recentemente, YOO et al. (2014) destacaram que as equações recomendadas estabelecidas no CEB MC-10 europeu são inadequadas para modelar o arrancamento da barra de aço em concretos de ultra alto desempenho (CUAD) reforçado com fibra.

No geral, os estudos existentes sobre a influência das fibras de aço sobre a aderência do vergalhão ainda não estão bem refinados, além dos modelos ainda apresentarem conflitos e limitações significativas. Dessa maneira, o presente trabalho traz o desenvolvimento de um novo modelo analítico para a análise da aderência das barras de aço em concreto reforçados com fibra. O modelo foi previamente aplicado e

desenvolvido para ensaios de arrancamento de fibras em matrizes de concreto por NAAMAN et al. (1991) e SUEKI et al. (2007). O modelo desse trabalho, portanto, foi adaptado dos autores citados e aplicado em diferentes resultados da literatura, incluindo o arrancamento da barra de aço em matrizes de CUAD. Dessa maneira, a principal contribuição desse trabalho está em trazer uma nova metodologia para prever a curva de aderência em função do deslizamento do vergalhão e o valor máximo da tensão de aderência em matrizes de concreto reforçado com fibras.

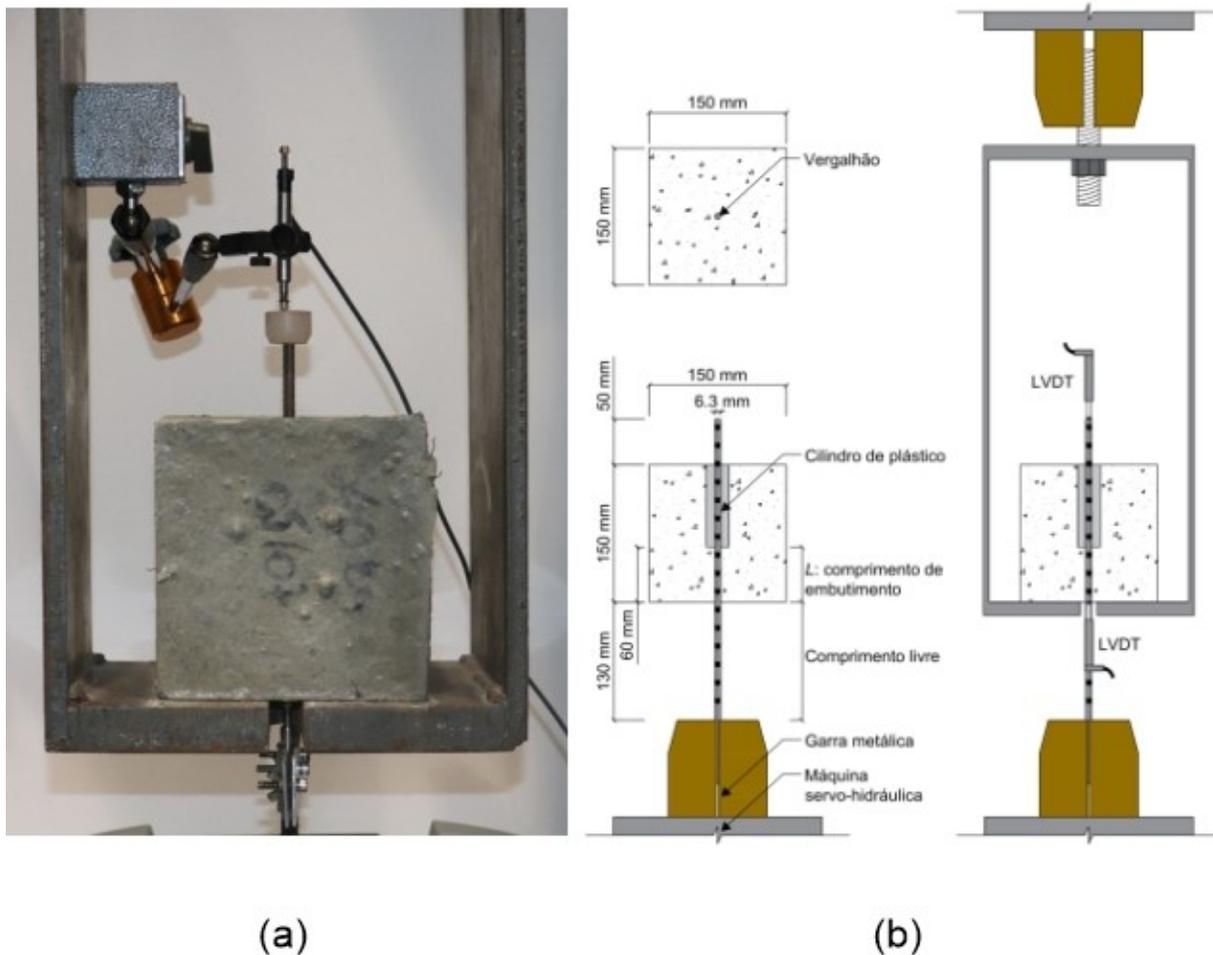


Figura 1. Arranjo experimental para ensaio de arrancamento: (a) posicionamento da instrumentação e da amostra na máquina servo-hidráulica e (b) desenho esquemático do ensaio.

2 Modelo Analítico

O modelo descrito nesse trabalho foi originalmente desenvolvido por NAAMAN et al. (1991) para o arrancamento de fibras de aço em matrizes cimentícias e, posteriormente, utilizado para analisar a resposta da aderência em função do deslizamento de tecidos poliméricos de pastas de cimento por SUEKI et al. (2007). A figura 2(a) mostra o comportamento padrão de um ensaio de arrancamento da barra de aço em matrizes de concreto. A curva é dividida em três principais zonas com base variação das tensões de cisalhamento ao longo da interface. Inicialmente, uma aderência perfeita e linear é assumida ao longo da interface aço-concreto. Em seguida, a resposta torna-se não linear devido ao início do descolamento do vergalhão. Com a propagação desse descolamento ao longo do comprimento de embutimento, há uma contínua diminuição

da rigidez na curva de carga-deslizamento até atingir a tensão de pico. Após a conclusão da fase não-linear, é possível perceber uma suave diminuição da carga de aderência correspondente ao deslizamento dinâmico da barra de aço da matriz de concreto. Os mecanismos de distribuição de força, tensão de cisalhamento e derivações para cada estágio são detalhados nas próximas seções.

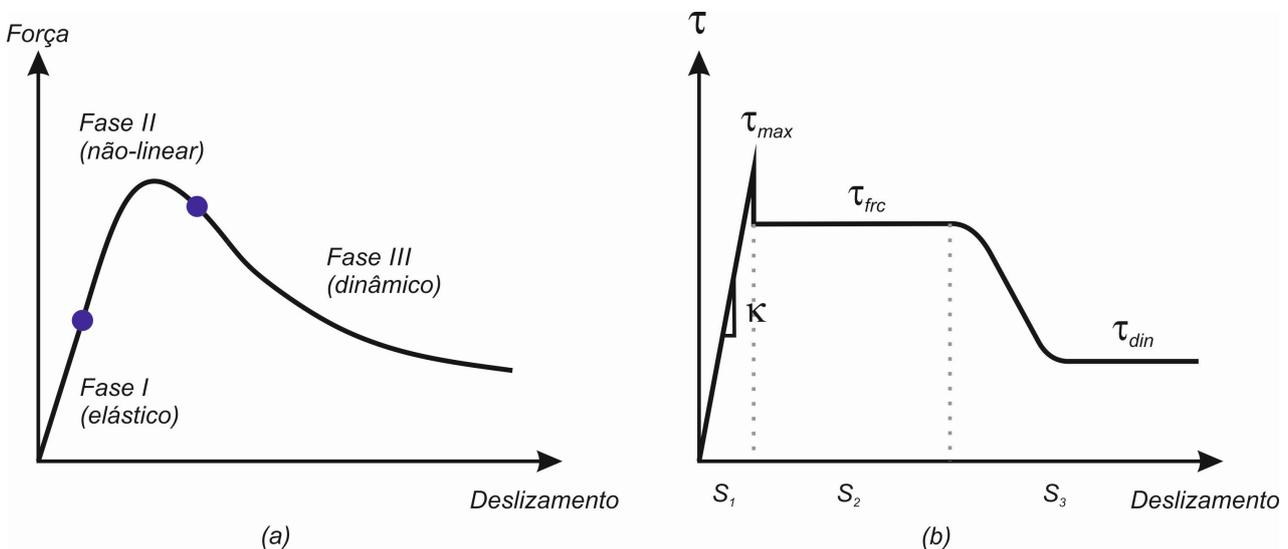


Figura 2. Comportamento observado para arrancamento de barra de aço em matriz de concreto: (a) resposta para curva força-deslizamento e (b) distribuição das tensões de cisalhamento ao longo do deslizamento

2.1 Equações principais

Com o objetivo de garantir o equilíbrio estático, as forças de tração ao longo do vergalhão (F) precisam ser completamente transferidas para a matriz através da interface (M) e ao longo do comprimento de embutimento. A relação de equilíbrio pode ser analisada na equação 1.

Para pequenas cargas, as tensões de cisalhamento comportam-se de forma elástica como função do deslizamento com inclinação κ , calculada a partir da curva tensão de cisalhamento mostrada na figura 2(b). O deslizamento (equação 2) é verificado a partir da deformação da barra de aço (ε_R) menos a deformação observada na matriz (ε_m).

$$\frac{dF}{dx} = \frac{-dM}{dx} = \pi\phi_R\tau \quad (\text{Equação 1})$$

$$\tau = \kappa S = \kappa(\delta_R - \delta_m) = \int_0^x [\varepsilon_R(x) - \varepsilon_m(x)] dx \quad (\text{Equação 2})$$

Onde τ representa a tensão de cisalhamento ao longo da interface, $\pi\phi_R$ equivale à área circunferencial do vergalhão, $\varepsilon_R = F/E_R A_R$, $\varepsilon_m = -F/E_m A_m$, A é a área da seção transversal e E é o módulo de elasticidade longitudinal do material analisado. Os subscritos 'R' e 'm' estão associados, respectivamente, ao vergalhão e à matriz de concreto.

A área de concreto mobilizada ao redor do vergalhão de aço é um parâmetro fundamental para o correto uso do modelo analítico. O presente trabalho assumiu uma falha de arrancamento ideal ao longo das diferentes fases do deslizamento do vergalhão, que consiste em somente em uma fina camada de concreto mobilizada

durante o deslizamento. Figura 3 traz os detalhes das áreas usadas nesse modelo. O diâmetro externo de concreto foi avaliado como um fator do diâmetro da barra de aço de por volta de 1,20 (ou seja, $\phi_m = \phi_R * 1,20$).

Ao substituir a equação 2 na equação 1 e ao realizar a derivada indicada, é possível alcançar a equação diferencial para a força de arrancamento na equação 3. A solução geral da equação diferencial é apresentada na equação 4. Ao aplicar as condições de contorno observada no ensaio de arrancamento ($F(0) = 0$ e $F(L) = P$) na equação 4 e realizando as derivadas indicadas, a distribuição das tensões de cisalhamento é obtida nas equações 5 e 6.

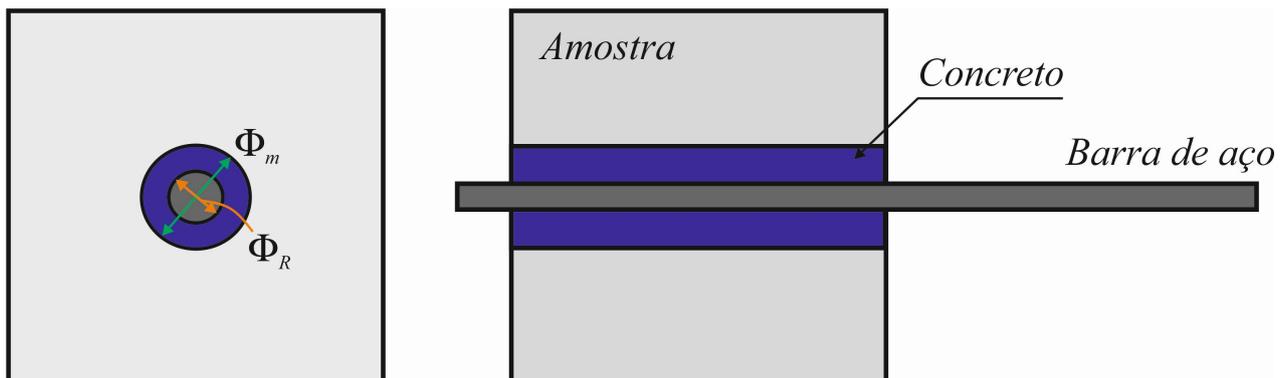
$$\frac{d^2 F}{dx^2} - \beta^2 F = 0 \quad \text{(Equação 3)}$$

$$F(x) = C_1 e^{\beta x} + C_2 e^{-\beta x} \quad \text{(Equação 4)}$$

$$F(x) = \frac{P \sinh(\beta x)}{\sinh(\beta L)} \quad \text{(Equação 5)}$$

$$\tau(x) = \frac{P \beta \cosh(\beta x)}{\pi \phi_R \cosh(\beta L)} \quad \text{(Equação 6)}$$

Onde $\beta^2 = \pi \phi \kappa Q$ e $Q = (1/A_R E_R + 1/A_m E_m)$.



$$\text{Área da barra } (A_R) = \pi \Phi_R^2 / 4 \quad \text{Área de concreto } (A_m) = \pi (\Phi_m^2 - \Phi_R^2) / 4$$

Figura 3. Detalhe das áreas usadas no modelo analítico.

2.2 Aderência da barra de aço em concreto na fase elástica (I)

Enquanto a tensão de cisalhamento é menor que a máxima resistência ao cisalhamento ($\tau_{máx}$), uma aderência perfeita é observada entre a matriz de concreto e o vergalhão ($P_1 < P_{1b,máx}$). A figura 4(a) ilustra a condição elástica até o momento que as tensões de cisalhamento atingem a tensão de pico. O deslizamento da barra de aço pode ser verificado através da equação 7. Quando a tensão máxima de cisalhamento é atingida na posição $x = L$, a máxima força pode ser calculada pela equação 8. Assim, a fase elástica atinge seu fim.

$$S(L)_1 = \int_0^L \left[\frac{F(x)}{A_R E_R} - \frac{F(x)}{A_m E_m} \right] dx = \frac{P_1 Q}{\beta \sinh(\beta L)} [\cosh(\beta L) - 1] \quad (\text{Equação 7})$$

$$P_{1b, \text{máx}} = \frac{\tau_{\text{máx}} \pi \phi_R}{\beta} \tanh(\beta L) \quad (\text{Equação 8})$$

2.3 Aderência da barra de aço em concreto na fase não-linear (II)

Quando as tensões de cisalhamento atingem a resistência máxima, inicia-se a fase não-linear. A fase II está associada ao progressivo descolamento de um comprimento d , como mostrado na figura 4(b). Enquanto os dois materiais apresentam aderência perfeita na região à esquerda com comprimento de $(L - d)$, o descolamento ocorre progressivamente para um comprimento d à direita. A distribuição de tensões de cisalhamento é governada pela resistência de atrito (τ_{frc}) ao longo da região de descolamento, além da região ainda governada pela tensão máxima de aderência elástica ($\tau_{máx}$).

A fase II do modelo é calculada a partir de incrementos sucessivos da porção descolada d e, em seguida, com o cálculo da força de arrancamento para cada incremento e modificação da distribuição de tensões de cisalhamento. A força de arrancamento (P_2) na fase II é calculada pela soma da força máxima de aderência linear ($P_{2b, \text{máx}}$) e a força da região descolada (P_d) como mostrado na equação 9. As condições de contorno são modificadas para a fase II com $F(0) = 0$, $F(L - d) = P_{2b, \text{máx}}$ e $F(L) = P_2$. Aplicando essas condições de contorno, é possível calcular as forças nas equações 10 e 11. O deslizamento na ponta do vergalhão é verificado pelo mesmo procedimento da fase I, mas com a divisão da integral em duas partes: regiões descolada e aderida de acordo com a fase linear (equações 12 e 13).

$$P_2 = P_d + P_{2b, \text{máx}} = \tau_{frc} \pi \phi_R d + \frac{\tau_{\text{máx}} \pi \phi_R}{\beta} \tanh(\beta(L - d)) \quad (\text{Equação 9})$$

$$F_b(x) = \frac{P_{2b, \text{máx}} \sinh(\beta x)}{\sinh(\beta(L - d))}; 0 \leq x \leq L - d \quad (\text{Equação 10})$$

$$F_d(x) = P_{2b, \text{máx}} + \tau_{frc} \pi \phi_R (x - L - d); L - d \leq x \leq L \quad (\text{Equação 11})$$

$$S(L)_2 = \int_0^{L-d} \left[\frac{F(x)}{A_R E_R} - \frac{F(x)}{A_m E_m} \right] dx + \int_{L-d}^L \left[\frac{F(x)}{A_R E_R} - \frac{F(x)}{A_m E_m} \right] dx \quad (\text{Equação 12})$$

$$S(L)_2 = \frac{P_{2b, \text{máx}} Q}{\beta} \frac{[\cosh(\beta(L - d)) - 1]}{\sinh(\beta(L - d))} + \frac{1}{2} Q d (\tau_{frc} \pi \phi_R d + 2P_{2b, \text{máx}}) \quad (\text{Equação 13})$$

2.4 Aderência da barra de aço em concreto na fase dinâmica (III)

O estágio III é definido pela resposta dinâmica ao arrancamento do vergalhão, que está associada ao deslizamento (Δd) da barra depois do completo descolamento da matriz de concreto. As tensões de cisalhamento decaem suavemente da tensão de cisalhamento de fricção (τ_{frc}) até atingir a tensão de cisalhamento dinâmica (τ_{din}). A queda de tensão de cisalhamento ao longo do estágio III está associada com a presença de nervuras na barra de aço, que provê com intertravamento mecânico na interface (TAO et al. (2017)). Em seguida, a resistência ao arrancamento é calculada pela tensão de cisalhamento dinâmica constante até o fim do deslizamento. A distribuição de Gumbel (KOTZ (2000)) foi aplicada empiricamente para verificar a variação de tensão de cisalhamento como função do deslizamento da barra de aço e é apresentado nas equações 14 e 15. Figura 4(c) ilustra a variação das tensões no estágio III.

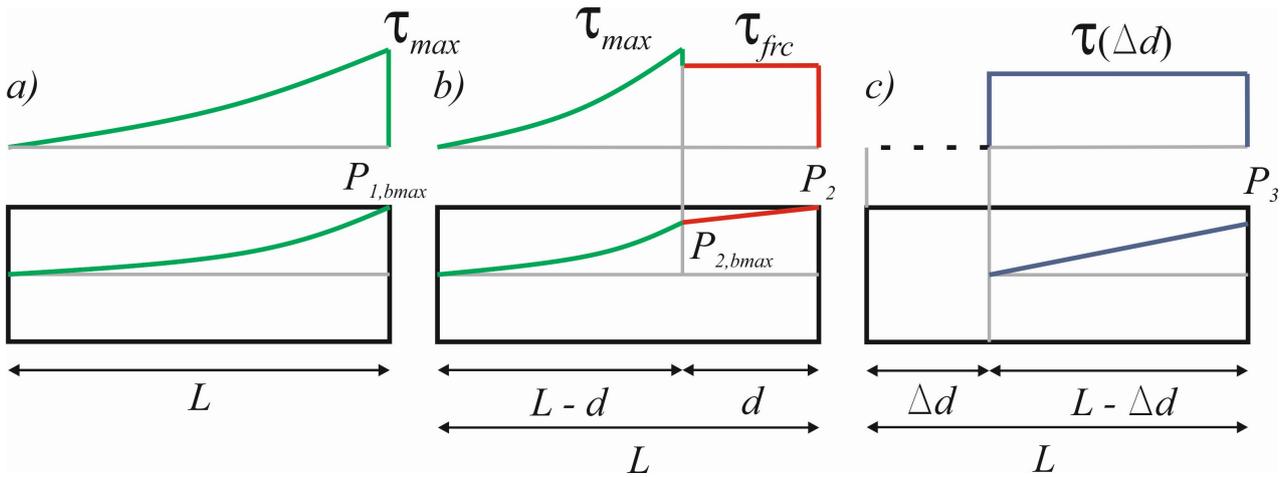


Figura 4. Tensões de cisalhamento e distribuição de forças ao longo do vergalhão: (a) estágio I (comportamento elástico), (b) estágio II (não-linear) e (c) resposta dinâmica com os incrementos sucessivos do deslizamento.

$$\tau(\Delta d) = (\tau_{frc} - \tau_{din})e^{-e^{(-z)}+1-z} + \tau_{din} \quad (\text{Equação 14})$$

$$z = \frac{\Delta d}{\alpha} \quad (\text{Equação 15})$$

Onde Δd é o deslizamento da barra durante o movimento de corpo rígido no estágio III e $\alpha = 0.10 \cdot \phi_R$ é a constante que calibra a queda de tensão de cisalhamento de τ_{frc} para τ_{din} . Durante o movimento de corpo rígido, o comprimento de embutimento é reduzido ($L - \Delta d$) e a força de arrancamento dinâmica pode ser calculada pela equação 16. A partir das equações de equilíbrio, a distribuição de forças na interface é verificada pela equação 17 e o deslizamento pela equação 18.

$$P_3 = \tau(\Delta d)\pi\phi_R(L - \Delta d) \quad (\text{Equação 16})$$

$$F(x) = \tau(\Delta d)\pi\phi_R(L - \Delta d) + \tau(\Delta d)\pi\phi_R(x - L - \Delta d); 0 \leq x \leq L - \Delta d \quad (\text{Equação 17})$$

$$S(L)_3 = \int_0^{L-\Delta d} \left[\frac{F(x)}{A_R E_R} - \frac{F(x)}{A_m E_m} \right] dx = \frac{\tau(\Delta d)\pi\phi_R Q}{2} (L - \Delta d)^2 \quad (\text{Equação 18})$$

O deslizamento total observado na barra de aço na fase dinâmica é calculado a partir do deslizamento final na fase II e o deslizamento dinâmica na fase III, como mostrado na equação 19. O deslocamento final na fase III observado no experimento é avaliado pelo deslizamento total dado pela equação 19 mais o deslizamento devido ao movimento de corpo rígido mostrado na equação 20.

$$S(L)_3 = S(L)_{2,final} + S(L)_3, \text{ movimento de corpo rígido } \Delta d \geq 0 \quad (\text{Equação 19})$$

$$D_{medido}(L)_3 = S(L)_3 + S(L)_{2,final} + \Delta d \quad (\text{Equação 20})$$

2.5 Algoritmo para implementação do modelo analítico

A resposta mecânica do arrancamento da barra de aço da matriz de concreto pode ser simulada usando as equações descritas nas seções anteriores e seguindo as seguintes etapas:

- Analisar os resultados experimentais observados em ensaios de arrancamento e calcular a força média para cada nível de deslizamento;
- Na fase I (elástica), uma força de arrancamento P_1 é assumida e o deslizamento correspondente é avaliado pela equação 7. O valor de P_1 é aumentando gradualmente até atingir o valor máximo $P_{1b,máx}$, que determina a conclusão da fase I;
- No estágio II, o comprimento de descolamento d é aumentado gradualmente e o valor da força de arrancamento P_2 e o respectivo deslizamento S_2 são avaliados através das equações 9 e 13, respectivamente. O estágio não linear atinge o fim quando todo o comprimento de embutimento é avaliado durante o descolamento;
- Na fase final III, a tensão de cisalhamento é avaliado como função do deslizamento da barra ao longo da interface ($\tau(\Delta d)$) com a equação 14. A resposta da curva força por deslizamento é avaliada com as equações 16-18. O deslocamento final observado nos experimentos é calculado com a equação 20.

O modelo descrito na seção 2 foi aplicado a diferentes resultados experimentais de arrancamento dos seguintes autores: CHU et al. (2019), HUANG et al. (2016), VARONA et al. (2018), LI et al. (2019) e LIANG et al. (2022). As simulações incluem resultados experimentais para distintos diâmetros de vergalhão, comprimentos de embutimento, frações de fibra, além do arrancamento em matrizes de concreto de ultra alto desempenho.

3 Discussão e análise

O modelo proposto para análise da aderência da barra de aço em matrizes de concreto foi aplicado em resultados experimentais de diferentes autores da literatura, como mostrado nas figuras 5 e 6. A tabela 1 resume todos os parâmetros geométricos e materiais usados para cada resultado experimental estudado. Os detalhes do programa experimental usado por cada autor podem ser analisados nos seguintes artigos: CHU et al. (2019), HUANG et al. (2016), VARONA et al. (2018), LI et al. (2019) e LIANG et al. (2022). Os dados experimentais englobam diferentes diâmetros de barra de aço ($\phi = 12, 16$ e 20 mm), resistências à compressão ($f_c = 25, 50$ e 83 MPa), comprimentos de embutimento ($L = 3\phi$ e 4ϕ) e fatores de fibra ($\lambda = 0 - 1,6$). Os resultados também incluem os dados de LIANG et al. (2022), que analisou o arrancamento da barra de aço em matriz de concreto de ultra alto desempenho com 150 MPa de resistência à compressão e adição de três fatores de fibra distintos.

O modelo analítico conseguiu ajustar com sucesso a resposta mecânica nos ensaios de arrancamento realizados pelos diferentes autores. Para todos os casos analisados, a máxima tensão de cisalhamento elástico ($\tau_{máx}$) foi assumida igual à resistência ao cisalhamento por atrito com o objetivo de atingir o melhor ajuste possível dos dados experimentais. Devido a esse ajuste, a força de aderência elástica máxima é significativamente menor em relação à tensão máxima observada ao longo do deslizamento. A suave queda de tensão de cisalhamento de τ_{rc} até atingir τ_{din} com a função de Gumbel também representou de forma bem sucedida a fase dinâmica durante o arrancamento.

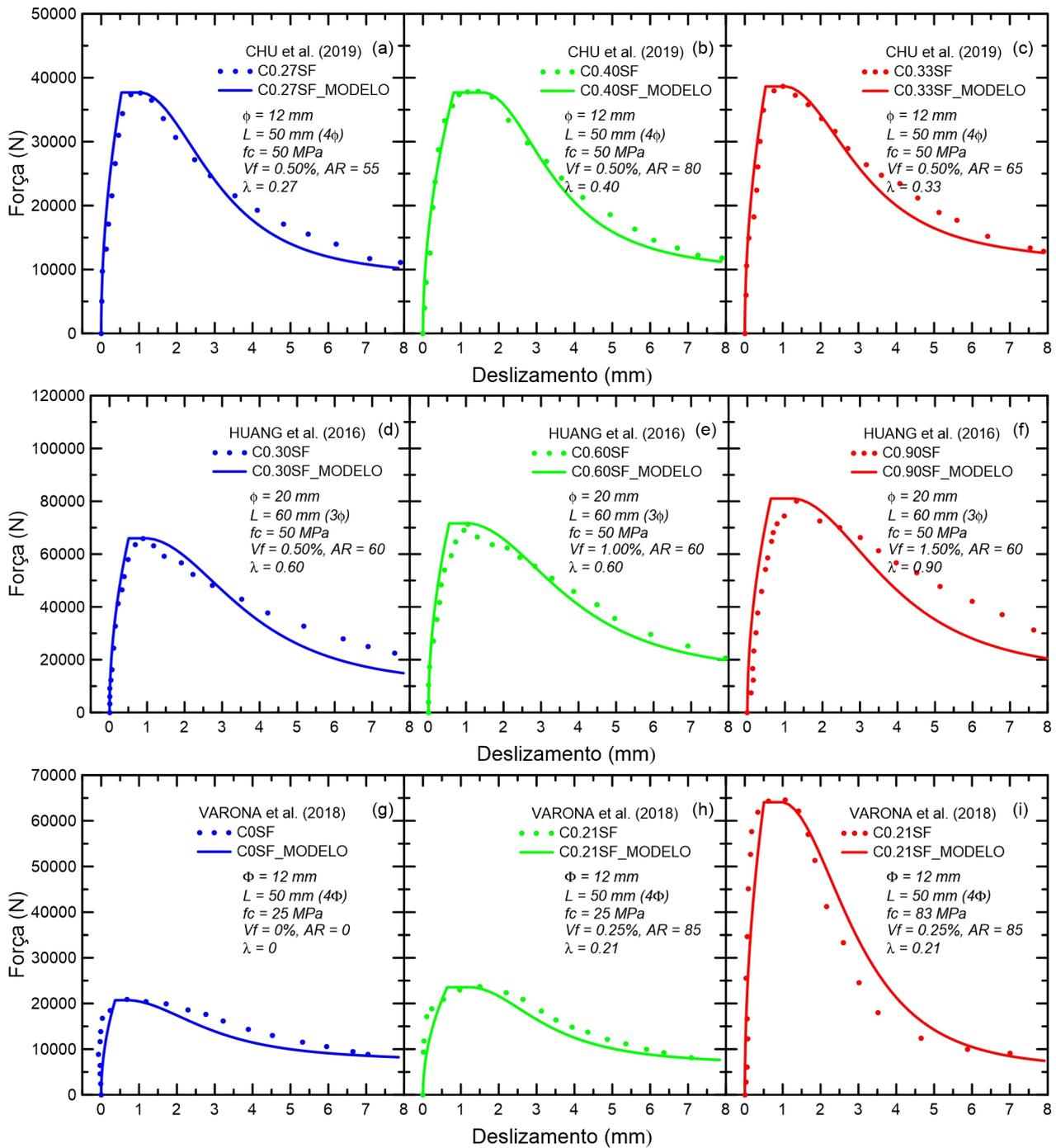


Figura 5. Aplicação do modelo analítico para os experimentos realizados por (a-c) CHU et al. (2019), (d-f) HUANG et al. (2016) e (g-i) VARONA et al. (2018).

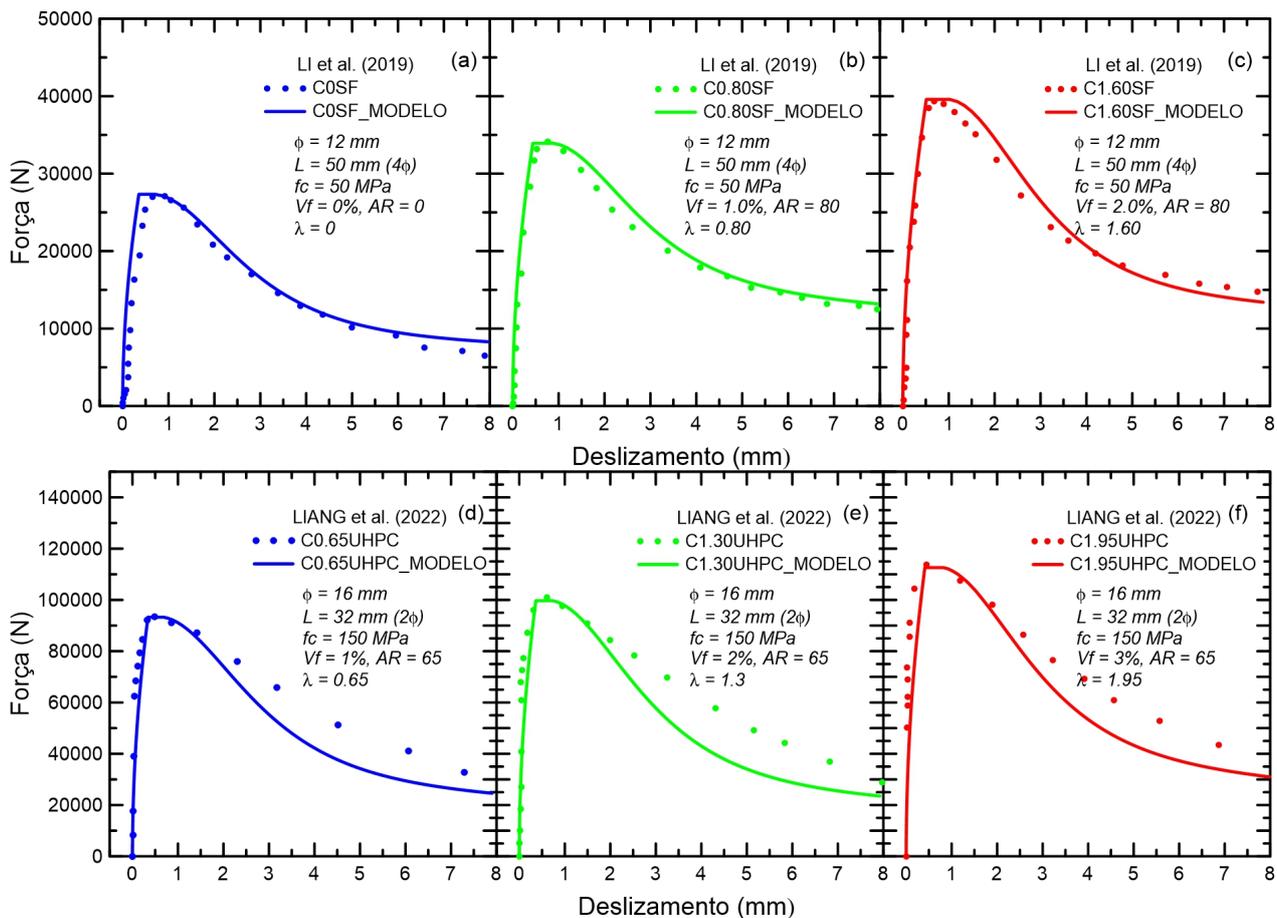


Figura 6. Aplicação do modelo analítico para os experimentos realizados por (a-c) LI et al. (2019), (d-f) LIANG et al. (2022)

As principais limitações do modelo analítico aplicado estão associadas com a estimativa de rigidez ao arrancamento. A adição de fibras na matriz de concreto tem influência positiva na rigidez devido ao confinamento, como observado no trabalho de CHU et al. (2019). Por outro lado, a rigidez alcançada pelo modelo é avaliada pela interação entre a seção transversal da barra de aço e as propriedades da matriz de CRF (módulos de elasticidade e área). Conseqüentemente, a resposta pós-fissuração do material compósito não tem influência na rigidez na fase inicial durante o arrancamento do vergalhão. A fase não-linear é, então, ajustada com base na área de concreto mobilizada, que alcançou resultados ótimos quando o diâmetro do anel externo de concreto foi avaliado em cerca de 1,20 vezes o diâmetro da barra de aço ($\phi_m = \phi_R * 1.20$). Outro fator importante que afeta a resposta ao arrancamento é o cobrimento de concreto nas estruturas aramadas, como já observado em diferentes estudos da literatura (LI et al. (2019)). Porém, o modelo desenvolvido é baseado nas propriedades da seção transversal de cada material estudado. Dessa maneira, a resistência máxima de aderência não varia significativamente quando a área de concreto (A_m) é modificada. A área de concreto modifica significativamente a rigidez ao arrancamento. A força máxima de aderência varia de forma mais importante quando a tensão de cisalhamento de atrito é modificada. Outros fatores observados ao longo da interface, como o intertravamento mecânico devido às nervuras e o comportamento de fissuração, só podem ser melhor analisados caso um modelo 3D seja desenvolvido (LIU et al. (2022)).



Tabela 1 – Parâmetros usados para aplicação do modelo analítico para cada autor estudado.

Autor	ϕ	RA	V_f	λ	f_c	A_R	A_m	E_R	E_m	L	$\tau_{m\acute{a}x}$	τ_{frc}	τ_{din}
	mm	-	%	-	MPa	mm ²	mm ²	GPa	GPa	mm	MPa	MPa	MPa
CHU et al.(2019)	12	55	0,5	0,275	50	113	40	200	33	4 ϕ (50)	20,0	20,0	6
CHU et al.(2019)	12	80	0,5	0,4	50	113	40	200	33	4 ϕ (50)	20,0	20,0	6,5
CHU et al.(2019)	12	65	0,5	0,325	50	113	40	200	33	4 ϕ (50)	20,0	20,0	7,5
HUANG et al. (2016)	20	60	0,5	0,3	50	314	138	200	33,2	3 ϕ (60)	17,5	17,5	3,5
HUANG et al. (2016)	20	60	1	0,6	50	314	138	200	33,2	3 ϕ (60)	19,0	19	5
HUANG et al. (2016)	20	60	1,5	0,9	50	314	138	200	33,2	3 ϕ (60)	21,5	21,5	5
VARONA et al. (2018)	12	0	0	0	25	113	40	200	23,5	4 ϕ (50)	11,0	11,0	5
VARONA et al. (2018)	12	85	0,25	0,213	25	113	40	200	23,5	4 ϕ (50)	12,5	12,5	4,5
VARONA et al. (2018)	12	85	0,25	0,213	83	113	40	200	42,8	4 ϕ (50)	36,0	36	6
LI et al. (2019)	12	0	0	0	50	113	40	200	33,2	4 ϕ (50)	14,5	14,5	5
LI et al. (2019)	12	80	1	0,8	50	113	40	200	33,2	4 ϕ (50)	18,0	18	8
LI et al. (2019)	12	80	2	1,6	50	113	40	200	33,2	4 ϕ (50)	21,0	21	8
LIANG et al. (2022)*	16	65	1	0,65	150	201	88	200	57,6	2 ϕ (32)	58,0	58	19
LIANG et al. (2022)*	16	65	2	1,3	150	201	88	200	57,6	2 ϕ (32)	62,0	62	18
LIANG et al. (2022)*	16	65	3	1,95	150	201	88	200	57,6	2 ϕ (32)	70,0	70	24

*LIANG et al. (2022) realizou ensaios de arrancamento em matriz de CUAD

ϕ = diâmetro do vergalhão

RA = razão de aspecto da fibra de aço

V_f = fração volumétrica de fibra

λ = fator da fibra

f_c = resistência à compressão da fibra

A_R = área da seção do vergalhão

A_m = área da seção de concreto

E_R = módulo de elasticidade do vergalhão

E_m = módulo de elasticidade do concreto

L = comprimento de embutimento

As equações 21 e 22 trazem a equação empírica proposta para estimar a tensão máxima de aderência obtida em ensaio de arrancamento a partir dos parâmetros estudados no modelo analítico (ϕ , L, λ , f_c). Dessa maneira, a regressão obtida foi analisada em função de quarto constantes (a, b, c, d). A comparação entre regressão proposta e os valores obtidos do modelo analítico podem ser analisados na figura 7. A equação proposta conseguiu de forma bem sucedida estimar a tensão de cisalhamento de pico para as diferentes condições analisadas, incluindo o fator da fibra. A equação empírica pode ser usada como entrada para o modelo analítico com o objetivo de atingir o comportamento da aderência entre a barra de aço e a matriz de concreto.

Alguns das principais equações empíricas da literatura estimam a tensão máxima incluindo o efeito do cobrimento de concreto em relação à armadura (DIAB et al. (2014) e YOO et al. (2018)). GARCIA-TAENGUA et al. (2016) verificou estatisticamente todas as possíveis variáveis que poderiam influenciar a tensão de cisalhamento máxima e atingiu praticamente as mesmas variáveis que as observadas nesse trabalho. Por outro lado, o modelo analítico proposto não consegue verificar o impacto do cobrimento na ANAIS DO 64º CONGRESSO BRASILEIRO DO CONCRETO - CBC2023 – 64CBC2023

resistência ao cisalhamento, sendo uma de suas principais limitações. GARCIA-TAENGUA et al. (2016) propôs um fator quadrado para o parâmetro do diâmetro (ϕ^2) para sua equação empírica. Porém, os autores atingiram um fator R^2 (por volta de 0,78) mais baixo que o obtido nesse estudo ($R^2 = 0,87$).

$$\tau_{\text{equação empírica}} = f_c \left(a + b \frac{\phi}{L} + c\lambda + d\phi \right) \quad (\text{Equação 21})$$

$$\tau_{\text{equação empírica}} = f_c \left(0,12 + 0,50 \frac{\phi}{L} + 0,024\lambda + 0,009\phi \right) \quad (\text{Equação 22})$$

$$\dots \tau_{\text{equação empírica}} = fc^*(a + b*\Phi/L + c*\lambda + d*\Phi)$$

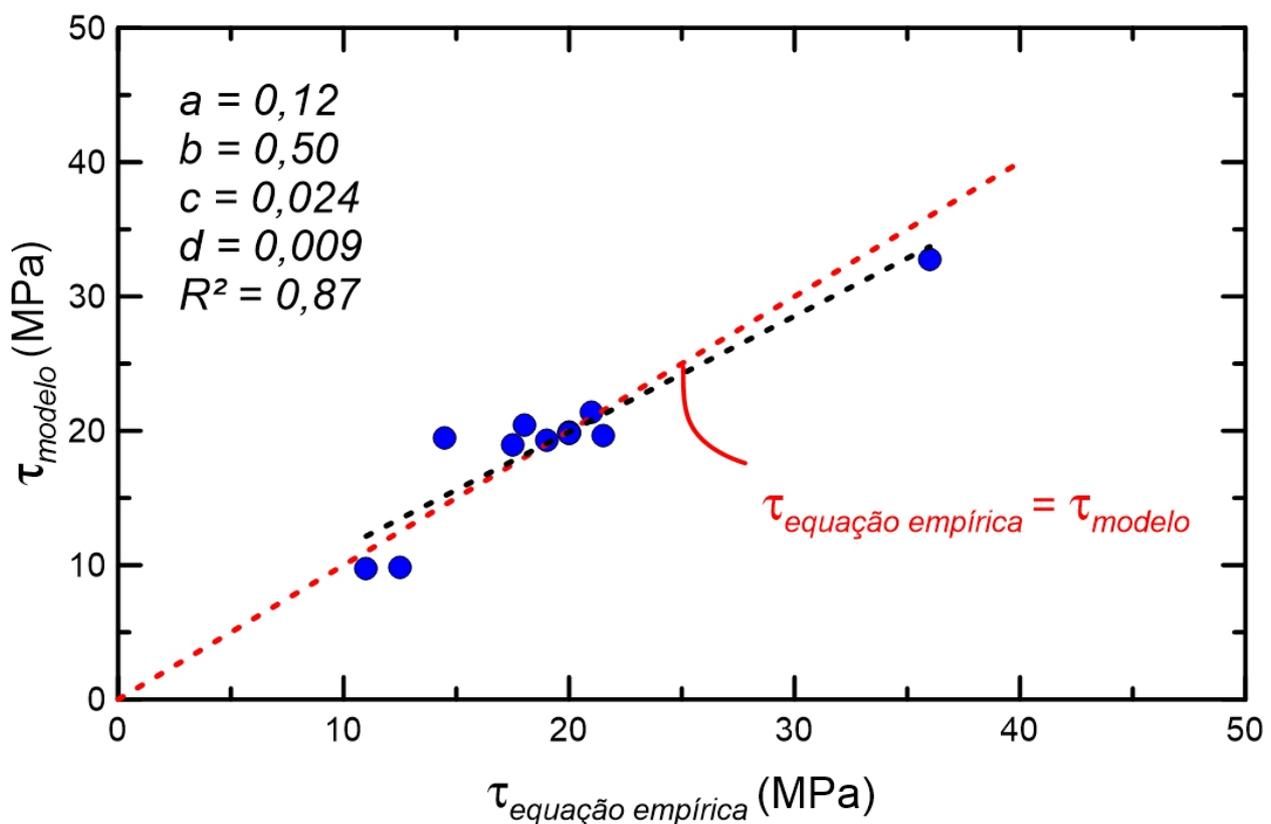


Figura 7. Comparação da equação empírica com os resultados obtidos a partir do modelo analítico



4 Conclusões

O presente trabalho traz o desenvolvimento e aplicação de um novo modelo analítico para análise da aderência entre barra de aço e concreto reforçado com fibras de aço. O modelo foi previamente utilizado para o estudo da aderência de fibras de aço em matrizes de pasta de cimento e adaptado para o arrancamento de barras de aço. O modelo foi usado em diferentes resultados experimentais da literatura, incluindo a aderência do vergalhão em matrizes de concreto de ultra alto desempenho. As seguintes conclusões podem ser obtidas desse presente trabalho:

- O modelo analítico proposto conseguiu descrever com sucesso os resultados experimentais analisados. O modelo divide a resposta mecânica do ensaio de arrancamento em três fases distintas: elástica (I), não-linear (II) e dinâmica (III). Entre as principais variáveis de entrada, estão os parâmetros geométricas e materiais do vergalhão e do concreto (módulo de elasticidade, diâmetro e área da seção transversal). A resposta das equações foi adequada para diferentes diâmetros de barra de aço, distintas resistências à compressão e comprimento de embutimento. Além disso, a aderência também foi bem descrita para concretos especiais como o concreto de ultra desempenho, que apresentam resposta mecânica bastante distinta do CRF convencional;
- Entre as principais limitações do modelo analítico, está a estimativa da rigidez da curva força-deslizamento. A adição de fibras na matriz de concreto é responsável por influencia positivamente a rigidez devido ao aumento do confinamento do material ao redor do vergalhão. O modelo, porém, considera somente as propriedades geométricas e materiais da seção transversal da barra de aço e da matriz (módulo de elasticidade e área). Dessa forma, o modelo não é sensível a resposta pós-fissuração do concreto reforçado com fibras, responsável por modificar a rigidez na aderência. Apenas o desenvolvimento de um modelo em três dimensões seria capaz de verificar esse tipo de resposta mecânica;
- Uma nova equação empírica para prever a tensão máxima de cisalhamento obtida dos modelos analíticos foi proposta nesse trabalho. A equação tem como parâmetros de entrada o diâmetro do vergalhão, o comprimento de embutimento, o fator da fibra e a resistência à compressão. A equação conseguiu com sucesso prever a tensão máxima buscada com valor de R^2 igual ao 0,87. Por outro lado, a regressão foi feita somente para os resultados analisados nesse artigo, que podem não ser suficientes para calibrar corretamente a equação empírica proposta. Além disso, a equação também não avalia a influência do cobrimento, devido à metodologia proposta para o modelo analítico em duas dimensões. Com a aplicação modelo para mais resultados na literatura, uma regressão ainda mais robusta pode ser atingida.



5 Agradecimentos

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001 e com suporte da equipe de Furnas através do projeto de pesquisa Aneel PD-0394-1905/2019 (Furnas – PUC-Rio): Determinação de parâmetros para ensaios mecânicos do concreto reforçado com fibras sob condições extremas de carregamento em empreendimentos de geração hidrelétrica e eólica. Mais informações sobre o projeto estão no site www.fadiga.civ.puc-rio.br.

6 Referências

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM A944-22**, 2022.

CAI, J. PAN, J. TAN, J. LI, X. **Bond behaviours of deformed steel rebars in engineered cementitious composites (ECC) and concrete**. Construction and Building Materials, 252, 2020.

CHAO, S. NAAMAN, A. PARRA-MONTESINOS, G. **Bond behavior of reinforcing bars in tensile strain-hardening cement composites**. ACI Structures, 106:897-907, 2009.

CHU, S. KWAN, A. **A new bond model for reinforcing bars in steel fibre reinforced concrete**. Cement and Concrete Composites, 104, 2019.

COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON. **CEB-FIP Model Code 2010**. Lausanne, 2012.

DANCYGIER, A. KATZ, A. WEXLER, U. **Bond between deformed reinforcement and normal and high-strength concrete with and without fibers**. Materials and Structures, 43:839-856, 2010.

DIAB, A. ELYAMANY, H. HUSSEIN, M. ASHY, H. **Bond behavior and assessment of design ultimate bond stress of normal and high strength concrete**. Alexandria Engineering Journal, 53:355-371, 2014.

FANG, C. LUNDGREN, K. PLOS, M. GYLLTOFT, K. **Bond behavior of corroded reinforcing steel bars in concrete**. Cement and Concrete Research, 36:1931-1938, 2006.

GARCIA-TAENGUA, E. MARTÍ-VARGAS, J. SERNA, P. **Bond of reinforcing bars to steel fiber reinforced concrete**. Construction and Building Materials, 105:275-284, 2016.

HARAJI, M. HAMAD, B. KARAM, K. **Bond-slip response of reinforcing bars embedded in plain and fiber concrete**. Journal of Materials in Civil Engineering, 14:503-511, 2002.

HUANG, L. CHI, Y. XU, L. CHEN, P. ZHANG, A. **Local bond performance of rebar embedded in steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete under monotonic and cyclic loading.** Construction and Building Materials, 103:77-92, 2016.

KIM, S. YUN, H. **Evaluation of the bond behavior of steel reinforcing bars in recycled fine aggregate concrete.** Cement and Concrete Composites, 46:8-18, 2014.

KOTZ, S. NADARAJAH, S. **Extreme value distributions: Theory and Applications.** Imperial College Press, London, 2000.

LI, L. CHEN, Z. OUYANG, Y. ZHU, J. CHU, S. KWAN, A. **Synergistic effects of steel fibres and expansive agent on steel bar-concrete bond.** Cement and Concrete Composites, 104, 2019.

LIANG, R. HUANG, Y. XU, Z. **Experimental and analytical investigation of bond behavior of deformed steel bar and ultra-high performance concrete.** Buildings, 14:460, 2022

LIU, M. JIN, L. CHEN, F. ZHANG, R. DU, X. **3D meso-scale modelling of the bonding failure between corroded ribbed steel bar and concrete.** Engineering Structures 256, 2022.

NAAMAN, A. NAMUR, G. ALWAN, J. NAJM, H. **Fiber pullout and bond slip. I: Analytical study.** Journal of Structural Engineering, 117:2769-2790, 1991.

INTERNATIONAL UNION OF LABORATORIES AND EXPERTS IN CONSTRUCTION MATERIALS, SYSTEMS AND STRUCTURES. **RILEM:** technical Recommendations for the testing and use of construction materials. CRC press, 1994.

SUEKI, S. SORANAKOM, C. MOBASHER, B. PELED, A. **Pullout-slip response of fabrics embedded in a cement paste matrix.** Journal of Materials in Civil Engineering, 19:718-727, 2007.

TAO, W. CHEN, C. JUN, H. TING, R. Effect of bolt rib spacing on load transfer mechanism. International **Journal of Mining Science and Technology**, 27:431-434, 2017.

VARONA, F. BAEZA, F. BRU, D. IVORRA, S. **Evolution of the bond strength between reinforcing steel and fibre reinforced concrete after high temperature exposure.** Construction and Building Materials, 176:359-370, 2018.

YOO, D. SHIN, H. YANG, J. YOON, Y. **Material and bond properties of ultra-high performance fiber reinforced concrete with micro steel fibers.** Composites Part B Journal, 58:122-133, 2014.