NGHIÊN CỨU DỰ BÁO SỨC KHÁNG CHỌC THỦNG CỦA KẾT CẤU BẢN MẶT CẦU BÊ TÔNG CỐT THANH GFRP

STUDY ON PREDICTING THE PUNCHING SHEAR RESISTANCE OF GFRP REIFORCED CONCRETE BRIDGE DECKS

Nguyễn Văn Ngôn[1]*, Nguyễn Văn Công[2]

[1]Trường Cao đẳng Giao thông Huế, Thừa Thiên Huế, Việt Nam
[2]Trường Đại học Quang Trung, Bình Định, Việt Nam

*Tác giả liên hệ / Corresponding author: nvngon.qnu@gmail.com

(Nhận bài / Received: 02/6/2023; Sửa bài / Revised: 11/10/2023; Chấp nhận đăng / Accepted: 13/10/2023)

Tóm tắt - Thanh polyme cốt sợi thủy tinh (GFRP) đã được sử dụng thay thế cốt thép trong kết cấu bản mặt cầu ở nhiều quốc gia nhằm mục đích nâng cao độ bền cho công trình. Tại Việt Nam, hiện chưa có tiêu chuẩn áp dụng cho kết cấu công trình cầu nói chung và bản mặt cầu nói riêng, sử dụng cốt thanh GFRP. Bài báo trình bày kết quả phân tích, đánh giá các mô hình dự báo sức kháng chọc thủng của kết cấu bản mặt cầu bê tông cốt thanh GFRP, trên cơ sở dữ liệu của 34 mẫu bản từ các nghiên cứu trước và 09 mẫu bản được tác giả tiến hành thực nghiệm. Ngoài ra, sử dụng phương pháp phân tích hồi quy phi tuyến, một mô hình điều chỉnh đã được đề nghị cho kết quả dự báo phù hợp với thực nghiệm.

Từ khóa - Cốt thanh GFRP; bản mặt cầu; ứng xử uốn; sức kháng chọc thủng.

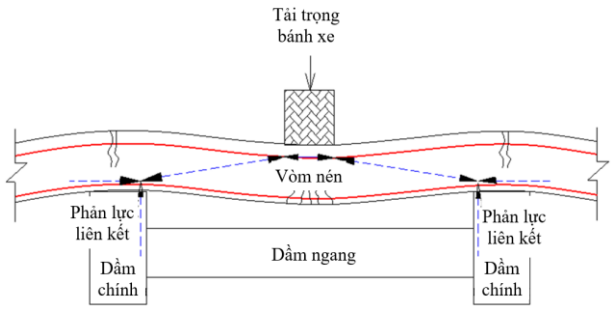
Abstract - Glass fiber reinforced polymer (GFRP) rebar has been used to replace steel reinforcement in bridge deck structures in many countries for the purpose of improving the durability of the works. In Vietnam, there are currently no standards applicable to bridge structures in general and bridge decks in particular using GFRP bars. This paper presents the analysis and evaluation results of punching shear resistance prediction models of GFRP reinforced concrete bridge deck, based on the data of 34 deck slabs from previous studies and 09 deck slabs experimented by the author. In addition, using the nonlinear regression analysis method, an adjusted model has been proposed for the prediction results that are consistent with the experimental results.

Key words - GFRP bar; bridge deck; flexural behaviors; punching shear resistance.

1. Đặt vấn đề

Dưới tác động của tải trọng xe và các tác nhân gây ăn mòn cốt thép từ môi trường làm cho kết cấu bản mặt cầu dễ bị suy thoái, hư hỏng, phát sinh chi phí sửa chữa và ảnh hưởng đến điều kiện giao thông. Bên cạnh đó, trong kết cấu bản mặt cầu được liên kết với các dầm đỡ có sự hình thành của vòm nén cục bộ làm tăng khả năng chịu mô men uốn và giảm độ võng (cơ sở của phương pháp kinh nghiệm trong TCVN 11823:2017). Cốt thanh polyme sợi thủy tinh (GFRP), do có mô đun đàn hồi nhỏ hơn cốt thép (4,4 lần), khi áp dụng cho các kết cấu dạng dầm sẽ không kinh tế, do kết cấu sẽ có độ võng lớn khi thay thế cốt thép bằng hàm lượng cốt GFRP tương đương. Vì vậy, để phát huy đặc tính kháng ăn mòn cao, cốt thanh GFRP phù hợp để thay thế cốt thép trong kết cấu bản mặt cầu nhằm cải thiện độ bền của kết cấu, giảm chi phí vòng đời và góp phần giảm thiểu lượng khí thải CO_2 từ ngành công nghiệp luyện thép, đáp ứng yêu cầu phát triển bền vững.

Một số nghiên cứu đã thực hiện tại hiện trường với bản mặt cầu sử dụng cốt GFRP, kết quả khảo sát cho thấy kết cấu thỏa mãn các điều kiện giới hạn quy định. Trên cơ sở các số liệu đo đạc, Ahmed và cộng sự [1], Benmokrane và cộng sự cầu [2] cho rằng giá trị mô men uốn trong bản mặt cầu khi tính toán theo các tiêu chuẩn của Canada (CAN/CSA S6) và Mỹ (AASHTO LRFD) đều lớn hơn kết quả đo đạc tại hiện trường. Mặt khác, một số nghiên cứu thực nghiệm trong phòng [3]-[9] đều cho thấy, khả năng chịu mô men uốn của bản mặt cầu dưới tác dụng của tải trọng bánh xe được gia tăng đáng kể, nhờ vào hiệu ứng vòm nén được hình thành từ điều kiện liên kết giữa mặt cầu và các dầm đỡ (Hình 1). Kết quả khảo sát cho thấy, sức kháng chọc thủng xác định bằng thực nghiệm gấp từ 1,75 lần đến 4,91 lần giá trị dự tính theo ACI 440.1R-15. Vì vậy, khi thiết kế có thể giảm đáng kể hàm lượng cốt thép trong bản mặt cầu mà vẫn đảm bảo các yêu cầu về cường độ và sử dụng. Ngoài ra, Zheng và cộng sự [10] đã tiến hành khảo sát trên các mẫu bản có tỉ lệ thu nhỏ (1/3). Các thông số được khảo sát bao gồm: hàm lượng cốt (0,5, 1,0)%; kích thước dầm đỡ với chiều rộng dầm thay đổi (100, 150, 200)mm, loại cốt (GFRP, thép).Trên cơ sở kết quả khảo sát, Zheng cho rằng, bên cạnh sức kháng uốn được cung cấp từ vật liệu chế tạo bản, hiệu ứng vòm nén trong kết cấu bản mặt cầu có vai trò tăng cường sức kháng uốn cho kết cấu. Ảnh hưởng hàm lượng cốt đến khả năng chịu tải của



Hình 1. *Cơ chế vòm nén trong bản mặt cầu chịu tải trọng tập trung từ bánh xe*

[1] Transport college of Hue, Thuathienhue, Vietnam (Nguyen Van Ngon)
[2] Quang Trung University, Binhdinh, Vietnam (Nguyen Van Cong)

kết cấu bản mặt cầu là không đáng kể. Trong khi đó, chiều rộng dầm đỡ có ảnh hưởng đáng kể đến sức kháng uốn được tăng cường do hiệu ứng vòm nén.

Trên cơ sở các phân tích trên, việc nghiên cứu đề nghị một mô hình dự báo sức kháng chọc thủng phù hợp để áp dụng trong tính toán bản mặt cầu bê tông cốt GFRP là cần thiết, có ý nghĩa khoa học và thực tiễn.

2. Phân tích các mô hình dự báo sức kháng chọc thủng của bản mặt cầu bê tông cốt GFRP

Để đánh giá mức độ phù hợp của các mô hình lý thuyết, các mô hình được sử dụng để phân tích bao gồm: ACI 440.1R-15 [11], AASHTO LRFD 2018 [12]; JSCE - 97 [13]; El-Gamal và cộng sự [5], Ospina và cộng sự [14], BS 8110 (BSI 1997) [15]. Ngoài ra, nhằm xem xét ảnh hưởng do đặc tính vật liệu của cốt đến khả năng kháng chọc thủng, kết quả thực nghiệm cũng được đối chiếu với giá trị dự báo theo TCVN 11823: 2017 [16].

2.1. ACI 440.1R - 15 [11]

Theo đề nghị của ACI, sức kháng chọc thủng của bản bê tông cốt GFRP được tính tương tự như bản bê tông cốt thép và có xét thêm hệ số kể đến ảnh hưởng do đặc tính của cốt GFRP (ρE).

$$V_{ACI} = 0,8\sqrt{f_c'}b_o.c \quad (1)$$

$$k = \sqrt{2\rho_f n_f + (\rho_f n_f)^2} - \rho_f n_f \quad (2)$$

Trong đó, c là chiều cao vùng nén của mặt cắt nứt quy đổi, $c = k.d$, mm; b_o là chu vi của đáy tháp chọc thủng ở khoảng cách $0,5d$ tính từ bề mặt tiếp xúc với tải trọng, mm; n_f là tỷ số mô đun đàn hồi của cốt GFRP và bê tông; ρ_f là hàm lượng cốt GFRP ở lớp dưới theo phương vuông góc với dầm đỡ.

2.2. AASHTO LRFD 2018 [12]

$$V_{LRFD} = 0,84\sqrt{f_c'}b_o.c \quad (3)$$

Trong đó, f'_c là cường độ chịu nén của bê tông, MPa; b_o là chu vi của đáy tháp chọc thủng ở khoảng cách $0,5d$ tính từ bề mặt tiếp xúc với tải trọng, $c = k.d$, mm.

2.3. JSCE - 97 [13]

Theo JSCE, sức kháng chọc thủng của kết cấu bản được tính theo công thức (4), với các thông số được tính theo các công thức (5-9).

$$V_{JSCE} = \beta_d\beta_p\beta_r f_{pcd}b_o d \quad (4)$$

$$\beta_d = \min\left[\left(\frac{100}{d}\right)^{1/4}; 1,5\right] \quad (5)$$

$$\beta_p = \min\left[\left(\frac{100\rho_f E_f}{E_s}\right)^{1/3}; 1,5\right] \quad (6)$$

$$\beta_r = 1 + \frac{1}{\left(1 + 0,25\frac{u}{d}\right)} \quad (8)$$

$$u = 2(c_x + c_y) \quad (7)$$

$$f_{pcd} = \min\left(0,2\sqrt{f_c'}; 1,2\right) \quad (9)$$

Trong đó, b_o là chu vi của đáy tháp chọc thủng ở khoảng cách $0,5d$ tính từ bề mặt tiếp xúc với tải trọng, mm; c_x, c_y tương ứng là kích thước vệt tải theo phương ngang và phương dọc cầu, mm.

2.4. Ospina và cộng sự [14]

$$V_{Osp} = 2,77\left(\rho_f f_c'\right)^{1/3}\sqrt{\frac{E_f}{E_s}}b_{1.5}d \quad (10)$$

Trong đó, $b_{1.5}$ là chi vi của đáy tháp chọc thủng ở khoảng cách $1,5d$ tính từ bề mặt tiếp xúc với tải trọng, mm; E_f, E_s tương ứng là mô đun đàn hồi của cốt GFRP và cốt thép, GPa; d là chiều cao hữu hiệu, mm.

2.5. El-Gamal và cộng sự [5]

$$V_{El} = 0,33\sqrt{f_c'}b_o d\alpha(1,2)^N \quad (11)$$

$$\alpha = 0,62\left(\rho_f\frac{E_f}{1000}\right)^{1/3}\left(1 + \frac{8d}{b_o}\right) \quad (12)$$

Trong đó, N là hệ số kể đến ảnh hưởng do tính liên tục của kết cấu bản, lấy bằng 0 với bản một nhịp, lấy bằng 1 với bản có một phương liên tục và lấy bằng 2 với bản có hai phương liên tục.

2.6. BS 8110 (BSI 1997) [15]

$$V_{BS} = 0,79\left[100\rho_f\left(\frac{E_f}{E_s}\right)\right]^{1/3}\left(\frac{f_c'}{25}\right)^{1/3}\left(\frac{400}{d}\right)^{1/4}b_{1.5}d \quad (13)$$

2.7. TCVN 11823: 2017 [16]

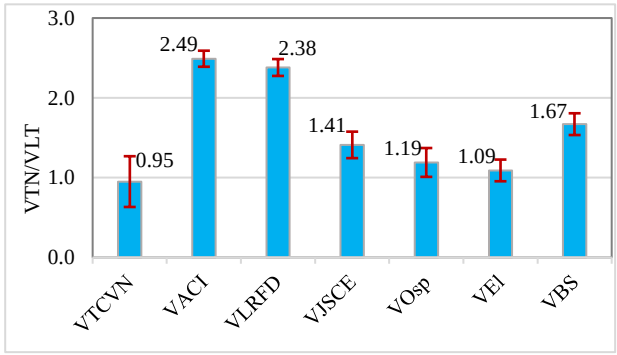
$$V_{TCVN} = \left(0,17 + \frac{0,33}{\beta_c}\right)\sqrt{f_c'}b_o d_v \le 0,33\sqrt{f_c'}b_o d_v \quad (14)$$

Trong đó, $\beta_c = c_x/c_y$; d_v là chiều cao chịu cắt hữu hiệu ($d_v = d$), mm.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đánh giá các mô hình dự báo

Trên cơ sở số liệu từ các nghiên cứu [3]-[9], [17]-[19], tác giả tiến hành phân tích, so sánh với giá trị dự báo theo các công thức lý thuyết, kết quả được trình bày ở Bảng 1 và Hình 2.



Hình 2. *So sánh sức kháng chọc thủng dự tính theo các mô hình lý thuyết và thực nghiệm*

Bảng 1 và Hình 2 cho thấy, tiêu chuẩn thiết kế cầu hiện hành của Việt Nam cho kết quả dự báo cao hơn thực nghiệm, với chênh lệch trung bình là 5%. Nguyên nhân sai lệch có thể do một số yếu tố như cường độ của vật liệu cốt GFRP thực tế, cường độ chịu nén của bê tông, sai số của sơ đồ thí nghiệm và đặc biệt là sự khác biệt về tính

chất của cốt GFRP so với cốt thép. Ngoài ra, sự chênh lệch này còn do tác động của hiệu ứng vòm nén hình thành trong kết cấu bản mặt cầu. Giá trị dự báo theo các công thức còn lại đều thấp hơn thực nghiệm, với chênh lệch trung bình từ 9% theo đề nghị của El-Gamal và cộng sự đến 149% theo hướng dẫn của ACI 440.1R-15. Kết quả này một lần nữa minh chứng cho tác động của hiệu ứng vòm nén trong việc gia tăng sức kháng chọc thủng của bản mặt cầu.

Bảng 1. *Số liệu các mẫu bản thí nghiệm và kết quả phân tích*

TT	Nghiên cứu	Số hiệu mẫu bản	c_xxc_y (mm)	h (mm)	d (mm)	f'_c (MPa)	E_f (GPa)	ρ_f (%)	V_{TN}/V_{TCVN}	V_{TN}/V_{ACI}	V_{TN}/V_{LRFD}	V_{TN}/V_{JSCE}	V_{TN}/V_{Osp}	V_{TN}/V_{El}	V_{TN}/V_{BS}
1	[3]	G-200-N	600x250	200	165	49,1	44,5	1,20	0,87	2,05	1,95	1,27	1,10	1,04	1,52
2		G-175-N		175	142	35,2	41,6	1,20	0,82	1,85	1,76	1,07	1,06	1,04	1,39
3		G-150-N		150	117	35,2	41,6	1,20	0,78	1,75	1,67	1,05	1,05	1,04	1,31
4		G-175-H		175	142	64,8	41,6	1,20	0,88	2,28	2,17	1,54	1,25	1,11	1,65
5		G-175-N-0,7		175	142	53,1	41,6	0,70	0,76	2,41	2,29	1,44	1,25	1,15	1,64
6		G-175-N-0,35		175	144	53,1	41,0	0,35	0,69	3,06	2,91	1,66	1,44	1,32	1,89
7	[4]	G-S1	600x250	200	159	49,6	44,6	1,00	0,92	2,35	2,24	1,43	1,25	1,17	1,70
8		G-S2		200	159	44,3	39,0	2,0	0,94	1,81	1,73	1,15	1,06	0,99	1,41
9		G-S3		200	156	49,1	44,0	1,20	0,94	2,21	2,10	1,38	1,21	1,13	1,64
10	[5]	G-S4	600x250	200	156	44,1	44,5	1,20	0,95	2,19	2,08	1,33	1,20	1,15	1,63
11		G-S5		200	156	44,1	44,5	1,20	0,99	2,27	2,17	1,38	1,25	1,20	1,70
12	[6]	1	575x225	200	165	59	147	0,57	1,17	2,27	2,16	1,54	1,03	0,95	1,72
13		2		200	165	59	147	0,57	1,40	2,72	2,59	1,85	1,23	1,14	2,07
14		3		200	165	59	147	0,57	1,55	3,01	2,87	2,05	1,36	1,05	2,29
15	[7]	1	500x250	200	138	35	42	2,4	1,37	2,41	2,29	1,49	1,45	1,19	1,89
16	[8]	1	250x150	200	162	42	85	0,28	1,24	4,38	4,17	2,07	1,58	1,18	2,42
17		2		200	162	42	85	0,28	1,39	4,91	4,68	2,32	1,77	1,33	2,71
18		3		200	162	42	85	0,28	1,15	4,05	3,85	1,91	1,46	1,09	2,23
19		4		200	162	42	85	0,28	1,06	3,76	3,58	1,78	1,36	1,02	2,07
20		5		200	162	42	85	0,28	0,72	2,53	2,41	1,36	1,12	0,84	1,71
21	[9]	D1	577x231	240	182	30	47,8	0,55	1,07	3,06	2,91	1,62	1,47	1,52	2,11
22		D2		240	182	30	47,8	1,09	1,23	2,57	2,45	1,48	1,35	1,39	1,93
23	[17]	$G_{(1.6)}$30/20-B	300x300	200	131	32,4	48,1	1,56	1,06	2,09	1,99	1,24	1,15	1,17	1,51
24		$G_{(1.6)}$45/20	450x450	200	131	32,4	48,1	1,56	0,90	1,78	1,69	1,12	1,07	1,10	1,41
25		$G_{(0.7)}$30/20-B	300x300	200	134	38,6	48,2	0,71	0,81	2,37	2,25	1,27	1,16	1,15	1,54
26		$G_{(0.7)}$45/20	450x450	200	134	44,9	48,2	0,71	0,78	2,35	2,24	1,31	1,14	1,11	1,52
27		$G_{(0.7)}$45/20-B	450x450	200	131	39,4	48,1	1,56	1,09	2,25	2,14	1,34	1,22	1,21	1,61
28	[18]	SG1	200x200	200	142	33,3	45	0,22	0,46	2,33	2,22	0,97	0,87	0,88	1,16
29		SG2		200	142	46,6	45	0,47	0,62	2,37	2,26	1,16	0,96	0,92	1,28
30		SG3		200	142	30,3	45	0,47	0,67	2,32	2,21	1,10	0,97	0,99	1,29
31	[19]	$G_{(0.7)}$30/20	300x300	200	142	34,3	48,2	0,71	0,68	1,93	1,84	1,02	0,94	0,95	1,26
32		$G_{(1.6)}$30/20		200	141	38,6	48,1	1,56	0,85	1,73	1,65	1,01	0,92	0,92	1,24
33		$G_{(1.6)}$30/20-H		200	141	75,8	57,4	1,56	0,77	1,68	1,60	1,21	0,85	0,78	1,18
34		$G_{(1.2)}$30/20		200	141	37,5	64,9	1,21	0,87	1,74	1,65	1,01	0,89	0,93	1,25
Trung bình									**0,95**	**2,49**	**2,38**	**1,41**	**1,19**	**1,09**	**1,67**
Độ lệch chuẩn (SD)									0,250	0,765	0,729	0,337	0,216	0,159	0,381
Hệ số biến thiên, COV (%)									26,2	30,7	30,7	23,9	18,1	14,5	22,8

Chú thích: $G_{(x)}$yy/zz-B: x là tỷ lệ cốt GFRP ở lớp dưới theo phương vuông góc với dầm đỡ, yy là kích thước cạnh của vệt tải hình vuông (cm), zz là chiều dày bản (cm), B là mẫu bản có bố trí cốt GFRP ở mặt chịu nén. Tất cả các mẫu bản đều sử dụng cốt sợi thủy tinh (GFRP), mẫu có ký hiệu H sử dụng bê tông cường độ cao, N là bê tông thường; V_{TN} là sức kháng chọc thủng xác định bằng thực nghiệm; V_{TCVN}, V_{ACI}, V_{LRFD}, V_{JSCE}, V_{Osp}, V_{El}, V_{BS} tương ứng là sức kháng chọc thủng tính theo Tiêu chuẩn TCVN 11823:2017, ACI 440.1R-15, AASHTO LRFD 2018, JSCE-97, El-Gamal và cộng sự, Ospina và cộng sự, BS 8110; f'_c, E_f lần lượt là cường độ chịu nén của bê tông và mô đun đàn hồi của cốt GFRP xác định bằng thực nghiệm.

3.2. Nghiên cứu đề nghị mô hình điều chỉnh dự báo sức kháng chọc thủng của kết cấu bản mặt cầu cốt GFRP

Trên cơ sở các số liệu thực nghiệm (Bảng 1), một phân tích hồi quy phi tuyến được tiến hành để đề xuất các hệ số điều chỉnh cho mô hình dự tính sức kháng chọc thủng của bản mặt cầu sử dụng cốt GFRP. Thông qua việc xem xét các mô hình dự báo lý thuyết, tác giả nhận thấy mô hình được đề nghị bởi Ospina và cộng sự (10) có dạng tương đối đơn giản hơn các mô hình của El-Gamal, BS 8110, JSCE, hướng dẫn của ACI 440.1R, hướng dẫn của AASHTO LRFD 2018. Đồng thời, mô hình của Ospina và cộng sự cũng đã xét đến đầy đủ các thông số có ảnh hưởng đến sức kháng chọc thủng, bao gồm: tỷ lệ cốt (ρ_f), mô đun đàn hồi của cốt GFRP (E_f), kích thước của mặt chịu tải.

Phương trình (10) được biến đổi để đưa về hàm số dạng tích (15).

$$V_{Osp} = 2,77\left(\rho_f f_c^{'}\right)^{1/3}\left(\frac{E_f}{E_s}\right)^{1/2} b_{1.5}d \quad (15)$$

Phương trình (15) được biến đổi thành (16) bằng cách chia cả 2 vế cho ($b_{1.5}d$) và đặt $y = V_{Osp}/(b_{1.5}d)$; $x_1 = (\rho_f f'_c)$; $x_2 = (E_f/E_s)$.

$$y = b_o\left(x_1\right)^{b_1}\left(x_2\right)^{b_2} \quad (16)$$

Phương trình (16) được biến đổi về hàm số dạng tuyến tính bằng cách lấy logarit cả hai vế, khi đó phương trình (16) được viết thành (17).

$$\ln y = \ln b_o + b_1 \ln x_1 + b_2 \ln x_2 \quad (17)$$

Đặt: $Y = lny$; $b'_o = lnb_o$; $X_1 = lnx_1$; $X_2 = lnx_2$, hàm số (17) được biến đổi thành (18).

$$Y = b_o^{'} + b_1 X_1 + b_2 X_2 \quad (18)$$

Thực hiện phân tích hồi quy tuyến tính phương trình (18), bằng công cụ "Data analysis" của Excel. Kết quả thu được các hệ số: $b'_o = 1,22$; $b_1 = 0,28$; $b_2 = 0,57$.

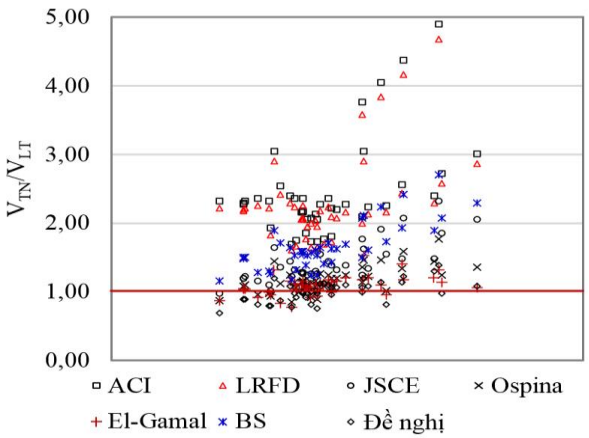
Tính hệ số b_o: $b_o = exp(b'_o) = 3,39$

Thay các hệ số vào (18), công thức điều chỉnh được viết thành (19).

$$V_P = 3,39\left(\rho_f f_c^{'}\right)^{0,28}\left(\frac{E_f}{E_s}\right)^{0,57} b_{1.5}d \quad (19)$$

Để kiểm chứng công thức đề nghị, sử dụng các số liệu ở Bảng 1 và 09 mẫu bản được lấy từ thực nghiệm của tác giả [20]. Kết quả phân tích, so sánh sức kháng chọc thủng xác định theo mô hình đề nghị với các mô hình khác được tổng hợp ở Bảng 2 và Hình 3 cho thấy công thức điều chỉnh cho kết quả phù hợp với thực nghiệm.

Để kiểm chứng công thức đề nghị với riêng loại cốt GFRP sản xuất tại Việt Nam, tiến hành khảo sát mối quan hệ giữa sức kháng chọc thủng và hàm lượng cốt theo các mô hình lý thuyết, kết quả thí nghiệm, và mô hình đề nghị, với 03 nhóm mẫu G1, G2, G3 được mô tả trên Hình 4. Kết quả cho thấy giá trị dự báo theo công thức đề nghị phù hợp với thực nghiệm, đặc biệt là khi tỷ lệ cốt GFRP ở lớp dưới (phương ngang cầu) từ 1% trở lên, đường dự báo nằm dưới và gần sát với đường thực nghiệm. Như vậy, khi bố trí với tỷ lệ cốt tối thiểu lấy theo quy định của tiêu chuẩn thiết kế cầu của Canada (ρ_f = 1,2%, E_f = 45 GPa), sử dụng công thức đề nghị sẽ cho giá trị dự báo thiên về an toàn, đồng thời đảm bảo hàm lượng cốt GFRP sử dụng ít hơn khi sử dụng các mô hình khác.



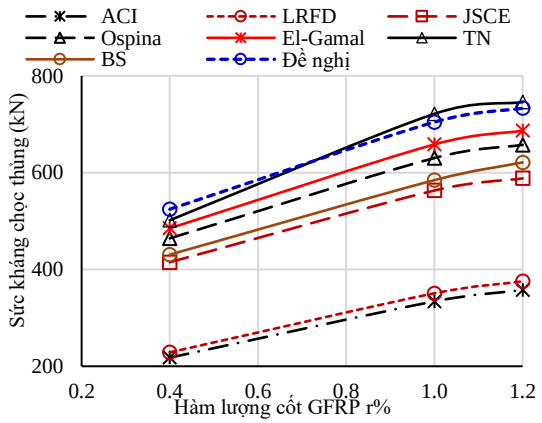
Hình 3. *So sánh các mô hình dự báo sức kháng chọc thủng*

Bảng 2. *Kết quả so sánh các mô hình dự báo*

TT	Số hiệu mẫu	V_{TCVN}/V_{TN}	V_{ACI}/V_{TN}	V_{LRFD}/V_{TN}	V_{JSCE}/V_{TN}	V_{Osp}/V_{TN}	V_{EI}/V_{TN}	V_{BS}/V_{TN}	V_P/V_{TN}
1	G-200-N	1,15	0,49	0,51	0,79	0,91	0,96	0,66	1,03
2	G-175-N	1,22	0,54	0,57	0,93	0,94	0,96	0,72	1,09
3	G-150-N	1,28	0,57	0,60	0,95	0,95	0,96	0,76	1,09
4	G-175-H	1,14	0,44	0,46	0,65	0,80	0,90	0,61	0,88
5	G-175-N-0,7	1,32	0,41	0,44	0,69	0,80	0,87	0,61	0,93
6	G-175-N-0,35	1,45	0,33	0,34	0,60	0,69	0,76	0,53	0,83
7	G-S1	1,09	0,43	0,45	0,70	0,80	0,85	0,59	0,92
8	G-S2	1,06	0,55	0,58	0,87	0,94	1,01	0,71	1,04
9	G-S3	1,06	0,45	0,48	0,72	0,83	0,88	0,61	0,93
10	G-S4	1,05	0,46	0,48	0,75	0,83	0,87	0,61	0,95
11	G-S5	1,01	0,44	0,46	0,72	0,80	0,83	0,59	0,91
12	1	0,85	0,44	0,46	0,65	0,97	1,05	0,58	1,23
13	2	0,71	0,37	0,39	0,54	0,81	0,88	0,48	1,03
14	3	0,65	0,33	0,35	0,49	0,74	0,95	0,44	0,93

TT	Số hiệu mẫu	V_{TCVN}/V_{TN}	V_{ACI}/V_{TN}	V_{LRFD}/V_{TN}	V_{JSCE}/V_{TN}	V_{Osp}/V_{TN}	V_{EI}/V_{TN}	V_{BS}/V_{TN}	V_{P}/V_{TN}
15	1	0,73	0,41	0,44	0,67	0,69	0,84	0,53	0,76
16	1	0,81	0,23	0,24	0,48	0,63	0,85	0,41	0,82
17	2	0,72	0,20	0,21	0,43	0,56	0,75	0,37	0,73
18	3	0,87	0,25	0,26	0,52	0,68	0,92	0,45	0,88
19	4	0,94	0,27	0,28	0,56	0,74	0,98	0,48	0,95
20	5	1,39	0,40	0,41	0,74	0,89	1,19	0,58	1,15
21	D1	0,93	0,33	0,34	0,62	0,68	0,66	0,47	0,83
22	D2	0,81	0,39	0,41	0,68	0,74	0,72	0,52	0,87
23	G(1.6)30/20-B	0,94	0,48	0,50	0,81	0,87	0,85	0,66	1,00
24	G(1.6)45/20	1,11	0,56	0,59	0,89	0,93	0,91	0,71	0,89
25	G(0.7)30/20-B	1,23	0,42	0,44	0,79	0,86	0,87	0,65	1,02
26	G(0.7)45/20	1,28	0,43	0,45	0,76	0,88	0,90	0,66	1,03
27	G(0.7)45/20-B	0,92	0,44	0,47	0,75	0,82	0,83	0,62	0,93
28	SG1	2,17	0,43	0,45	1,03	1,15	1,14	0,86	1,45
29	SG2	1,61	0,42	0,44	0,86	1,04	1,09	0,78	1,25
30	SG3	1,49	0,43	0,45	0,91	1,03	1,01	0,78	1,27
31	G(0.7)30/20	1,47	0,52	0,54	0,98	1,06	1,05	0,79	1,27
32	G(1.6)30/20	1,18	0,58	0,61	0,99	1,09	1,09	0,81	1,23
33	G(1.6)30/20-H	1,30	0,60	0,63	0,83	1,18	1,28	0,85	1,30
34	G(1.2)30/20	1,15	0,57	0,61	0,99	1,12	1,08	0,80	1,33
35	G1a	1,75	0,43	0,45	0,82	0,92	0,96	0,66	1,08
36	G1b	1,79	0,43	0,46	0,83	0,93	0,97	0,67	1,09
37	G1c	1,79	0,44	0,46	0,83	0,93	0,97	0,67	1,09
38	G2a	1,25	0,47	0,49	0,79	0,88	0,92	0,63	0,98
39	G2b	1,23	0,46	0,48	0,78	0,87	0,91	0,63	0,97
40	G2c	1,23	0,46	0,49	0,78	0,87	0,91	0,63	0,97
41	G3a	1,20	0,49	0,51	0,81	0,90	0,94	0,65	0,99
42	G3b	1,18	0,48	0,51	0,79	0,88	0,93	0,64	0,97
43	G3c	1,15	0,47	0,49	0,78	0,86	0,90	0,63	0,95
Trung bình		**1,10**	**0,41**	**0,43**	**0,72**	**0,85**	**0,92**	**0,61**	**1,00**
Độ lệch chuẩn (SD)		0,321	0,091	0,096	0,145	0,137	0,120	0,117	0,160
Hệ số biến thiên, COV (%)		29,2	22,2	22,1	20,0	16,0	13,1	19,3	16,0

Chú thích: Các mẫu có số hiệu G1a, G1b, G1c, G2a, G2b, G2c, G3a, G3b, G3c thuộc 03 nhóm mẫu G1, G2, G3, với tỷ lệ cốt GFRP ở lớp dưới theo phương ngang cầu tương ứng 0,4%, 1,0% và 1,2%. Nhóm mẫu G3 có tỷ lệ cốt lấy theo quy định của phương pháp thiết kế kinh nghiệm trong Tiêu chuẩn thiết kế cầu của Canada [21].



Hình 4. *Quan hệ giữa sức kháng chọc thủng và tỷ lệ cốt*

4. Kết luận

Các mô hình lý thuyết theo các hướng dẫn của ACI 440.1R, hướng dẫn của AASHTO LRFD 2018, tiêu chuẩn Nhật Bản (JSCE-97), Ospina và cộng sự, El-Gamal và cộng sự, BS8110, đều cho kết quả dự báo thấp hơn thực nghiệm, với chệnh lệch trung bình tương ứng 59%, 57%, 28%, 15%, 8% và 39%. Mô hình được tác giả đề xuất cho kết quả dự báo phù hợp với thực nghiệm.

Bản mặt cầu được bố trí với tỷ lệ cốt lấy theo phương pháp kinh nghiệm của Canada (ρ_f =1,2%, E_f = 45 GPa - nhóm mẫu G3), thỏa mãn các điều kiện yêu cầu của thiết kế. Do đó, cần thiết tiến hành thêm các nghiên cứu thực nghiệm theo hướng này để có đủ độ tin cậy trước khi áp dụng vào thực tế.

Trên cơ sở mô hình dự báo sức kháng chọc thủng đề nghị, có thể kết hợp với hướng nghiên cứu về mức độ đóng góp vào khả năng kháng uốn của hiệu ứng vòm nén, từ đó xây dựng quy trình thiết kế bản mặt cầu cốt GFRP, phát huy lợi thế của loại vật liệu này.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

[1] E. A. Ahmed, F. Settecasi, and B. Benmokrane, "Construction and testing of GFRP steel hybrid reinforced-concrete bridge-deck slabs of the Sainte-Catherine overpass bridges", *Journal of Bridge Engineering*, Vol. 19, No. 6, pp.04014011, 2014. https://doi.org/10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0000581

[2] B. Benmokrane, E. El-Salakawy, A. El-Ragaby, and T. Lackey, "Designing and testing of concrete bridge decks reinforced with glass FRP bars", *Journal of Bridge Engineering*, Vol. 11, No. 2, pp.217-229, 2006. http://doi:10.1061/(asce)1084-0702(2006)11:2(217)

[3] K. Bouguerra, E. A. Ahmed, S. El-Gamal, and B. Benmokrane, "Testing of full-scale concrete bridge deck slabs reinforced with fiber-reinforced polymer (FRP) bars", *Construction and Building Materials*, Vol. 25, No. 10, pp.3956-3965, 2011. http://doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.04.028

[4] S. El-Gamal, E. El-Salakawy, and B. Benmokrane, "Behavior of concrete bridge deck slabs reinforced with fiber-reinforced polymer bars under concentrated loads", *ACI Struct. J.*, Vol. 102, No. 5, pp. 727-735, 2005.

[5] S. El-Gamal, E. El-Salakawy, and B. Benmokrane, "Influence of reinforcement on the behavior of concrete bridge deck slabs reinforced with FRP bars", *J. Compos. Constr.*, Vol. 5, No. 449, pp.449-458, 2007. http://doi: 10.1061/(ASCE)1090-0268(2007)11:5(449).

[6] T. Hassan, S. Rizkalla, A. Abdelrahman, and G. Tadros, "Fiber reinforced polymer reinforcing bars for bridge decks", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 27, No. 5, pp.839-849, 2000. https://doi.org/10.1139/l99-098.

[7] O. S. Khanna, A. A. Mufti, and B. Bakht, "Experimental Investigation of the Role of Reinforcement in the Strength of Concrete Deck Slabs", *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 27, No. 3, pp.475-480, 2000. https://doi.org/10.1139/l99-094.

[8] A. H. Rahman, C. Y. Kingsley, and K. Kobayashi, "Service and Ultimate Load Behavior of Bridge Deck Reinforced with Carbon FRP Grid", *Journal of Composites of Construction*, ASCE, Vol. 4, No. 1, pp.16-23, 2000. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2000)4:1(16)

[9] Y.J. You, Y.H. Park, J.S. Park, and H.Y. Kim, "Experimental study on bridge decks reinforced with GFRP rebars", in *Fourth International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE2008)*, Zurich, Switzerland, 2008, pp.1-6.

[10] Y. Zheng, G. Yu, and Y. Pan, "Investigation of ultimate strengths of concrete bridge deck slabs reinforced with GFRP bars", *J. Constr. Build. Mater.*, Vol. 28, No. 1, pp.482-492, 2012. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.09.002

[11] ACI Committee 440, *Guide for the design and construction of structural concrete reinforced with FRP bars*, 2015.

[12] AASHTO, *AASHTO LRFD bridge design guide specifications for GFRP reinforced concrete, 2nd Ed*., 2018.

[13] JSCE, *Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials*, 1997.

[14] C. E. Ospina, S. D. B. Alexander, and J. J. R. Cheng, "Punching of two-way concrete slabs with fiber-reinforced polymer reinforcing bars or grids", *ACI Struct. J.*, Vol. 100, No. 5, pp.589-598, 2003.

[15] British Standards Institution, *Structural Use of Concrete. BS8110: Part 1-Code of Practice for Design and Construction*, 1997.

[16] Ministry of Science and Technology, *Road bridge design standards TCVN 11823:2017*, Hanoi, Transportation Publishing House, 2017.

[17] C. Dulude, M. Hassan, E. Ahmed, and B. Benmokrane, "Design and experimental tests on stepped parking slabs in reinforced concrete with reinforcement in GRP composite materials (MDEIE research project, N/Ref.: 08-09-PSVT2-13462)", *Dept. of Civil Engineering, University of Sherbrooke , Quebec, Canada*, 2010.

[18] A. W. El-Ghandour, K. Pilakoutas, and P. Waldron, "Punching shear behavior of fiber reinforced polymers reinforced concrete flat slabs: Experimental study", *J. Compos. Constr.*, Vol. 3, No. 258, pp.258-265, 2003. https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2003)7:3(258)

[19] M. Hassan, E. A. Ahmed, and B. Benmokrane, "Punching-shear strength of normal- and high-strength concrete flat slabs reinforced with GFRP bars", *J. Compos. Constr.*, Vol. 17, No. 6, pp. 04013003-, 2013. https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000424.

[20] N.V. Ngon, *Research and application of core materials Research on polymer glass fibers for bridge deck configuration on motorways*, Doctoral thesis in engineering, University of Transport, Hanoi, 2022.

[21] Canadian Standards Association (CSA), *Canadian Highway Bridge Design Code* (CAN/CSA-S6.1S1-10), 2010.