

NGHIÊN CỨU ĐỘ BỀN CỦA KẾT CẤU CHÂN GIÀN KHOAN BIỂN CỐ ĐỊNH BẰNG THÉP KHI BỊ TÀU ĐÂM VÀ

Đỗ Quang Thắng^{a,*}, Lê Xuân Chí^a, Nguyễn Văn Quân^a

^aKhoa Kỹ thuật Giao thông, Đại học Nha Trang,
02 đường Nguyễn Đình Chiểu, Vĩnh Thọ, Nha Trang, Khánh Hòa, Việt Nam

Nhận ngày 09/4/2021, Sửa xong 17/5/2021, Chấp nhận đăng 17/5/2021

Tóm tắt

Nghiên cứu này trình bày các mô phỏng số về đánh giá độ bền sau tai nạn đâm va của kiểu giàn khoan cố định bằng thép với các kịch bản khác nhau. Đầu tiên, phương pháp mô phỏng số được xây dựng trên phần mềm Abaqus. Độ chính xác và tin cậy của phương pháp mô phỏng số đã xây dựng được đánh giá bằng cách so sánh với kết quả thí nghiệm của 18 mô hình của tác giả. Sau khi xác nhận độ chính xác và độ tin cậy của phương pháp số, các nghiên cứu khảo sát tham số đã được thực hiện trên giàn khoan thực tế. Cuối cùng, công thức dự đoán hiện tượng nứt gãy dựa trên tiêu chuẩn biến dạng nứt gãy giới hạn cho bài toán mô phỏng và chạm đã được xây dựng. Độ chính xác và tin cậy của công thức được so sánh với kết quả thí nghiệm và các công thức của các nhà khoa học khác cũng như công thức của đăng kiểm.

Từ khoá: giàn khoan kiểu cố định; tàu hỗ trợ; ứng xử nứt gãy; độ bền tối hạn sau va chạm; mô phỏng số.

STUDIES ON RESIDUAL ULTIMATE STRENGTH OF FIXED STEEL JACKET PLATFORM UNDER SHIP COLLISION

Abstract

This study aims to present the numerical investigations on the collision strength assessment of fixed steel jacket platforms subjected to the collision of attendant vessels. Firstly, the numerical simulations are developed using Abaqus software packages after benchmarking against the experiments of eighteen H-shape tubular members from the authors. After validating the accuracy and reliability of the numerical method, the parametric studies were performed on the actual full-scaled fixed steel jacket platform. Finally, a new simple critical failure strain for offshore tubular member and ship collision simulations was provided. The accuracy and reliability of formulation have been compared with experimental results, existing formulations from other researchers as well as recommendation rules.

Keywords: fixed-type offshore platforms; supply vessels; residual ultimate strength; numerical simulation.

[https://doi.org/10.31814/stce.nuce2021-15\(2V\)-07](https://doi.org/10.31814/stce.nuce2021-15(2V)-07) © 2021 Trường Đại học Xây dựng (NUCE)

1. Đặt vấn đề

Để đáp ứng nhu cầu năng lượng ngày càng tăng, nhiều giàn khoan ngoài khơi kiểu cố định đã được lắp đặt để khoan dầu/khí. Các chân giàn khoan được kết nối trực tiếp với đáy biển và chúng không thể di chuyển được trong quá trình khai thác. Ưu điểm của loại giàn khoan này là có khả năng tự ổn định tốt trong môi trường đại dương. Đặc biệt, chúng được sử dụng phổ biến ở các vùng nước có độ sâu dưới 300 m. Trong quá trình hoạt động, các giàn khoan luôn cần sự hỗ trợ của các tàu dịch vụ để cung cấp trang thiết bị, lương thực thực phẩm và cũng như các tàu vận chuyển dầu. Do đó, va

*Tác giả đại diện. Địa chỉ e-mail: thangdq@ntu.edu.vn (Thắng, Đ. Q.)

chạm giữa chúng là điều không thể tránh khỏi. Đối với các va chạm lớn có thể dẫn đến hậu quả thảm khốc như sụp đổ giàn khoan, ô nhiễm môi trường, tổn thất tài chính và thậm chí gây nguy hiểm đến tính mạng con người, xem Hình 1 [1, 2].



(a) Biến dạng nứt gãy của chân giàn khoan và mũi tàu đâm va



(b) Gây cháy nổ giàn khoan

Hình 1. Hậu quả của va chạm giữa tàu dịch vụ và giàn khoan [1, 2]

Mối quan tâm chính trong quá trình thiết kế và vận hành hệ thống kết cấu giàn khoan là đảm bảo rằng chúng có đủ độ an toàn trong trường hợp có sự cố va chạm. Vấn đề đặt ra là làm sao để đánh giá được độ bền còn lại của giàn khoan sau va chạm. Bởi vì việc sửa chữa các vị trí hư hỏng có thể rất khó khăn và đôi khi là không thể bởi vì lý do kinh tế và các yêu cầu kỹ thuật. Để đảm bảo an toàn cho các công trình ngoài khơi đồng thời tránh việc sửa chữa không cần thiết và rất tốn kém cũng như có thể đánh giá nhanh chóng và chính xác các hậu quả và ảnh hưởng đối với kết cấu sau khi xảy ra va chạm. Do đó, việc đánh giá độ bền của kết cấu chân giàn khoan sau va chạm có vai trò rất quan trọng, trên cơ sở đó các nhà kỹ thuật và quản lý sẽ đưa ra quyết định sửa chữa hay không sửa chữa [3, 4].

Nghiên cứu về ứng xử va chạm của các kết cấu chân giàn khoan lần đầu tiên được trình bày bởi Walker và Kwok [5]. Trong đó, các thí nghiệm được thực hiện trên mô hình thu nhỏ của kết cấu cylinder với va chạm kiểu tải tĩnh (quasi-static denting). Tiếp theo, Walker và cs. [6] tiếp tục thực hiện các thí nghiệm va chạm tĩnh trên mô hình thu nhỏ của kết cấu cylinder có nẹp gia cường theo cả phương ngang và dọc (ring and stringer stiffener). Gần đây, Ghazijahani và cs. [7, 8] thực hiện 27 thí nghiệm va chạm tĩnh về cylinder không có nẹp gia cường và sau đó tất cả các mô hình này được đánh giá độ bền dưới tác dụng của tải trọng nén dọc trục. Có thể thấy rằng hầu hết các kết quả thí nghiệm được công bố chỉ nghiên cứu các va chạm của kết cấu chân giàn khoan ngoài khơi theo cách tiếp cận gần như tĩnh và giả sử rằng các ứng xử của kết cấu này dưới tác dụng của tải trọng động tại tốc độ va chạm thấp là giống như ứng xử tĩnh của lực và chuyển vị. Tuy nhiên, trong thực tế các va chạm xảy ra ngoài khơi là các va chạm động. Do đó, các ảnh hưởng của tải trọng động như tốc độ biến dạng (strain-rate effect) và lực quán tính (inertial force) cần được quan tâm khi dự đoán ứng xử va chạm một cách chính xác. Khắc phục các hạn chế đó, tác giả và cs. [9] đã thực hiện các thí nghiệm va chạm động trên 18 mô hình chân giàn khoan thu nhỏ. Các mô hình này được thí nghiệm với năng lượng va chạm tăng dần cho tới khi kết cấu bị nứt gãy. Các mô hình này là các dữ liệu quý giá để đánh giá độ chính xác và tin cậy của phương pháp mô phỏng số đã xây dựng.

Liên quan đến độ bền của các kết cấu chân giàn khoan có nẹp gia cường sau va chạm, cho đến nay chỉ có một vài nghiên cứu được báo cáo trong các tài liệu mở. Harding và Onoufriou [10] đã trình bày các thí nghiệm nén dọc trục đối với các kết cấu cylinder có nẹp gia cường hình vòng tròn sau va chạm. Các biến dạng cục bộ được tạo ra bởi các va chạm tĩnh. Ronalds và cs. [11, 12] thực hiện thí

nghiệm và chạm tĩnh trên 4 mô hình 3B1, 3B2, 3B3 và 3B4. Sau đó, các mô hình này được kiểm tra độ bền tối hạn dưới tác dụng của lực nén dọc trục. Mục đích của các thí nghiệm này để đánh giá mức độ ảnh hưởng của các mức độ va chạm khác nhau tới độ bền tối hạn của chân giàn khoan. Gần đây, tác giả và cs. [13–20] thực hiện hàng loạt các thí nghiệm va chạm và mô phỏng số cho các kiểu chân giàn khoan có nẹp gia cường dưới các tác trọng khác nhau. Trong các nghiên cứu này cũng đề xuất một số công thức dự đoán độ bền tối hạn sau tai nạn đâm va của kết cấu chân giàn khoan có nẹp gia cường. Tuy nhiên, cho đến nay vẫn chưa có công bố nào về độ bền sau va chạm của kết cấu chân giàn khoan cố định không có nẹp gia cường. Do đó, nghiên cứu này sẽ bổ sung thêm một số kết quả đánh giá độ bền sau tai nạn đâm va của loại kết cấu này.

Ngày nay, phân tích phần tử hữu hạn phi tuyến đã trở thành một công cụ tuyệt vời để đánh giá ứng xử va chạm và sự cố của các kết cấu trong lĩnh vực công trình biển. Nó cũng được áp dụng trong một số công trình ngoài khơi, bao gồm các kết cấu chân giàn khoan. Chi tiết một số phương pháp mô phỏng số về độ bền còn lại của chân giàn khoan sau tai nạn đâm va được trình bày bởi tác giả và cs. [13–21].

Với cách đặt vấn đề như trên, trong nghiên cứu này sẽ khảo sát các ứng xử va chạm và độ bền tối hạn còn lại sau va chạm của chân giàn khoan cố định dưới tác dụng của tải trọng nén dọc trục bằng phương pháp mô phỏng số trên phần mềm ABAQUS. Tiếp theo, các ảnh hưởng của các tham số cơ bản đến độ bền sau va chạm như ảnh hưởng của các thông số vận tốc đâm va, vị trí đâm va cũng như hình dạng của mũi tàu đâm va tới độ bền tối hạn của giàn khoan đã được nghiên cứu và thảo luận chi tiết. Cuối cùng, công thức dự đoán hiện tượng nứt gãy dựa trên tiêu chuẩn biến dạng nứt gãy giới hạn cho bài toán mô phỏng va chạm đã được xây dựng.

2. Giới thiệu các mô hình thí nghiệm

Trong phần này sẽ giới thiệu thí nghiệm của 18 mô hình thu nhỏ của kết cấu chân giàn khoan có kiểu nối T-joint được thực hiện bởi tác giả và cs. [9] tại phòng thí nghiệm va chạm động, Đại học

Bảng 1. Thông số kích thước của mô hình thí nghiệm

Mô hình	Trụ chính			Gia cường			L_c/D_c	D_c/t_c	L_b/D_b	D_b/t_b
	L_c	D_c	t_c	L_b	D_b	t_b				
A1	1300	114	4,05	1686	76,3	3,11	11,40	28,15	22,10	24,53
A2	1300	114	4,05	1286	76,3	3,35	11,40	28,15	16,85	22,78
B2	1300	114	4,04	1268	89,1	3,56	11,40	28,22	14,23	25,03
C3	1300	114	4,04	886	114,3	4,02	11,40	28,22	7,75	28,43
E3	1300	114	4,05	886	89,1	2,10	11,40	28,15	9,94	42,43
F1	1300	114	4,05	1686	114,3	2,00	11,40	28,15	14,75	57,15
F2	1300	114	4,04	1268	114,3	2,10	11,40	28,22	11,09	54,43
G1	1300	114	6,02	866	76,0	1,79	11,40	18,94	11,39	42,46
G2	1300	114	6,02	866	76,0	1,80	11,40	18,94	11,39	42,22
G3	1300	114	6,00	866	76,0	1,80	11,40	19,00	11,39	42,22
G4	1300	114	6,05	866	76,0	1,80	11,40	18,84	11,39	42,22
G5	1300	114	6,05	866	76,0	1,79	11,40	18,84	11,39	42,46
G6	1300	114	6,05	866	76,0	1,79	11,40	18,84	11,39	42,46
H1	1300	114	6,07	886	90,0	2,01	11,40	18,78	9,84	44,78
H2	1300	114	6,00	886	90,0	2,09	11,40	19,00	9,84	43,06
H3	1300	114	6,04	886	90,0	2,08	11,40	18,87	9,84	43,27
H4	1300	114	6,07	886	90,0	2,08	11,40	18,78	9,84	43,27
H5	1300	114	6,06	886	90,0	2,03	11,40	18,81	9,84	44,33

Ulsan, Hàn Quốc. Thông số kích thước của các mô hình được thể hiện trong Bảng 1. Trong Bảng 1, các đại lượng L , D và t lần lượt là chiều dài, đường kính và độ dày của cylinder. Các kí hiệu c và b là thể hiện tương ứng với kích thước của trụ chính và gia cường. Thông số vật liệu được thể hiện ở Bảng 2. Chi tiết quá trình thực hiện thí nghiệm và kết quả thí nghiệm được cung cấp tại tài liệu tham khảo [9]. Mục đích sử dụng các kết quả thí nghiệm này để xây dựng mô hình mô phỏng số bằng cách so sánh với kết quả mô phỏng số để đánh giá độ chính xác và tin cậy của phương pháp mô phỏng số đã xây dựng. Sau đó dùng mô hình mô phỏng số này đi mô phỏng khảo sát cho độ bền của kết cấu giàn khoan ngoài thực tế.

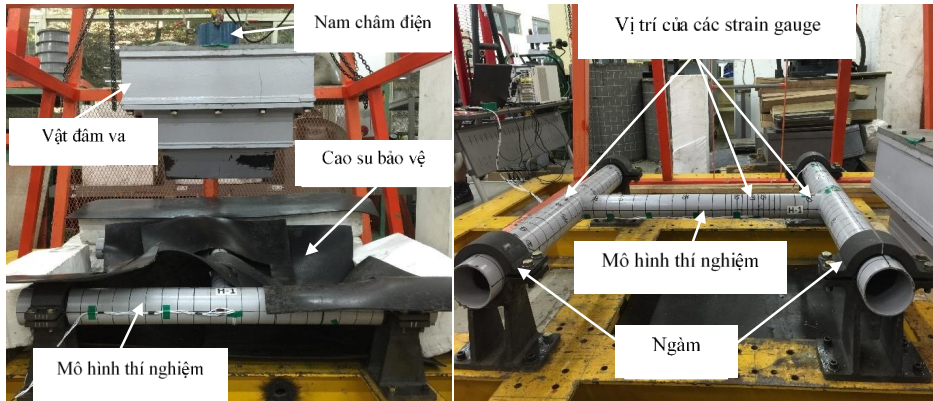
Bảng 2. Thông số vật liệu của mô hình

Series mô hình	A-series	B-series	C-series	E-series	F-series	G-series	H-series
Ứng suất chảy, σ_Y (MPa)	401,8	377,4	360,9	360,3	344,7	319,7	317,3
Ứng suất tối hạn, σ_T (MPa)	442,9	410,8	419,2	413,5	405,2	418,7	391,1
Mô đun đàn hồi, E (GPa)	207	207	207	207	207	206	206
Điểm bắt đầu biến cứng, ε_{HS}	0,0252	0,0327	0,0264	0,0279	0,0268	0,0186	0,0245
Biến dạng tối hạn, ε_T	0,1231	0,1349	0,1443	0,1447	0,1548	0,1723	0,1743

Trước khi thực hiện các thí nghiệm, các mô hình được kẻ lưới và đo các biến dạng ban đầu do quá trình chế tạo gây ra như quá trình hàn, quá trình uốn nguội. Mục đích để lấy dữ liệu chính xác tọa độ bề mặt của các mô hình, sau đó mô hình hóa trên phần mềm Abaqus. Quá trình đo biến dạng được thực hiện bởi máy Cimcore. Tiếp theo, các thí nghiệm va chạm động được thực hiện trên máy va chạm như Hình 2. Các thông số điều kiện biên thí nghiệm va chạm được thể hiện trong Bảng 3.

Bảng 3. Điều kiện biên và vị trí va chạm

Mô hình	Tốc độ (m/s)	Khối lượng (Kg)	Động năng (J)	Vị trí va chạm
A1	5,94	633	11167	Cách vị trí mỗi nối 580 mm
A2	6,57	633	13662	Cách vị trí mỗi nối 250 mm
B2	4,86	460	5433	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
C3	5,26	460	6364	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
E3	5,25	460	6339	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
F1	6,86	633	14894	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
F2	5,25	460	6339	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
G1	5,13	673	8856	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
G2	4,93	673	8179	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
G3	4,52	673	6875	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
G4	3,81	673	4885	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
G5	2,17	673	1585	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
G6	2,58	673	2240	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
H1	2,58	673	2240	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
H2	2,77	673	2582	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
H3	2,94	673	2909	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
H4	2,39	673	1922	Cách vị trí mỗi nối 200 mm
H5	2,38	673	1906	Cách vị trí mỗi nối 200 mm



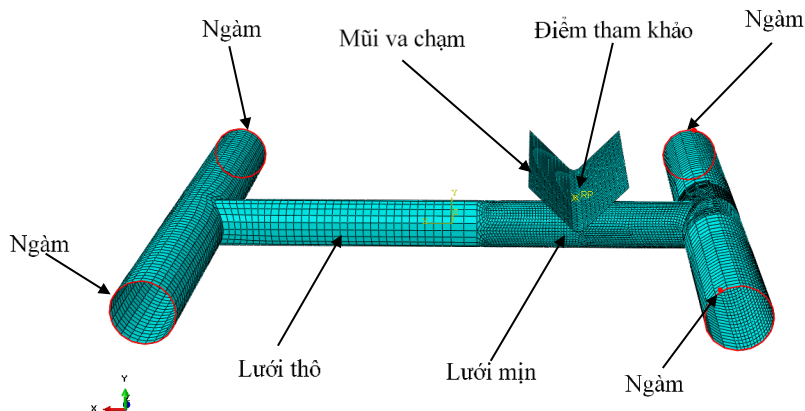
Hình 2. Setup thí nghiệm và chạm động cho chân giàn khoan

3. Thiết lập các thông số cho bài toán mô phỏng

Mô phỏng số được thực hiện trên phần mềm Abaqus phiên bản 6.14. Quá trình và chạm được mô phỏng bằng mô đun Dynamic/Explicit, trong khi bài toán độ bền sau va chạm dưới lực nén dọc trục được thực hiện trên mô đun Static Riks.

3.1. Lựa chọn phần tử

Các kết cấu chân giàn khoan được mô hình hóa bằng các phần tử tám nút bốn cạnh (Abaqus S4R). Quy luật sắp xếp chiều dày được thực hiện bằng nguyên tắc Simpson, với năm điểm tích hợp trong suốt bề dày. Trọng vật va chạm được giả thiết là vật rắn tuyệt đối (Rigid body). Sự tiếp xúc giữa bề mặt của trọng vật và mô hình chân đế giàn khoan bị va đập được xác định bằng cách sử dụng tùy chọn trực tiếp trong phần mềm Abaqus. Hệ số ma sát tiếp xúc giữa hai bề mặt kim loại được thiết kế bằng 0,3.



Hình 3. Mô hình phần tử của kết cấu chân giàn khoan kiểu T-joint

Để xác định được kích thước lưới tối ưu thì hàng loạt các mô phỏng hội tụ đã được thực hiện bằng cách thay đổi kích thước lưới của mô hình tính toán. Trong nghiên cứu này, kích thước lưới tối ưu của vùng va chạm bằng 50% kích thước của các vùng lân cận. Kích thước phần tử được chọn cho vùng va chạm (lưới mịn) là 5×5 mm và của vùng lân cận (lưới thô) là 10×10 mm, xem Hình 3. Với kích thước

lưới này là phù hợp để xác định chính xác ứng xử của lực – chuyển vị. Điều kiện biên tại các vị trí bulong là ngàm cứng 6 bậc tự do tại vị trí của vòng gia cường cứng nối với hệ thống chân đế của máy va chạm.

3.2. Định nghĩa tính chất vật liệu

Đối với mô phỏng va chạm, các thuộc tính của vật liệu được xác định bằng các công thức được đề xuất bởi tác giả và cộng sự trong tài liệu tham khảo [4]. Các phương trình này được xây dựng bằng cách sử dụng kết quả của 7500 mẫu kéo bao gồm cả tải trọng tĩnh và động với các loại thép khác nhau như: SS41, AH36, HSLA, HY-80, HY-100, ... Các giá trị của ứng suất chảy, giới hạn bền, biến dạng tới hạn động và độ bền kéo giới hạn được thể hiện theo giá trị của tốc độ biến dạng $\dot{\epsilon}$. Cần chú ý rằng đối với bài toán va chạm thì ứng xử va chạm của vật liệu phụ thuộc lớn vào tốc độ biến dạng. Trong nghiên cứu này, tốc độ biến dạng được thực hiện trong phạm vi từ 10/s, 20/s, 50/s, 70/s, 100/s tới 150/s, xem Hình 4. Khi xem xét đến quá trình nứt gãy thì tiêu chuẩn “shear strain” được áp dụng như đề xuất của đăng kiểm DNV [21].

$$\sigma_{tr} = E\varepsilon_{tr} \quad \text{với } 0 < \varepsilon_{tr} \leq \varepsilon_{Y,tr} \quad (1)$$

$$\sigma_{tr} = \sigma_{Y,tr} + (\sigma_{HS,tr} - \sigma_{Y,tr}) \frac{\varepsilon_{tr} - \varepsilon_{Y,tr}}{\varepsilon_{HS,tr} - \varepsilon_{Y,tr}} \quad \text{với } \varepsilon_{Y,tr} < \varepsilon_{tr} \leq \varepsilon_{HS,tr} \quad (2)$$

$$\sigma_{tr} = \sigma_{HS,tr} + K(\varepsilon_{tr} - \varepsilon_{HS,tr})^n \quad \text{với } \varepsilon_{HS,tr} < \varepsilon_{tr} \quad (3)$$

trong đó:

$$n = \frac{\sigma_{T,tr}}{\sigma_{T,tr} - \sigma_{HS,tr}} (\varepsilon_{T,tr} - \varepsilon_{HS,tr}) \quad (4)$$

$$K = \frac{\sigma_{T,tr} - \sigma_{HS,tr}}{(\varepsilon_{T,tr} - \varepsilon_{HS,tr})^n} \quad (5)$$

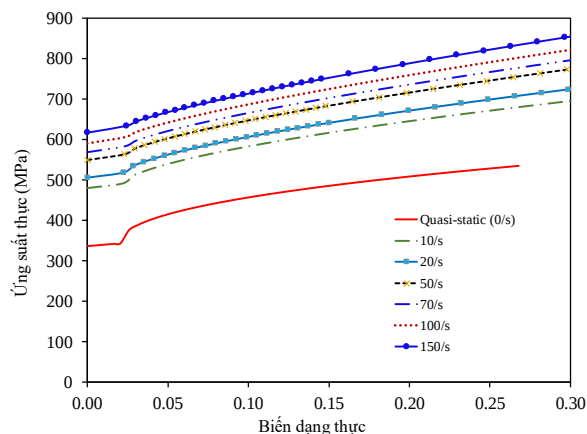
$$\frac{\sigma_{YD}}{\sigma_Y} = 1 + 0,3 \left(\frac{E}{1000\sigma_Y} \right)^{0,5} (\dot{\epsilon})^{0,25} \quad (6)$$

$$\frac{\sigma_{YD}}{\sigma_Y} = 1 + \left[0,16 \left(\frac{\sigma_T}{\sigma_{YD}} \right)^{3,325} (\dot{\epsilon})^{1/15} \right]^{0,35} \quad (7)$$

$$\frac{\varepsilon_{HSD}}{\varepsilon_{HSS}} = 1 + 0,1 \left(\frac{E}{1000\sigma_Y} \right)^{1,73} (\dot{\epsilon})^{0,33} \quad (8)$$

$$\frac{\varepsilon_{TD}}{\varepsilon_T} = 1 - 0,117 \left[\left(\frac{E}{1000\sigma_Y} \right)^{2,352} \left(\frac{\sigma_T}{\sigma_Y} \right)^{0,588} \right] \quad (9)$$

trong đó $\sigma_{tr}, \varepsilon_{tr}$ là ứng suất thực và biến dạng thực; $\sigma_{Y,tr}, \sigma_{HS,tr}, \sigma_{T,tr}$ là ứng suất chảy thực, ứng suất thực tại vị trí bắt đầu biến cứng và ứng suất tới hạn thực của vật liệu; $\varepsilon_{HS,tr}, \varepsilon_{T,tr}$ biến dạng thực tại vị trí bắt đầu biến cứng và biến dạng tới hạn thực; σ_{TD}, σ_{YD} là ứng suất tới hạn động và ứng suất chạy động; $\varepsilon_T, \varepsilon_{TD}$ là biến dạng tới hạn và biến dạng tới hạn động; $\varepsilon_{HSD}, \varepsilon_{HSS}$ là biến dạng động tại vị trí bắt đầu biến cứng và biến dạng tĩnh tại vị trí bắt đầu biến cứng; $\varepsilon_Y, \dot{\epsilon}$ là biến dạng và tốc độ biến dạng tương đương.



Hình 4. Đường cong ứng suất-biến dạng thực được áp dụng trong phân tích số

3.3. Setup bài toán va chạm

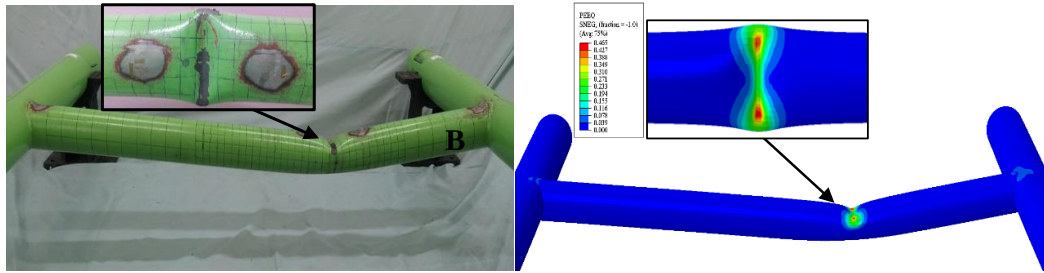
Setup cho bài toán va chạm được thể hiện như Hình 3. Vật thể va chạm như hình chữ V, phần góc được bo tròn với bán kính 10 mm. Trong mô hình, vật thể va chạm được giả sử như vật rắn tuyệt đối với kiểu phần tử R3D4. Do đó toàn bộ năng lượng va chạm sẽ được hấp thụ hoàn toàn bởi mô hình chân giàn khoan. Trong mô phỏng số, vận tốc va chạm và mô men quán tính được gán với vật thể va chạm bởi một điểm tham khảo.

3.4. Kết quả mô phỏng số

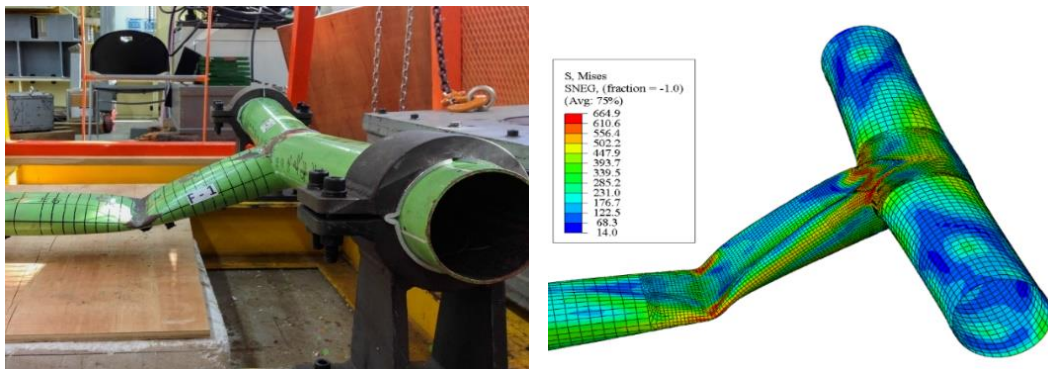
Để khảo sát quá trình nứt gãy tại các vị trí mối nối kiểu T-joint thì năng lượng va chạm được từ từ tăng lên cho đến khi nứt gãy xuất hiện. Tức là tốc độ va chạm được tăng lên trong khi vẫn giữ nguyên khối lượng va chạm. Do đó, kết quả va chạm được phân ra làm hai loại: (1) Chỉ xuất hiện biến dạng dẻo; (2) Xuất hiện biến dạng dẻo và nứt gãy tại vị trí mối nối. Kết quả so sánh biến dạng dẻo của mô hình B2 giữa mô phỏng và thí nghiệm được thể hiện trên Hình 5. Kết quả chỉ ra rằng hình dạng biến dạng do va chạm của kết quả mô phỏng và thí nghiệm là gần như nhau. Sự sai khác của độ sâu vết nứt lớn nhất (d) của mô phỏng số khi so sánh với kết quả thử nghiệm là khoảng 8,6%. Biến dạng dẻo cục bộ xảy ra tại vị trí va chạm làm mặt cắt ngang của thanh trụ phụ (gia cường) bị bẹp xuống như hình oval, và cả thanh này bị võng xuống. Biến dạng được phát triển dần về hai mối nối. Ở trong hình này, có thể thấy rằng hầu hết năng lượng va chạm được hấp thụ bởi thanh gia cường nơi tiếp xúc trực tiếp va chạm. Năng lượng hấp thụ của trụ chính là rất nhỏ, hầu như chỉ xuất hiện ở mối nối và không có chuyển vị xảy ra.

Hình 6 so sánh kết quả mô phỏng số và thí nghiệm cho mô hình F1. Khác với các mô hình trình bày ở phía trên, trong các mô hình này năng lượng va chạm được tăng lên và nó gây ra biến dạng cho cả thanh gia cường và trụ chính. Tuy nhiên, hiện tượng nứt gãy vẫn chưa xảy ra tại các mối nối. Nguyên nhân là độ dày của thanh gia cường và trụ chính được tăng lên bằng nhau. Do đó độ bền tại vị trí mối nối được tăng lên đáng kể và năng lượng va chạm được truyền cả cho trụ chính gây biến dạng cho nó. Về mặt kết cấu thì các nhà thiết kế không mong muốn điều này xảy ra. Trong trường hợp xấu nhất họ mong rằng thanh gia cường sẽ hấp thụ phần lớn năng lượng va chạm và đứt gãy tại vị trí mối nối. Khi đó, các trụ chính của chân giàn khoan được bảo vệ và cả hệ thống kết cấu sẽ an toàn hơn.

Khi năng lượng va chạm được tăng lên mà vị trí mối nối không đủ cứng thì nó sẽ bị nứt gãy. Trong các trường hợp này thì trụ chính sẽ được bảo vệ, nó chỉ hấp thụ một phần nhỏ năng lượng va chạm.

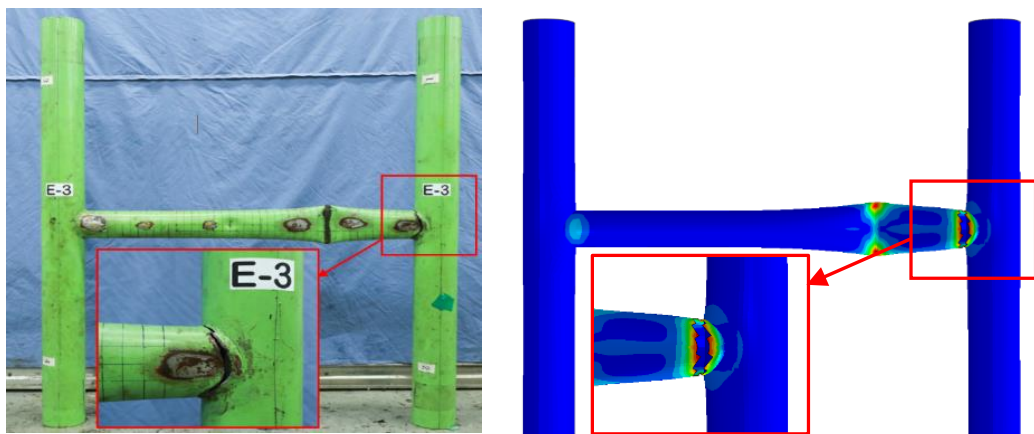


Hình 5. So sánh kết quả biến dạng giữa mô phỏng và thí nghiệm cho mô hình B2



Hình 6. So sánh kết quả biến dạng giữa mô phỏng và thí nghiệm cho mô hình F-1

Phần năng lượng va chạm này chỉ gây ra biến dạng cục bộ tại vị trí xung quanh mối ở gần đường hàn. Cần chú ý rằng vị trí nứt gãy chỉ xảy ra gần đường hàn vì vị trí mối hàn thì độ dày của kết cấu đã được tăng lên nhờ sự bồi đắp của vật liệu hàn. So sánh kết quả mô phỏng và kết quả thí nghiệm cho mô hình E1 và G-4 được thể hiện trên Hình 7 và 8. Có thể thấy rằng biến dạng của vị trí phá hủy nứt gãy không mịn mà có hình răng cưa. Nguyên nhân là do tại vị trí đó tập trung ứng suất rất lớn.



Hình 7. So sánh kết quả phá hủy giữa mô phỏng và thí nghiệm cho mô hình E-1

Tổng hợp các kết quả so sánh giữa mô phỏng số và kết quả thí nghiệm được thể hiện trong Bảng 4. Có thể thấy rằng giá trị trung bình sai khác giữa kết quả mô phỏng và thực nghiệm không quá 5%



Hình 8. So sánh kết quả phá hủy giữa mô phỏng và thí nghiệm cho mô hình G-4

cho tất cả các trường hợp. Độ biến thiên COV giữa độ lệch chuẩn và giá trị trung bình không quá 8%. Có thể kết luận rằng phương pháp mô phỏng số đã được xây dựng và phát triển trong nghiên cứu này có độ chính xác và tin cậy cao. Đặc biệt với các bài toán mô phỏng phá hủy thì ngoài việc dự đoán gần chính xác độ lớn của tải trọng và chuyển vị tác dụng mà còn có yêu cầu dự đoán gần đúng hình dạng phá hủy của mô hình. Trong nghiên cứu này cả hai vấn đề trên đều được giải quyết tốt. Vì vậy, có thể sử dụng phương pháp mô phỏng số này áp dụng để dự đoán ứng xử và chạm và độ bền sau va chạm cho kết cấu chân giàn khoan cố định ngoài thực tế.

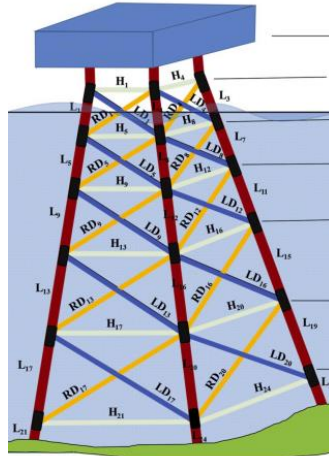
Trong Bảng 4, D_b là đường kính của thanh gia cường (thanh bị va chạm); d_d là độ sâu biến dạng lớn nhất sau va chạm; d_0 là khoảng cách trục trung hòa trước và sau va chạm; X_m là tỷ số sai khác giữa mô phỏng/thực nghiệm; COV là biến thiên của độ lệch chuẩn ((giá trị trung bình của X_m /độ lệch chuẩn), %).

Bảng 4. So sánh kết quả mô phỏng số với kết quả thí nghiệm

Mô hình	D_b (mm)	Thí nghiệm		Mô phỏng		Sai khác (MP/TN), X_m	
		d_d/D_b	d_0/D_b	d_d/D_b	d_0/D_b		
		(1)	(2)	(3)	(4)	(3)/(1)	(4)/(2)
A1	76	0,56	1,35	0,59	1,41	1,061	1,048
A2	76	0,57	1,85	0,57	1,89	1,001	1,023
B2	89	0,35	0,73	0,38	0,66	1,086	0,907
C3	114	0,30	0,24	0,32	0,25	1,070	1,049
E3	89	0,67	0,72	0,71	0,68	1,052	0,933
F1	114	0,82	0,90	0,88	0,96	1,071	1,065
F2	114	0,52	0,51	0,57	0,49	1,107	0,968
G5	76	0,55	0,38	0,59	0,41	1,071	1,098
G6	76	0,66	0,60	0,71	0,66	1,075	1,085
H1	90	0,55	0,26	0,53	0,28	0,966	1,071
H2	90	0,58	0,31	0,63	0,35	1,093	1,116
H3	90	0,62	0,37	0,57	0,40	0,917	1,077
H4	90	0,55	0,26	0,58	0,31	1,057	1,199
H5	90	0,51	0,27	0,55	0,25	1,097	0,929
Giá trị trung bình						1,052	1,041
COV %						5,12%	7,84%

4. Mô phỏng khảo sát ảnh hưởng của các tham số trên giàn khoan thực tế

Trong đề tài này, một giàn khoan cố định ngoài thực tế đang hoạt động tại vịnh Mexico được lựa chọn để khảo sát. Các thông số kích thước của giàn khoan được thể hiện với biểu đồ màu trên Hình 9 [22]. Tổng chiều cao của giàn khoan tính tới mặt boong là 158 m. Chi tiết kích thước của giàn khoan được thể hiện trong Bảng 5.



Hình 9. Giàn khoan được khảo sát [22]

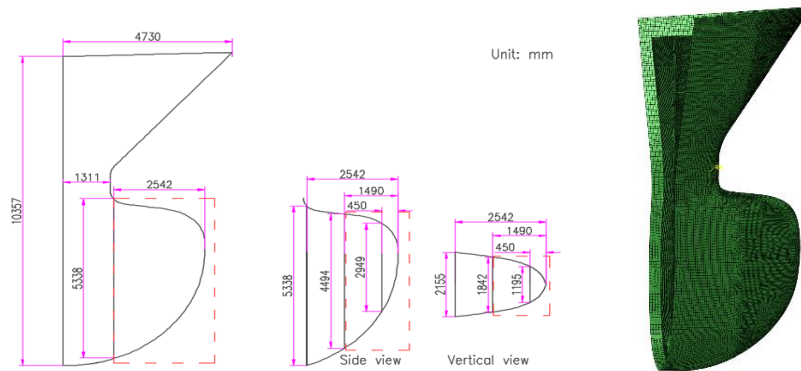
Bảng 5. Chi tiết kích thước của giàn khoan để mô phỏng

Tên và vị trí kết cấu	Chiều dài L (m)	Đường kính D (m)	Độ dày t (m)
H1, H2, H3, H4	9,48	1,0	0,03
H5, H6, H7, H8	17,74	1,0	0,03
L1, L2, L3, L4	20,04	2,4	0,06
L5, L6, L7, L8	22,62	2,4	0,06
RD1, RD4, LD1, LD4	23,26	1,0	0,03
RD5, RD8, LD5, LD8	29,49	1,0	0,03

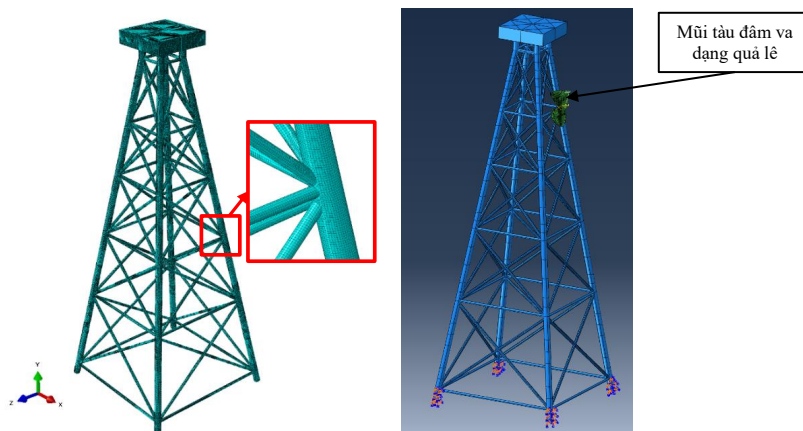
Hình dạng mũi quả lê của các tàu chở dầu được thể hiện trên Hình 10. Trong mô phỏng số mũi quả lê được mô hình hóa như vật rắn tuyệt đối. Có nghĩa là năng lượng và chạm sẽ được hấp thụ hoàn toàn bởi giàn khoan. Do đó, sẽ không có bất kì biến dạng hay ứng suất nào xuất hiện trong mũi quả lê. Việc giả sử này sẽ làm đơn giản hóa khối lượng phân tích.

Mô hình phần tử và điều kiện biên của toán va chạm được thiết lập như Hình 11. Kích thước lưới tối ưu được chọn là $200 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$. Như vậy tổng số phần tử được chia là 356718 phần tử. Tàu va chạm trong trường hợp này được giả sử là 5000 tấn, tốc độ va chạm 3 m/s. Vị trí va chạm được thiết lập ở các vị trí khác nhau trên chân giàn khoan. Bài toán va chạm được sử dụng bằng trên mô đun Dynamic/Explicit của Abaqus.

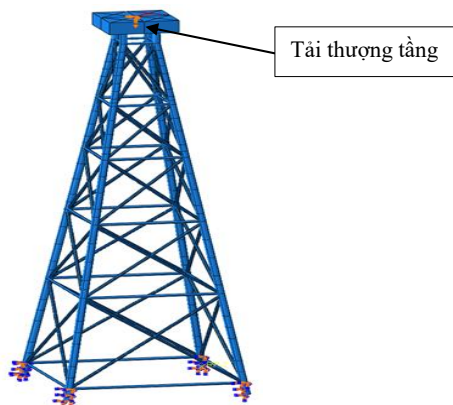
Đối với mô phỏng số đánh giá độ bền sau va chạm, giải thuật Static/Riks được áp dụng. Thuật toán này chuyên dùng để tìm độ bền tới hạn của kết cấu. Thiết lập mô hình mô phỏng được thể hiện trên Hình 12. Toàn bộ mô hình được cố định với điều kiện biên ngàm ở phần cuối của bốn trụ chính.



Hình 10. Mô hình hóa tàu đắm và có mũi quả lê



Hình 11. Mô hình phần tử và điều kiện biên

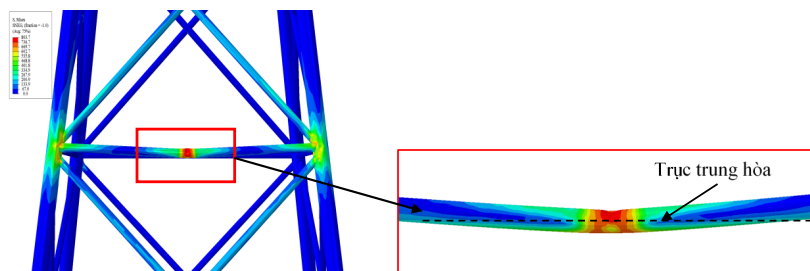


Hình 12. Thiết lập đầu ra cho bài toán độ bền tối hạn sau va chạm

Tất cả các phần tử ở mặt boong được gán vào một điểm tham khảo (reference point). Điểm này được khống chế 5 bậc tự do chỉ để lại một phương chịu nén theo trục Y.

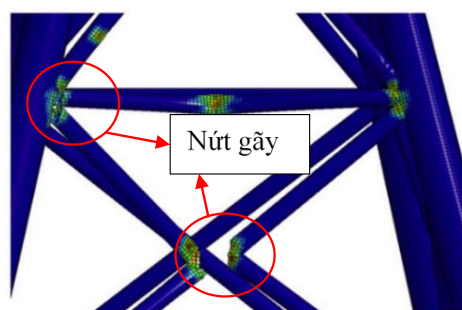
Biến dạng sau va chạm của gian khoan khi bị va chạm tại vị trí thanh gia cường được thể hiện

trên Hình 13. Khi bị tải trọng và chạm làm thanh gia cường bị lõm xuống và kéo theo độ võng của cả thanh. Độ võng này được có thể nhận thấy rõ ràng khi so sánh với trục trung hòa trước và sau va chạm. Cần chú ý rằng trong nghiên cứu này góc va chạm được tính theo phương song song với mặt nước tại vị trí va chạm cho tất cả các trường hợp.



Hình 13. Kết quả mô phỏng số khi giàn khoan bị đâm và tại thanh gia cường

Khi năng lượng va chạm được tăng lên mà vị trí mối nối không đủ cứng thì nó sẽ bị nứt gãy, xem Hình 14 [22]. Trong các trường hợp này thì trụ chính sẽ được bảo vệ, nó chỉ hấp thụ một phần nhỏ năng lượng va chạm. Phần năng lượng va chạm này chỉ gây ra biến dạng cục bộ tại vị trí xung quanh mối nối ở gần đường hàn. Cần chú ý rằng vị trí nứt gãy chỉ xảy ra gần đường hàn vì vị trí mối hàn thì độ dày của kết cấu đã được tăng lên nhờ sự bồi đắp của vật liệu hàn.

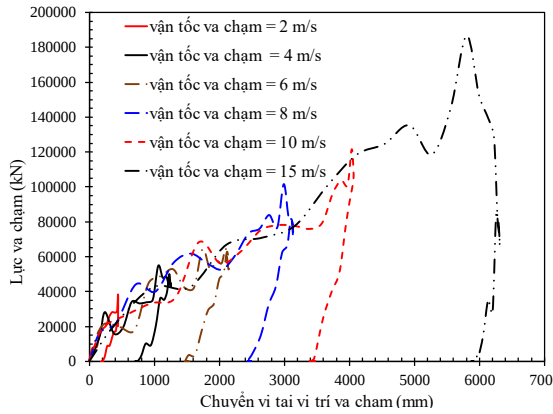


Hình 14. Va chạm tại vị trí thanh gia cường

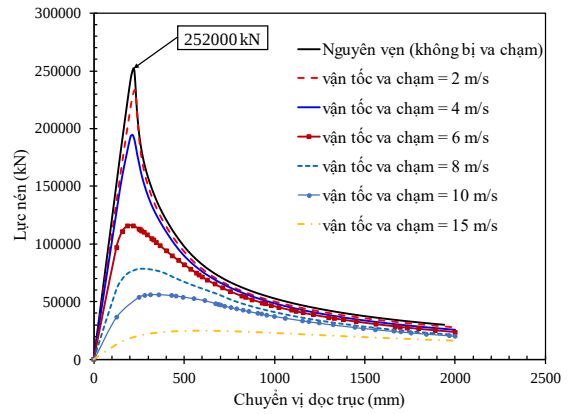
4.1. Ảnh hưởng của tốc độ va chạm

Trong phần này, ảnh hưởng của vận tốc va chạm được nghiên cứu bằng cách tăng vận tốc va chạm ban đầu với 2,0 m/s, 4,0 m/s, 6,0 m/s, 8,0 m/s, 10 m/s và 15 m/s. Khối lượng tàu đâm và là 5000 tấn. Rõ ràng là năng lượng va chạm tỷ lệ thuận với bình phương vận tốc va chạm v . Hơn nữa, tốc độ biến dạng cũng tỉ lệ tuyến tính với vận tốc va chạm v . Khi vận tốc va chạm tăng dần đều thì chuyển vị cũng tăng theo, đặc biệt chuyển vị sẽ tăng với bước nhảy lớn khi tốc độ va chạm từ 8 m/s trở đi, xem Hình 15. Nguyên nhân dẫn đến bước nhảy lớn về biến dạng là do các thanh gia cường đã bị nứt gãy hoặc thậm chí tách rời khỏi trụ chính tại vị trí mối nối. Vì vậy, tại thời điểm đó các thanh này sẽ không tham gia vào độ bền tổng thể của kết cấu. Sự giảm độ bền tối hạn với các vận tốc khác nhau khi so sánh với mô hình nguyên vẹn được thể hiện trong Hình 16. Rõ ràng là sự giảm độ bền tối hạn phụ thuộc rất lớn vào tốc độ va chạm, tốc độ va chạm càng tăng thì độ bền tối hạn của chân giàn khoan càng giảm. Trong các trường hợp ở nghiên cứu này thì mức độ giảm độ bền tối hạn lớn nhất được ghi nhận là 90,2% khi so với mô hình nguyên vẹn. Chi tiết mức độ giảm độ bền tối hạn được tổng hợp trong Bảng 6.

Sự phân bố các thành phần ứng suất khi va chạm được thể hiện trên Hình 16. Có thể thấy rằng thành phần ứng suất lớn nhất xuất hiện khi va chạm trong trường hợp này là ứng suất uốn với giá trị 829 MPa. Tiếp theo là thành phần ứng suất nén dọc trục với giá trị 695,7 MPa. Trong khi đó thành phần ứng suất cắt chiếm chưa đến 50% của hai thành phần trên với 315,6 MPa. Có thể kết luận rằng khi va chạm thì ứng suất uốn là thành phần nguy hiểm nhất dẫn đến kết cấu mất ổn định.



(a) Đường cong lực – chuyển vị

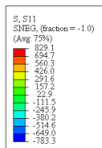


(b) Đường cong lực nén và chuyển vị dọc trục

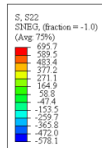
Hình 15. Ảnh hưởng của tốc độ va chạm tới độ bền của chân giàn khoan

Bảng 6. Tổng hợp kết quả mô phỏng với các vận tốc va chạm khác nhau

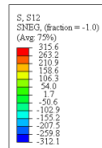
Vận tốc va chạm	Độ sâu biến dạng dd (mm)	Lực nén tới hạn (kN)
Intact case (mô hình nguyên vẹn)	-	252127
2 m/s	194	233451 (-7.41%)
4 m/s	726	194519 (-22.85%)
6 m/s	1505	115960 (-54.0%)
8 m/s	2471	78678 (-68.79%)
10 m/s	3432	56107 (-77.75%)
15 m/s	5890	24703 (-90.2%)



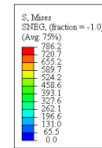
(a) Ứng suất uốn



(b) Ứng suất nén dọc trục



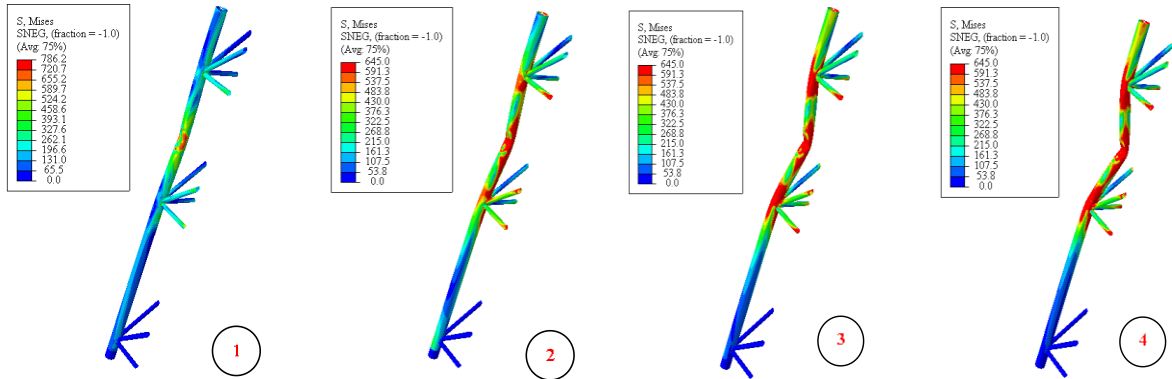
(c) Ứng suất cắt



(d) Ứng suất von Mises

Hình 16. Phân bố các thành phần ứng suất khi so sánh với ứng suất von Mises

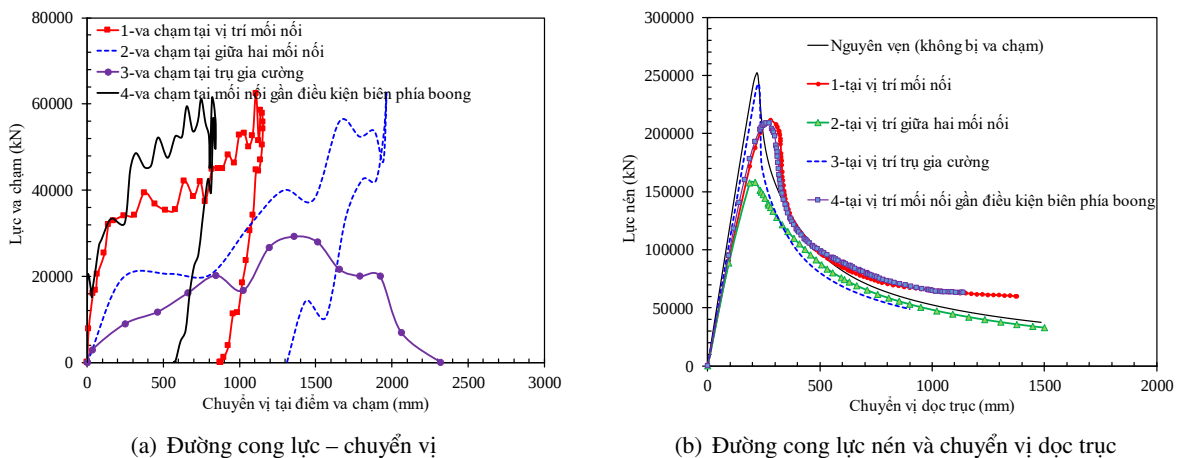
Quá trình biến dạng của chân giàn khoan dưới tải trọng nén được thể hiện trong Hình 17. Giai đoạn 1 là toàn bộ ứng suất và biến dạng ở quá trình va chạm được chuyển sang bài toán nén. Tiếp theo tải trọng nén được tăng dần đến giá trị tới hạn và sau đó đến khi kết cấu sụp đổ hoàn toàn lần lượt theo giai đoạn 2, 3 và 4.



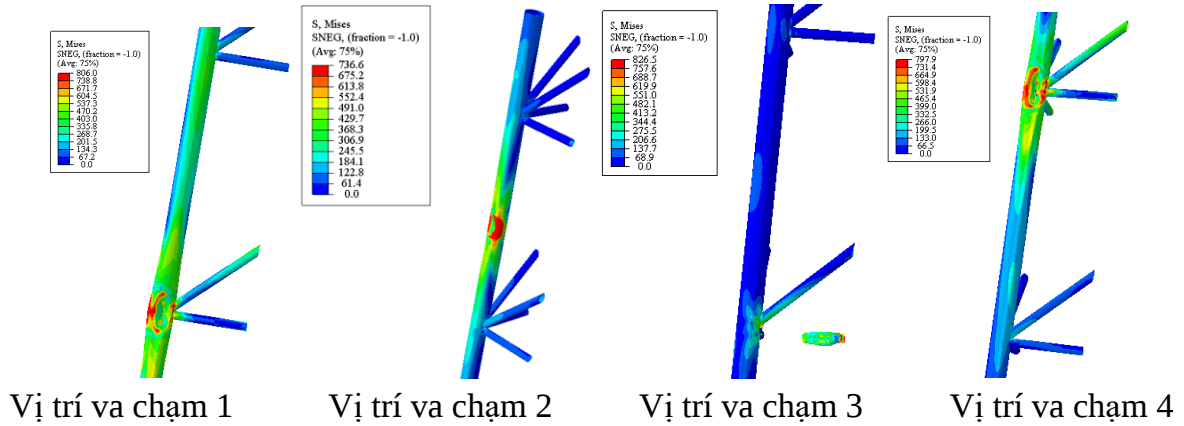
Hình 17. Quá trình biến dạng của chân giàn khoan dưới tải trọng nén

4.2. Ảnh hưởng của vị trí va chạm

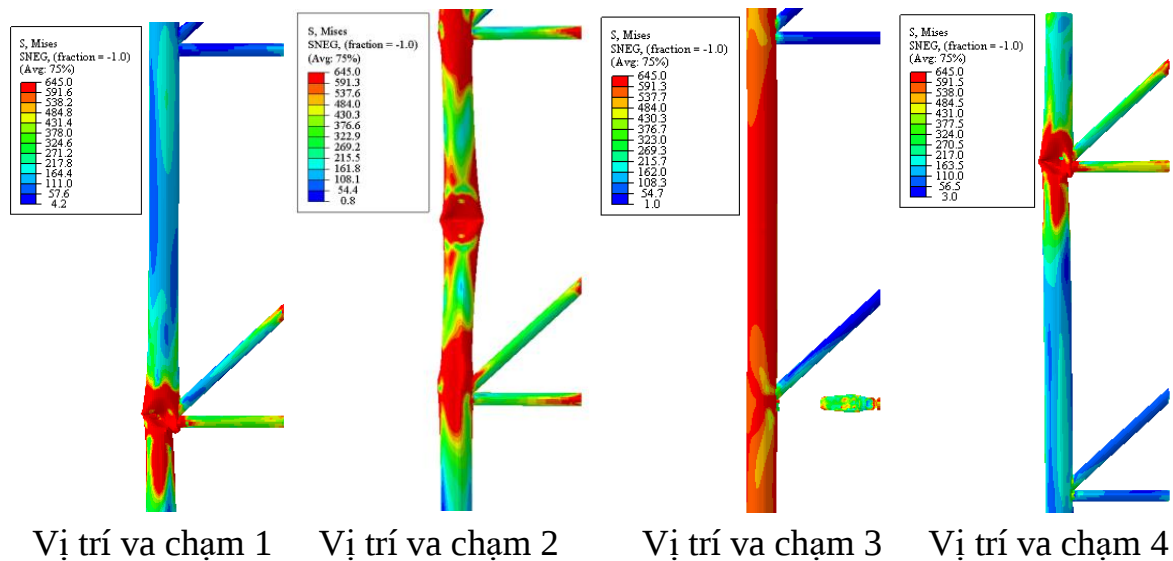
Ảnh hưởng của vị trí đâm va được khảo sát tại 4 vị trí bao gồm: 1 - vị trí va chạm tại mỗi nối, 2 - vị trí va chạm tại giữa hai mỗi nối của trụ chính, 3 - vị trí va chạm tại trụ gia cường và 4 - vị trí va chạm tại mỗi nối gần điều kiện biên phía boong. Các đường cong lực – chuyển vị ứng với các vị trí đâm va khác nhau được thể hiện trong Hình 18. Độ sâu của biến dạng tại vị trí va chạm số 3 là lớn nhất vì tại vị trí đó kết cấu bị nứt gãy và rời khỏi liên kết. Rõ ràng là mức độ hư hại cục bộ của cylinder phụ thuộc nhiều vào vị trí va đập. Độ sâu của biến dạng vĩnh viễn cũng giảm đáng kể với từng vị trí theo hướng dọc của cylinder. Và độ sâu biến dạng giảm dần đến vị trí điều kiện biên. Sự giảm độ bền tới hạn lớn nhất xảy ra tại vị trí $L/2$ (vị trí số 2) với 37,4% khi so sánh với mô hình nguyên vẹn. Trong khi đó trường hợp va chạm vào thanh gia cường (vị trí 3) độ giảm độ bền chỉ với 3,7%. Như vậy, vị trí va chạm an toàn nhất cho giàn khoan là tại thanh gia cường. Quá trình biến dạng của chân giàn khoan tại các vị trí va chạm khác nhau được thể hiện trong Hình 19 và 20.



Hình 18. Ảnh hưởng của vị trí va chạm tới độ bền của chân giàn khoan



Hình 19. Kết quả mô phỏng khi thay đổi vị trí va chạm



Hình 20. Kết quả mô phỏng độ bền khi thay đổi vị trí va chạm

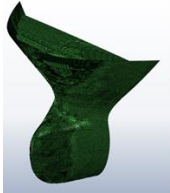
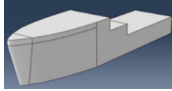
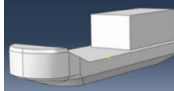
4.3. Ảnh hưởng của các kiểu đâm va và chạm

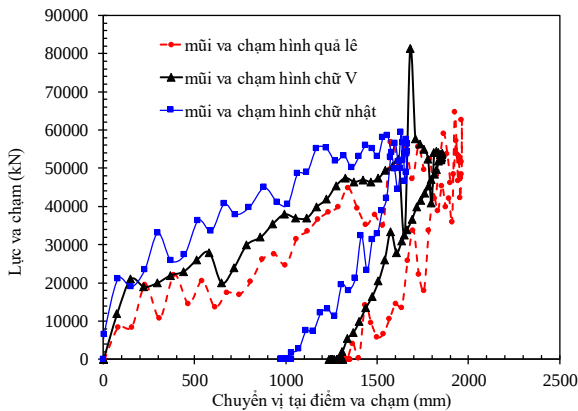
Trong thực tế, các kết cấu chân đế giàn khoan thường bị đâm va theo nhiều kịch bản khác nhau, ví dụ chân giàn khoan có thể va chạm với mũi tàu quả lê (hemisphere indenter), hoặc va chạm với mũi tàu hình chữ V (knife-edge indenter) hoặc có thể va chạm với mạn tàu hình chữ nhật (rectangular indenter). Ví dụ, các kịch bản va chạm của các loại tàu và chân đế giàn khoan được trình bày trong Bảng 7. Trong nghiên cứu này, ba loại tàu 5000 tấn với hình dạng khác nhau đã được áp dụng. Ba loại kết cấu điển hình cho các loại tàu này có hình dạng lần lượt là: loại mũi quả lê, loại mũi hình lưỡi dao và loại hình chữ nhật.

Có thể thấy rằng độ bền tối hạn sau va chạm của mỗi trường hợp phụ thuộc nhiều vào hình dạng mũi đâm va, xem Hình 21. Trường hợp nghiêm trọng nhất là khi đâm va bởi mũi tàu hình quả lê. Trong trường hợp này, mức độ giảm độ bền giới hạn khi so sánh với mô hình nguyên vẹn là 37,4%. Khi tải trọng được đặt bởi kiểu mũi hình chữ V và kiểu hình chữ nhật, mức độ giảm độ bền tối hạn khi

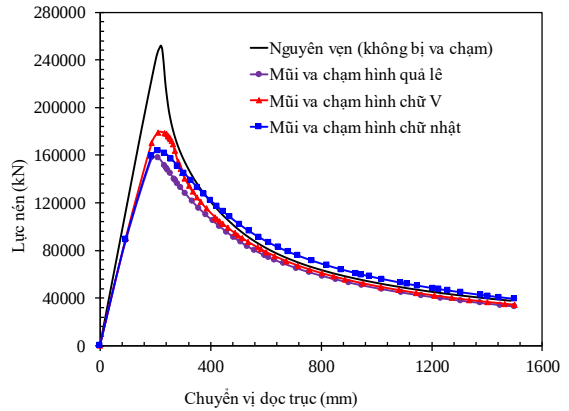
so sánh với độ bền giới hạn của mô hình nguyên vẹn (không bị va chạm) lần lượt là 28,9% và 35,1%. Như vậy vật thể va chạm có hình dạng mũi tàu chữ V có ảnh hưởng ít nhất đến độ bền so với các hình dạng mũi khác.

Bảng 7. Thông số của tàu đâm va

 Tàu hàng rời  Tàu dịch vụ mũi chữ V  Tàu dịch vụ có mạn chữ nhật			
Chiều dài lớn nhất (m)	76,0	65,0	71,0
Chiều rộng lớn nhất (m)	16,0	14,4	20,0
Mớn nước (m)	4,2	4,0	3,5
Trọng tải	5000	5000	5000



(a) Đường cong lực – chuyển vị



(b) Đường cong lực nén và chuyển vị dọc trục

Hình 21. Ảnh hưởng của các kiểu đầu va chạm tới độ bền của chân giàn khoan

5. Đề xuất công thức tiêu chuẩn nứt gãy giới hạn cho bài toán va chạm

Có rất nhiều công trình nghiên cứu công bố về tiêu chuẩn nứt gãy giới hạn trong bài toán mô phỏng va chạm. Nhìn chung các công thức này được xây dựng dựa trên các tiêu chuẩn về tỷ lệ giữa kích thước lưới của phần tử và độ dày của tôn vỏ. Đầu tiên có thể kể tới Peschmann [23] xây dựng công thức tiêu chuẩn nứt gãy theo biến dạng cắt cho các tấm có nẹp gia cường. Hogström và cs. [24] cũng xây dựng công thức theo tiêu chuẩn biến dạng nứt gãy giới hạn cho tấm tôn đáy vỏ tàu. Ehlers [25] phát triển công thức tiêu chuẩn nứt gãy cho mô phỏng va đập của đáy đôi tàu chở dầu dựa trên kết quả thí nghiệm. Bin Liu và cs. [26] đề xuất công thức cho kết cấu mạn đôi của tàu chở hàng. Theo

tiêu chuẩn của quy phạm DNV RP-C204 [22] đề xuất công thức (10) như sau:

$$\varepsilon_f = 0,02 + 0,65 \left(\frac{t}{l_e} \right), \quad \frac{l_e}{t} \geq 5 \quad (10)$$

Tương tự, quy phạm của Đức GL [27] cũng đề xuất công thức tiêu chuẩn biến dạng nứt gãy giới hạn cho tấm tôn vỏ tàu có nếp gia cường như công thức (11).

$$\varepsilon_f = \begin{cases} 0,056 + 0,54 \frac{t}{l_e} & \text{kết cấu tấm} \\ 0,079 + 0,76 \frac{t}{l_e} & \text{kết cấu thanh} \end{cases}, \quad l_e/t \geq 5 \quad (11)$$

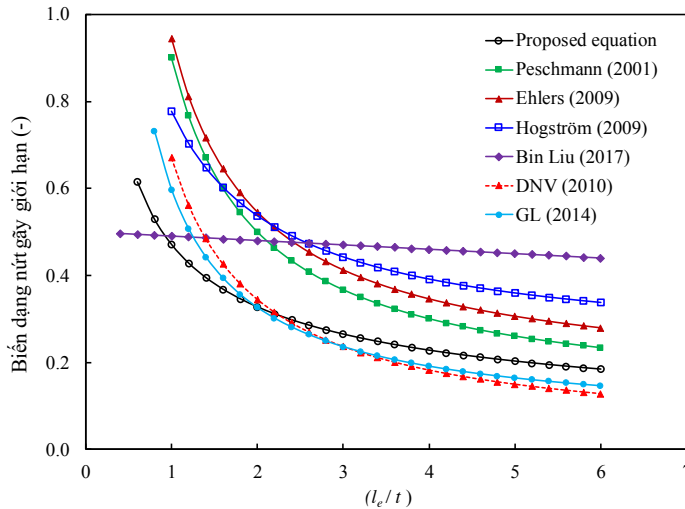
trong đó l_e là độ dài của phần tử chia lưới của tôn vỏ tàu; t là chiều dày của tôn vỏ tàu tại vị trí va chạm.

Hiện tại chưa có nghiên cứu nào công bố kết quả về tiêu chuẩn biến dạng nứt gãy giới hạn cho loại kết cấu kiểu cylinder. Do đó, trong đề tài này sẽ đề xuất công thức tiêu chuẩn biến dạng nứt gãy giới hạn dựa trên kết quả thí nghiệm và mô phỏng như công thức (12). Độ chính xác của công thức khi so sánh với thí nghiệm với COV là 6,13%.

$$\varepsilon_f = 0,471 \left(\frac{l_e}{t} \right)^{-0,524} \quad (12)$$

trong đó l_e là độ dài của phần tử chia lưới; t là chiều dày của cylinder tại vị trí chân giàn khoan bị va chạm.

So sánh tiêu chuẩn biến dạng nứt gãy giới hạn được đề xuất trong tài với các tiêu chuẩn đã trình bày phía trên cho mô phỏng bài toán va chạm được thể hiện trong Hình 22. Có thể thấy rằng tiêu chuẩn mà tác giả đề xuất thì thấp hơn so với các tác giả khác. Tuy nhiên nó lại gần với đề xuất của quy phạm DNV RP-C204 (2010) và GL (2014).



Hình 22. So sánh các tiêu chuẩn nứt gãy cho bài toán va chạm

6. Kết luận

Mục đích chính của nghiên cứu là khảo sát độ bền sau va chạm của chân giàn khoan cố định ngoài thực tế bằng phương pháp mô phỏng số. Dựa trên kết quả của bài báo, một số kết luận được rút ra như sau:

- Phương pháp mô phỏng số được phát triển trong nghiên cứu này có độ chính xác và độ tin cậy cao khi so sánh với kết quả thí nghiệm với độ sai khác trung bình là 5,2%. Do đó, nó có thể được áp dụng cho các mô phỏng dự đoán ứng xử va chạm và độ bền sau va chạm của các kết cấu thực tế kiểu cylinder ngoài khơi để phát triển các thiết kế và nghiên cứu xây dựng các công thức dự đoán về các vấn đề va chạm.

- Ảnh hưởng của vận tốc va chạm là khá lớn đến độ bền tới hạn của chân giàn khoan. Năng lượng va chạm tỷ lệ thuận với bình phương vận tốc va chạm v . Tốc độ va chạm càng tăng thì độ bền tới hạn của chân giàn khoan càng giảm. Trong các trường hợp ở nghiên cứu này thì mức độ giảm độ bền tới hạn lớn nhất được ghi nhận là 90,2% khi so với mô hình nguyên vẹn.

- Mức độ hư hỏng cục bộ chân giàn khoan phụ thuộc nhiều vào vị trí va chạm. Chiều sâu biến dạng lớn nhất xảy ra tại $L/2$ và được giảm dần với mỗi vị trí theo hướng dọc của chân giàn khoan tới vị trí đặt điều kiện biên. Sự giảm độ bền tới hạn lớn nhất xảy ra tại vị trí $L/2$ (vị trí số 2) với 37,4% khi so sánh với mô hình nguyên vẹn. Trong khi đó trường hợp va chạm vào thanh gia cường (vị trí 3) độ giảm độ bền chỉ với 3,7% do có hiện tượng nứt gãy xảy ra. Có thể thấy rằng vị trí va chạm an toàn nhất cho giàn khoan là tại thanh gia cường.

- Khi xem xét ảnh hưởng của hình dạng mũi tàu va chạm, trường hợp nghiêm trọng nhất là mũi tàu va chạm hình bán cầu như kiểu mũi quả lê của các tàu dịch vụ. Mức độ giảm độ bền giới hạn khi so sánh với mô hình nguyên vẹn của va chạm bởi tàu có mũi quả lê là 37,4%. Khi tải trọng được đặt bởi kiểu mũi hình chữ V và kiểu hình chữ nhật, mức độ giảm độ bền tới hạn khi so sánh với độ bền giới hạn của mô hình nguyên vẹn (không bị va chạm) lần lượt là 28,9% và 35,1%.

- Đề tài đã xây dựng thành công công thức dự đoán hiện tượng nứt gãy dựa trên tiêu chuẩn biến dạng nứt gãy giới hạn cho bài toán mô phỏng va chạm của cylinder. Độ chính xác và tin cậy của công thức được so sánh với kết quả thí nghiệm và các công thức của các nhà khoa học khác cũng như công thức của đăng kiểm DNV và GL.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được tài trợ bởi Quỹ Phát triển khoa học và công nghệ Quốc gia (NAFOSTED) trong đề tài mã số 107.01-2019.333.

Tài liệu tham khảo

- [1] PSA (2009). *Investigation of Big Orange XVIII's collision with Ekofisk 2/4-W*. The Petroleum Safety Authority Norway.
- [2] Daley, J. (2013). Mumbai high north platform disaster. *Proto-Type*, 1.
- [3] Do, Q. T., Muttaqie, T., Park, S.-H., Shin, H. K., Cho, S.-R. (2018). [Predicting the collision damage of steel ring-stiffened cylinders and their residual strength under hydrostatic pressure](#). *Ocean Engineering*, 169:326–343.
- [4] Do, Q. T., Muttaqie, T., Shin, H. K., Cho, S.-R. (2018). [Dynamic lateral mass impact on steel stringer-stiffened cylinders](#). *International Journal of Impact Engineering*, 116:105–126.
- [5] Walker, A. C., McCall, S., Thorpe, T. W. (1987). [Strength of damage ring and orthogonally stiffened shells—part I: Plain ring stiffened shells](#). *Thin-Walled Structures*, 5(6):425–453.

- [6] Walker, A. C., McCall, S., Thorpe, T. W. (1988). [Strength of damaged ring and orthogonally stiffened shells—Part II: T-ring and orthogonally stiffened shells](#). *Thin-Walled Structures*, 6(1):19–50.
- [7] Ghazijahani, T. G., Jiao, H., Holloway, D. (2015). [Experiments on Dented Steel Tubes under Bending](#). *Advances in Structural Engineering*, 18(11):1807–1817.
- [8] Ghanbari Ghazijahani, T., Jiao, H., Holloway, D. (2015). [Experiments on locally dented conical shells under axial compression](#). *Steel and Composite Structures*, 19(6):1355–1367.
- [9] Do, Q. T., Le, D. N. C., Seo, B. S., Shin, H. K., Cho, S.-R. (2019). [Fracture response of tubular T-joints under dynamic mass impact](#). *Developments in the Collision and Grounding of Ships and Offshore Structures*, CRC Press, 75–84.
- [10] Harding, J. E., Onoufriou, A. (1995). [Behaviour of ring-stiffened cylindrical members damaged by local denting](#). *Journal of Constructional Steel Research*, 33(3):237–257.
- [11] Ronalds, B. F., Dowling, P. J. (1988). [Collision resistance of orthogonally stiffened shell structures](#). *Journal of Constructional Steel Research*, 9(3):179–194.
- [12] Ronalds, B. F., Dowling, P. J. (1987). [A denting mechanism for orthogonally stiffened cylinders](#). *International Journal of Mechanical Sciences*, 29(10-11):743–759.
- [13] Do, Q. T., Muttaqie, T., Park, S.-H., Shin, H. K., Cho, S.-R. (2018). [Ultimate strength of intact and dented steel stringer-stiffened cylinders under hydrostatic pressure](#). *Thin-Walled Structures*, 132:442–460.
- [14] Do, Q. T., Huynh, V. V., Vu, M. T., Tuyen, V. V., Pham-Thanh, N., Tra, T. H., Vu, Q.-V., Cho, S.-R. (2020). [A New Formulation for Predicting the Collision Damage of Steel Stiffened Cylinders Subjected to Dynamic Lateral Mass Impact](#). *Applied Sciences*, 10(11):3856.
- [15] Cho, S.-R., Do, Q. T., Shin, H. K. (2017). [Residual strength of damaged ring-stiffened cylinders subjected to external hydrostatic pressure](#). *Marine Structures*, 56:186–205.
- [16] Do, Q. T., Park, S. H., Cho, S. R. (2019). Ultimate strength formulae of intact and damaged ring-stiffened cylinders under external hydrostatic pressure. *Chinese Journal Ship Research*, 14:25–34.
- [17] Cho, S.-R., Muttaqie, T., Do, Q. T., Park, S. H., Kim, S. M., So, H. Y., Sohn, J. M. (2019). [Experimental study on ultimate strength of steel-welded ring-stiffened conical shell under external hydrostatic pressure](#). *Marine Structures*, 67:102634.
- [18] Do, Q. T., Huynh, V. V., Cho, S.-R., Vu, M. T., Vu, Q.-V., Thai, D.-K. (2021). [Residual ultimate strength formulations of locally damaged steel stiffened cylinders under combined loads](#). *Ocean Engineering*, 225: 108802.
- [19] Thang, D. Q. (2020). [Deriving formulations for forecasting the ultimate strength of locally dented ring-stiffened cylinders under combined axial compression and radial pressure loads](#). *Science and Technology Development Journal*, 23(3):640–654.
- [20] Do, Q. T., Huynh, V. N., Tran, D. T. (2020). [Numerical studies on residual strength of dented tension leg platforms under compressive load](#). *Journal of Science and Technology in Civil Engineering (STCE) - NUCE*, 14(3):96–109.
- [21] Viet, V. Q., Ha, H., Hoan, P. T. (2019). [Evaluation of ultimate bending moment of circular concrete-filled double skin steel tubes using finite element analysis](#). *Journal of Science and Technology in Civil Engineering (STCE) - NUCE*, 13(1):21–32.
- [22] DNV (2010). *DNV-RP-C204: design against accidental loads*. Det Norske Veritas.
- [23] Peschmann, J. (2001). *Energy absorption computations of ship steel structures under collision and grounding (translated from German language)*. PhD thesis. Technical University of Hamburg.
- [24] Hogström, P., Ringsberg, J. W., Johnson, E. (2009). [An experimental and numerical study of the effects of length scale and strain state on the necking and fracture behaviours in sheet metals](#). *International Journal of Impact Engineering*, 36(10-11):1194–1203.
- [25] Ehlers, S. (2010). [The influence of the material relation on the accuracy of collision simulations](#). *Marine Structures*, 23(4):462–474.
- [26] Liu, B., Villavicencio, R., Zhang, S., Soares, C. G. (2017). [A simple criterion to evaluate the rupture of materials in ship collision simulations](#). *Marine Structures*, 54:92–111.
- [27] Scharrer, M., Zhang, L., Egge, E. (2002). *Kollisionsberechnungen in schiffbaulichen Entwurfssystemen (Collision calculation in naval design systems)*. Bericht ESS. Germanischer Lloyd.