

Trong nghiên cứu, việc kiểm soát độ sụt được thực hiện bằng cách điều chỉnh lượng SP cho vào hỗn hợp bê tông khi chế tạo mẫu, đảm bảo hạn chế tác động của chúng đến các tính chất khác của bê tông, giúp cho việc so sánh và đánh giá chính xác hơn các tính chất cơ lý của bê tông với các cấp phối khác nhau. Khi lượng nước và SP quá ít, khi đo độ sụt, hỗn hợp bê tông không sụt xuống từ từ mà bị đổ, chứng tỏ hỗn hợp bê tông bị khô và thiếu kết dính với nhau, cần phải tiếp tục cho thêm SP vào để tăng độ nhớt của hỗn hợp. Mặt khác, khi cho SP vào hỗn hợp bê tông với một lượng quá nhiều sẽ làm cho hỗn hợp bị hiện tượng chảy vữa hay còn gọi là hiện tượng bê tông bị phân tầng. Kết quả độ sụt và khối lượng thể tích tươi của bê tông được thể hiện ở Hình 4. Cho thấy lượng SP cho vào bê tông tăng dần theo độ rỗng của chúng, cấp phối có độ rỗng tăng thì độ nhớt của hỗn hợp bê tông giảm [17].

Bảng 3. Độ sụt và khối lượng thể tích của PC.

Cấp phối	Độ sụt (cm)	Khối lượng thể tích tươi (kg/m ³)
RĐC	0,4	2209
R10	0,5	2165
R15	0,3	2027
R20	0,2	,970
R25	0,3	1943
R30	0,2	1918

PC là loại bê tông có trọng lượng nhẹ (so với bê tông thông thường). Đối với khối lượng thể tích bê tông tươi của hỗn hợp bê tông Bảng 3. Cho thấy khối lượng thể tích ướt giảm dần khi độ rỗng tăng. Bê tông với độ rỗng thiết kế từ 20% đến 30% có KLTT bê tông tươi dưới 2000 kg/m³, đặc tính này giống với nghiên cứu [18]. Cùng một lượng cốt liệu, việc giảm lượng vữa phối trộn trong bê tông được cho là nguyên nhân gây nên hiện tượng giảm khối lượng thể tích ướt của hỗn hợp bê tông [19].

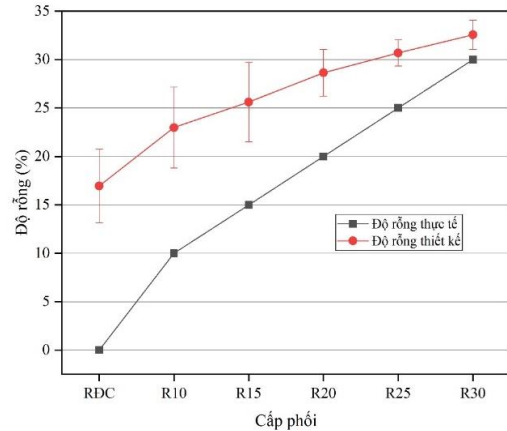
3.1.2. Độ rỗng của bê tông

Độ rỗng là một tính chất rất quan trọng của PC. Khả năng thoát nước của PC phụ thuộc chủ yếu vào độ rỗng, tính liên tục và sự quanh co của hệ thống lỗ rỗng bên trong bê tông. Vì vậy, nghiên cứu này tập trung vào việc khảo sát trên các cấp phối có độ rỗng khác nhau nhằm đánh giá sự tác động của chúng đến các tính chất khác của PC.

Bảng 4. Độ rỗng của PC.

Cấp phối	Độ rỗng (%)
RĐC	16,96
R10	22,98
R15	25,62
R20	28,65
R25	30,69
R30	32,57

Việc kiểm soát độ rỗng phải được thực hiện một cách chặt chẽ, xuyên suốt từ quá trình thiết kế đến chế tạo mẫu. Các tác nhân ảnh hưởng đến độ rỗng có thể kể đến là độ rỗng cốt liệu, hàm lượng vữa, công đầm nén bê tông, độ đồng đều của hỗn hợp khi trộn,... Nghiên cứu này cho thấy, kết quả thí nghiệm độ rỗng của PC có độ sai lệch rất lớn so với độ rỗng thiết kế ban đầu, nhưng sự sai lệch này giảm dần khi độ rỗng tăng đến 30 % trong cấp phối bê tông R30.



Hình 5. So sánh giữa độ rỗng thiết kế và độ rỗng thực tế của PC.

Số liệu từ Bảng 4, Hình 5 so sánh giữa độ rỗng thiết kế và thực tế cho thấy tất cả các cấp phối PC trong nghiên cứu có độ rỗng từ 16,96 đến 32,57 % đều đạt yêu cầu về PC theo tiêu chuẩn ACI 522 (15-35 %). Riêng đối với cấp phối đối chứng với độ rỗng thiết kế 0 % nhưng độ rỗng thực tế lệch khá xa (16,96 %). Điều này cho thấy, bê tông với độ rỗng thiết kế càng nhỏ thì càng khó khăn trong việc kiểm soát sự chênh lệch độ rỗng giữa thực tế và thiết kế. Nguyên nhân được nhận định là do loại cốt liệu được thiết kế khác với loại cốt liệu trong quy trình tính toán cấp phối theo chỉ dẫn của (ACI Committee 522, 2010) [9]. Ngoài ra, hình dạng cốt liệu và sự sắp xếp của chúng trong mỗi mỗi bê tông không giống nhau, sự phân bố các lỗ rỗng trong cấu trúc PC của mỗi mẫu, những sai số trong quá trình thí nghiệm,...Nguyên nhân thứ hai là do phương pháp đo độ rỗng hồ được áp dụng trong nghiên cứu này không thể tiếp cận được với tất cả hệ thống lỗ rỗng của bê tông. Nước chỉ xâm nhập vào các lỗ rỗng hở, còn những lỗ rỗng kín, nước không đi vào được và phần không gian chứa không khí này đã làm giảm khối lượng của PC khi cân mẫu trong nước.

Kết quả cho thấy các lỗ rỗng này hầu như không liên tục như các cấp phối còn lại. Giải thích cho hiện tượng này, ta có thể đưa ra nhận định rằng việc đầm chặt bằng đầm Proctor trên bê tông gần như không có độ linh động khó có thể làm cho hỗn hợp bê tông lên chặt lại với nhau và thu hẹp các khoảng trống bên trong bê tông ở các mẫu bê tông có độ rỗng thiết kế từ 10 % đến 30 % và không thể làm cho hỗn hợp đặc hoàn toàn như bê tông thường ở các mẫu bê tông đối chứng với độ rỗng thiết kế 0 %. Hơn nữa, đầm Proctor với tiết diện có đường kính 50 mm trong khi khuôn đúc mẫu có đường kính 90 mm đã gây khó khăn trong việc di chuyển đầu đầm xung quanh thành khuôn.

Khi đầm, các hạt cốt liệu bị chèn ra ngoài thành khuôn làm giảm tính lèn chặt của bê tông. Đồng thời, khi đổ mẫu, với quan điểm đầm chặt hai điểm trên mỗi vị trí là chưa phù hợp với hình dạng mẫu trụ tròn, loại cốt liệu và cấp phối trong nghiên cứu này.

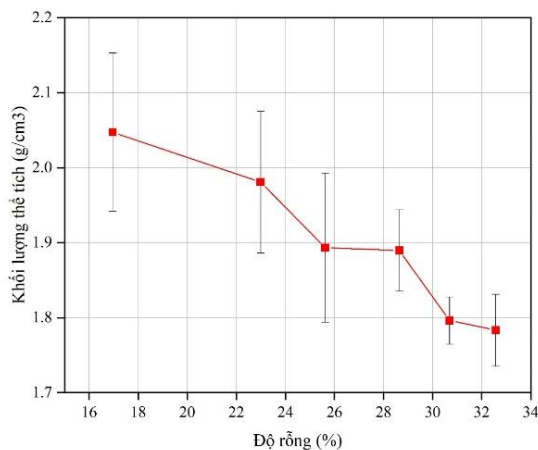
3.1.3. Khối lượng thể tích khô của bê tông

Khối lượng thể tích khô của PC được trình bày trong 5. Cho thấy khối lượng thể tích của bê tông khi đóng rắn giảm đáng kể so hỗn hợp bê tông ướt, do lượng nước bên trong bê tông chiếm trọng lượng đáng kể đồng thời khi mẫu đã đóng rắn, độ lèn chặt và sự sắp xếp cấu trúc bê tông khác hoàn toàn so với bê tông ở dạng hỗn hợp ướt.

Bảng 5. Kết quả thí nghiệm KLTT khô của PC.

Cấp phối	Khối lượng thể tích khô (kg/m ³)
RĐC	2,047
R10	1,980
R15	1893
R20	1889
R25	1796
R30	1783

Số liệu từ kết quả thí nghiệm cho thấy PC có KLTT khô nhỏ hơn nhiều so với loại bê tông truyền thống. Ở các loại bê tông truyền thống, đại lượng này đạt giá trị trong khoảng 2300 – 2500 kg/m³ trong khi loại PC trong nghiên cứu này đều có KLTT khô nhỏ hơn 2100 kg/m³ (mẫu lớn nhất đạt giá trị 2047 kg/m³). Tính chất này của PC rất có lợi khi ứng dụng vào công trình thực tiễn, chúng giúp giảm đáng kể tải trọng bản thân của công trình từ đó giảm giá thành xây dựng [20].

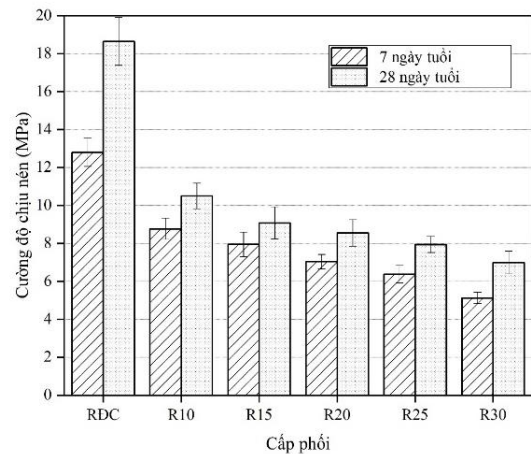


Hình 6. Tương quan giữa khối lượng thể tích và độ rỗng của PC.

Hình 6. Thể hiện độ rỗng của PC càng tăng thì khối lượng thể tích khô của bê tông càng giảm. Ngoài ra, độ lệch giữa các kết quả thí nghiệm trên những mẫu có cùng cấp phối là rất lớn. Nguyên nhân của sự sai lệch này phụ thuộc chủ yếu vào sự chênh lệch độ rỗng ở các mẫu thí nghiệm.

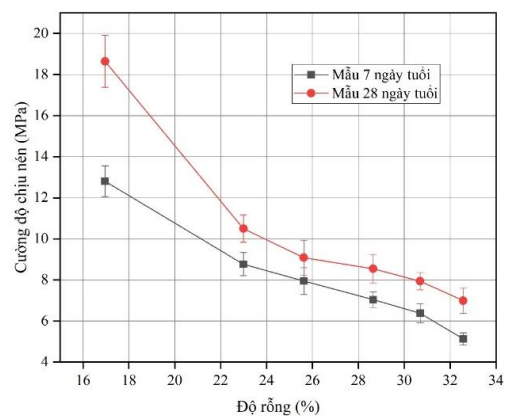
3.1.4. Cường độ chịu nén

Cường độ chịu nén của PC được trình bày ở Hình 7. Nhìn chung PC có cường độ tương đối thấp, dao động trong khoảng 6,99 MPa đến 18,64 MPa. Đây là kết quả nằm trong phạm vi điển hình ở PC có độ rỗng tương ứng được báo cáo trong (ACI Committee 522, 2010). Các hạt cốt liệu liên kết với nhau thông qua một lớp vữa mỏng bao phủ bên ngoài bề mặt (nguyên lý kết khối tiếp xúc), liên kết này yếu hơn rất nhiều so với bê tông thường với hàm lượng vữa cao.



Hình 7. Cường độ chịu nén của PC.

Mục tiêu của nghiên cứu này ứng dụng PC cho công trình công cộng có tải trọng nhỏ như đường đi bộ, khu công viên trên bờ kè nên việc sử dụng loại bê tông này là khả thi.



Hình 8. Tương quan giữa cường độ chịu nén và độ rỗng của PC.

Hình 8. Thể hiện mối tương quan giữa cường độ chịu nén với độ rỗng của PC cho thấy các cấp phối PC có độ rỗng càng cao thì giá trị cường độ bê tông ở 7 ngày tuổi và 28 ngày tuổi càng gần nhau. Nguyên nhân là do các cấp phối có độ rỗng lớn chứa lượng vữa bên trong nhỏ nên hàm lượng xi măng ít làm cho phản ứng hydrat hóa xi măng xảy ra nhanh hơn. Ngược lại, các cấp phối có độ rỗng thấp thì hàm lượng vữa

bên trong cao và số phản ứng hydrat hóa lớn nên xảy ra một cách chậm chạp từ đó sự chênh lệch cường độ giữa các ngày tuổi của chúng cũng lớn hơn [3].

Đối với cấp phối bê tông đối chứng, cường độ vượt lên đến 18,64 MPa ở 28 ngày tuổi. Kết quả này khá tương đồng với nghiên cứu của [21]. Với tỷ lệ N/CKD thấp (0,28) cùng với việc thiết kế hàm lượng vữa cao (không giảm lượng vữa để hạn chế lỗ rỗng) đã làm cho bê tông được lèn chặt và phát triển nhanh, dẫn đến khả năng chịu lực của bê tông tăng mạnh so với các cấp phối còn lại.

Khi bê tông có độ rỗng 22,98 % thì cường độ chịu nén của bê tông đạt 10,5 MPa ở 28 ngày tuổi, giảm khoảng 44 % so với cường độ của mẫu đối chứng. Giá trị cường độ này giảm lần lượt 51 %, 54 %, 57 %, 63 % khi độ rỗng tăng lên 25,62 %, 28,65 %, 30,69 %, 32,57 % tương ứng.

PC có độ rỗng càng cao thì cường độ chịu nén của PC càng nhỏ. Điều này có nghĩa là việc tăng độ rỗng bên trong PC đã làm giảm đáng kể cường độ chịu nén của chúng. Nguyên nhân do lượng vữa kết dính giữa các viên cốt liệu giảm làm cho lực liên kết giữa chúng giảm theo từ đó làm giảm cường độ, vì vậy khi mẫu bắt đầu bị phá hoại, ta thấy các vết nứt hình thành trên bề mặt của mẫu chạy dọc giữa các khe hở, đi ngang qua các lỗ rỗng của bê tông (Hình 9). Đây cũng chính là nhược điểm của loại bê tông này, vì thế PC thường được ứng dụng vào các kết cấu không đòi hỏi cường độ bê tông cao.



Hình 9. Mẫu PC bị phá hoại khi thí nghiệm nén mẫu.

3.1.5. Độ thoát nước

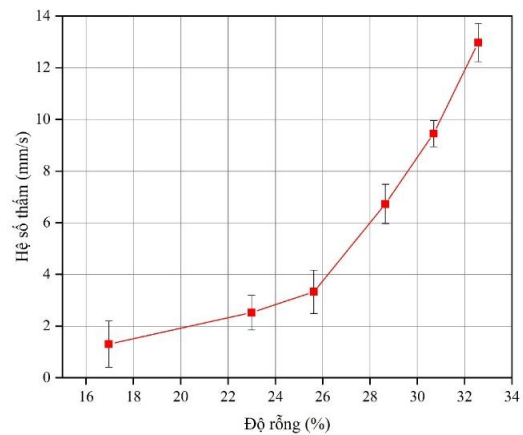
Độ thoát nước được đánh giá thông qua chỉ tiêu đặc trưng là hệ số thấm. Đây là chỉ tiêu được đặt biệt chú trọng khi chế tạo, PC Kết quả kiểm tra hệ số thấm thông qua thử nghiệm bằng mô hình thoát nước ở Hình 6 dựa theo chỉ dẫn của Sata et al., 2013 được trình bày ở 6.

Nhìn chung, các cấp phối PC có hệ số thấm rất lớn, dao động trong khoảng từ 1,306 – 12,972 mm/s, giá trị này cao hơn phạm vi điển hình về khả năng thoát nước của PC ở các nghiên cứu trước Zaetang, Yuwadee; Wongsas, Ampol; Sata, 2013 và Lê Thái Bình, 2013.

Bảng 6. Độ thoát nước của PC.

Cấp phối	Hệ số thấm (mm/s)
RĐC	1,306
R10	2,522
R15	3,328
R20	6,729
R25	9,453
R30	12,972

Hình 10 cho thấy các mối quan hệ giữa sóng siêu âm vận tốc (vf) và khoảng cách giữa các dao động (l) trong phương pháp trực diện. Như đã thấy trong hình, sóng siêu âm vận tốc theo phương pháp trực diện có xu hướng giảm khi khoảng cách giữa các dao động tăng lên. Xu hướng này không phải như vậy đáng chú ý (chênh lệch là 1,3 % -7,6 %) đối với các trường hợp dưới VP = 0 %, 15 % và 25 %, trong khi chênh lệch là 22,3 % cho VP = 35 %. Nguyên nhân của xu hướng này một phần là do đầu thu thấp hơn điện áp do tắt dần và các tác dụng khác [22]. Trong trường hợp PC có độ xốp lớn, chẳng hạn như VP = 35 %, với độ xốp rất nhỏ lượng hồ xi măng, con đường ngắn nhất qua PC nhiều lâu hơn những cái khác và sự suy giảm của sóng siêu âm giữa các bộ dao động lớn hơn.



Hình 10. Tương quan giữa độ rỗng và độ thoát nước của PC.

Tương quan giữa độ rỗng và độ thoát nước của PC với ảnh hưởng của độ rỗng đến hệ số thấm của PC trong nghiên cứu này được trình bày ở Hình 10. Độ rỗng của PC là một trong những yếu tố chính ảnh hưởng đến hệ số thấm của bê tông. Dựa vào biểu đồ ta có thể thấy, khi độ rỗng tăng thì hệ số thấm của bê tông có xu hướng tăng theo. Kết luận này hoàn toàn tương đồng với nghiên cứu của [23]. Điều này có nghĩa là hệ số thấm của PC tỷ lệ thuận với độ rỗng của chúng, tuy nhiên đây không phải mối quan hệ tuyến tính. Hệ số thấm tăng vọt khi độ rỗng lớn hơn 25 %. Cụ thể, khi độ rỗng tăng từ 16,96 % đến 25,62 % (tăng 51,1 %) thì hệ số thấm tăng tương ứng từ 1,31 mm/s đến 3,33 mm/s, tăng 154 %; nhưng khi giá trị độ rỗng tăng từ 25,62 % lên 32,57 % (tăng 27,1 %) thì hệ số thấm tăng từ 3,33 mm/s lên 12,97 mm/s, tăng 289 %. Nguyên nhân của xu hướng này được cho là do khi độ rỗng của bê tông càng lớn sẽ càng

làm tăng các tính chất như kích thước, hình dáng các lỗ rỗng trên bề mặt bê tông và làm tăng tính liên tục, tính quanh co cùng sự phân bố của hệ thống lỗ rỗng bên trong PC. Đây là những yếu tố chủ yếu ảnh hưởng trực tiếp đến dòng chảy và làm cho mối quan hệ giữa độ rỗng và hệ số thấm là mối quan hệ phi tuyến [24].

4. Kết luận

Kết quả nghiên cứu trên, việc sản xuất loại PC cũng như khả năng ứng dụng của loại bê tông này trong các công trình xây dựng nói chung và các kết cấu công trình công cộng (đường đi bộ, khu công viên...) trên bờ kè nói riêng là rất khả thi. Có thể đưa ra các kết luận sau:

(1) Độ sụt nằm trong khoảng 0 – 1 theo yêu cầu thiết kế. Việc giảm lượng vữa đã làm giảm đáng kể trọng lượng của chúng, đặc tính này giúp làm giảm tải trọng bản thân của công trình.

(2) Tất cả các cấp phối PC trong nghiên cứu có độ rỗng từ 16,96 – 32,57 % đều đạt yêu cầu về PC theo tiêu chuẩn ACI 522 (15-35 %). Riêng đối với cấp phối đối chứng với độ rỗng thiết kế 0 % nhưng độ rỗng thực tế lệch khá xa (16,96 %) so với các cấp phối còn lại.

(3) Khối lượng thể tích khô của PC nằm trong khoảng 1,783 đến 2,047 g/cm³. Việc giảm lượng vữa đã làm giảm đáng kể trọng lượng của chúng, đặc tính này giúp làm giảm tải trọng bản thân của công trình.

(4) Ở tuổi 28 ngày, cường độ chịu nén của các mẫu PC đạt giá trị trong khoảng 7,0 – 18,64 Mpa. Khi bê tông có độ rỗng 22,98 % thì cường độ chịu nén của bê tông đạt 10,5 MPa ở 28 ngày tuổi, giảm khoảng 44 % so với cường độ của mẫu đối chứng. Giá trị cường độ này giảm lần lượt 51 %, 54 %, 57 %, 63 % khi độ rỗng tăng lên 25,62 %, 28,65 %, 30,69 %, 32,57 % tương ứng. Từ đó có thể thay thế gạch lát vỉa hè và mặt đường đi bộ như mục tiêu nghiên cứu đã đề ra.

(5) Hệ số thấm đạt giá trị 1,31 - 12,97 mm/s với hệ số thấm của PC tỷ lệ thuận với độ rỗng và khi độ rỗng tăng từ 16,96 % đến 25,62 % (tăng 51,1 %) thì hệ số thấm tăng tương ứng từ 1,31 mm/s đến 3,33 mm/s, tăng 154 %; nhưng khi giá trị độ rỗng tăng từ 25,62 % lên 32,57 % (tăng 27,1 %) thì hệ số thấm tăng từ 3,33 mm/s lên 12,97 mm/s, tăng 289 %. Tuy nhiên, tất cả các cấp phối bê tông được sản xuất trong nghiên cứu đều được phân loại là PC theo tiêu chuẩn ACI 522.

Kết quả nghiên cứu bước đầu khẳng định tiềm năng của việc ứng dụng PC trong xây dựng các công trình như vỉa hè đường đi bộ, khu công viên... và công trình bị đô thị nói chung.

Tài liệu tham khảo

[1]. Ngô Kim Tuấn, Phan Quang Minh, Nguyễn Hoàng Giang, Nguyễn Tiến Dũng. Nghiên cứu ảnh hưởng của cốt liệu tái chế từ phế thải xây dựng đến tính chất của bê tông rỗng thoát nước. *Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng*, ĐHXDHN, 2021, 15 (6V): 58–69.

[2]. Lian, C., Zhuge, Y., Beecham, S. (2011). The relationship between porosity and strength for porous concrete. *Construction and Building Materials*, 25(11):4294–4298

[3]. Alalea Kia, Hong S. Wong, C. R. C. (2017). *Clogging in permeable concrete: A*

review (pp. 221–233).

[4]. Bhutta, M. A. R., Hasanah, N., Farhayu, N., Hussin, M. W., bin Md Tahir, M., Mirza, J. (2013). Prop-erties of porous concrete from waste crushed concrete (recycled aggregate). *Construction and Building Materials*, 47:1243–1248

[5]. Sata, V., Wongsas, A., & Chindaprasirt, P. (2013). Properties of pervious geopolymer concrete using recycled aggregates. *In Construction and Building Materials* (Vol. 42, pp. 33–39). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.12.046>

[6]. Lê Hải Trung, Nguyễn Văn Tuấn, Trần Thanh Tùng, Đặng Thị Linh, Nguyễn Trường Duy, Bạch Dương. Thí nghiệm đánh giá khả năng giảm sóng của cấu kiện bê tông rỗng. *Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng*, NUCE 2021. 15 (3V): 44–54.

[7]. Dong, N. V., Hanh, P. H., Tuan, N. V., Minh, P. Q., Phuong, N. V. (2019). The effect of mineral admix-ture on the properties of the binder towards using in making pervious concrete. *Lecture Notes in Civil Engineering, Springer Singapore*, 367–372

[8]. Nguyễn Đăng Hanh, Nguyễn Thanh Sang, Trần Việt Hùng, Thái Minh Quân, Đào Phúc Lâm. Nghiên cứu sử dụng phụ phẩm trong quá trình nghiền đá xây dựng để chế tạo bê tông rỗng có khả năng thoát nước. *Tạp chí Khoa học Công nghệ*. 2020, 07 : 30–33.

[9]. ACI Committee 522. (2010). Report on Pervious Concrete. American Concrete Institute.

[10]. Obla, K. H. (2010). Pervious concrete - An overview. *In Indian Concrete Journal* (Vol. 84, Issue 8, pp. 9–18).

[11]. Vũ Việt Hưng. (2019). Nghiên cứu sử dụng bê tông xi măng rỗng thoát nước mặt cho đường nội bộ và vỉa hè đường. *Tạp Chí Xây Dựng Việt Nam*, 124.

[12]. [Tiêu chuẩn TCVN 8828:2011 “Bê tông - Yêu cầu bảo dưỡng ẩm tự nhiên”.

[13]. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 12209:2018 “Bê tông tự lèn - Yêu cầu kỹ thuật và phương pháp thử”.

[14]. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 3108:1993 “Bê tông tươi - Phương pháp xác định khối lượng thể tích”.

[15]. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 3118:1993 “Bê tông nặng - Phương pháp xác định cường độ nén”.

[16]. ASTM C1754/C1754M-12. (2012). *Standard Test Method for Density and Void Content of Hardened Pervious Concrete*.

[17]. Chen, Y., Wang, K., Wang, X., & Zhou, W. (2013). Strength, fracture and fatigue of pervious concrete. *In Construction and Building Materials* (Vol. 42, pp. 97–104). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.01.006>

[18]. Ann Marie Mulligan. (2005). *Attainable Compressive Strength Of Pervious Concrete Paving Systems*.

[19]. Liu, H., Luo, G., Wang, L., Wang, W., Li, W., & Gong, Y. (2018). Laboratory evaluation of eco-friendly pervious concrete pavement material containing silica fume. *In Applied Sciences (Switzerland)* (Vol. 9, Issue 1, p. 73). <https://doi.org/10.3390/app9010073>

[20]. Hạnh, N. Đ., Sang, N. T., Hùng, T. V., Quân, T. M., & Lâm, Đ. P. (2020). *Nghiên cứu sử dụng phụ phẩm trong quá trình nghiền đá xây dựng để chế tạo bê tông rỗng có khả năng thoát nước*. 07, 30–33.

[21]. Zaetang, Yuwadee; Wongsas, Ampol; Sata, V. C. (2013). Use of lightweight aggregates in pervious concrete. *Construction and Building Materials*, 48. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.07.077>

[22]. Lê Thái Bình. (2013). Nghiên cứu ứng dụng bê tông thấm nước trong các công trình xây dựng ở Việt Nam. *Tuyển Tập Hội Nghị Khoa Học Thường Niên*, 51–53.

[23]. Meininger, R. C. (n.d.). No-Fines Pervious Concrete for Paving. *Concrete International*, 10(8).

[24]. Chánh, N. V., Duy, N. H., Phạm, H., Huân, N., Kỳ, K., Xây, T., Học, T. Đ., Khoa, B., Hồ, T., Minh, C., & Nam, V. (n.d.). *Kỹ thuật bê tông rỗng dùng xây dựng lề đường và công trình công cộng* (pp. 102–107).

Nghiên cứu ảnh hưởng của các loại phụ gia chậm cháy đến khả năng bắt cháy của vật liệu PVC (Poly Vinyl Clorua)

Ninh Xuân Thắng^{1*}, Nguyễn Minh Đạt¹, Ngô Tuấn Dũng¹

¹ Trung tâm Vật liệu hữu cơ & Hóa phẩm xây dựng, Viện Vật liệu xây dựng, 235 Nguyễn Trãi, phường Thanh Xuân Trung, quận Thanh Xuân, Hà Nội

TỪ KHOẢ

Vật liệu PVC
Thử nghiệm bắt cháy
QCVN 06:2022/BXD
Phụ gia chống cháy

TÓM TẮT

Bài báo này trình bày các kết quả nghiên cứu ảnh hưởng của các loại phụ gia chậm cháy Zinc borate, Triphenyl phosphate, Aluminium hydroxide, Antimony(III) oxide đến khả năng bắt cháy quy định trong QCVN 06:2022/BXD và một số tính chất của vật liệu trên cơ sở nhựa PVC. Kết quả nghiên cứu đã chỉ ra các loại phụ gia chống cháy khác nhau có ảnh hưởng đáng kể đến tính bắt cháy của vật liệu PVC. Phương pháp phân tích nhiệt TGA cũng đã xác nhận khả năng chịu nhiệt và chống cháy của vật liệu.

KEYWORDS

PVC material
Ignitability test
QCVN 06:2022/BXD
Fire retardant additives

ABSTRACT

This study presents the results of research on the effects of fire retardant additives Zinc borate, Triphenyl phosphate, Aluminum hydroxide, Antimony(III) oxide on the ignitability specified in QCVN 06:2022/BXD and some properties of PVC materials. Experimental results have shown that different types of flame retardant additives have a significant influence on the ignitability of PVC materials. The TGA thermal analysis method also confirmed the material's heat resistance and fire resistance.

1. Mở đầu

Sản phẩm vật liệu xây dựng hoàn thiện có nguồn gốc từ nhựa PVC (Poly vinyl clorua) như tấm ốp trần, tường hoàn thiện (hay còn gọi là tấm nhựa ốp tường PVC giả đá, giả gỗ), sàn nhựa, vách ngăn, đồ nội thất ...có thành phần cấu tạo chính là nhựa nguyên sinh PVC), bột đá và một số chất phụ gia khác. Các loại vật liệu xây dựng từ nhựa PVC có khả năng chống trầy xước, chịu mài mòn, chống ẩm mốc, chống mối mọt tốt, khả năng chống nước cao, màu sắc, mẫu mã đa dạng, dễ dàng lau chùi, vệ sinh bề mặt, trọng lượng nhẹ và giá thành rẻ hơn rất nhiều so các vật liệu có nguồn gốc tự nhiên như đá, gỗ ... Do đó, PVC được sử dụng nhiều cho xây dựng nhà cửa và trang trí nội ngoại thất. Trong nhiều hạng mục, sản phẩm PVC đã thay thế những vật liệu truyền thống như gỗ, đá, đồng và nhôm. Do sản phẩm có nguồn gốc từ nhựa nên khả năng chống cháy còn hạn chế, dễ bắt cháy dẫn đến nhiều nguy cơ gây cháy khi sử dụng. Theo qui định của QCVN 06:2022/BXD [1], các vị trí như hành lang thoát nạn, sảnh, phòng chờ và một số vị trí đặc biệt khác cần yêu cầu các vật liệu phải có khả năng bắt cháy từ BC2 trở lên, tức là có khả năng bắt cháy vừa phải (BC2) hoặc khó bắt cháy (BC1). Tuy nhiên, từ một số kết quả thử nghiệm thực tế tại phòng thí nghiệm của các sản phẩm nhựa PVC trên thị trường hiện nay cho thấy chỉ có thể đáp ứng được mức độ dễ bắt cháy (BC3), một số ít sản phẩm cao cấp mới có thể đáp ứng được mức độ bắt cháy vừa phải (BC2).

Hiện nay, các vật liệu có nguồn gốc hữu cơ được sử dụng ngày càng nhiều trong các công trình xây dựng do có nhiều tính chất tốt, dễ thi công và thẩm mỹ. Tuy nhiên, hầu hết các loại vật liệu từ nhựa, kể

cả nhựa kỹ thuật lẫn dân dụng, đều có tính cháy cao. Tình hình cháy nổ diễn biến phức tạp và ngày càng nghiêm trọng, ý thức người dân về tuân thủ các quy tắc an toàn phòng chống cháy nổ, đặc biệt trong sử dụng điện, sử dụng lửa...chưa tốt dẫn đến những nguy cơ cháy nổ xảy ra cao. QCVN 06:2022/BXD đã yêu cầu một số các công trình đặc thù dễ xảy ra tình trạng cháy như karaoke, vũ trường và các gian phòng tập trung đông người... cần phải sử dụng các vật liệu hoàn thiện có khả năng không cháy hoặc khó cháy, tuy nhiên các sản phẩm từ nhựa thường nằm trong nhóm vật liệu dễ bắt cháy.

Tại Việt Nam đã có một vài nghiên cứu nâng cao khả năng chống cháy của các vật liệu composit PVC bằng cách phối trộn một số chất chống cháy như triphenyl-phosphate, nhôm hydroxit, kẽm borat [2; 3; 4; 5] ...Tuy nhiên, các nghiên cứu này chủ yếu đánh giá tính chất cháy theo UL-94 (khả năng bắt cháy bằng ngọn lửa đơn trong 15 giây) không phù hợp thử nghiệm tính bắt cháy quy định trong QCVN 06:2022/BXD hiện hành. Do đó, việc nghiên cứu nâng cao khả năng chống cháy của vật liệu trên cơ sở nhựa PVC (Poly vinyl clorua) theo thử nghiệm bắt cháy (BC) của quy định trong QCVN 06:2022/BXD là rất cần thiết.

2. Nguyên vật liệu, thiết bị, quy trình chế tạo vật liệu và phương pháp nghiên cứu

2.1. Nguyên vật liệu, thiết bị

- Bột nhựa PVC (SG580); Công ty TNHH Nhựa và Hóa chất TPC VINA (Việt Nam).

- Bột đá CaCO₃; 98 % lọt sàng 0,075 mm (Hà Nam).

*Liên hệ tác giả: xthang.vibm@gmail.com

Nhận ngày 02/04/2024, sửa xong ngày 18/04/2024, chấp nhận đăng ngày 07/05/2024

Link DOI: <https://doi.org/10.54772/jomc.04.2024.672>

- Chất hóa dẻo DOTP (Plasticizer NEO-T); Aekyung Chemical Co., Ltd. (Hàn Quốc).
- Dầu đậu nành Epoxy hóa (Epoxidized Soybean Oil Eso 132X), Nan Ya Plastic Corporation (Đài Loan).
- Chất ổn định chống oxy hóa (PVC Stabilizer LBC-180); hệ phức Ca/Mg/Zn; Woochang Chemical Co., Ltd. (Hàn Quốc);
- Axit stearic (Acid Stearic 1838); PT. Cisadane Raya Chemicals (Indonesia);
- Zinc borate (Zinc borate 2335 ZB400); 2ZnO.3B₂O₃.3,5H₂O; Shandong Wuwei Flame Retardant Sci. & Tech. Co., Ltd. (Trung Quốc);
- Triphenyl phosphate; (C₆H₅)₃PO₄; Shanghai Zhanyun Chemical Co., Ltd. (Trung Quốc);
- Aluminium hydroxide; Al(OH)₃; Công ty TNHH Hóa chất Dengfeng Thiên Tân (Trung Quốc)
- Antimony(III) oxide; Sb₂O₃; Hangzhou Mei Wang Chemical Co., Ltd. (Trung Quốc)
- Thiết bị trộn kín hai trục vít HAAKE™ PolyLab™ Rheomix 600 QC (Mỹ);
- Thiết bị gia công mẫu ép nhiệt model KB09-010 (Việt Nam)
- Thiết bị tạo mẫu nhựa nhiệt dẻo Thermo Scientific HAAKE MiniJet Pro (Mỹ).
- Thiết bị thử bắt cháy theo ISO 5657; ZY6172 (Zonsky Trung Quốc).
- Thiết bị thử cơ lý đa năng INSTRON 3382, (Mỹ).

2.2. Quy trình chế tạo vật liệu

Các nguyên liệu được cân với khối lượng xác định theo tỉ lệ khảo sát và trộn sơ bộ bằng đĩa thủy tinh trước khi đưa vào trộn trong máy trộn kín hai trục vít HAAKE. Nhiệt độ trộn trong thiết bị là 180 °C với thời gian trộn 5 phút và tốc độ trộn 50 vòng/phút [6]. Hỗn hợp nhựa sau khi trộn trên máy trộn kín hai trục vít HAAKE có dạng mềm dẻo được chuyển sang khuôn ép của thiết bị gia công mẫu ép nhiệt và được dàn đều tại nhiệt độ ép là 180 °C; áp lực 75 kN và thời gian 7 phút. Sau thời gian ép, khuôn mẫu được lấy ra và tiếp tục đùn ép dưới lực ép của tấm kim loại 5 kg để tránh co rút biến dạng do sốc nhiệt.

2.3. Phương pháp nghiên cứu

2.3.1. Các phương pháp tiêu chuẩn

Để đánh giá tính bắt cháy và các tính chất cơ học của vật liệu PVC chế tạo được, sử dụng các phương pháp tiêu chuẩn như trong Bảng 1.

Bảng 1. Các phương pháp tiêu chuẩn.

TT	Chỉ tiêu thử nghiệm	Đơn vị	Phương pháp thử
1	Khả năng bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m ²	-	ISO 5657 [7]
2	Cường độ chịu kéo	MPa	TCVN 4501-2
3	Độ giãn dài khi đứt	%	TCVN 4501-2
4	Khối lượng riêng	g/cm ³	TCVN 6039-1
5	Độ cứng Shore D	-	TCVN 1595-1

2.3.2. Các phương pháp phân tích

Khảo sát độ bền nhiệt và độ mất khối lượng bằng phương pháp phân tích nhiệt trọng lượng TGA (Mettler Toledo TGA/DSC 3+, Mỹ). Mẫu được đo trong khoảng nhiệt độ (30 ÷ 700) °C, tốc độ gia nhiệt 7 °C/phút trong môi trường không khí.

3. Kết quả nghiên cứu

3.1. Nghiên cứu ảnh hưởng của các loại phụ gia chậm cháy đến tính chất của vật liệu PVC

Dựa trên các tài liệu tham khảo [8; 9; 10] và một số nghiên cứu thăm dò, đã sử dụng tỷ lệ cấp phối để chế tạo vật liệu PVC như sau: Bột PVC (100 phr); Bột đá (100 phr); ổn định chống oxy hóa (3 phr); dầu đậu nành Epoxy hóa (3 phr); hóa dẻo DOTP (5 phr); chất bôi trơn axit stearic (1 phr), các loại chất chậm cháy Zinc borate, Triphenyl phosphate, Aluminium hydroxide, Antimony(III) oxide được nghiên cứu thêm vào đơn phối liệu, với tỉ lệ phụ gia chậm cháy so với nhựa từ (3 ÷ 7) % để khảo sát khả năng chống bắt cháy cho vật liệu PVC.

3.1.1. Khảo sát ảnh hưởng của hàm lượng Zinc borate đến khả năng bắt cháy và một số tính chất của vật liệu PVC

Đã khảo sát một số tính chất của các cấp phối vật liệu PVC sử dụng Zinc borate với các hàm lượng lần lượt là 3; 4; 5; 6; 7 Phr (Phần khối lượng) so với khối lượng nhựa để đánh giá hiệu quả của loại phụ gia này đối với vật liệu PVC. Mẫu vật liệu sau khi được chế tạo được thử nghiệm tính bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m² (mức yêu cầu để vật liệu đạt được BC2 theo QCVN 06:2022/BXD) và các tính chất cơ lý khác như cường độ chịu kéo, khối lượng riêng, độ cứng Shore D. Kết quả thử nghiệm tính chất của các mẫu như trong Bảng 2.

Từ kết quả trong Bảng 2 cho thấy khi sử dụng tăng hàm lượng phụ gia Zinc borate, thời gian xảy ra bắt cháy chậm hơn nhưng không nhiều trong khi đó các tính chất cơ lý như cường độ chịu kéo và độ giãn dài đang có chiều hướng suy giảm và độ cứng, khối lượng riêng hầu như không có sự thay đổi. Do đó, Zinc borate không phù hợp để sử dụng làm phụ gia chống cháy cho vật liệu PVC.

3.1.2. Khảo sát ảnh hưởng của Triphenyl phosphate đến khả năng bắt cháy và một số tính chất của vật liệu PVC

Đã khảo sát một số tính chất của các cấp phối vật liệu PVC sử dụng Triphenyl phosphate với các hàm lượng lần lượt là 3; 4; 5; 6; 7 Phr so với khối lượng nhựa để đánh giá hiệu quả của loại phụ gia này đối với vật liệu PVC. Mẫu vật liệu sau khi chế tạo được thử nghiệm tính bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m² và một số tính chất cơ lý khác. Kết quả thử nghiệm như trong Bảng 3.

Bảng 2. Khảo sát ảnh hưởng của hàm lượng Zinc borate.

TT	Cấp phối		Đơn vị	M0	MZ3	MZ4	MZ5	MZ6	MZ7
	Tính chất								
I	Nguyên liệu chế tạo								
1	Nhựa PVC	Phr	100	100	100	100	100	100	100
2	Bột đá	Phr	100	100	100	100	100	100	100
3	PVC Stabilizer LBC-180	Phr	3	3	3	3	3	3	3
4	Dầu độn nành Epoxy hóa	Phr	3	3	3	3	3	3	3
5	DOTP	Phr	5	5	5	5	5	5	5
6	Axit stearic	Phr	1	1	1	1	1	1	1
7	Zinc borate	Phr	0	3	4	5	6	7	
II	Tính chất trên mẫu PVC								
1	Thời gian bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m ²	s	194	204	220	232	241	245	
	Quan sát	-	BC	BC	BC	BC	BC	BC	BC
2	Cường độ chịu kéo	MPa	17,5	16,6	16,6	16,7	16,9	16,9	
3	Độ giãn dài khi đứt	%	3,2	3,8	3,7	3,5	3,4	3,3	
4	Khối lượng riêng	g/cm ³	1,67	1,69	1,70	1,71	1,72	1,72	
5	Độ cứng Shore D	-	81	80	81	81	80	81	

Bảng 3. Khảo sát ảnh hưởng của hàm lượng Triphenyl phosphate.

TT	Cấp phối		Đơn vị	M0	MT3	MT4	MT5	MT6	MT7
	Tính chất								
I	Nguyên liệu chế tạo								
1	Nhựa PVC	Phr	100	100	100	100	100	100	100
2	Bột đá	Phr	100	100	100	100	100	100	100
3	PVC Stabilizer LBC-180	Phr	3	3	3	3	3	3	3
4	Dầu độn nành Epoxy hóa	Phr	3	3	3	3	3	3	3
5	DOTP	Phr	5	5	5	5	5	5	5
6	Axit stearic	Phr	1	1	1	1	1	1	1
7	Triphenyl phosphate	Phr	0	3	4	5	6	7	
II	Tính chất trên mẫu PVC								
1	Thời gian bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m ²	s	194	221	263	298	335	360	
	Quan sát	-	BC	BC	BC	BC	BC	BC	BC
2	Cường độ chịu kéo	MPa	17,5	16,4	16,2	15,8	15,4	15,0	
3	Độ giãn dài khi đứt	%	3,2	3,3	3,4	3,6	3,9	4,3	
4	Khối lượng riêng	g/cm ³	1,67	1,69	1,68	1,68	1,67	1,67	
5	Độ cứng Shore D	-	81	81	81	80	80	81	

Kết quả trong Bảng 3 cho thấy khi sử dụng tăng hàm lượng phụ gia Triphenyl phosphate thì thời gian xảy ra bắt cháy chậm hơn đáng kể đồng nghĩa với việc vật liệu có khả năng chống bắt cháy tốt hơn. Tuy nhiên, khi càng tăng hàm lượng phụ gia thì mức độ cải thiện không đáng kể, trong khi các tính chất cơ lý như cường độ chịu kéo đang có chiều hướng giảm mạnh và độ cứng, khối lượng riêng hầu như không có sự thay đổi. Điều này chứng tỏ Triphenyl phosphate cũng chưa phù hợp để sử dụng làm phụ gia chống cháy cho vật liệu PVC.

3.1.3. Khảo sát ảnh hưởng của Aluminium hydroxide đến khả năng bắt cháy và một số tính chất của vật liệu PVC

Đã khảo sát một số tính chất của các cấp phối vật liệu PVC sử dụng Aluminium hydroxide với các hàm lượng lần lượt là 3; 4; 5; 6; 7 Phr so với khối lượng nhựa để đánh giá hiệu quả của loại phụ gia này đối với vật liệu PVC. Mẫu vật liệu sau khi được chế tạo được thử nghiệm tính bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m² và các tính chất cơ lý khác như cường độ chịu kéo, khối lượng riêng, độ cứng Shore D. Kết quả thử nghiệm tính chất của các mẫu được nêu trong Bảng 4.

Từ kết quả trong Bảng 4 cho thấy khi sử dụng tăng hàm lượng phụ gia Aluminium hydroxide thì thời gian xảy ra bắt cháy diễn ra

chậm hơn nhiều đồng nghĩa với việc vật liệu có khả năng chống bắt cháy tốt. Điều này có thể là do Aluminium hydroxide đã có tác dụng phân hủy nhiệt và sinh ra nước, làm giảm nhiệt độ của quá trình cháy. Tuy nhiên, khi càng tăng hàm lượng phụ gia thì mức độ cải thiện không đáng kể và quá trình bắt cháy vẫn xảy ra ở bức xạ 20 kW/m², trong khi các tính chất cơ lý như cường độ chịu kéo có tăng nhẹ và độ cứng, khối lượng riêng hầu như không có sự thay đổi. Do vậy, phụ gia aluminium hydroxide cũng chưa phù hợp để sử dụng cải thiện tính chất bắt cháy của vật liệu PVC ở bức xạ 20 kW/m².

3.1.4. Khảo sát ảnh hưởng của Antimony(III) oxide đến khả năng bắt cháy và một số tính chất của vật liệu PVC

Đã khảo sát một số tính chất của các cấp phối vật liệu PVC sử dụng Antimony(III) oxide với các hàm lượng lần lượt là 3; 4; 5; 6; 7 Phr so với khối lượng nhựa để đánh giá hiệu quả của loại phụ gia này đối với vật liệu PVC. Mẫu vật liệu sau khi được chế tạo sẽ được đem thử nghiệm tính bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m² và các tính chất cơ lý khác như cường độ chịu kéo, khối lượng riêng, độ cứng Shore D. Kết quả thử nghiệm như trong Bảng 5.

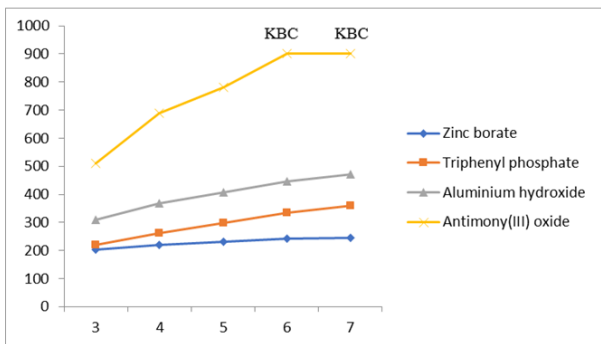
Bảng 4. Khảo sát ảnh hưởng của hàm lượng Aluminium hydroxide.

TT	Tính chất	Cấp phối	Đơn vị	M0	MA3	MA4	MA5	MA6	MA7
I	Nguyên liệu chế tạo								
1	Nhựa PVC	Phr		100	100	100	100	100	100
2	Bột đá	Phr		100	100	100	100	100	100
3	PVC Stabilizer LBC-180	Phr		3	3	3	3	3	3
4	Dầu đậu nành Epoxy hóa	Phr		3	3	3	3	3	3
5	DOTP	Phr		5	5	5	5	5	5
6	Axit stearic	Phr		1	1	1	1	1	1
7	Aluminium hydroxide	Phr		0	3	4	5	6	7
II	Tính chất trên mẫu PVC								
1	Thời gian bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m ²		s	194	309	368	406	445	470
	Quan sát		-	BC	BC	BC	BC	BC	BC
2	Cường độ chịu kéo		MPa	17,5	17,7	17,8	18	17,9	17,9
3	Độ giãn dài khi đứt		%	3,2	3,6	3,5	3,4	3,5	3,6
4	Khối lượng riêng		g/cm ³	1,67	1,67	1,69	1,69	1,70	1,71
5	Độ cứng Shore D		-	81	82	81	82	81	81

Bảng 5. Khảo sát ảnh hưởng của hàm lượng Antimony(III) oxide

TT	Tính chất	Cấp phối						
		Đơn vị	M0	MAN3	MAN4	MAN5	MAN6	MAN7
I	Nguyên liệu chế tạo							
1	Nhựa PVC	Phr	100	100	100	100	100	100
2	Bột đá	Phr	100	100	100	100	100	100
3	PVC Stabilizer LBC-180	Phr	3	3	3	3	3	3
4	Dầu đàu nành Epoxy hóa	Phr	3	3	3	3	3	3
5	DOTP	Phr	5	5	5	5	5	5
6	Axit stearic	Phr	1	1	1	1	1	1
7	Antimony(III) oxide	Phr	0	3	4	5	6	7
II	Tính chất trên mẫu PVC							
1	Thời gian bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m ²	s	194	510	690	780	900	900
	Quan sát	-	BC	BC	BC	BC	KBC	KBC
2	Cường độ chịu kéo	MPa	17,5	17,9	18	18,2	18,5	18,4
3	Độ giãn dài khi đứt	%	3,2	3,3	3,4	3,5	3,3	3,2
4	Khối lượng riêng	g/cm ³	1,67	1,70	1,71	1,72	1,72	1,73
5	Độ cứng Shore D	-	81	79	81	82	82	81

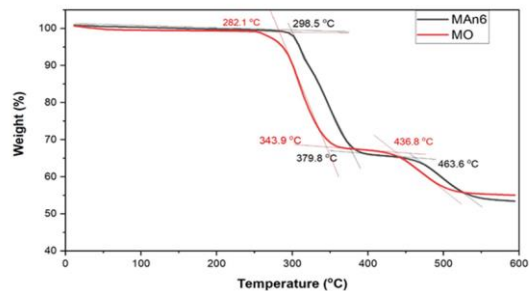
Kết quả trong Bảng 5 cho thấy khi sử dụng phụ gia Antimony(III) oxide thì thời gian xảy ra bắt cháy chậm hơn rất nhiều đồng nghĩa với việc vật liệu có khả năng chống bắt cháy rất tốt. Tại hàm lượng 6 Phr khi có tác dụng của nguồn nhiệt và ngọn lửa mẫu vật liệu xảy hiện tượng dập tắt lửa môi và than hóa không bắt lửa. Điều này có thể là do Antimony(III) oxide dưới tác dụng của nguồn nhiệt cao phụ gia đã làm cho vật liệu phân hủy tạo lớp than hóa ngăn chặn việc bắt cháy xảy ra. Khi tăng hàm lượng phụ gia thì cường độ chịu kéo cũng có xu hướng có tăng và đạt giá trị cao nhất ở hàm lượng phụ gia 6 Phr trong khi các tính chất khác hầu như không có sự thay đổi. Thời gian xảy ra bắt cháy của Antimony(III) oxide chậm hơn rất nhiều so với các loại phụ gia khác như Zinc borate, Triphenyl phosphate, Aluminium hydroxide (Hình 1). Từ kết quả thử nghiệm thời gian xảy ra bắt cháy chậm hơn và không bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m² (mức BC2 theo QCVN 06:2022/BXD) khi sử dụng hàm lượng phụ gia là 6 Phr cho thấy Antimony(III) oxide phù hợp để làm phụ gia chống cháy cho vật liệu PVC dùng trong các công trình xây dựng.



Hình 1. Thời gian xảy ra bắt cháy khi sử dụng các loại phụ gia khác nhau.

3.2. Đánh giá khả năng chịu nhiệt và chống cháy qua phương pháp phân tích nhiệt TGA

Đã thực hiện phân tích nhiệt TGA của mẫu PVC không chứa phụ gia chống cháy (M0) và mẫu PVC có chứa 6 Phr Antimony(III) oxide (MAN6) để đánh giá sự độ bền và mất khối lượng của vật liệu dưới tác dụng của nhiệt độ. Mẫu được đo trong khoảng nhiệt độ (30 ÷ 600) °C, tốc độ gia nhiệt 7 °C/phút trong môi trường không khí. Kết quả phân tích nhiệt trên mẫu M0 và MAN6 được thể hiện trên Hình 2.



Hình 2. Đồ thị TGA của mẫu M0 và MAN6.

Qua biểu đồ TGA so sánh giữa hai mẫu M0 và MAN6 nhận thấy mẫu MAN6 bắt đầu phân hủy nhiệt tại (298,5 °C) cao hơn so với mẫu M0 (282,1 °C), trên biểu đồ cũng thể hiện quá trình phân hủy diễn ra trên mẫu MAN6 thường có nhiệt độ cao hơn mẫu M0. Điều này có thể là do Antimony(III) oxide đã có tác dụng làm giảm nhiệt độ của quá trình cháy khiến cho sự phân hủy nhiệt diễn ra chậm hơn. Hai mẫu M0 và MAN6 sau khi phân tích nhiệt mất khối lượng khoảng 48 %, điều này phù hợp với cấp phối chế tạo của mẫu vật liệu PVC. Khi

nhệt độ lớn hơn 530 °C thì hầu như khối lượng không có sự thay đổi, điều này chứng tỏ nhựa PVC đã bị phân hủy hoàn toàn và các thành phần khác của vật liệu không phân hủy bởi nhiệt. Từ kết quả phân tích nhiệt cho thấy độ bền nhiệt của mẫu PVC có chứa Antimony(III) oxide cao hơn mẫu PVC không có chứa phụ gia chống cháy, điều này chứng tỏ Antimony(III) oxide với hàm lượng 6 Phr phù hợp để sử dụng làm phụ gia chống cháy cho vật liệu PVC.

4. Kết luận

Kết quả nghiên cứu khảo sát ảnh hưởng của các loại phụ gia chống cháy Zinc borate, Triphenyl phosphate, Aluminium hydroxide đến tính chất vật liệu PVC cho thấy Antimony(III) oxide có khả năng làm tăng khả năng chống bắt cháy tốt nhất cho vật liệu PVC. Đã lựa chọn được cấp phối để chế tạo vật liệu PVC có khả năng chống bắt cháy ở bức xạ 20 kW/m² phù hợp với yêu cầu BC2 trong QCVN 06:2022/BXD: nhựa PVC: 100 Phr; bột đá: 100 Phr; PVC stabilizer LBC-180: 3 Phr; dầu đậu nành Epoxy hóa: 3 Phr; DOTP: 5 Phr; axit stearic: 1 Phr; Antimony(III) oxide: 6 Phr và điều kiện công nghệ chế tạo: nhiệt độ gia công mẫu PVC là 180 °C; thời gian trộn 5 phút và tốc độ trộn 50 vòng/phút. Mẫu vật liệu PVC chế tạo được không bắt cháy dưới tác dụng của bức xạ 20 kW/m² và các tính chất cơ lý của vật liệu đều tăng so với mẫu so sánh không chứa phụ gia.

Tài liệu tham khảo

- [1]. QCVN 06:2022/ BXD Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về an toàn cháy cho Nhà và Công trình.
- [2]. S. Moulay, 2010. *Chemical modification of poly (vinyl chloride)-Still on the run*. Progress in Polymer Science 35(3), 303–331.
- [3]. Ayşe Çetin, S.Gamze Erzençin, F. Burcu Alp, 2019. *Various Combinations of Flame Retardants for Poly (vinyl chloride)*. Open Chem., 17, 980-987.
- [4]. Trương Công Doanh, Vũ Minh Tân, Hồ Thị Oanh, Hắc Thị Nhung, Hoàng Mai Hà, 2021. *Chế tạo và đánh giá tính chất của vật liệu Nanocomposit chống cháy trên nền Polyvinyl Clorua*. Journal of SCIENCE & TECHNOLOGY., Vol.57 – No.2, 115-121.
- [5]. Phạm Thị Thùy Linh; Nguyễn Thị Thu Hiền; *Nghiên cứu khả năng chống cháy của vật liệu composite PVC-BG sử dụng triphenyl-phosphate*; Tạp chí phát triển KH & CN, tập 19, số T2-2016.
- [6]. ThermoFisher Scientific, *HAAKE PolyLab QC Instruction Manual*
- [7]. ISO 5657:1997 *Reaction to fire tests — Ignitability of building products using a radiant heat source*
- [8]. George Matthews, *PVC: Production, Properties and Uses*, The Institute of Materials, London, 1996.
- [9]. Leonard I. Nass, *Encyclopedia of PVC*, Marcel Dekker Inc., New York and Basel, 1976.
- [10]. W.V.Titow, *PVC Plastics: Properties, processing and Applications*, Elsevier applied Science, London and New York, 1990.

Đánh giá vòng đời (LCA) đối với sản xuất xi măng poóc lăng - áp dụng cụ thể đối với một nhà máy sản xuất xi măng ở Việt Nam

Nguyễn Thanh Dũng¹, Trần Đức Bình^{2,3*}, Nguyễn Công Thắng^{2,3}, Lương Đức Long⁴, Nguyễn Văn Tuấn^{2,3}

¹ Công ty TNHH Siam City Cement (VietNam) - 11 Đoàn Văn Bơ, P.13, Q4 Tp.HCM

² Trường Đại học Xây dựng Hà Nội, Số 55 Đường Giải Phóng, Quận Hai Bà Trưng, Hà Nội

³ Nhóm nghiên cứu mạnh Vật liệu xây dựng tiên tiến (HUCEMAT), Trường Đại học Xây dựng Hà Nội, Số 55 Đường Giải Phóng, Quận Hai Bà Trưng, Hà Nội

⁴ Hiệp hội Xi măng Việt Nam, Số 37 Lê Đại Hành, Quận Hai Bà Trưng, Hà Nội

TỪ KHOÁ

Sản xuất
Xi măng poóc lăng
Đánh giá vòng đời
A1-A3
Chỉ số tác động môi trường

TÓM TẮT

Bài báo này trình bày nội dung đánh giá các tác động môi trường của sản xuất xi măng poóc lăng truyền thống (PC) ở Việt Nam, áp dụng đối với trường hợp Công ty TNHH Siam City Cement (Việt Nam), sử dụng phương pháp đánh giá vòng đời sản phẩm (LCA). Kết quả tính toán cho thấy rằng giai đoạn lựa chọn vật liệu đầu vào cho quá trình sản xuất chiếm tỉ lệ lớn nhất (đến 93,74%) đối với chỉ số tiềm năng nóng lên toàn cầu- GWP) so với các giai đoạn vận chuyển nội bộ, sản xuất trong nhà máy và các chất thải trong quá trình sản xuất. Giá trị GWP đối với xi măng poóc lăng PC ở nhà máy xi măng INSEE Vietnam đạt giá trị 870,3 kg CO₂ eq./tấn xi măng.

KEYWORDS

Production
Portland cement
Life cycle assessment
Cradle-to-gate
Environmental impact index

ABSTRACT

This paper presents a cradle-to-gate Life Cycle Assessment (LCA) of one ton of traditional Portland cement produced by Siam City Cement (Vietnam) Ltd., Vietnam. The results indicate that the selection of raw materials is identified as the major contributor to environmental impacts, accounting for 93.74% of the global warming potential (GWP), significantly higher than impacts from internal transportation, factory production, and waste management during production. The GWP value for PC Portland cement at INSEE Vietnam cement factory reached a value of 870.3 kg CO₂ eq./ton of cement.

1. Giới thiệu

Ngày nay, bê tông là vật liệu mà con người tiêu thụ chỉ sau nước, và đối với lĩnh vực xây dựng thì bê tông là vật liệu được tiêu thụ lớn nhất, tính trung bình khoảng gần 3 tấn cho mỗi người/năm trên toàn thế giới [1]. Công cuộc đô thị hóa kéo theo lượng tiêu thụ bê tông ngày càng tăng và theo ước tính khoảng 9,4 tỷ m³ bê tông được sử dụng toàn cầu năm 2021 [2]. Việc sử dụng bê tông tất yếu dẫn đến các tác động môi trường tạo ra từ các vật liệu thành phần (như tiêu tốn nguồn tài nguyên thiên nhiên, năng lượng và phát thải để chế tạo cốt liệu, xi măng, nước và phụ gia), trong đó phải kể đến vật liệu thành phần xi măng. Mặc dù xi măng chỉ chiếm khoảng 10-15 % theo thể tích trong bê tông thông thường nhưng lại chiếm đến 90 % lượng phát thải CO₂ [3].

Trên thực tế, quá trình sản xuất xi măng phát thải khoảng 8 % lượng khí thải CO₂ toàn cầu [3, 4] và là ngành công nghiệp thải ra khí CO₂ lớn thứ hai sau ngành công nghiệp gang thép. Sản lượng xi măng dự kiến sẽ tăng trên toàn cầu do tốc độ đô thị hóa nhanh chóng sẽ thúc đẩy sản xuất xi măng ở nhiều nơi trên thế giới, và đáng chú ý nhất là ở các nước đang phát triển. Số liệu thống kê cho thấy từ năm 1995 đến năm 2023 sản lượng xi măng toàn cầu đã tăng lên gần 3 lần tương ứng từ 1,39 tỷ tấn lên 4,1 tỷ tấn [5]. Tác động của biến đổi khí hậu và suy giảm tài nguyên thiên nhiên là một trong những mối quan

tâm hàng đầu của ngành xi măng. Hiện nay, ngành công nghiệp xi măng đang phải đối mặt với những thách thức liên quan đến việc giảm chi phí nguyên nhiên liệu và năng lượng, cũng như giảm phát thải CO₂. Mặc dù có nhiều tiến bộ đã đạt được trong những thập kỷ thông qua cải tiến công nghệ, việc sử dụng các vật liệu và nhiên liệu thay thế vẫn còn có thể được nghiên cứu và phát triển.

Ở Việt Nam, hiện nay có 61 nhà máy xi măng đang hoạt động với tổng công suất thiết kế khoảng 117 triệu tấn xi măng/năm, tương đương khoảng trên 100 triệu tấn clanhke/năm. Sản lượng clanhke sản xuất của Việt Nam trong 5 năm gần đây cho thấy tăng từ 78,40 triệu tấn (năm 2019) lên cao nhất là 87,92 triệu tấn vào năm 2021, sau đó giảm dần xuống còn 68,85 triệu tấn (năm 2023) [6]. Sản xuất xi măng sẽ tiêu tốn nhiều năng lượng, đòi hỏi một lượng lớn nhiên liệu hóa thạch để phân hủy đá vôi thành oxit canxi. Than là loại nhiên liệu được sử dụng phổ biến để nung clanhke nhưng lại thải ra một lượng lớn khí nhà kính (KNK). Nhìn chung, quá trình nung clanhke đóng góp tới gần 40 % tổng lượng khí thải CO₂ sản xuất clanhke xi măng, phần còn lại đến từ quá trình phân hủy đá vôi, điện. Lượng clanhke (thành phần chính trong sản xuất xi măng) được sử dụng tỷ lệ thuận với lượng khí thải CO₂.

Bên cạnh phát thải KNK, sản xuất xi măng còn thải ra nhiều chất ô nhiễm khí quyển khác như carbon monoxide (CO), nitrogen oxides (NO_x), sulfur dioxide (SO₂), và các hạt bụi (PM). Việc khai thác

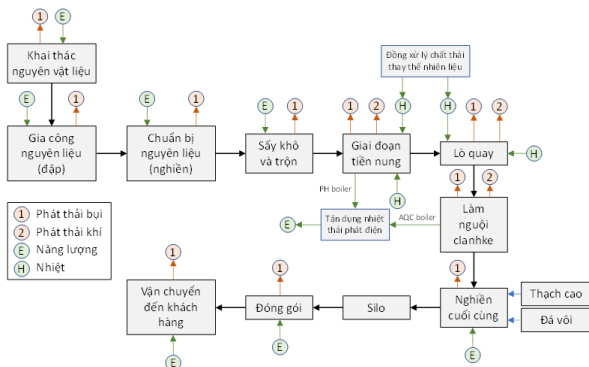
các nguyên liệu thô cũng gây ra tình trạng cạn kiệt tài nguyên thiên nhiên, suy thoái nguồn đất và ô nhiễm không khí. Nhiều nghiên cứu đã đánh giá tác động môi trường của sản xuất xi măng, nhưng chúng khá khác nhau về phương pháp, ranh giới hệ thống, tác động môi trường và các biến số (ví dụ: thành phần của nguyên liệu, loại công nghệ và nhiên liệu).

Đánh giá vòng đời (LCA) là một trong những phương pháp được sử dụng rộng rãi nhất để đánh giá tác động môi trường của quá trình sản xuất xi măng. Các nghiên cứu LCA đã giúp so sánh các tác động môi trường của các quá trình sản xuất xi măng, các loại xi măng với nhau và các công đoạn sản xuất khác nhau. Nhiều nghiên cứu LCA đã mô hình hóa các kịch bản khác nhau để thay thế nguyên nhiên liệu, giảm các tác động xấu đến môi trường trong quá trình sản xuất xi măng, hoặc giúp xác định công nghệ tốt nhất. Riêng đối với xi măng poóc lăng truyền thống (Ordinary Portland Cement- OPC), một số nghiên cứu LCA điển hình đã công bố cho một số nước như Hoa Kỳ (năm 2009) [7], Brazil (năm 2010) [8], Canada (năm 2014) [9], Trung Quốc (năm 2015) [10], Đông Âu (năm 2016) [11], Ý (năm 2017) [12], Myanmar (năm 2020) [13], Ấn Độ (năm 2022) [14], Nam Phi (năm 2024) [15]. Tuy vậy ở Việt Nam chưa có công bố nào về nghiên cứu liên quan về đánh giá vòng đời của quá trình sản xuất xi măng.

Bài báo này trình bày các nội dung về đánh giá các tác động môi trường của sản xuất xi măng poóc lăng truyền thống PC ở Việt Nam (theo TCVN 2682: 2020, xi măng poóc lăng có thành phần tương tự với loại OPC được ký hiệu là PC), áp dụng đối với trường hợp nhà máy xi măng INSEE Vietnam, sử dụng phương pháp LCA để tính toán các chỉ số tác động môi trường, trong đó tập trung chủ yếu vào sáu chỉ tiêu theo đánh giá tác động môi trường của hệ thống đánh giá LEED bao gồm tiềm năng nóng lên toàn cầu (GWP), suy giảm tầng ôzôn (ODP), tiềm năng tạo ozon quang hóa (POCP), axit hóa nguồn đất và nước (AP), phú dưỡng hóa (EP), tiềm năng cạn kiệt tài nguyên hóa thạch (ADPF).

2. Quy trình sản xuất xi măng

Quy trình sản xuất xi măng nói chung và ở nhà máy xi măng INSEE Vietnam nói riêng thông thường gồm bốn giai đoạn: khai thác nguyên liệu thô, chuẩn bị nguyên liệu, nung và nghiền (Hình 1).



Hình 1. Sơ đồ quy trình của quy trình sản xuất xi măng, thể hiện mức tiêu thụ hoặc đầu vào năng lượng và nhiệt, cũng như phát thải khí và bụi.

Giai đoạn đầu tiên của sản xuất xi măng là khai thác nguyên liệu thô từ các mỏ đá và vận chuyển chúng đến các nhà máy xi măng. Các nguyên liệu thô, cụ thể là đá vôi, đất sét, đá ong và thạch cao được khai thác tại các khu vực khai thác tương ứng và được vận chuyển đến nhà máy xi măng thông qua các phương tiện khác nhau phù hợp với điều kiện thực tế (ví dụ: băng chuyền, xe tải, thuyền...). Việc khai thác nguyên liệu thô liên quan đến sử dụng chất nổ để khai thác. Dầu diesel được sử dụng cho máy móc hạng nặng và xe tải là đầu vào năng lượng chính để khoan, nghiền và vận chuyển khai thác nguyên liệu thô.

Giai đoạn thứ hai liên quan đến việc chuẩn bị nguyên liệu. Đá vôi được khai thác thường được nghiền trong hai giai đoạn, đầu tiên bằng máy đập hàm và sau đó bằng máy nghiền búa để giảm kích thước hạt xuống còn khoảng 25 mm. Tất cả các nguyên liệu thô (tức là đá vôi, đất sét được đưa đến nhà máy theo tỷ lệ tính toán và được nghiền thành một hỗn hợp được gọi là "bột phối liệu". Hỗn hợp này được sấy khô trong máy nghiền sấy liên hợp chu trình kín, sử dụng khí thải của tháp trao đổi nhiệt. Các hạt thô được chuyển trở lại máy nghiền để nghiền, và các hạt mịn được chuyển đến silo bột liệu để trộn, lưu trữ và đồng nhất trước khi đưa vào lò nung clanhke. Điện là năng lượng chính được sử dụng trong giai đoạn chuẩn bị bột phối liệu.

Giai đoạn thứ ba bao gồm quá trình nung, cần sử dụng một lượng lớn năng lượng trong lò nung clanhke. Đối với công đoạn nghiền than, than được chứa trong kho và được băng tải vận chuyển đến máy nghiền sấy đồng thời. Sau khi nghiền, than mịn được chứa trong bunke trung gian để cấp vào lò nung clanhke. Ngoài ra, nhà máy xi măng INSEE Vietnam còn sử dụng một phần nhiên liệu thay thế từ quá trình đồng xử lý chất thải. Công nghệ đồng xử lý (thay thế than bằng chất thải trong nung clanhke) là một giải pháp xử lý chất thải bền vững giúp giảm bớt sự phụ thuộc của sản xuất công nghiệp vào nhiên liệu hóa thạch, bảo vệ tài nguyên thiên nhiên và làm giảm phát thải nhà kính. Tại INSEE Vietnam chất thải đã được đồng xử lý thay thế hơn 40 % than đá và dầu, một giải pháp an toàn cho đến nay và không có tro được đưa đi chôn lấp. Tùy thuộc vào loại xi măng, hỗn hợp nguyên liệu đã được nghiền mịn tiếp xúc với nhiệt độ cao trong lò nung để tạo thành clanhke thông qua các phản ứng hóa học. Đối với giai đoạn làm nguội clanhke, clanhke được làm nguội từ 1450°C đến <150°C, sau đó đưa vào silo clanhke. Ngoài ra, INSEE Vietnam sử dụng nhiệt khí thải của lò nung để phát điện, cho phép giảm tiêu thụ điện lưới 25 %, tạo ra 6,3 MW.

Giai đoạn cuối cùng là công đoạn nghiền xi măng, trong đó clanhke, thạch cao và phụ gia khoáng được định lượng và đưa vào hai máy nghiền con lăn (máy nghiền đứng) để nghiền thành xi măng.

3. Phương pháp đánh giá vòng đời sản phẩm LCA và các chỉ số đánh giá tác động môi trường

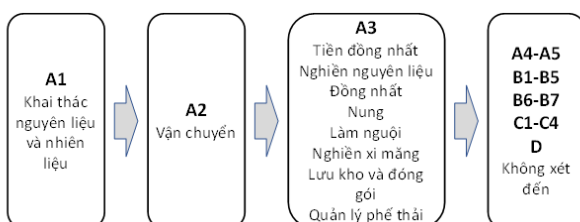
Việc đánh giá được thực hiện theo tiêu chuẩn ISO 14040 và ISO 14044 (ISO, 2006) với bốn bước chính của LCA, đó là: (a) xác định mục tiêu và phạm vi, (b) kiểm kê vòng đời (LCI), (c) đánh giá tác động vòng đời (LCIA), và (d) diễn giải và truyền đạt các kết quả chính. Mặc dù, các phương pháp tiếp cận thực tế của LCA khác nhau tùy theo công nghệ và nguyên liệu thô được sử dụng trong sản xuất xi măng,

toàn bộ quy trình sản xuất xi măng phân chia theo bốn bước cơ bản, đó là khai thác nguyên liệu thô, chuẩn bị bột liệu, nung và nghiền xi măng. Mục 2 ở trên đã giải thích chi tiết hơn về quy trình sản xuất xi măng. Mục 3.1 xác định ranh giới hệ thống và phạm vi của nghiên cứu này. Mục 3.2 trình bày việc thu thập dữ liệu đầu vào / đầu ra trong ranh giới hệ thống. Mục 3.3 phân tích kiểm kê và đánh giá các tác động môi trường đối với toàn bộ dây chuyền sản xuất xi măng.

Công cụ hồ sơ khai báo môi trường (Environmental Product Declarations- EPD) phiên bản thứ 4 là chương trình phân tích, tính toán các tác động vòng đời sản xuất xi măng và bê tông được Hiệp hội xi măng và bê tông thế giới (GCCA) xuất bản, đảm bảo tuân thủ PCR 2019:14 Sản phẩm xây dựng (EN 15804:A2) và PCR bổ sung c-PCR-001 Xi măng và vôi xây dựng (EN 16908), cũng như Hướng dẫn chương trình chung (GPI 4.0) của hệ thống International EPD®. Phương pháp này nhằm xác định rõ hơn 40 chỉ tiêu tác động trong đó các tác động ảnh hưởng đến môi trường như tiềm năng nóng toàn cầu (GWP), các tác động đến tài nguyên thiên nhiên, sự suy giảm tầng ôzôn, các tác động đến nguồn dinh dưỡng đất, nước... của vòng đời sản xuất xi măng và bê tông. Điều này chứng minh sự minh bạch của nhà sản xuất đối với nhu cầu của khách hàng. Khi các khách hàng doanh nghiệp ngày càng phát triển các mục tiêu và chỉ tiêu về trách nhiệm xã hội và tính bền vững của doanh nghiệp, sử dụng đánh giá vòng đời sản phẩm LCA và xuất bản hồ sơ khai báo môi trường EPD thể hiện cam kết của các nhà máy xi măng đối với việc báo cáo và cải tiến liên tục, tạo cơ sở để làm việc với các nhà chỉ định, chủ đầu tư, kiến trúc sư và khách hàng...

3.1. Mục tiêu, ranh giới hệ thống và phạm vi đánh giá

Như đã nêu trong mục 1, mục tiêu của bài báo là phân tích và đánh giá LCA đối với quá trình sản xuất xi măng PC, cụ thể tại Nhà máy xi măng INSEE Vietnam. Khi xác định ranh giới hệ thống, LCA nên xem xét toàn bộ vòng đời của sản phẩm / dịch vụ, bắt đầu từ thu mua nguyên liệu thô đến xử lý chất thải (cách tiếp cận 'cradle-to-grave'). Tuy nhiên, thực tế là khó khăn khi xem xét tất cả các giai đoạn nếu một sản phẩm có nhiều ứng dụng khác nhau trong giai đoạn sử dụng cuối cùng. Do đó, tương ứng với các ứng dụng khác nhau của xi măng, nhiều LCA đánh giá quá trình sản xuất xi măng tuân theo cách tiếp cận 'từ nôi đến công' (cradle-to-gate) hoặc 'công đến công' (gate-to-gate), xem xét các giai đoạn giữa khai thác nguyên liệu thô và sản xuất sản phẩm hoặc chuyển đổi sản phẩm tương ứng. Nghiên cứu này áp dụng cách tiếp cận 'cradle to gate' (A1-A3), xem xét bốn bước chính như đã mô tả tương ứng ở mục 2. Các giai đoạn khác như A4-A5, B1-B7, C1-C4 và D không xét đến trong nghiên cứu và tính toán (Hình 2). Đơn vị chức năng sử dụng đánh giá và so sánh là 1 tấn xi măng.



Hình 2. Phạm vi hệ thống nghiên cứu và đánh giá LCA đối với xi măng.

Phạm vi phân tích và đánh giá tác động môi trường đối với sản phẩm xi măng poóc lăng truyền thống từ A1-A3 (Hình 1), nghĩa là từ khai thác nguyên vật liệu ban đầu đến quá trình sản xuất (cradle-to-gate). Phần đầu vào của hệ thống tính toán (được ký hiệu mũi tên đi vào các khâu) bao gồm năng lượng (E) và nhiệt (H), còn phần đầu ra (được ký hiệu mũi tên đi ra các khâu) bao gồm các phát thải như phát thải khí (1) và phát thải bụi (2).

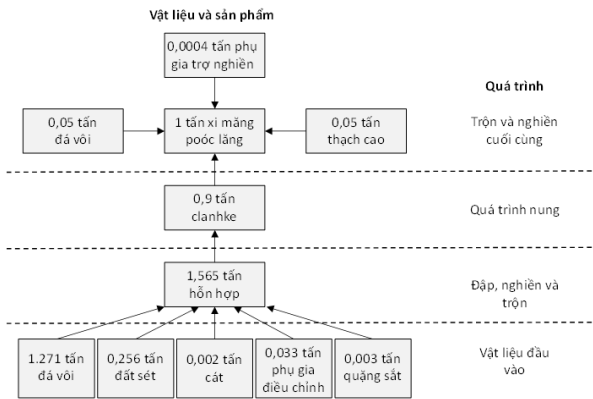
Nguyên liệu, điện và nhiên liệu là những yếu tố đầu vào chính trong quá trình sản xuất xi măng. Dữ liệu liên quan đến vận chuyển và sử dụng chất nổ và nhiên liệu trong giai đoạn khai thác nguyên liệu thô đã được tính toán sao cho phù hợp. Các nguyên liệu thô khác được thuê ngoài, với các dữ liệu liên quan đến số lượng và phương tiện vận chuyển do công ty cung cấp. Dữ liệu vận chuyển được tính bằng khoảng cách vận chuyển nhân với lượng nguyên liệu thô cần thiết. Năng lượng sử dụng trong nhà máy được chia thành năng lượng điện và nhiệt năng. Điện được lấy từ đường dây điện lưới quốc gia, ngoài ra nhà máy tận dụng nhiệt thải để phát điện cung cấp 25 % lượng điện cho nhà máy. Trong khi quá trình nung sử dụng hỗn hợp nhiên liệu bao gồm than, dầu (60 %) và nhiên liệu từ đồng xử lý rác thải (40 %) để tạo ra nhiệt năng cần thiết.

Đầu ra chính của quá trình sản xuất xi măng là phát thải khí và phát thải bụi (Hình 1). Giai đoạn nung là nguyên nhân tạo ra hầu hết khí thải chủ yếu là PM, CO, CO₂, SO₂ và NO_x. Phát thải KNK được xem xét trong nghiên cứu này bao gồm CO₂, CH₄ và N₂O, chủ yếu được thải ra trong quá trình nung. Quá trình đốt cháy nhiên liệu thải ra NO_x thông qua quá trình oxy hóa nitơ liên kết hóa học trong nhiên liệu và trong không khí đốt, với khí sau này được tạo ra trong cả lò nung sơ bộ (calciner) và lò nung. SO₂ chủ yếu được thải ra trong quá trình nung, với mức độ phát thải tổng thể phụ thuộc vào hàm lượng lưu huỳnh của nhiên liệu. Quá trình đốt cháy nhiên liệu cũng phát ra các chất ô nhiễm khác nhưng với số lượng nhỏ hơn, chẳng hạn như các hợp chất hữu cơ dễ bay hơi (VOC), thường được đo bằng tổng các hợp chất hữu cơ. Bụi và các chất dạng hạt (particulate matter- PM) được thải ra trong quá trình khai thác đá, nghiền, vận chuyển, nghiền nguyên liệu thô và lưu trữ. Các chất ô nhiễm khác được thải ra trong quá trình sản xuất xi măng, nhưng với số lượng nhỏ hơn, và bao gồm HF, HCl, PCDD / F (TOC), và một số kim loại (Cd, Hg, Tl, As, Sb, Pb, Cr, Co, Cu, Mn, Ni, V). Do mức độ phát thải của các chất ô nhiễm này thấp nên không được xem xét trong nghiên cứu này. Cuối cùng, do chất thải rắn sinh ra trong quá trình sản xuất xi măng được tái sử dụng do đó trong nghiên cứu này không bao gồm đánh giá chất thải rắn là đầu ra.

3.2. Kiểm kê vòng đời

Việc phát triển kiểm kê vòng đời liên quan đến việc định lượng và tổng hợp tất cả dữ liệu liên quan đến đầu vào, đầu ra, sử dụng năng lượng, nhiên liệu... để tạo ra một đơn vị chức năng của sản phẩm trong ranh giới hệ thống được nghiên cứu. Theo ranh giới hệ thống được nêu trong Mục 3.1, dữ liệu về nguyên liệu, năng lượng và sử dụng nhiên liệu tại chỗ ở nhà máy được thu thập. Điều này đạt được thông qua nhiều cuộc phỏng vấn với các nhân sự, những người đã cung cấp thông tin cần thiết năm 2020.

Phần mềm EPD Tools v4.2 (GCCA) được sử dụng để phân tích và tính toán các yếu tố phát thải, chương trình được lập bởi Quantis và Hiệp hội bê tông xi măng thế giới (GCCA). Hình 3 đưa ra dữ liệu cho từng giai đoạn chính của sản xuất xi măng được chuẩn hóa cho đơn vị chức năng sử dụng để đánh giá trong nghiên cứu này là 1 tấn xi măng.



Hình 3. Dữ liệu cho từng giai đoạn chính của sản xuất xi măng PC ở nhà máy xi măng INSEE Vietnam.

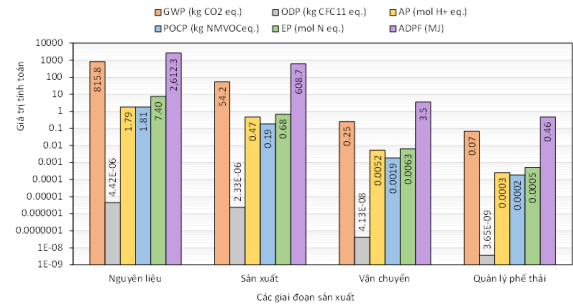
3.3. Đánh giá tác động vòng đời (LCIA)

Trong nghiên cứu này, chương trình EPD Tool v4.2 được sử dụng để đánh giá tác động môi trường bao gồm 06 loại chỉ số (thay vì hơn 20 chỉ số tác động) theo hệ thống xếp hạng nhằm đánh giá thiết kế và hiệu suất về môi trường LEED (Leadership in Energy and Environmental Design) của Hội đồng xây dựng xanh Hoa Kỳ (US Green Building Council) [16]. Các chỉ số tác động môi trường bao gồm tiềm năng nóng lên toàn cầu (GWP), suy giảm tầng ôzôn (ODP), hình thành chất oxy hóa quang hóa (POCP), axit hóa nguồn đất và nước (AP), phú dưỡng hóa (EP), tiềm năng cạn kiệt tài nguyên hóa thạch (ADPF). Các loại tác động này có thể được phân loại thành các tác động cục bộ, khu vực và toàn cầu, với (a) cạn kiệt tài nguyên và phát thải khí là tác động cục bộ chính, (b) axit hóa và phú dưỡng là tác động chính của khu vực, và (c) khí hậu thay đổi như là hiệu ứng toàn cầu chính...

4. Kết quả phân tích LCA và thảo luận

4.1. Tính toán LCA đánh giá tác động môi trường

Tính toán LCA đánh giá tác động môi trường của nhà máy xi măng là một quá trình phức tạp và đòi hỏi việc phân tích toàn diện từ khai thác nguyên liệu đầu vào cho đến khi sản phẩm cuối cùng được sử dụng và xử lý. Các quá trình sản xuất xi măng sẽ tác động đến môi trường theo các khía cạnh khác nhau và được đánh giá thông qua các chỉ số tác động môi trường. Các quá trình sản xuất được kể đến bao gồm (1) khai thác và cung cấp nguyên liệu, (2) sản xuất, (3) vận chuyển, và (4) quản lý phế thải. Kết quả tính toán đối với 6 chỉ số tác động môi trường gồm GWP, ODP, AP, POCP, EP, ADPF thể hiện ở Hình 4 và sự đóng góp của mỗi quá trình sản xuất đối với từng chỉ số tác động môi trường này thể hiện ở Hình 5.



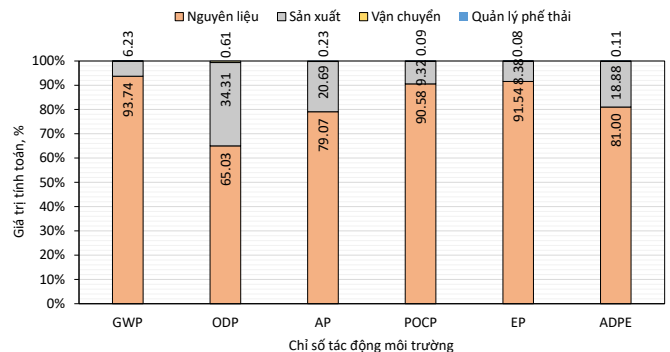
Hình 4. Phát thải KNK của xi măng PC đối với từng giai đoạn sản xuất.

Kết quả ở Hình 4 cho thấy giai đoạn chọn lựa vật liệu đầu vào cho quá trình sản xuất chiếm tỉ lệ lớn nhất, phân chia các giai đoạn này được tuân thủ theo BS EN 15978:2011 (so các giai đoạn vận chuyển nội bộ, sản xuất trong nhà máy và các chất thải trong quá trình sản xuất):

- + Giai đoạn khai thác nguyên vật liệu thô (> 90 %) là nguồn phát thải nhiều nhất trong quá trình sản xuất xi măng từ sự chuyển hóa $CaCO_3$ trong lò nung thành CaO tạo ra lượng lớn 525 kg CO_2 /tấn clanhke (60 %).

- + Giai đoạn sản xuất (> 1 %) chủ yếu là tiêu thụ điện trong quá trình sản xuất, và là giai đoạn phát thải nhiều nhất, tùy thuộc vào công nghệ sản xuất và sử dụng các công nghệ năng lượng tái tạo mà lượng phát thải sẽ giảm đáng kể.

- + Giai đoạn vận chuyển và chất thải bên trong quá trình sản xuất (> 0,1 %): tùy theo công nghệ sản xuất của mỗi nhà máy (vận chuyển xe nâng, xe tải hay băng chuyền...) và mỗi sản phẩm điều có qui trình sản xuất và phát thải khác nhau, nhưng nhìn chung các kết quả phân tích LCA cho thấy ở hai phần này chiếm tỉ lệ rất nhỏ.



Hình 5. Đóng góp của các giai đoạn sản xuất đối với các chỉ số tác động môi trường.

Kết quả cho thấy rằng quá trình khai thác và cung cấp nguyên liệu tác động đến môi trường là lớn nhất, đóng góp đến 93,74 % đối với chỉ số GWP, còn lại là quá trình sản xuất chiếm khoảng 6,23 %, và các quá trình khác là không đáng kể. Bên cạnh đó quá trình khai thác và cung cấp nguyên liệu này đóng góp thấp nhất đối với chỉ số ODP (65,03 %) khi so sánh giữa các chỉ số tác động môi trường, tuy vậy chỉ số này lại xem xét đánh giá hơn đến tác động của quá trình sản xuất và vận chuyển.

Bảng 1. Kết quả đánh giá tác động môi trường của 1 tấn xi măng.

TT	Các chỉ số tác động môi trường	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị	Ghi chú (thuật ngữ tiếng Anh)
1	Tiềm năng nóng lên toàn cầu	GWP	kg CO ₂ eq.	870,3	Global warming potential
2	Suy giảm tầng ôzôn	ODP	kg CFC 11 eq.	6,79×10 ⁻⁶	Ozone depletion potential
3	Axit hóa nguồn đất và nước	AP	mol H ⁺ eq.	2,26	Acidification potential
4	Hình thành chất oxy hóa quang hóa tầng bình lưu	POCP	kg NMVOC eq.	2,00	Formation potential of tropospheric ozone
5	Phú dưỡng hóa	EP	mol N eq.	8,08	Eutrophication potential
6	Suy giảm tài nguyên hóa thạch	ADPF	MJ	3225,0	Abiotic depletion for fossil resources potential

a. Tiềm năng nóng lên toàn cầu (Global Warming Potential - GWP)

Chỉ số GWP là 870,3 kg CO₂ eq cho thấy tiềm năng gây nóng lên toàn cầu của khu vực này cao hơn chút so Châu Âu. Trong khi châu Á có sự khác biệt lớn giữa các nước về mức độ phát thải CO₂ do sự khác biệt về công nghiệp hóa và năng lượng sử dụng (830-1350 kg CO₂ eq/kg xi măng ở Trung Quốc [10]), châu Âu thường có mức phát thải thấp hơn (trung bình 836 kg CO₂/ OPC Châu Âu [17]) do chính sách kiểm soát khí thải mạnh mẽ và sự phụ thuộc vào năng lượng tái tạo.

b. Suy giảm tầng ôzôn (Ozone Depletion Potential - ODP)

Với chỉ số ODP là 6,79×10⁻⁶ kg CFC 11 eq., mức độ gây suy giảm tầng ôzôn rất thấp, tương tự như nhiều quốc gia châu Âu [17] đã giảm thiểu việc sử dụng các chất CFC. Tuy nhiên, ở châu Á [17], tình trạng này có thể phức tạp hơn do sự khác biệt trong việc thực thi và tuân thủ các quy định môi trường.

c. Axit hóa nguồn đất và nước (Acidification Potential - AP):

Chỉ số AP là 2,26 mol H⁺ eq. cho thấy tiềm năng axit hóa cao, có thể so sánh với các khu vực công nghiệp hóa ở châu Á, nơi phát thải SO_x và NO_x từ các nhà máy và giao thông cao. Châu Âu [17], với các tiêu chuẩn khí thải nghiêm ngặt hơn, có thể có mức độ axit hóa thấp hơn.

d. Hình thành chất oxy hóa quang hóa tầng bình lưu (Formation potential of Tropospheric Ozone - POCP)

Mức độ POCP là 2,00 kg NMVOC eq., chỉ ra rằng khu vực này có nguy cơ gây hình thành ôzôn tầng bình lưu. Điều này có thể tương tự như một số khu vực đô thị lớn ở châu Á [17] nhưng thấp hơn so với châu Âu [17], nơi đã giảm lượng khí NMVOC nhờ công nghệ xử lý khí thải tiên tiến.

e. Phú dưỡng hóa (Eutrophication Potential - EP)

Chỉ số EP là 8,08 mol N eq., cho thấy mức độ cao của tiềm năng phú dưỡng hóa, mà các nước châu Á đang đối mặt do nông nghiệp và quản lý chất thải kém. Châu Âu [17], với quy định chặt chẽ về xử lý chất thải và sử dụng phân bón, có thể có mức độ phú dưỡng hóa thấp hơn.

f. Suy giảm tài nguyên hóa thạch (Abiotic Depletion for Fossil Resources Potential - ADPF)

Chỉ số ADPF là 3225,0 MJ cho thấy mức độ khai thác tài nguyên hóa thạch cao. Điều này có thể tương đồng với một số quốc gia châu Á phụ thuộc mạnh vào năng lượng hóa thạch. Châu Âu [17], với xu hướng chuyển dịch sang năng lượng bền vững, có tiềm năng suy giảm tài nguyên hóa thạch thấp hơn.

5. Kết luận

Bài báo này trình bày việc phân tích và đánh giá vòng đời đối với quá trình sản xuất xi măng poóc lăng truyền thống ở Việt Nam, cụ thể áp dụng tại Công ty INSEE Vietnam. Một số kết luận có thể rút ra như sau:

- Trong sản xuất xi măng, khâu chọn lựa vật liệu đầu vào cho quá trình sản xuất chiếm tỉ lệ lớn nhất (> 90 %) so các khâu vận chuyển nội bộ, sản xuất trong nhà máy và các chất thải trong quá trình sản xuất, đồng thời đóng góp đến 93,74% đối với chỉ số GWP.
- Giá trị GWP đối với xi măng poóc lăng PC ở nhà máy xi măng INSEE Vietnam đạt giá trị 870,3 kg CO₂ eq./tấn xi măng. Bên cạnh đó các giá trị tính toán đối với ODP, AP, POCP, EP, ADPE đạt tương ứng là 6,79×10⁻⁶ kg CFC 11 eq., 2,26 mol H⁺ eq., 2,00 kg NMVOC eq., 8,08 mol N eq., 3225,0 MJ.

Các giá trị tính toán này cho thấy sự tương thích với kết quả tính toán ở các nước khác trên thế giới. Trên cơ sở phân tích các tác động môi trường dựa trên các kết quả tính toán cho thấy cần thiết có các nghiên cứu và áp dụng các giải pháp công nghệ trong sản xuất xi măng để có thể giảm tác động môi trường góp phần vào phát triển xây dựng bền vững ở thế giới nói chung và ở Việt Nam nói riêng.

Lời cảm ơn

Nhóm tác giả xin trân trọng cảm ơn sự hỗ trợ tài chính bởi Trường Đại học Xây dựng Hà Nội (Mã số 03.2024-NNCM-ĐHXDHN) cho nghiên cứu này.

Tài liệu tham khảo

[1]. Gagg, C.R. (2014). Cement and concrete as an engineering material: An historic appraisal and case study analysis. *Engineering Failure Analysis*, 40: p.114-140.

- [2]. Global cement magazine, 2023. Global concrete report 2023, <https://www.proids-online.com/products/reports/global-concrete-report-2023>
- [3]. Olivier, J.G.J., Schure, K.M., Peters, J.A.H.W. (2017). *Long-term trend in global CO₂ emissions*, T.H. Report. PBL Netherlands Environmental Assessment Agency, The Netherlands: http://www.pbl.nl/sites/default/files/cms/publicaties/pbl-2017-trends-in-global-co2-and-total-greenhouse-gas-emissions-2017-report_2674.pdf, Accessed 30th May 2022, Editor. 2017.
- [4]. Scrivener, K.L., John, V.M., Gartner, E.M. (2018). Eco-efficient cements: Potential economically viable solutions for a low-CO₂ cement-based materials industry. *Cement and Concrete Research*, 114: p. 2-26.
- [5]. www.statista.com (truy cập 22/04/2024).
- [6]. Long, L.D. (2023). Vietnam's cement industry – Current status and orientation for sustainable development. in *International cement conference CEMTECH Asia*, 25-28 June 2023.
- [7]. Huntzinger, D.N., Eatmon, T.D. (2009). A life-cycle assessment of Portland cement manufacturing: comparing the traditional process with alternative technologies. *Journal of Cleaner Production*, 17(7): p.668-675.
- [8]. Nigri, E.M., Rocha, S.D.F., Filho, E.R. (2010). Portland cement: An application of life cycle assessment. *Product: Management & Development*, 8: p.167-172.
- [9]. Stafford, F.N., et al. (2016). Life cycle assessment of the production of Portland cement: a Southern Europe case study. *Journal of Cleaner Production*, 126: p.159-165.
- [10]. Li, C., et al. (2015). The LCA of portland cement production in China. *The International Journal of Life Cycle Assessment*, 20(1): p.117-127.
- [11]. Morsali, S. (2017). Emissions from Portland Cement Production Using Life Cycle Assessment Inventory and Method. *Environmental and Energy Economics*, 1(1): p.1-8.
- [12]. Moretti, L., Caro, S. (2017). Critical analysis of the Life Cycle Assessment of the Italian cement industry. *Journal of Cleaner Production*, 152: p.198-210.
- [13]. Tun, T.Z., Bonnet, S., Gheewala, S.H. (2016). Life cycle assessment of Portland cement production in Myanmar. *The International Journal of Life Cycle Assessment*, 25(11): p. 2106-2121.
- [14]. Meshram, R.B., Kumar, S. (2022). Comparative life cycle assessment (LCA) of geopolymers cement manufacturing with Portland cement in Indian context. *International Journal of Environmental Science and Technology*, 19(6): p.4791-4802.
- [15]. Akintayo, B.D., Olanrewaju, O.A., Olanrewaju, O.I. (2024). Life Cycle Assessment of Ordinary Portland Cement Production in South Africa: Mid-Point and End-Point Approaches. *Sustainability*, 16, DOI: 10.3390/su16073001.
- [16]. U.S. Green Building Council, This is LEED, Retrieved from, <http://leed.usgbc.org/leed.html>.
- [17]. Quantis, 2023. GCCA's Industry EPD Tool for Cement and Concrete. Retrieved from <https://concrete-epd-tool.org/>.

Nghiên cứu hiệu quả của bắc thấm dọc chế tạo sẵn sử dụng gia tải trước chân không và gia tải trước phụ tải

Nguyễn Quốc Tới^{1*}, Nguyễn Trường Chinh²

¹Khoa công trình, trường Đại học Công nghệ GTVT

²Viện Công nghệ GTVT, trường Đại học Công nghệ GTVT

TỪ KHOẢ

Hiệu quả
Gia tải trước chân không
Gia tải trước nền đắp
Rãnh thoát nước dọc chế tạo sẵn (PVD)
PLAXIS 2D

TÓM TẮT

Thoát nước dọc chế tạo sẵn là phương pháp cải tạo đất nhằm tăng tốc độ lún cố kết. Cùng với sự phát triển của kiến thức, gia tải trước chân không đã được sử dụng để thay thế gia tải trước nền đắp để tạo ra ứng suất trong đất. Nghiên cứu này sẽ so sánh hiệu quả của gia tải chân không với gia tải trước nền đắp thông qua việc phân tích mức độ và thời gian cố kết. Dự đoán độ lún được tính toán thủ công bằng phương pháp cố kết 1 chiều của Terzaghi, trong khi phương pháp phần tử hữu hạn bằng Chương trình PLAXIS 2D và phương pháp ASAOKA từ độ lún trên thực địa. Hệ số cố kết theo chiều ngang được sử dụng dựa trên kết quả tính toán lại bằng biểu đồ của ASAOKA. Tỷ lệ hệ số cố kết (C_h/C_v) thu được đối với gia tải trước chân không là 5,9 và đối với gia tải trước nền đắp là 2,21÷4,25. Phân tích cho thấy phương pháp gia tải chân không có thể giảm thời gian cố kết lên đến 74% so với phương pháp gia tải trước nền đắp.

KEYWORDS

Effectiveness
Vacuum Preloading
Embankment Preloading
Prefabricated Vertical Drain (PVD)
PLAXIS 2D

ABSTRACT

Prefabricated vertical drain is a method of soil improvement in order to accelerate consolidation settlement. In line with the development of knowledge, vacuum preloading was used to replace embankment preloading to produce stress in soil. This research will compare the effectiveness of vacuum preloading against the embankment preloading through the analysis of the degree and time of consolidation. The prediction of settlement is manually calculated using 1 dimension consolidation Terzaghi's theory method, while the finite element method by PLAXIS 2D Program and ASAOKA method from settlement on the field. The horizontal coefficient of consolidation used is based on the result of back calculation using ASAOKA's chart. The ratio of coefficient consolidation (C_h/C_v) obtained for vacuum preloading is 5.9 and for embankment preloading is 2.21÷4.25. The analysis show that the vacuum preloading method can cut the consolidation time up to 74% comparing the embankment preloading method.

1. Giới thiệu

Rãnh thoát nước chế tạo sẵn là một trong những phương pháp cải tạo đất trong đất yếu nhằm tăng cường độ kháng cắt của đất, giảm khả năng nén của đất và ngăn chặn sự suy giảm cố kết lớn nhằm tránh phá hoại kết cấu do độ lún lớn. Trong phương pháp truyền thống, chất tải trước được thực hiện bằng cách chất đống trên đất yếu. Vật liệu gia tải trước có thể là cát, đá hoặc nước. Năm 1952, Kjellmann giới thiệu phương pháp gia tải trước chân không để thay thế cho gia tải sử dụng chất đống (gia tải trước bằng phụ tải) trên hệ thống thoát nước dọc thông thường^[1].

Các đặc tính của gia tải trước bằng chân không đã được kiểm tra bằng cách so sánh áp suất chân không với tải trọng phụ trong thử nghiệm máy đo tốc độ trong phòng thí nghiệm. Từ các kết quả thí nghiệm cho thấy rằng bằng cách sử dụng áp suất chân không dẫn đến độ lún cố kết nhỏ hơn so với độ lún do gia tải trước bằng nền đắp gây ra với cùng một áp lực^[3].

2. Phương pháp nghiên cứu

Để xác định hiệu quả của cả hai phương án, việc so sánh mức độ và thời gian cố kết đạt được của cả hai phương án sẽ được quan sát.

Hơn nữa, dữ liệu khảo sát đất của dự án được sử dụng để tính toán độ lún cố kết theo nguyên lý cố kết 1-D của Terzaghi [6] và phân tích bằng cách sử dụng mô hình đất yếu trong chương trình phần tử hữu hạn PLAXIS 2D. Sau đó, dữ liệu lún tại hiện trường được sử dụng để dự đoán độ lún cuối cùng bằng phương pháp Asaoka. Đối với hệ số thấm ngang sử dụng trong phân tích theo nguyên lý cố kết 1-D Terzaghi và chương trình PLAXIS 2D được sử dụng từ tính toán ngược dựa trên phương trình của phương pháp Asaoka [11].

Ngoài phân tích bằng 3 phương pháp trên còn sử dụng mô phỏng bằng chương trình PLAXIS 2D với 2 loại trường hợp. Trong trường hợp đầu tiên, đối với cả hai loại gia tải trước, lượng tải trọng thay đổi (chiều cao 2m, 3m, 4m, 4,7m và 5m đối với tải trọng đắp và 60, 70, 80, 90 và 108 kPa đối với tải trọng chân không) và tỷ lệ hệ số thấm (k_h/k_v) được

*Liên hệ tác giả: quoctoidhxd@gmail.com

Nhận ngày 16/04/2024, sửa xong ngày 29/05/2024, chấp nhận đăng ngày 14/06/2024

Link DOI: <https://doi.org/10.54772/jomc.04.2024.708>

sử dụng được đặt bằng 2 trong cả hai loại gia tải trước. Trong trường hợp thứ hai, tải trọng được mô hình hóa 80 kPa ở cả hai loại tải trọng và tỷ lệ hệ số thấm (k_h/k_v) được thay đổi theo 2, 4, 6, 8 và 10. Cả hai loại mô phỏng sau đó được phân tích về các tác động biến thiên đối với lún cố kết trong cả hai loại gia tải trước.

3. Kết quả và phân tích

3.1. Giới thiệu dự án

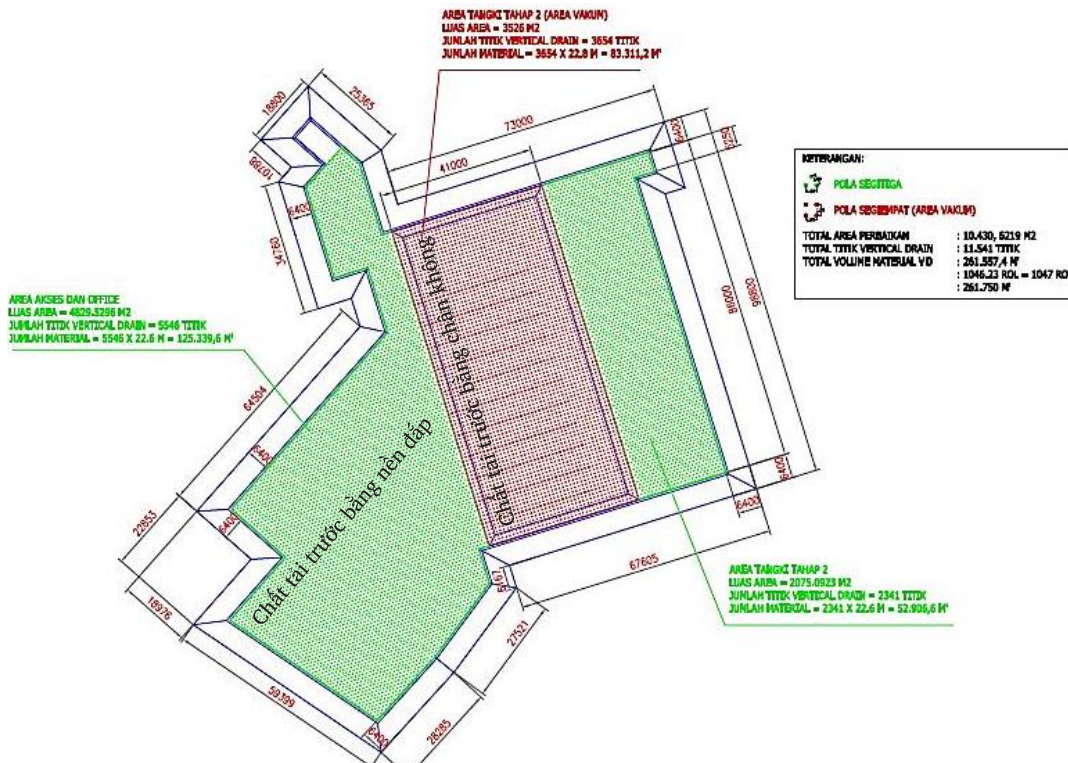
Trong dự án này, yêu cầu đắp vẫn phải đạt cao trình thiết kế. Lớp đất nền chủ yếu là đất yếu đạt độ sâu ± 22 m. Hai vấn đề chính gặp phải là độ lún cố kết lớn, lâu dài và khả năng chịu lực thấp. Để giải quyết vấn đề này, phương pháp cải tạo đất được lựa chọn bằng cách tăng tốc cố kết bằng cách sử dụng thoát nước dọc với hai loại phương án gia tải trước khác nhau là gia tải trước bằng đất đắp và gia tải trước bằng chân không. Dạng bậc thấm phụ thuộc vào sơ đồ gia tải trước, dạng tam giác đối với gia tải trước nền đắp và dạng hình chữ nhật đối với sơ đồ gia tải chân không. Khoảng cách của bậc thấm cho cả hai mẫu là 1m và độ sâu lắp đặt của bậc thấm là 21,5m.

3.2. Tình trạng đất và dữ liệu điều tra đất

Các tính chất của đất thu được từ thí nghiệm trong phòng và tương quan thực nghiệm của giá trị N-SPT như trong Bảng 1. Dựa trên kết quả điều tra đất bao gồm giá trị N-SPT, lớp đất dưới đất có thể được chia thành nhiều lớp. Trên bề mặt sâu đến 3m là tầng đất gồm cát rời mịn. Dưới lớp cát này là đất dính có chiều dày từ 3÷11 m. Trạng thái của loại đất sét này rất mềm đến mềm với độ dẻo trung bình. Khi đó ở độ sâu đất 11÷21 m có một lớp đất dính có độ dẻo cao. Ở độ sâu 21÷24,5 m, tầng đất chiếm ưu thế là sét bột rất mềm đến cứng, độ dẻo thấp. Ở độ sâu 25 m tại lớp đất sét cứng được tìm thấy và không gặp lớp đất cứng. Mực nước ngầm được tìm thấy ở độ sâu 0,6 m.

3.3. Tình trạng đất và dữ liệu điều tra đất

Các tính chất của đất thu được từ thí nghiệm trong phòng và tương quan thực nghiệm của giá trị N-SPT như trong Bảng 1. Dựa trên kết quả điều tra đất bao gồm giá trị N-SPT, lớp đất dưới đất có thể được chia thành nhiều lớp. Trên bề mặt sâu đến 3m là tầng đất gồm cát rời mịn. Dưới lớp cát này là đất dính có chiều dày từ 3÷11 m. Trạng thái của loại đất sét này rất mềm đến mềm với độ dẻo trung bình. Khi đó ở độ sâu đất 11÷21 m có một lớp đất dính có độ dẻo cao. Ở độ sâu 21÷24,5 m, tầng đất chiếm ưu thế là sét bột rất mềm đến cứng, độ dẻo thấp. Ở độ sâu 25 m tại lớp đất sét cứng được tìm thấy và không gặp lớp đất cứng. Mực nước ngầm được tìm thấy ở độ sâu 0,6 m.



Hình 1. Bản đồ lắp đặt bậc thấm dọc: a) Vùng xanh dành cho chất tải trước nền đắp (Mẫu hình tam giác); b) Vùng màu đỏ cho tải trước chân không (Mẫu hình chữ nhật).

Bảng 1. Thông số đất từ dự án điều tra đất.

Độ sâu (m)	H (m)	γ (kN/m ³)	C_c	C_r	C_v (cm/sec ²)	k_v (cm/sec)	e_0
0,00 - 3,00	3	20	-	-	-	-	-
3,00 - 4,00	1	14,6	1,171	0,187	0,000305	1,68E-05	1,981
4,00 - 6,50	2,5	15,4	0,689	0,133	0,000354	2,44E-05	1,659
6,50 - 9,00	2,5	15	1,013	0,151	0,000213	1,69E-05	2,014
9,00 - 11,00	2	15,4	0,657	0,127	0,000179	1,31E-05	1,627
11,00 - 12,50	1,5	14,8	0,722	0,153	0,000184	1,79E-05	2,020
12,50 - 14,50	2	14,8	0,616	0,138	0,000198	2,00E-05	1,863
14,50 - 16,50	2	15	0,645	0,085	0,000160	1,73E-05	2,040
16,50 - 19,00	2,5	14,6	0,938	0,094	0,000213	1,73E-05	1,957
19,00 - 21,00	2	15	0,665	0,057	0,000227	1,66E-05	0,969
21,00 - 23,00	2	17,6	0,376	0,052	0,000863	2,57E-05	1,818
23,00 - 24,50	1,5	17,6	0,376	0,052	0,000863	2,57E-05	1,818

3.4. Tính toán lại hệ số cố kết theo phương ngang (C_h)

Để có được kết quả về mức độ cố kết phù hợp với hiện trường, phục vụ cho mục đích phân tích đã sử dụng kết quả tính ngược hệ số cố kết theo phương ngang dựa trên nguyên lý của phương pháp Asaoka thể hiện trong Công thức (1)^[7].

$$C_h = \frac{\left(-\frac{\ln\beta}{\delta t} - \frac{\pi^2 \cdot C_v}{8 \cdot H^2}\right) \cdot D^2 \cdot F_n}{8} \quad (1)$$

Qua Công thức (1) ta có thể tính ngược lại hệ số cố kết theo phương ngang (C_h).

Bảng 2. Tính toán lại hệ số cố kết theo phương ngang khi gia tải trước phụ tải.

Lún	Giai đoạn	β	$\ln\beta$	C_h (m ² /ngày)	C_h/C_v
SP01&SP04	Giai đoạn 1	0,992	-0,01	0,0022	1,07
	Giai đoạn 2	0,969	-0,03	0,0089	4,25
SP06	Giai đoạn 1	0,995	-0,01	0,0014	0,66
	Giai đoạn 2	0,970	-0,03	0,0084	3,99
SP09	Giai đoạn 1	0,998	0	0,0005	0,25
	Giai đoạn 2	0,991	-0,01	0,0025	1,2
	Giai đoạn 3	0,984	-0,02	0,0046	2,21
SP10&SP11	Giai đoạn 1	0,998	0	0,0007	0,33
	Giai đoạn 2	0,976	-0,02	0,0066	3,17
	Giai đoạn 3	0,971	-0,03	0,0083	3,96

Bảng 3. Tính toán lại hệ số cố kết ngang khi gia tải trước chân không.

Lún	β	$\ln\beta$	C_h (m ² /ngày)	C_h/C_v
2	0,961	-0,04	0,0132	6,32
3	0,965	-0,036	0,0119	5,69
5	0,964	-0,036	0,0122	5,81
Trung bình của SP 2,3,5	0,964	-0,037	0,0124	5,90

3.5. Phân tích dự đoán lún cuối cùng

Phân tích dự báo lún cuối cùng sử dụng lý thuyết lún cố kết 1-D Terzaghi với loại lún cố kết thông thường như mô tả trong Công thức (2):

$$S_c = \frac{C_s \cdot H}{1 + e_0} \log \left(\frac{\sigma'_0 + \Delta\sigma'}{\sigma'_0} \right) \quad (2)$$

Hơn nữa, thời gian cố kết so với đường cong lún cố kết được thực hiện bằng cách sử dụng phân tích mức độ cố kết do Baron (1948) đề xuất.

$$U_v = \frac{(4T_v/\pi)^{0,5}}{\{1 + (4T_v/\pi)^{2,8}\}^{0,179}} \quad (3)$$

$$T_v = \frac{t_c \cdot C_v}{H^2} \quad (4)$$

$$U_h = \left[1 - \left\{ \exp \left(-\frac{8 \cdot T_h}{F_n} \right) \right\} \right] \quad (5)$$

$$T_h = \frac{t_c \cdot D^2}{C_h} \quad (6)$$

$$F_n = \ln \left(\frac{D}{d_w} \right) - \frac{3}{4} \quad (7)$$

Ngoài ra, phân tích độ lún cố kết cuối cùng bằng chương trình PLAXIS 2D sử dụng mô hình đất yếu được sử dụng. Gouw (2008) giải thích rằng bậc thấm dọc có thể được mô hình hóa trong chương trình PLAXIS 2D, vì vậy nó cần hệ số thấm tương đương khi sử dụng bậc thấm dọc thông qua Công thức (8)-(11).

$$n = \frac{D}{d_w} \quad (8)$$

$$\mu = \frac{n^2}{n^2 - 1} \cdot \left[\ln(n) - \frac{3}{4} + \frac{1}{n^2} \cdot \left(1 - \frac{1}{4 \cdot n^2} \right) \right] \quad (9)$$

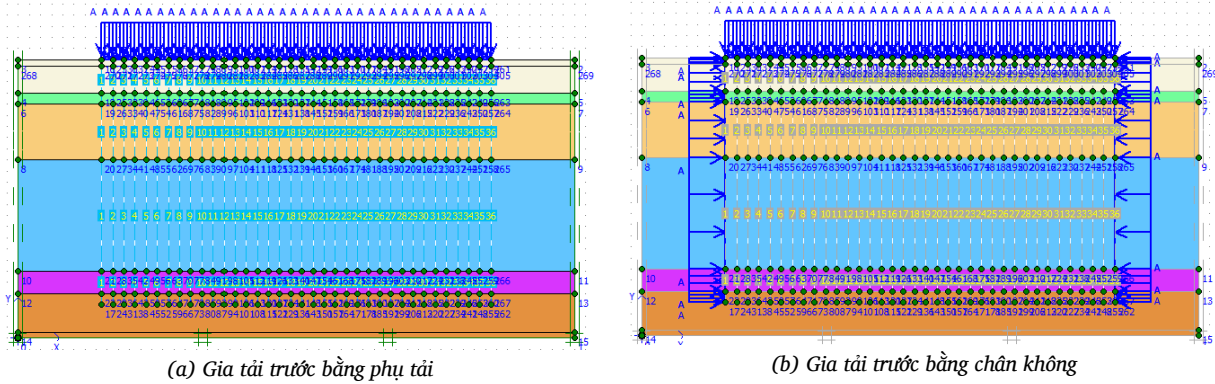
$$k'_v = k_v + \frac{32}{\pi^2} \cdot \frac{H^2}{\mu \cdot D^2} \cdot k_h \quad (10)$$

$$k'_h = k_h \quad (11)$$

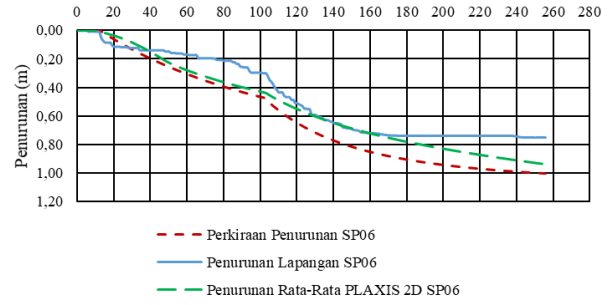
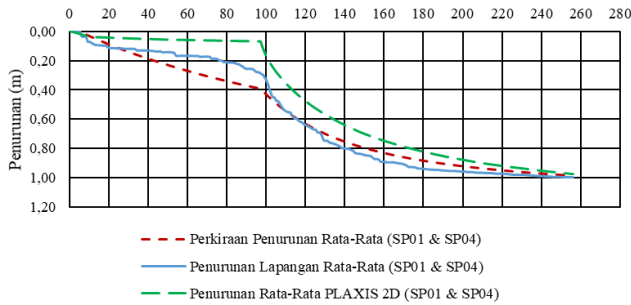
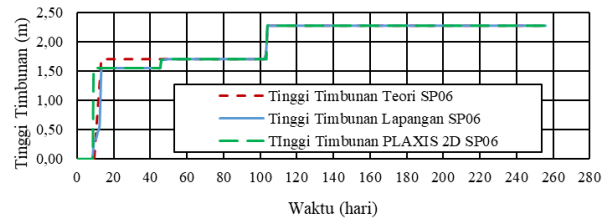
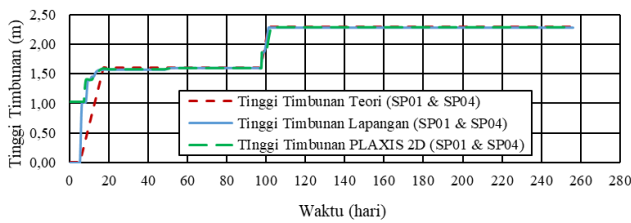
trong đó các giá trị k'_v và k'_h là hệ số thấm sau khi gắn bậc thấm dọc. Các giá trị k_h được sử dụng bắt nguồn từ tỷ lệ k_h/k_v tỷ lệ thuận với tỷ lệ C_h/C_v dựa trên phép tính ngược trước đó.

Trong loại mô hình gia tải trước bằng chân không, tải được mô hình hóa ở bên trái và bên phải dưới dạng mô hình hiệu ứng chân không khi gia tải trước bằng chân không được áp dụng.

Dựa vào phương trình trên thu được độ lún cố kết theo đường cong cố kết theo thời gian từ phân tích cố kết lý thuyết 1-D Terzaghi, chương trình PLAXIS 2D và so sánh với số liệu độ lún tại hiện trường.

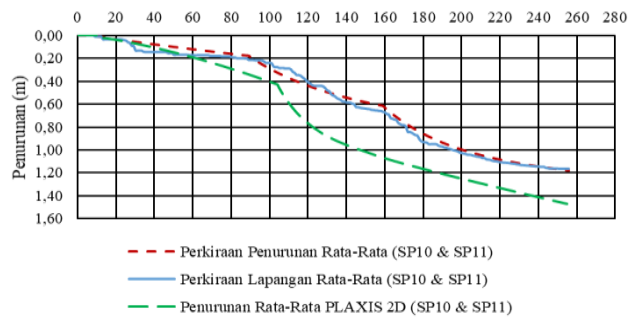
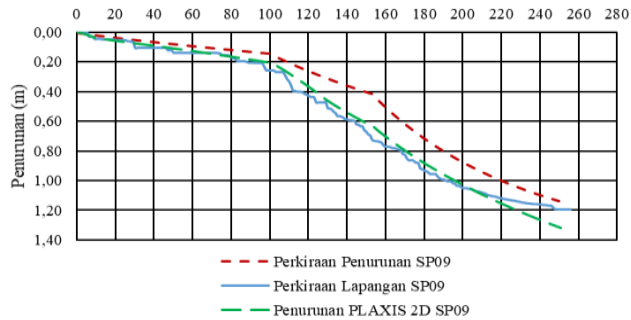
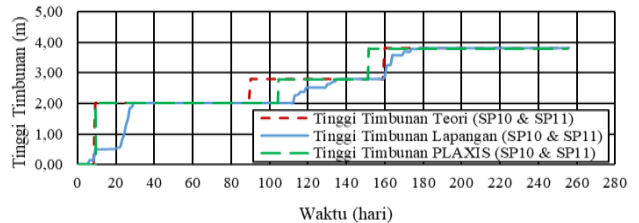
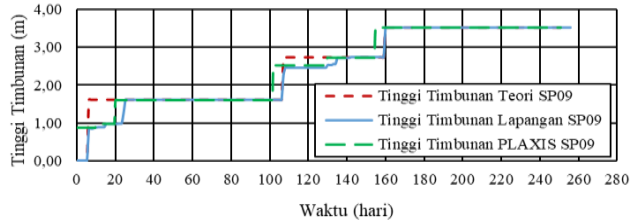


Hình 2. Minh họa mô hình PLAXIS 2D.



(a) Độ lún SP01 và SP04

(b) Độ lún SP06

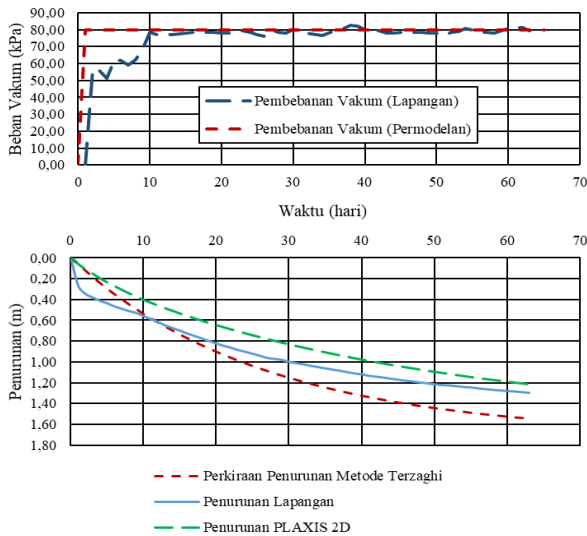


(c) Độ lún SP09

(d) Độ lún SP10 và SP11

Hình 3. Kết quả phân tích về lún cố kết trong gia tải trước bằng phụ tải.

Độ lún cố kết có gia tải trước (gia tải thông thường) vào ngày thứ 256 là khoảng 766 mm ÷ 1300 mm tùy thuộc vào chiều cao đắp trên hiện trường. Chiều cao của nền đắp khi gia tải trước thông thường được áp dụng thay đổi từ 2,28 m ~ 3,80 m với trọng lực riêng của đất đắp là 17 kN/m³. Sau đó, áp suất tác dụng lên bề mặt đất đạt được trong khoảng 38 kPa ~ 65 kPa. Mức độ cố kết trung bình của mỗi mảng lún thay đổi trong khoảng 90 % ~ 100 % vào ngày thứ 256. Trong khi với gia tải trước bằng chân không, độ lún cố kết vào ngày thứ 63 dao động trong khoảng 1200 mm ~ 1420 mm. Áp lực từ gia tải trước bằng chân không dựa trên chỉ số của máy bơm là 80 kPa. Mức độ cố kết trung bình khi sử dụng tải trước bằng chân không là 91,12% đạt được trong 63 ngày.



Hình 4. Kết quả phân tích độ lún cố kết trong quá trình gia tải bằng chân không.

Kết quả phân tích dựa trên tằm lún tại hiện trường cho thấy mức độ cố kết 90 % khi gia tải trước bằng chân không đạt được trong thời gian ngắn hơn so với gia tải trước bằng phụ tải. Dựa trên phân tích bằng phương pháp Asaoka, mức độ cố kết ở mức 90 % với gia tải trước bằng phụ tải có thể đạt được trong 256 ngày. Trong khi đó với gia tải trước bằng hút chân không, mức độ cố kết 90 % có thể đạt được chỉ trong 63 ngày. Do đó, gia tải trước bằng hút chân không có thể rút ngắn thời gian cố kết khoảng 74 % so với gia tải trước bằng phụ tải.

Lượng thời gian ngắn hơn cần thiết để đạt được mức độ cố kết ở mức 90 % với gia tải trước bằng hút chân không là do ảnh hưởng của loại chất tải trước và các thông số của đất như hệ số cố kết và hệ số thấm của đất. Điều này được chứng minh bằng nghiên cứu trước đây của Saowapakpi boon đã giải thích rằng hệ số cố kết theo phương ngang khi sử dụng bắc thấm đứng có gia tải trước bằng hút chân không lớn hơn so với bắc thấm đứng không có gia tải trước bằng hút chân không cũng xảy ra trong nghiên cứu này. Hệ số cố kết theo phương ngang (C_h) thu được từ tính toán ngược sử dụng phương pháp Asaoka cho thấy hệ số cố kết theo phương ngang khi sử dụng gia tải trước bằng hút chân

không lớn hơn hệ số cố kết theo phương ngang khi sử dụng gia tải trước bằng phụ tải.

Bảng 4. Tóm tắt giá trị hệ số cố kết theo chiều ngang (C_h) thu được từ tính toán ngược.

SP	Loại gia tải trước	C_h	C_h/C_v
SP01 & SP04	Gia tải trước bằng phụ tải	0,0089	4,25
SP06		0,0084	3,99
SP09		0,0046	2,21
SP10 & SP11		0,0083	3,96
SP-2, SP-3, SP-5	Gia tải trước bằng hút chân không	0,0124	5,9

Dựa trên Bảng 4, tỷ lệ giá trị C_h/C_v được tạo ra bởi phương pháp Asaoka với gia tải trước nền đắp mang lại giá trị tỷ lệ nằm trong khoảng từ 2,21 đến 4,25. Trong khi sử dụng loại gia tải trước bằng hút chân không thu được tỷ lệ giá trị C_h/C_v tính theo phương pháp Asaoka khoảng 5,90. Khi đó có thể kết luận rằng loại gia tải trước bằng hút chân không có thể tạo ra giá trị C_h lớn hơn loại gia tải trước bằng phụ tải, nên có thể đạt được mức độ cố kết bằng phương pháp hút chân không trong thời gian tương đối ngắn hơn so với gia tải trước nền đắp.

3.6. Mô phỏng mô hình hóa chương trình PLAXIS 2D

Để có thể biết được mức độ ảnh hưởng của các loại tải trọng thực tế, sau đó thực hiện hai loại thông số biến đổi bằng chương trình PLAXIS 2D. Bản thân chương trình PLAXIS được sử dụng làm mô hình để hỗ trợ tính toán và tạo ra mô hình chính xác hơn (do phương pháp Terzaghi không thể mô hình hóa áp lực lên mép lớp đất với tải trọng chân không). Hai loại biến thể tham số là:

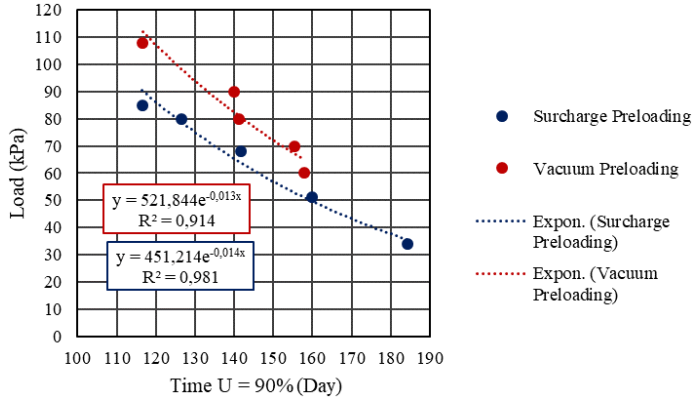
- (1) Mô phỏng cả hai loại chất tải với các biến thiên áp lực cho trước là 60, 70, 80, 90 và 108 kPa khi chất tải loại chân không và chiều cao đắp 2 m, 3 m, 4 m, 4,7 m (tương đương với 80 kPa tải hút chân không) và 5 m với hệ số tỷ lệ C_h/C_v hoặc k_h/k_v là 2.
- (2) Mô phỏng cả hai loại tải trọng với sự thay đổi tỷ lệ hệ số C_h/C_v hoặc k_h/k_v là 2, 4, 6, 8 và 10. Với tải trọng cho cả hai loại tải trọng bằng 80 kPa.

Phân tích mô phỏng lần đầu sử dụng biến thiên của tỷ số k_h/k_v , sử dụng giá trị k_h và k_v trong mô hình hóa theo Bảng 5.

Bảng 5. Độ thấm tương đương sau khi lắp đặt bắc thấm dọc cho chương trình PLAXIS.

k_v (m/ngày)	Sự biến thiên k_h/k_v	k_h (m/ngày)	k'_h (m/day)	k'_v (m/day)
1,85E-05	2	3,70E-05	2,48E-02	3,70E-05
	4	7,40E-05	4,95E-02	7,40E-05
	6	1,11E-04	7,43E-02	1,11E-04
	8	1,48E-04	9,90E-02	1,48E-04
	10	1,85E-04	1,24E-01	1,85E-04

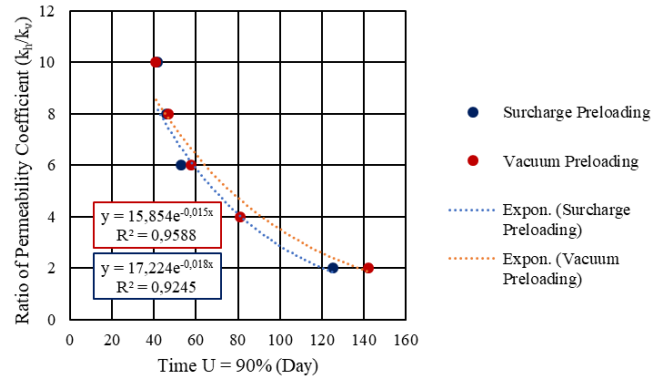
Dựa trên kết quả mô hình hóa biến thiên tải trọng ở cả hai loại tải trọng, đường xu hướng tốc độ cố kết theo thời gian đạt 90 % so với lượng biến thiên tải trọng áp dụng trong mô hình và đường xu hướng lún ($U = 90\%$) đối với biến thiên tải trọng tác dụng như trong Hình 5 và Hình 6.



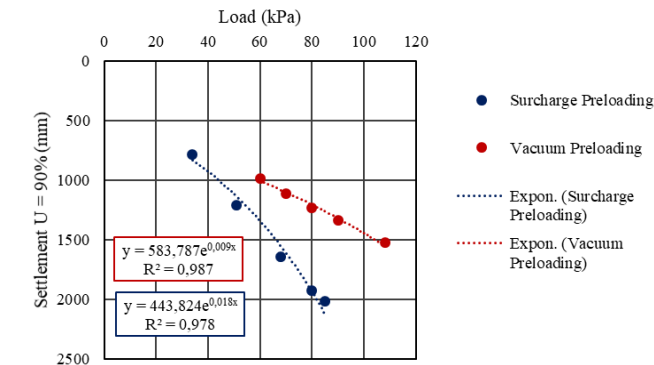
Hình 5. Đường cong biến thiên tải trọng theo thời gian cố kết ở $U = 90\%$.

với thời gian tải trọng hút chân không đạt độ lún 1228 mm. Cũng nên nhớ rằng phân tích trên đã bỏ qua thực tế là các giá trị của hệ số thấm sẽ tăng lên khi tải trọng hoạt động trên mặt đất tăng lên.

Dựa trên dữ liệu của kết quả phân tích trong mô phỏng thứ hai, đường xu hướng biến thiên của tỷ số hệ số thấm (k_h/k_v) đến thời gian cần thiết để đạt được độ lún cố kết tại $U = 90\%$ thu được như dưới đây.



Hình 7. Đường cong biến thiên tỷ lệ thấm (k_h/k_v) theo thời gian cố kết ở $U = 90\%$.



Hình 6. Đường cong lún cố kết tại $U = 90\%$ so với tải trọng thay đổi.

Trong Hình 5, có thể kết luận rằng tải trọng tác dụng càng lớn thì thời gian cần thiết để đạt được mức độ cố kết 90 % cũng giảm theo cấp số nhân. Khi so sánh giữa gia tải trước bằng phụ tải và gia tải trước bằng hút chân không với cùng trọng lượng tải (80 kPa), thời gian cần thiết để đạt được mức độ cố kết 90 % đối với tải trọng thông thường ngắn hơn tương đối 10% so với thời gian tải trọng hút chân không để đạt được mức độ cố kết 90 % ở cùng một hệ số thấm.

Sau đó, trong Hình 6, có thể thấy rằng độ lún đạt được do gia tải trước bằng phụ tải lớn hơn tương đối 32 % so với độ lún do tải hút chân không gây ra với cùng tải trọng và hệ số thấm.

Do đó, mặc dù hiệu suất thời gian đạt được khi gia tải trước bằng phụ tải tương đối ngắn 10 % so với tải hút chân không. Độ lún do chất gia tải trước bằng phụ tải gây ra lớn hơn độ lún do gia tải trước bằng hút chân không, do đó nếu độ lún của gia tải trước bằng hút chân không ở mức độ cố kết 90 % là 1228 mm đạt được sau 141 ngày, thì gia tải trước bằng phụ tải với tải trọng bằng nhau (80 kPa) có thể dẫn đến độ lún 1228 mm trong vòng 39 ngày hoặc tương đối ngắn hơn 72 % đối

Dựa vào Hình 7, kết quả của phương trình hồi quy là $y = 15,854e^{-0,015x}$ và $y = 17,224e^{-0,018x}$ nên có thể kết luận rằng việc tăng tỷ lệ hệ số thấm có thể rút ngắn thời gian cần thiết để đạt được độ cố kết 90 % theo cấp số nhân. Ta cũng biết rằng hệ số thấm càng lớn thì hiệu số thời gian đạt được $U = 90\%$ ở cả hai loại tải trọng càng giảm cho đến khi bằng nhau.

4. Kết luận và kiến nghị

Dựa trên kết quả phân tích thu được, ta có kết luận như sau:

- (1) Dựa trên phân tích mức độ cố kết bằng cách sử dụng dự đoán độ lún cuối cùng bằng phương pháp Asaoka, thời gian cố kết cần thiết với gia tải trước bằng hút chân không để đạt được mức độ cố kết ở mức 90 % hiệu quả hơn 74 % so với gia tải trước bằng phụ tải.
- (2) Dựa trên tính toán ngược hệ số cố kết ngang (C_h) sử dụng phương pháp Asaoka, gia tải trước bằng hút chân không tạo ra hệ số cố kết (C_h/C_v) ở mức 5,90. Trong khi với gia tải trước bằng phụ tải hệ số cố kết (C_h/C_v) đạt được trong khoảng 2,21 ~ 4,25.
- (3) Độ lún cố kết tăng tuyến tính với tải trọng tác dụng. Trong gia tải trước bằng phụ tải có thể tạo ra độ lún của cố kết tương đối lớn hơn so với gia tải trước bằng hút chân không.
- (4) Tốc độ cố kết tăng theo cấp số nhân với tỷ lệ hệ số thấm được sử dụng trong phân tích.
- (5) Dựa trên mô phỏng bằng PLAXIS 2D, thời gian cố kết cần thiết từ gia tải trước bằng nền đắp hiệu quả hơn so với gia tải trước bằng hút chân không với cùng giá trị hệ số thấm và cùng lượng gia tải.

Dựa trên nghiên cứu này, có thể đưa ra các đề xuất cho các nghiên cứu tiếp theo như sau:

- (1) Cần nghiên cứu thêm xem sự khác biệt về loại tải trọng có ảnh hưởng đến giá trị hệ số thấm và hệ số cố kết hay không.
- (2) Các thông số đất sử dụng phải dựa trên kết quả thí nghiệm chính xác và đầy đủ trên từng loại tầng, nhằm hạn chế tối đa việc sử dụng hệ số tương quan. Nếu trong phân tích sử dụng hệ số tương quan để tìm giá trị các thông số của đất thì sử dụng hệ số tương quan theo tiêu chuẩn để kết quả không bị sai lệch.

Tài liệu tham khảo

- [1]. Chai, J. C., Hayashi, S., & Carter, J. P. (2005). *Đặc điểm của cố kết chân không*. Proc. 16th ICSMGE, (trang 1167-1170). Osaka, Nhật Bản.
- [2]. Chai, J. C., Hong, Z. S., & Shen, S. L. (2010). *Cố kết thoát nước chân không gây ra phân bố áp lực và biến dạng mặt đất*. Geotextiles and Geomembranes, 525-535.
- [3]. Chai, J. C., Sakai, A., Hayashi, S., & Hino, T. (2007). *Đặc điểm của cố kết chân không so với cố kết do tải trọng phụ*. Proc. of Int. Symposium on Geotechnical Engineering, Ground Improvement and Geosynthetics for Human Security and Environmental Preservation, (trang 111-124). Bangkok, Thái Lan.
- [4]. Chu, J., & Yan, S. W. (2005). *Ước tính mức độ cố kết cho các dự án gia tải trước chân không*. International Journal of Geomechanics (ASCE), 158-165.
- [5]. Craig, R. F. (1983). *Cơ học đất Phiên bản thứ 3*. Vương quốc Anh: Van Nostrand Reinhold Co. LTD.
- [6]. Das, B. M., & Sobhan, K. (2014). *Nguyên lý Địa kỹ thuật Phiên bản thứ 8*. Stamford: Cengage Learning.
- [7]. Putra, A. B. (2016). *Hitung Balik Nilai Koefisien Konsolidasi Horizontal (Ch) Menggunakan Metode Asaoka Berdasarkan Hasil Vacuum Preloading*. Jakarta: Universitas Bina Nusantara.

Nghiên cứu sử dụng đuôi quặng OTC làm nguyên liệu cho sản xuất xi măng

Phạm Hữu Thiên^{1*}, Lê Việt Hùng¹, Tạ Văn Luân¹, Dương Thanh Qui¹

¹ Trung tâm Xi măng và Bê tông, Viện Vật liệu xây dựng

TỪ KHOẢ

Đuôi quặng OTC
Clinker xi măng

TÓM TẮT

Với nhu cầu sử dụng lớn, phục vụ cho nhiều lĩnh vực khác nhau, nguồn nguyên liệu quặng sắt phục vụ cho quá trình sản xuất xi măng ngày càng trở nên cạn kiệt. Việc thiếu hụt nguồn nguyên liệu này sẽ ảnh hưởng trực tiếp đến giá thành, chất lượng và tính năng xi măng, ngoài ra còn gây ra các vấn đề về ô nhiễm môi trường, biến đổi khí hậu,... Bên cạnh đó, cùng với sự phát triển của ngành công nghiệp khai thác khoáng hiện nay, cần có những nghiên cứu, xử lý và tái chế lượng đuôi quặng OTC đang được phát thải tại các nhà máy tuyển khoáng tại Việt Nam. Nghiên cứu sử dụng đuôi quặng OTC để thay thế nguyên liệu trong sản xuất xi măng có ý nghĩa khoa học và thực tiễn, vừa giúp thay thế nguồn nguyên liệu quặng sắt đang ngày càng thiếu hụt, đồng thời là giải pháp để tiêu thụ lượng phế thải này. Bài báo này trình bày các kết quả nghiên cứu về sử dụng đuôi quặng OTC làm nguyên liệu cho sản xuất xi măng. Kết quả cho thấy rằng, khi thay thế ở tỷ lệ từ 0 – 100 % quặng sắt, các chỉ tiêu như lượng nước tiêu chuẩn và thời gian đông kết có xu hướng được cải thiện, tuy nhiên đối với chỉ tiêu cường độ lại có xu hướng giảm từ 0 -10 %. Khi đối chiếu với yêu cầu kỹ thuật của TCVN 2682, mẫu xi măng sử dụng đến 100 % đuôi quặng OTC thay thế quặng sắt vẫn hoàn toàn đáp ứng tốt các mức yêu cầu kỹ thuật và theo phân loại đạt mức PC40.

KEYWORDS

Oxide Tailing Cell
Cement clinker

ABSTRACT

With great demand for many different fields, iron ore raw materials for cement production are becoming increasingly depleted. The shortage of this raw material will directly affect the price, quality and properties of cement, in addition to causing problems with environmental pollution, climate change, etc. Besides, along with the development of the current mining industry, it is necessary to research, treat and recycle the amount of Oxide Tailing Cell being emitted at mineral processing plants in Vietnam. Research on using OTC ore tailings to replace raw materials in cement production has scientific and practical significance, not only helping to replace the increasingly lacking iron ore raw materials, but also being a solution to consume iron ore this waste. This article presents research results on using OTC as raw materials for cement production. The results show that, when replacing at a rate of 0 – 100 % iron ore, criteria such as standard water content and setting time tend to be improved, however, the strength criteria have some differences. downward trend from 0 - 10 %. When compared with the technical requirements of TCVN 2682, cement samples using up to 100 % OTC to replace iron ore still fully meet the technical requirements and according to the classification reach PC40 level.

1. Tổng quan

Giống như những loại nguyên liệu khác, nguồn quặng sắt dùng cho sản xuất xi măng đang ngày dần cạn kiệt cùng với nhu cầu và sự phát triển của ngành xây dựng. Tình trạng ngày càng thiếu hụt nguyên liệu quặng sắt dẫn đến hệ quả là vật liệu chủ yếu trong ngành xây dựng là xi măng ngày càng đắt đỏ hơn, đồng thời các đặc tính kỹ thuật của sản phẩm cũng bị biến đổi để phù hợp với nguyên liệu đầu vào. Vì vậy, việc nghiên cứu ứng dụng và tìm các giải pháp thay thế quặng sắt tự nhiên phục vụ cho xây dựng đang ngày càng trở nên cấp thiết, đặc biệt là từ nguồn đuôi quặng OTC, phế thải công nghiệp.

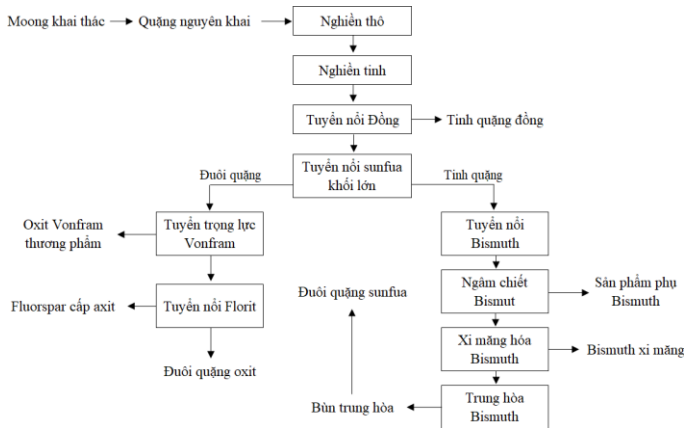
Đuôi quặng OTC (Oxide Tailing Cell) là phế thải phát sinh trong quá trình tuyển khoáng (Sơ đồ phát sinh được thể hiện trong Hình 1).

Thành phần hóa học của quặng đuôi chủ yếu bao gồm SiO_2 (46-48) %, Al_2O_3 (8-10) %, CaO (10-12) %, Fe_2O_3 (17-20) %, v.v, hàm lượng của các oxit có biên độ dao động phụ thuộc trực tiếp vào các thành phần của quặng và quá trình khai thác, chế biến quặng [1]. Do có hàm lượng oxit Fe_2O_3 trong mẫu OTC khoảng (17-20) %, nên việc tái sử dụng OTC cho mục đích thay thế quặng sắt để chế tạo clinker xi măng cần phải quan tâm tới tỷ lệ F/A (tỷ lệ $\text{Fe}_2\text{O}_3/\text{Al}_2\text{O}_3$) cho khả năng điều chỉnh mô đun p. Để thay thế cho quặng sắt thì cần có tỷ lệ F/A > 1, khi tỷ lệ F/A của OTC càng cao thì càng dễ điều chỉnh mô đun p (khi thay thế cho quặng sắt). Tỷ lệ F/A của mẫu OTC dao động trong khoảng là 1,7-2. Do đó việc sử dụng OTC để tính toán làm nguyên liệu điều chỉnh sắt vào bài phối liệu chế tạo clinker xi măng là hoàn toàn có tính khả thi.

*Liên hệ tác giả: phamhuuthienxd96@gmail.com

Nhận ngày 08/05/2024, sửa xong ngày 06/07/2024, chấp nhận đăng ngày 15/07/2024

Link DOI: <https://doi.org/10.54772/jomc.04.2024.702>



Hình 1. Sơ đồ phát thải đuôi quặng OTC.

Trên thế giới đã có một số nhóm tác giả nghiên cứu sử dụng đuôi quặng OTC làm nguyên liệu cho sản xuất xi măng như nghiên cứu của nhóm tác giả L. Luo, Y. Zhang và cộng sự [2] nghiên cứu đã chỉ ra rằng do sự tồn tại của các nguyên tố vi lượng và thành phần khoáng chất cụ thể của quặng đuôi, việc sử dụng quặng đuôi đã cải thiện khả năng đốt cháy của nguyên liệu thô và thúc đẩy sự hình thành C_3S , giúp tăng cường tính chất cơ học của xi măng. Hơn nữa, việc sử dụng chất thải làm vật liệu alumino-silicate đã thúc đẩy các phản ứng ở trạng thái rắn và tăng tốc độ phản ứng của nguyên liệu thô. Nhóm tác giả Z. Shi và

cộng sự [3] cũng kết luận rằng do thành phần hóa học của quặng đuôi khá đa dạng, nhiều khi quặng đuôi có hàm lượng SiO_2 cao không thể sử dụng để sản xuất clinker xi măng, hoặc quặng đuôi có hàm lượng oxit tạp chất cao chỉ có thể sử dụng làm chất khoáng hóa nên liều lượng sử dụng quặng đuôi để sản xuất clinker xi măng dưới 5%.

Ở trong nước, hiện nay theo công bố của Công ty TNHH Khai thác Chế biến Khoáng sản Núi Pháo, mỗi năm nhà máy phát thải ra từ 1,7 – 2,1 triệu tấn/năm, tính đến cuối năm 2022 lượng tồn trữ khoảng 10 triệu tấn và sẽ tiếp tục tăng theo từng năm. Lượng phế thải này đang được nhà máy tập kết tại bãi chứa, chưa có biện pháp xử lý, gây ra các vấn đề về ô nhiễm môi trường và diện tích chứa [1]. Ngoài ra, về mặt nghiên cứu, ở trong nước cũng chưa có nghiên cứu nào sử dụng loại phế thải này làm vật liệu xây dựng. Từ đó thấy rằng, việc nghiên cứu xử lý, ứng dụng và tiêu thụ đuôi quặng OTC cũng rất cần thiết và cấp bách.

2. Vật liệu và phương pháp nghiên cứu

2.1. Vật liệu sử dụng

Các nguyên vật liệu đá vôi, quặng sắt, đất sét và cao silic được lấy từ nhà máy xi măng Sông Thao và đuôi quặng OTC được lấy từ Công ty TNHH Khai thác Chế biến Khoáng sản Núi Pháo. Thành phần hóa của các nguyên vật liệu trên được cho trong Bảng 1.



Hồ chứa đuôi quặng OTC



Khu vực lấy mẫu đuôi quặng OTC

Hình 2. Hồ chứa và đuôi quặng OTC tại Mỏ Núi Pháo.

Bảng 1. Thành phần hóa nguyên liệu chế tạo phối liệu clanke xi măng.

Mẫu	Thành phần hóa học, % khối lượng											
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	K ₂ O	Na ₂ O	MKN	SO ₃	TiO ₂	MnO	Tổng
Đá vôi	1,10	0,21	0,27	53,20	0,40	0,11	0,20	42,18	-	-	-	97,67
Đất sét	62,48	16,89	8,62	0,01	1,50	3,19	0,52	5,41	-	0,40	-	99,02
Quặng sắt	24,74	17,37	41,18	0,84	0,40	0,62	0,22	12,73	-	0,69	-	98,79
Cao silic	77,72	9,72	2,78	1,40	0,63	1,78	0,15	4,89	-	0,09	-	99,16
OTC	46,48	9,40	18,03	11,55	1,85	1,84	0,87	1,98	2,54	-	0,36	94,90

2.2. Phương pháp nghiên cứu

Nghiên cứu đã sử dụng các phương pháp thí nghiệm như sau:

- ❖ Phương pháp tiêu chuẩn
 - Xác định thành phần hóa clanhke theo TCVN 141
 - Xác định thành phần hóa của đá vôi theo TCVN 9191
 - Xác định thành phần hóa của đá sét, cao silic theo TCVN 7131
 - Xác định thành phần hóa của quặng sắt theo TCVN 4653-1 và QT VLXD 01
 - Xác định thành phần hóa các mẫu đuiôi quặng OTC theo TCVN 141
 - Xác định lượng nước tiêu chuẩn và thời gian đông kết, độ ổn định thể tích theo TCVN 6017
 - Xác định cường độ nén theo TCVN 6016
 - Xác định độ mịn theo TCVN 4030
- ❖ Phương pháp phi tiêu chuẩn
 - Phương pháp XRD nhằm đánh giá thành phần khoáng của các mẫu clanhke
 - Phương pháp phân tích nhiệt vi sai (DTA và TG) nhằm đánh giá các sản phẩm thủy hóa của các mẫu đá xi măng

3. Tính toán phối liệu

Để tiến hành tính toán phối liệu, nhóm nghiên cứu lựa chọn các hệ số chế tạo theo kinh nghiệm nghiên cứu và quá trình sản xuất thực tế tại một số nhà máy, để đảm bảo chất lượng clanhke và dễ dàng vận hành hệ thống lò quay phương pháp khô đề tài lựa chọn hệ số chế tạo sau:

- Hệ số bão hòa vôi: $LSF = 95 \pm 1$
- Mô đun silic: $MS = 2,45 \pm 0,05$
- Mô đun nhôm: $MA = 1,5 \pm 0,05$

Trên cơ sở tính toán và giải các phương trình, nhóm nghiên cứu đưa ra bảng cấp phối thí nghiệm như sau:

Bảng 2. Tỷ lệ đơn phối liệu của các cấp phối nghiên cứu.

Ký hiệu	Cấp phối	Tỷ lệ đơn phối liệu, % khối lượng quy khô				
		Đá vôi	Đất sét	Q. sắt	Cao silic	OTC
M0	M0	78,96	15,75	1,38	3,91	-
M1	OTC 50	78,84	16,07	0,93	3,24	0,93
M2	OTC 100	78,57	16,77	-	1,76	2,91

4. Kết quả thí nghiệm

4.1. Nghiên cứu khả năng kết khối

Để đánh giá khả năng kết khối, các cấp phối được nung tại các nhiệt độ 1350, 1400 và 1450 °C trong lò điện. Các mẫu clanhke lò điện được kiểm tra hàm lượng vôi tự do, kết quả được cho trong bảng sau:

Bảng 3. Kết quả phân tích vôi tự do.

STT	Cấp phối	Hàm lượng vôi tự do, %		
		1350 °C	1400 °C	1450 °C
1	M0	1,11	0,51	0,00
2	M1	0,87	0,41	0,00
3	M2	0,65	0,32	0,00

Từ kết quả phân tích vôi tự do ta có thể thấy: nhiệt độ nung càng cao thì hàm lượng vôi tự do trong các mẫu clanhke càng giảm.

- Tại nhiệt độ nung 1350 °C và 1400 °C thì hàm lượng vôi tự do trong clanhke của các cấp phối có sử dụng OTC đều cho thấy thấp hơn mẫu M0.

- Tại nhiệt độ nung 1450 °C thì về cơ bản vôi tự do đều không còn trong các mẫu clanhke.

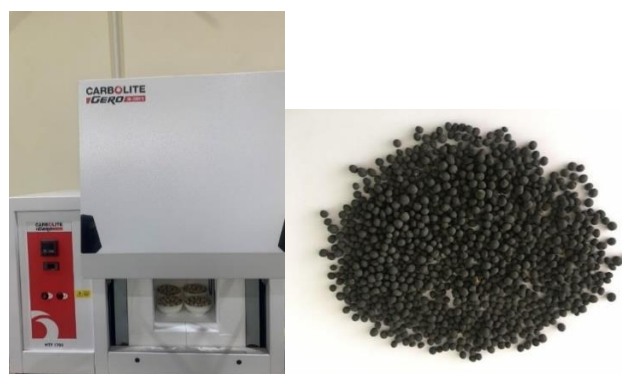
- Từ các kết quả trên có thể kết luận rằng từ mức nhiệt độ 1400 °C, các mẫu bột phối liệu đã có thể kết khối và phản ứng tạo khoáng khá tốt. Do đó dự án lựa chọn các mẫu clanhke được nung tại 1450 °C để phân tích hóa, đánh giá tiếp khả năng kết khối và tạo khoáng khi có sử dụng OTC thay thế quặng sắt.

- Thành phần hóa của các mẫu clanhke lò điện

Các mẫu clanhke nung tại nhiệt độ 1450 °C được xác định thành phần hóa học, kết quả được cho trong Bảng 4.

Nhận xét: Các cấp phối được nung tại nhiệt độ 1450 °C có thành phần hoá gần như tương đồng nhau, tuy nhiên về thành phần khoáng lại có sự chênh lệch về hàm lượng C₂S và C₃S. Các hệ số chế tạo LSF dao động từ 91 ÷ 93,5; hệ số n dao động từ 2,48 ÷ 2,51; hệ số p dao động từ 1,43 ÷ 1,50.

Kết quả phân tích XRD các mẫu clanhke lò điện được cho trong Hình 4.



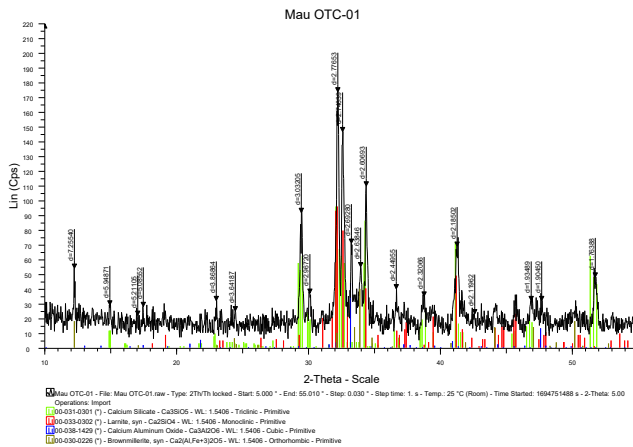
Mẫu bột phối liệu trước nung

Mẫu clanhke sau nung

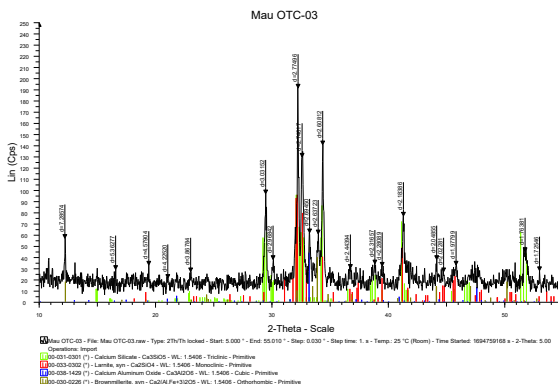
Hình 3. Nung mẫu phối liệu bằng lò điện.

Bảng 4. Kết quả phân tích hóa các mẫu clanhke lò điện tại 1450 °C.

STT	Chỉ tiêu	Đơn vị	Cấp phối		
			M0	M1	M2
Thành phần hóa học					
1	SiO ₂	%	22,31	22,09	21,79
2	Al ₂ O ₃	%	5,27	5,19	5,27
3	Fe ₂ O ₃	%	3,68	3,6	3,52
4	CaO	%	64,8	64,78	65,04
5	MgO	%	1,32	1,19	1,12
6	K ₂ O	%	0,28	0,24	0,27
7	Na ₂ O	%	0,2	0,22	0,21
Thành phần khoáng					
12	C ₃ S	%	53,21	55,36	57,94
13	C ₂ S	%	23,82	21,56	18,76
14	C ₃ A	%	7,74	7,66	8,01
15	C ₄ AF	%	11,19	10,94	10,7
Hệ số chế tạo					
16	LSF		91,17	92,13	93,56
17	MS		2,49	2,51	2,48
18	MA		1,43	1,44	1,5



Kết quả XRD mẫu M0



Kết quả XRD mẫu M2

Hình 4. Kết quả phân tích XRD mẫu clanhke xi măng.

Kết quả bán định lượng thành phần khoáng được cho trong bảng sau:

Bảng 5. Tổng hợp kết quả bán định lượng khoáng.

Tên mẫu	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF	Pha vô định hình
M0	54	16,5	12,5	7,5	9,5
M2	58	11,5	9	8,5	13

Kết quả bán định lượng các khoáng có thể nhận thấy rằng các mẫu clanhke lò điện (nung tại 1450 °C) đều thể hiện sự xuất hiện của 4 khoáng chính là C₃S, C₂S, C₃A, C₄AF. Khoáng chủ đạo chiếm thành phần lớn nhất vẫn là khoáng C₃S (dao động quanh mức 54 – 58 %), tiếp theo là khoáng C₂S (dao động quanh mức 11 – 16 %), kết hợp với bảng 4 ta có thể nhận định việc sử dụng đuôi quặng OTC thay thế quặng sắt đã có ảnh hưởng tích cực tới quá trình tạo khoáng C₃S của clanhke.

4.2. Tính chất cơ lý của các mẫu xi măng chế tạo từ các cấp phối nghiên cứu

Để xác định các tính chất cơ lý của clanhke, các cấp phối bột liệu thô được cân định lượng từ các nguyên vật liệu (đã được nghiền mịn đến độ mịn theo yêu cầu, sót sàng 009 < 10 %) theo các bài cấp phối, sau đó được đồng nhất bằng máy trộn trong vòng 30 phút, tiếp theo được trộn ẩm (với độ ẩm tối ưu là 20 %) và nặn tạo bánh bột phối liệu với đường kính 30 cm. Bánh phối liệu sau khi được nặn tạo hình sẽ được phơi khô tự nhiên trong 24 giờ, sau đó được sấy trong tủ sấy tại nhiệt độ 100 ± 5 °C trong 24 giờ để loại bỏ hết ẩm vật lý. Bánh phối liệu sau sấy được nung trong lò gas tại nhiệt độ 1450 °C.



Hệ thống lò nung gas



Mẫu clanhke sau nung

Hình 5. Chế tạo mẫu clanhke xi măng.

Các mẫu clanhke lò gas được gia công nhỏ bằng máy kẹp hàm, sau đó được nghiền mịn cùng với 4 % thạch cao trong máy nghiền bi thí nghiệm đến độ mịn $3200 \text{ cm}^2/\text{g}$. Các tính chất cơ lý của mẫu xi măng được kiểm tra bao gồm cường độ nén tại các độ tuổi 3, 7, 28 ngày bảo dưỡng; thời gian đông kết; độ ổn định thể tích, kết quả được cho trong các bảng sau:

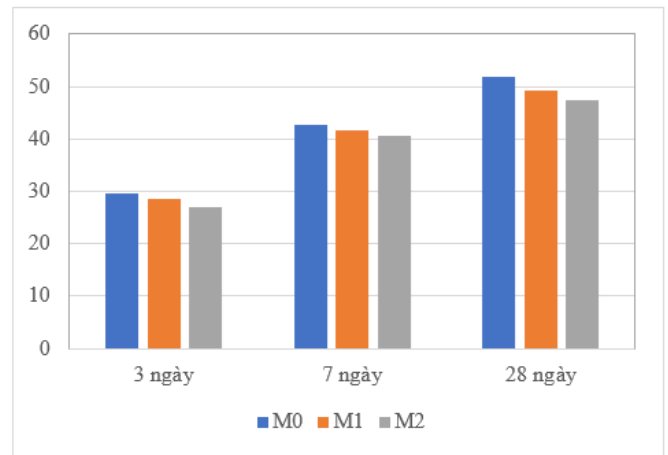
Bảng 6. Thời gian đông kết và độ ổn định thể tích.

Ký hiệu mẫu	LNTC, %	Thời gian đông kết, phút			Độ ổn định thể tích Le Chatelier, mm
		Bắt đầu	Kết thúc	Delta	
M0	29,15	131	170	39	0,5
M1	28,85	120	155	35	0,5
M2	28,65	125	150	25	0,5

Các mẫu clanhke được gia công đập nhỏ bằng máy kẹp hàm, sau đó được nghiền mịn cùng với 4 % thạch cao trong máy nghiền bi thí nghiệm đến độ mịn $3100 \pm 100 \text{ cm}^2/\text{g}$. Kết quả thử nghiệm cường độ nén tại các độ tuổi bảo dưỡng khác nhau của các mẫu xi măng được cho trong Bảng 7. Biểu đồ so sánh kết quả cường độ nén các mẫu clanhke được thể hiện trong Hình 4.

Bảng 7. Cường độ nén các mẫu clanhke lò gas.

Ký hiệu mẫu	Kết quả cường độ nén các mẫu tại các độ tuổi					
	R ₃		R ₇		R ₂₈	
	Mpa	Δ, %	Mpa	Δ, %	Mpa	Δ, %
M0	29,73		42,66		51,72	
M1	28,59	-3,83	41,72	-2,20	49,33	-4,62
M2	26,97	-9,28	40,69	-4,62	47,34	-8,47



Hình 6. Cường độ nén các mẫu clanhke lò gas.

Từ kết quả trên, ta thấy:

- Lượng nước tiêu chuẩn của các mẫu clanhke có sử dụng OTC trong phối liệu đều thấp hơn so với mẫu đối chứng. Mức giảm lớn nhất là 0,5 % so với mẫu đối chứng.
- Thời gian bắt đầu đông kết của các mẫu clanhke có sử dụng OTC trong phối liệu đều ngắn hơn (nhiều nhất là 11 phút) so với mẫu đối chứng.
- Thời gian kết thúc đông kết của các mẫu clanhke có sử dụng OTC trong phối liệu thể hiện xu hướng tương tự như thời gian bắt đầu, đều ngắn hơn (nhiều nhất là 20 phút) so với mẫu đối chứng.
- Thời gian bắt đầu và kết thúc đông kết của các mẫu clanhke có sử dụng OTC trong phối liệu đều thỏa mãn các mức yêu cầu của TCVN 7024:2013.
- Độ ổn định thể tích của các mẫu clanhke nghiên cứu đều tương đương so với mẫu đối chứng.
- Cường độ nén tại các độ tuổi thử nghiệm của các mẫu clanhke có sử dụng OTC trong phối liệu đều thấp hơn so với mẫu đối

chứng từ 3-10 % tùy thuộc vào tuổi thí nghiệm. Tỷ lệ sử dụng OTC tăng dần trong phối liệu thì cho thấy mức độ giảm nhiều hơn về mặt cường độ so với mẫu đối chứng.

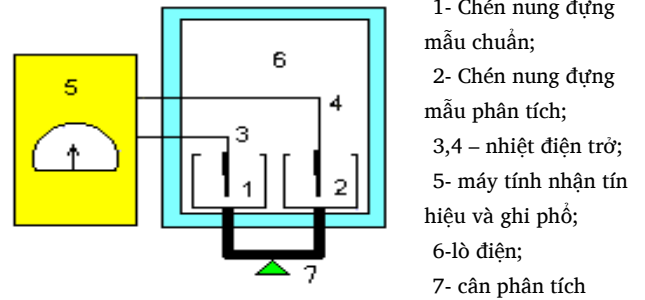
Tuy nhiên khi so sánh với TCVN 2682 có thể thấy, cường độ nén tại tuổi 3 ngày, so với mức yêu cầu đều đạt cường độ lớn hơn 25 MPa. Ở cường độ tuổi 28 ngày các cấp phối sử dụng OTC đều lớn hơn 40 MPa và đạt mức PC40.

Kết quả phân tích nhiệt vi sai DTA

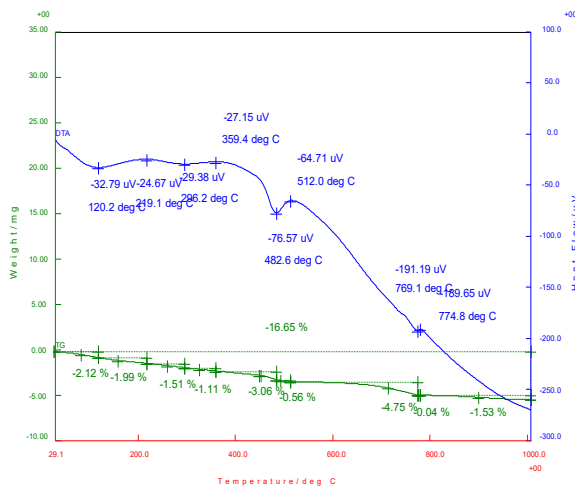
Để gián tiếp xác định khối lượng các sản phẩm hydrat được tạo thành, sau những khoảng thời gian hydrat hóa nhất định đá xi măng (được chế tạo từ hỗn hợp xi măng nước theo tỷ lệ N/XM = 0,4) được đình chỉ quá trình hydrat hóa bằng axeton và đem đi vi phân tích nhiệt. Thiết bị vi phân tích nhiệt có nguyên lý cấu tạo như Hình 8. Việc phân tích được thực hiện với tốc độ nâng nhiệt 10 °C/phút từ nhiệt độ phòng

đến 1000 °C. Đồng thời với việc phân tích DTA, mẫu được xác định phần mất trọng lượng khi nung (TGA) qua đó cho phép xác định hàm lượng của hợp chất cần phân tích.

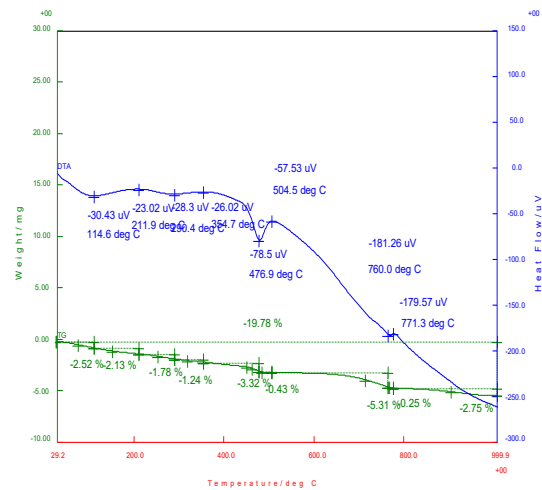
Kết quả phân tích nhiệt vi sai các mẫu hồ xi măng thủy hóa tại độ tuổi 28 ngày được cho trong Bảng 8 và Hình 9.



Hình 8. Sơ đồ nguyên lý cấu tạo của thiết bị vi phân tích nhiệt.



Mẫu M0 – 28 ngày



Mẫu M2 – 28 ngày

Hình 9. Giải đồ phân tích TD/DTG của các mẫu hồ xi măng nghiên cứu ở 28 ngày.

Bảng 8. Vị trí các đỉnh peak và sự giảm khối lượng tương ứng (28 ngày tuổi).

Tên mẫu	Đơn vị/ Điểm	Peak thứ nhất				Peak thứ hai		Peak thứ ba			Tổng Peak thứ nhất	Tổng
		(1)	(2)	(2')	(2'')	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)		
M0	°C	120,2	219,1	296,2	359,4	482,6	512,0	769,1	774,8	> 800		
	%	-2,12	-1,99	-1,51	-1,11	-3,06	-0,56	-4,75	-0,04	-1,53	-6,73	-16,65
	uV	-32,79	-24,67	-29,38	-27,15	-76,57	-64,71	-191,19	-189,65			
M2	°C	114,6	211,9	290,4	354,7	476,9	504,5	760,0	771,3	> 800		
	%	-2,52	-2,13	-1,78	-1,24	-3,32	-0,43	-5,31	-0,25	-2,75	-7,67	-19,78
	uV	-30,43	-23,02	-28,3	-26,02	-78,5	-57,53	-181,26	-179,57			

Nhận xét:

Ở tuổi 28 ngày, các mẫu xi măng thủy hóa đều 3 peak thu nhiệt rõ nét ở khoảng nhiệt độ 210 – 360 °C; 480 – 510 °C và 760 – 780 °C.

Điểm nhiệt độ (1) ở peak thứ nhất ở 120 °C. Trong khoảng nhiệt độ này hiệu ứng thu nhiệt có thể là do $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ mất nước hấp thụ 1 phần (100 – 200 °C); $\text{C}_3\text{A} \cdot \text{CaSO}_4 \cdot 12\text{H}_2\text{O}$ phân hủy 1 phần (100 – 170 °C); $\text{C}_3\text{A} \cdot 3\text{CaSO}_4 \cdot 31\text{H}_2\text{O}$ mất phần lớn nước (100 – 170 °C). Lượng sản phẩm thủy hóa được tạo ra ở tuổi 28 ngày tại điểm nhiệt độ này cũng thấp hơn khi so sánh với tuổi 3 ngày, điều này hoàn toàn hợp lý do ở tuổi sớm thì khoáng C_3A hoạt động mạnh hơn. Tổng lượng sản phẩm thủy hóa đo được tại khoảng nhiệt độ 120 °C này của mẫu sử dụng OTC lớn hơn 1 chút so với mẫu M0.

Ở điểm nhiệt độ (2) đến (2'') (trong peak thứ nhất) thì nhiệt độ của các mẫu dao động từ 210 – 360 °C thì hiệu ứng thu nhiệt có thể do $\text{C}_4\text{S}_5\text{H}_5$ (tobemolit) để hydrat hóa 1 phần; $\text{C}_3\text{A} \cdot \text{CaSO}_4 \cdot 12\text{H}_2\text{O}$ mất phần lớn nước và dehydrat hóa một phần; $\text{C}_3\text{A} \cdot 3\text{CaSO}_4 \cdot 31\text{H}_2\text{O}$ mất hoàn toàn nước, C_3AH_6 mất nước một phần và $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ mất nước. Lượng sản phẩm thủy hóa được tạo ra của mẫu clanhke sử dụng OTC tại các điểm nhiệt độ này cao hơn 1 chút so với M0.

Ở điểm peak thứ nhất này các sản phẩm thủy hóa đều liên quan phần lớn tới khoáng C_3A . Từ đó có thể nhận định rằng mẫu clanhke xi măng có sử dụng OTC trong phối liệu có tác động thúc đẩy tới hoạt tính của khoáng C_3A .

Đối với peak thu nhiệt thứ hai, tại điểm nhiệt độ (3), nhiệt độ đạt được của mẫu có sử dụng OTC thấp hơn 1 chút so với M0. Ở khoảng nhiệt độ 480 °C này, thì hiệu ứng thu nhiệt có thể do sự dehydrat hóa của $\text{Ca}(\text{OH})_2$ (450 - 550 °C). Lượng sản phẩm thủy hóa đo được tại điểm nhiệt độ (3) này của mẫu sử dụng OTC cao hơn 1 chút so với mẫu M0.

Tại điểm nhiệt độ (4) của peak thu nhiệt thứ hai, nhiệt độ đạt được của mẫu có sử dụng OTC thấp hơn 1 chút so với M0. Ở khoảng nhiệt độ 500 °C này, theo Bảng 8 thì hiệu ứng thu nhiệt có thể do sự dehydrat hóa của $\text{Ca}(\text{OH})_2$ (450 - 550 °C); CSH (B) bắt đầu dehydrat hóa (500 – 600 °C); $\text{C}_3\text{A} \cdot \text{CaSO}_4 \cdot 12\text{H}_2\text{O}$ dehydrat hóa (500 °C); C_3AH_6 bắt đầu mất 1.5 H_2O và dehydrat hóa (500 – 550 °C), là các sản phẩm thủy hóa của C_3S , C_2S , C_3A . Lượng sản phẩm thủy hóa đo được tại điểm nhiệt độ (4) này của các mẫu là không nhiều khi so với điểm nhiệt độ (3), khi so sánh với mẫu đối chứng M0 thì mẫu có sử dụng OTC tạo ra ít lượng sản phẩm hơn.

Đối với peak thu nhiệt thứ ba, tại điểm nhiệt độ (5) và (6), nhiệt độ đạt được của mẫu có sử dụng OTC thấp hơn 1 chút so với M0, tuy nhiên lượng sản phẩm thủy hóa tạo ra tại các điểm này lại lớn hơn 1 chút so với M0. Theo Bảng 8 thì hiệu ứng thu nhiệt có thể do sự dehydrat hóa của $\text{C}_4\text{S}_5\text{H}_5$ (780 – 800 °C).

Tại khoảng nhiệt độ 800 °C, lượng sản phẩm thủy hóa được tạo ra của mẫu có sử dụng OTC cao hơn so với mẫu M0.

Từ các kết quả phân tích sản phẩm thủy hóa của đá xi măng, ta có thể nhận thấy rằng, mẫu clanhke có sử dụng OTC trong phối liệu khi thủy hóa thì cũng tạo ra các sản phẩm thủy hóa tương tự như so với mẫu clanhke đối chứng. Tổng lượng sản phẩm thủy hóa được tạo ra của mẫu clanhke có sử dụng OTC trong phối liệu là nhiều hơn so với mẫu đối chứng đặc biệt là ở peak thứ nhất, thể hiện sự ảnh hưởng của OTC tới độ hoạt tính của khoáng C_3A trong clanhke, tuy nhiên lượng sản phẩm thủy hóa đóng góp chính về mặt cường độ nén (thể hiện ở peak thu nhiệt thứ hai) thì chỉ tương đương so với mẫu M0.

5. Kết luận

Căn cứ kết quả thí nghiệm về thành phần hóa của đuôi quặng OTC, kết quả tính toán các hệ số công nghệ của phối liệu cho chế tạo clanhke xi măng, cũng như kết quả thí nghiệm xi măng chế tạo từ clanhke thử nghiệm có thể thấy rằng đuôi quặng OTC có thể thay thế hoàn toàn quặng sắt cho sản xuất clanhke xi măng. Khi đó lượng đuôi quặng OTC sử dụng chiếm tỷ lệ khoảng 2,9 % khối lượng phối liệu. Tính chất của xi măng sử dụng nguyên liệu đuôi quặng OTC tương đương hoặc thay đổi không nhiều so với mẫu đối chứng và đáp ứng yêu cầu kỹ thuật với xi măng poóc lăng theo TCVN 2682:2020.

Tài liệu tham khảo

- [1]. Lê Việt Hùng và cộng sự, "Nghiên cứu sử dụng đuôi quặng OTC làm nguyên liệu cho sản xuất xi măng, gạch không nung và vật liệu san lấp, nền móng đường giao thông", 2023.
- [2]. L. Luo, Y. Zhang, S. Bao, T. J. A. i. M. S. Chen, and Engineering, "Utilization of iron ore tailings as raw material for Portland cement clinker production," vol. 2016.
- [3]. Z. Shi et al., "Applied research on utilization of metallic tailings as clay for cement production in dry rotary kiln," vol. 27, no. 2, pp. 348-352, 2007.

Phân tích ứng xử của dầm trên nền đàn nhớt phi tuyến chịu hai tải trọng di động

Đoàn Kiều Văn Tâm^{1*}

¹ Khoa Kỹ thuật Và Công nghệ, Trường Đại học Quy Nhơn

TỪ KHOẢ

Dầm Timoshenko
Phi tuyến
Nền đàn nhớt
Tích phân số
Hai tải trọng di động

TÓM TẮT

Bài báo phân tích ứng xử động lực học của dầm Timoshenko nhịp đơn trên nền đàn nhớt phi tuyến bậc ba. Tải trọng tập trung di động được xét hai lực di động với vận tốc không đổi. Nền được mô hình là nền đàn nhớt phi tuyến bậc ba theo chuyển vị với sáu thông số nền độc lập. Phương pháp Galerkin trọng số kết hợp với phép cầu phương tích phân được áp dụng để biến đổi phương trình vi phân chuyển động chủ đạo thành hệ phương trình vi phân thường được giải bằng phương pháp tích phân từng bước trên toàn miền thời gian. Kết quả số cho thấy ảnh hưởng của các thông số nền, dầm, tải trọng đến tốc độ hội tụ của lời giải và phản ứng động của dầm.

KEYWORDS

Euler-Bernoulli beam
Nonlinear
Viscoelastic foundation
Numerical integration
Two concentrated moving loads

ABSTRACT

The paper studies a dynamic response of a Timoshenko beam resting on a third order nonlinear viscoelastic foundation. A single beam modeled as theory Timoshenko with a constant cross-section. The concentrated moving load is considered with two concentrated moving loads. The foundation is taken as a third order nonlinear viscoelastic foundation with six parameters. Therefore responses of third order nonlinear deflection, the effects at the same time of the shear deformable beams and the shear deformation of foundations are considered. The Galerkin method and considering integral quadrature method are utilized transforming differential governing equations of motion into the ordinary differential equations. The numerical integration method is used to solve differential equations and root of equations which is deflection of beam are determined. The numerical results show that dependence of the convergence rate of the Galerkin truncation and the vertical deflection of the beam on system parameters.

1. Giới thiệu

Bài toán phân tích ứng xử động lực học của dầm trên các loại nền khác nhau chịu tải trọng di động là một trong những vấn đề thu hút được nhiều sự quan tâm nghiên cứu trên toàn thế giới từ trước đến nay. Bài toán này giúp mô tả và dự đoán ứng xử cho nhiều kết cấu trong thực tế như kết cấu cầu, đường sắt, mặt đường sân bay, ống dẫn chất lỏng theo phương ngang... Mô hình kết cấu được sử dụng để phân tích ứng xử là một dầm trên nền đàn hồi chịu hai tải trọng di động. Mô hình đất nền được lựa chọn phụ thuộc vào tính chất cơ học của đất nền, sự tương tác trong thực tế giữa kết cấu và đất nền. Năm 1867, mô hình nền đàn hồi tuyến tính Winkler, đã tạo cơ sở tiền đề cho các bài toán nghiên cứu ứng xử của dầm trên nền ra đời, nổi bật như nghiên cứu của tác giả D.Thambiratnam, Y.Zhuge¹. Giới hạn của mô hình Winkler là không phản ánh được sự liên tục liên kết với nhau giữa các vùng đất nền lân cận nhau, nên chỉ áp dụng đối với môi trường đất rời. Nhược điểm này được khắc phục bởi một số mô hình nền đàn hồi tuyến tính hai thông số, nổi bật như mô hình nền Filonenko-Borodich, mô hình nền Hetenyi, mô hình nền Pasternak^{2,3}.

Các mô hình này đã thu hút sự quan tâm và có những đóng góp đáng kể vào kết quả của bài toán dầm trên nền đàn hồi chịu tải di động.

Cùng với sự phát triển mạnh mẽ của các công cụ hỗ trợ tính toán, mô hình nền với nhiều thông số độc lập mô tả ứng xử phi tuyến của nền trong quá trình tương tác với dầm, cho kết quả phân tích động lực học thu được nghiệm gần đúng hơn so với thực tế. Trong nghiên cứu của T.Dahlberg⁴, đã khẳng định điều này qua xem xét biến dạng của đường ray với lần lượt mô hình nền tuyến tính, mô hình nền phi tuyến và kết quả thí nghiệm trong thực tế. Nổi bật là các nghiên cứu của tác giả Younesian⁵, D.Younesian⁶, Ding⁷ sử dụng mô hình nền phi tuyến ba thông số xét đến tính cản nhớt của đất nền và phi tuyến bậc ba theo chuyển vị khi khảo sát bài toán động lực học kết cấu dầm chịu tải di động tương tác với nền nền. Tiếp theo với xu hướng này, bài báo này Phân tích ứng xử của dầm trên nền đàn nhớt chịu hai tải trọng di động sử dụng mô hình nền đàn nhớt phi tuyến bậc ba với sáu thông số độc lập. Mô hình này phản ánh được mức độ phức tạp trong quá trình ứng xử thực tế của đất nền tương tác với dầm khi chịu hai tải trọng di động.

*Liên hệ tác giả: doankieuvantam@qnu.edu.vn

Nhận ngày 20/06/2024, sửa xong ngày 08/07/2024, chấp nhận đăng ngày 10/07/2024

Link DOI: <https://doi.org/10.54772/jomc.04.2024.757>

2. Phương trình chuyển động

2.1. Mô hình kết cấu

Mô hình kết cấu của hệ gồm dầm, nền, tải trọng được thể hiện như Hình 1. Dầm một nhịp, đồng nhất với tiết diện mặt cắt ngang không đổi $A(m^2)$, moment quán tính $I(m^4)$, chiều dài $L(m)$, khối lượng riêng $\rho(kg/m^3)$, modul đàn hồi $E(GPa)$, modul cắt $G(GPa)$ và vùng cắt hữu hiệu $k'A$. Dầm được mô tả theo lý thuyết dầm Timoshenko có kể đến lực cắt khi xét biến dạng, đặt trên nền đàn nhớt phi tuyến bậc ba. Mô hình nền được mô tả như mô hình nền phi tuyến Pasternak với độ cứng là hàm tuyến tính, phi tuyến bậc ba theo chuyển vị và kể đến tính cản nhớt, được cho bởi biểu thức sau:

$$P_f(X, T) = k_1 U(X, T) + k_3 U^3(X, T) + \mu \frac{\partial U(X, T)}{\partial T} - G_p \frac{\partial^2 U(X, T)}{\partial X^2}$$

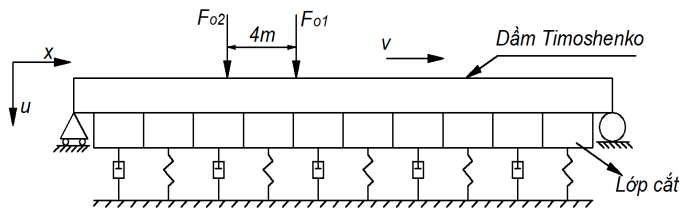
$$M_f(X, T) = k_f \psi(X, T) + c_f \frac{\partial \psi(X, T)}{\partial T} \quad (1)$$

trong đó: $P_f(N/m), M_f(N)$ lực sinh ra mô men bởi đất nền trên một đơn vị chiều dài dầm, $k_1(N/m^2)$ thông số nền tuyến tính, $k_3(N/m^4)$ thông số nền phi tuyến, $G_p(N)$, $\mu(Ns/m^2)$ lần lượt là thông số cắt, hệ số cản của nền, $T(s)$ là đại lượng thời gian, $X(m)$ là tọa độ dọc theo trục dầm, $U(X, T)$ là hàm chuyển vị theo phương đứng, $\psi(X, T)$ là hàm chuyển vị xoay, thông số độ cứng $k_f(N)$ và thông số cản $c_f(Ns)$ của nền.

Trong mô hình kết cấu, hai tải trọng di động là lực tập trung có cùng vận tốc được mô tả như sau:

$$f(X, T) = F_{01} \delta(X - VT_1) + F_{02} \delta(X - VT_2) \quad (2)$$

trong đó: $\delta(X - VT)$ là hàm Dirac-Delta, $V(m/s)$ là vận tốc lực di động, $F_{01}(N), F_{02}(N)$ là biên độ của lực di động.



Hình 1. Mô hình dầm Timoshenko trên nền đàn nhớt phi tuyến bậc ba chịu tải trọng di động.

2.2. Thiết lập phương trình chuyển động

Sử dụng điều kiện cân bằng lực và lý thuyết dầm Timoshenko, hệ phương trình vi phân chuyển động chủ đạo của dầm được thiết lập như sau:

$$\rho A \frac{\partial^2 U}{\partial T^2} + k' AG \left[\frac{\partial \psi}{\partial X} - \frac{\partial^2 U}{\partial X^2} \right] + k_1 U + k_3 U^3 + \mu \frac{\partial U}{\partial T} - G_p \frac{\partial^2 U}{\partial X^2} = F_{01} \delta(X - VT_1) + F_{02} \delta(X - VT_2)$$

$$\rho I \frac{\partial^2 \psi}{\partial T^2} - EI \frac{\partial^2 \psi}{\partial X^2} + k' AG \left[\psi - \frac{\partial U}{\partial X} \right] + k_f \psi + c_f \frac{\partial \psi}{\partial T} = 0 \quad (3)$$

Để đơn giản trong việc giải hệ phương trình vi phân chủ đạo, sử dụng các thông số và các biến không thứ nguyên như sau:

$$u = \frac{U}{L}; \quad t_i = \frac{T_i}{L} \sqrt{\frac{E}{\rho}}; \quad x = \frac{X}{L};$$

$$\psi = \psi; \quad v = V \sqrt{\frac{L}{E}}; \quad a = A_{gt} L \frac{\rho}{E};$$

$$\alpha = \frac{k'G}{E}; \quad \beta = k'AG \frac{L^2}{EI}; \quad k_1 \leftrightarrow \frac{k_1 L^2}{EA}; \quad (4)$$

$$k_3 \leftrightarrow \frac{k_3 L^4}{EA}; \quad \mu \leftrightarrow \frac{\mu}{A} \sqrt{\frac{L^2}{\rho E}}; \quad G_p \leftrightarrow G_p \frac{1}{EA};$$

$$F_{0i} \leftrightarrow \frac{F_{0i}}{EA}; \quad k_f \leftrightarrow \frac{k_f L^2}{EA}; \quad c_f \leftrightarrow \frac{c_f}{I} \sqrt{\frac{L^2}{\rho E}}$$

với x là tọa độ không gian không thứ nguyên, t_i là đại lượng thời gian không thứ nguyên. Do đó (3) được chuyển về dạng biểu thức không thứ nguyên của phương trình chuyển động chủ đạo như sau

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \alpha \left[\frac{\partial \psi}{\partial x} - \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \right] + k_1 u + k_3 u^3 + \mu \frac{\partial u}{\partial t} - G_p \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = F_{01} \delta(x - vt_1) + F_{02} \delta(x - vt_2)$$

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} - \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + \beta \left[\psi - \frac{\partial u}{\partial x} \right] + k_f \psi + c_f \frac{\partial \psi}{\partial t} = 0 \quad (5)$$

Hệ phương trình (5) là hệ phương trình vi phân chuyển động của dầm trên nền đàn nhớt phi tuyến bậc ba, đây là phương trình đạo hàm riêng với ẩn số là chuyển vị của dầm.

3. Phương pháp giải

Ứng dụng phương pháp Galerkin với lựa chọn hàm thử phù hợp, phân tích hàm chuyển vị $u(x, t)$, hàm góc xoay $\psi(x, t)$ thành tổng các tích hai hàm riêng biệt lần lượt theo biến không gian x và biến thời gian t

$$u(x, t) = \sum_{k=1}^{\infty} q_k(t) \phi_k(x), \quad \phi_k(x) = \sin(k\pi x)$$

$$\psi(x, t) = \sum_{k=1}^{\infty} \xi_k(t) v_k(x), \quad v_k(x) = \cos(k\pi x) \quad (6)$$

trong đó: $\phi_k(x), v_k(x)$ là hàm thử; $q_k(t), \xi_k(t)$ là tập hợp tọa độ suy rộng của dầm. Trong phương trình (6) để xác định giá trị của $u(x, t), \psi(x, t)$ chỉ cần xét n phần tử đầu tiên, với n là giá trị mà tại đó hàm $u(x, t), \psi(x, t)$ đạt hội tụ nghĩa là giá trị của hàm không thay đổi đáng kể khi được phân tích thành nhiều hơn n phần tử. Thay (6) vào (5) được biểu thức

$$\sum_{k=1}^n \left\{ \left[\ddot{q}_k(t) + \mu \dot{q}_k(t) + [k_1 + G_p(k\pi)^2 + \alpha(k\pi)^2] q_k(t) \right] \phi_k(x) \right\}$$

$$- \alpha \left[\sum_{k=1}^n (k\pi) \xi_k(t) \phi_k(x) \right] + k_3 \left(\sum_{k=1}^n q_k(t) \phi_k(x) \right)^3 = \sum_{i=1}^2 F_{0i} \delta(x - vt_i)$$

$$\sum_{k=1}^n \left\{ \left[\ddot{\xi}_k(t) + c_f \dot{\xi}_k(t) + [k_f + (k\pi)^2 + \beta] \xi_k(t) \right] v_k(x) \right\}$$

$$- \beta \left[\sum_{k=1}^n (k\pi) q_k(t) v_k(x) \right] = 0 \quad (7)$$

Nhân hai vế (7) với hàm trọng số $w_i(x)$, sau đó tích phân trên miền $[0, 1]$ ta được:

$$\sum_{k=1}^n \left\{ \left[\ddot{q}_k(t) + \mu \dot{q}_k(t) + [k_1 + G_p(k\pi)^2 + \alpha(k\pi)^2] q_k(t) \right] \int_0^1 \phi_k(x) w_i(x) dx \right\}$$

$$- \alpha \left[\sum_{k=1}^n (k\pi) \xi_k(t) \int_0^1 \phi_k(x) w_i(x) dx \right] + k_3 \int_0^1 \left(\sum_{k=1}^n q_k(t) \phi_k(x) \right)^3 w_i(x) dx = \sum_{i=1}^2 F_{0i} \delta(x - vt_i)$$

$$\sum_{k=1}^n \left\{ \left[\ddot{\xi}_k(t) + c_f \dot{\xi}_k(t) + [k_f + (k\pi)^2 + \beta] \xi_k(t) \right] \int_0^1 v_k(x) w_i(x) dx \right\}$$

$$- \beta \left[\sum_{k=1}^n (k\pi) q_k(t) \int_0^1 v_k(x) w_i(x) dx \right] = 0$$

$$i = 1, 2, \dots, n \quad (8)$$

Theo phương pháp Galerkin, hàm trọng số $w_i(x)$ được lấy bằng hàm thử $\phi_k(x), v_k(x)$. Dầm có hai đầu tựa đơn kết hợp với điều kiện trượt giao, được biểu thức sau:

$$\int_0^1 \phi_k(x)w_i(x)dx = \begin{cases} 0 & k \neq i \\ 1/2 & k = i \end{cases}$$

$$\int_0^1 \psi_k(x)w_i(x)dx = \begin{cases} 0 & k \neq i \\ 1/2 & k = i \end{cases} \quad (9)$$

Thay biểu thức (9) vào hệ phương trình (8) đồng thời áp dụng phép cầu phương tích phân để biến đổi tích phân, được hệ phương trình sau:

$$\ddot{q}_i(t) + \mu \dot{q}_i(t) + [k_1 + G_p(k\pi)^2 + \alpha(k\pi)^2]q_i(t) + 2k_3 \sum_{j=1}^N I_j F_j w_i(x_j) - \alpha(i\pi)\xi_i(t) = 2(F_{01}w_i(vt) + F_{02}w_i(vt))$$

$$\ddot{\xi}_i(t) + c_f \dot{\xi}_i(t) + [k_f + (k\pi)^2 + \beta]\xi_i(t) - \beta(i\pi)q_i(t) = 0$$

$i = 1, 2, \dots, n$ (10)

Vậy hệ phương trình vi phân chủ đạo không thứ nguyên ban đầu (5) đã được biến đổi thành hệ phương trình vi phân thường (10) có dạng phi tuyến bậc ba theo tọa độ suy rộng chỉ phụ thuộc vào biến thời gian t . Phương trình này hoàn toàn giải được bằng phương pháp Newmark, cho nghiệm là giá trị tọa độ suy rộng tại các điểm rời rạc trên toàn miền thời gian khảo sát, từ đó ứng xử động của dầm được xác định.

4. Kết quả số

Mục này trình bày kết quả số để khảo sát sự hội tụ của bài toán và sự ảnh hưởng của các thông số nền, dầm, tải trọng. Các đại lượng vật lý và hình học của dầm Timoshenko, nền, tải trọng được liệt kê trong Bảng 1⁵

Bảng 1. Các thông số nền, dầm, tải trọng.

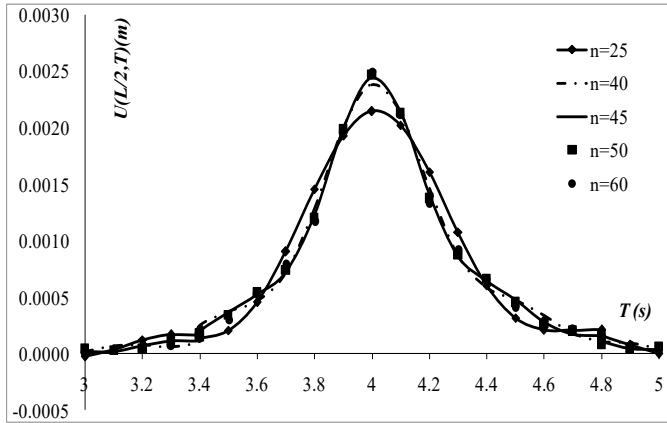
	Danh mục đại lượng	Giá trị	Giá trị không thứ nguyên
Dầm	Modul đàn hồi E (GPa)	6,998	-
	Modul biến dạng cắt G (GPa)	77	-
	Khối lượng riêng ρ (kg/m ³)	2373	-
	Chiều cao tiết diện h (m)	0,3	-
	Bề rộng tiết diện b (m)	1	-
	Chiều dài L (m)	160	-
	Hệ số cắt k'	0,4	-
	α	-	4,401
Nền	β	-	$1,502 \times 10^7$
	Hệ số nền tuyến tính k_1 (MPa)	8	97,552
	Hệ số nền phi tuyến k_3 (MN/m ⁴)	8	$2,497 \times 10^6$
	Hệ số cản μ (MNs/m ²)	0,3	39,263
	Modul biến dạng cắt G_p (N)	$6,669 \times 10^7$	0,0318
	Hệ số k_f (N)	10^8	$1,626 \times 10^5$
Tải trọng di động	Hệ số c_f (Ns)	$1,5 \times 10^6$	$2,618 \times 10^4$
	Độ lớn F_0 (N)	$2,126 \times 10^5$	$1,01 \times 10^{-4}$
	Vận tốc V (m/s)	20	0,01165

Đồ thị thể hiện chuyển vị giữa dầm khi lực di động ứng với từng trường hợp n được thể hiện trên Hình 2. Theo đó đồ thị có tính chất đối xứng qua trục đứng tại điểm $T = 4s$. Đồng thời, chuyển vị giữa dầm tăng khi $T < 4s$ và đạt giá trị lớn nhất tại $T = 4s$, sau đó giảm tiến về 0 khi $T > 4s$. Có sự khác biệt khi so sánh các đồ thị chuyển vị giữa dầm ứng với từng giá trị số hạng Galerkin n . Sự sai khác này lớn khi giá trị còn nhỏ và giảm dần khi tăng dần giá trị n . Xét thấy với trường hợp $n = 40$ và $n = 45$ vẫn có thể thấy sự riêng biệt giữa hai đường đồ thị, tuy nhiên với ba đường đồ thị $n = 45, n = 50, n = 60$ gần như trùng nhau. Mặt khác giá trị chuyển vị lớn nhất tại giữa dầm tăng khi tăng số hạng Galerkin n , độ sai lệch giá trị này với từng trường hợp giảm dần khi n tăng và giá trị độ sai lệch giữa hai trường hợp $n = 45$ và $n = 50$ bằng 1,25 % là nhỏ. Từ đó kết luận rằng với giá trị số hạng Galerkin $n = 45$ bài toán ứng xử động của dầm đạt

sự hội tụ. Ngoài ra, so với bài báo sử dụng phương pháp Runge – Kutta⁷, bài báo sử dụng phương pháp Newmark để giải hệ phương trình vi phân thường đã cho nghiệm bài toán hội tụ với số số hạng Galerkin n nhỏ hơn ($n = 45 < n = 150$).

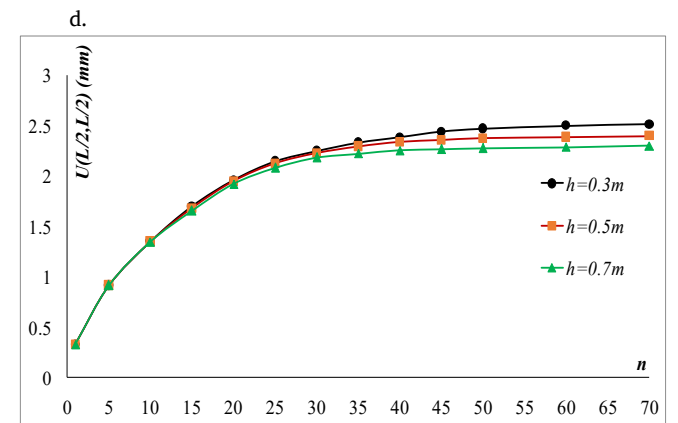
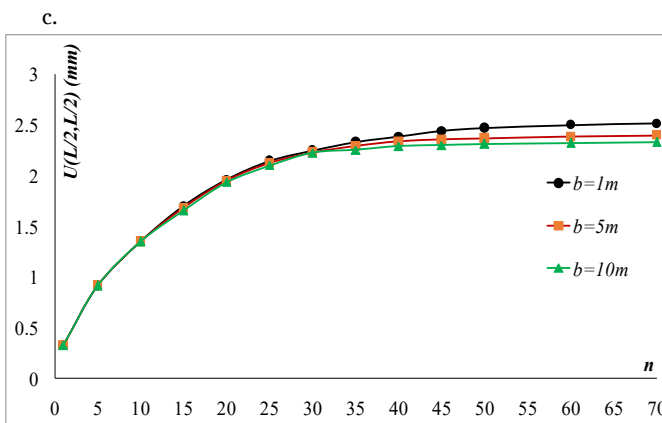
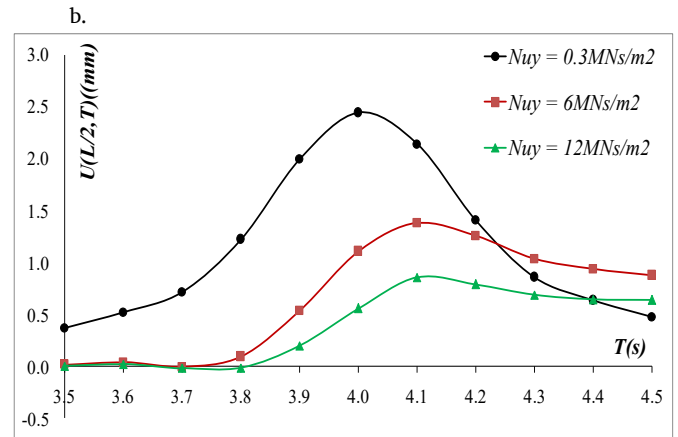
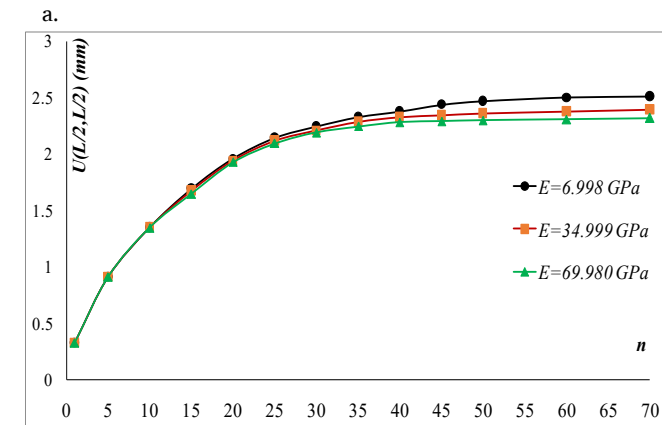
Hình 3 thể hiện đồ thị biểu diễn sự hội tụ số số hạng Galerkin n khi chịu tác động của các thông số. Với số số hạng Galerkin n được biểu diễn trên trục hoành và chuyển vị giữa dầm khi lực di động tại vị trí giữa dầm được biểu diễn trên trục tung. Đồ thị chỉ ra rằng tốc độ hội tụ nghiệm chuyển vị của bài toán tăng khi giảm L hoặc khi tăng lần lượt các thông số: E, G, G_p, h, b . Theo Hình 3a khi n đủ lớn để bài toán hội tụ thì giá trị chuyển vị giữa dầm gần như không đổi dù có sự biến đổi lớn các giá trị L , nói cách khác chuyển vị của dầm không chịu ảnh hưởng bởi chiều dài dầm. Điều này phản ánh tương tự kết luận trong tài liệu¹ là khi phân tích ứng xử của dầm trên nền đàn hồi có thể

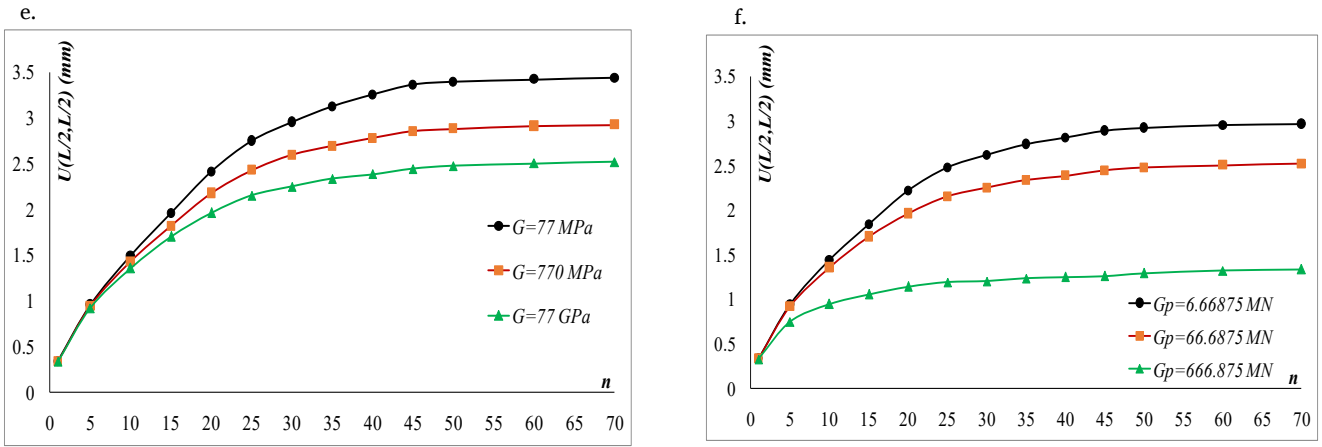
dùng dầm với chiều dài lớn hơn 10m để thay thế cho dầm vô hạn. Ngoài ra, giá trị chuyển vị dầm tăng khi tăng khi tăng n nhưng lại giảm khi tăng lần lượt giá trị các thông số trên ngoại trừ thông số chiều dài dầm. Mặt khác theo Hình 3b, 3c, 3d nhận thấy ít có sự sai khác hơn giữa chuyển vị của dầm ứng với các trường hợp thay đổi giá trị thông số E, h, b . Kết luận này tương tự với tài liệu⁷ khi xem xét với trường hợp dầm Euler-Bernoulli.



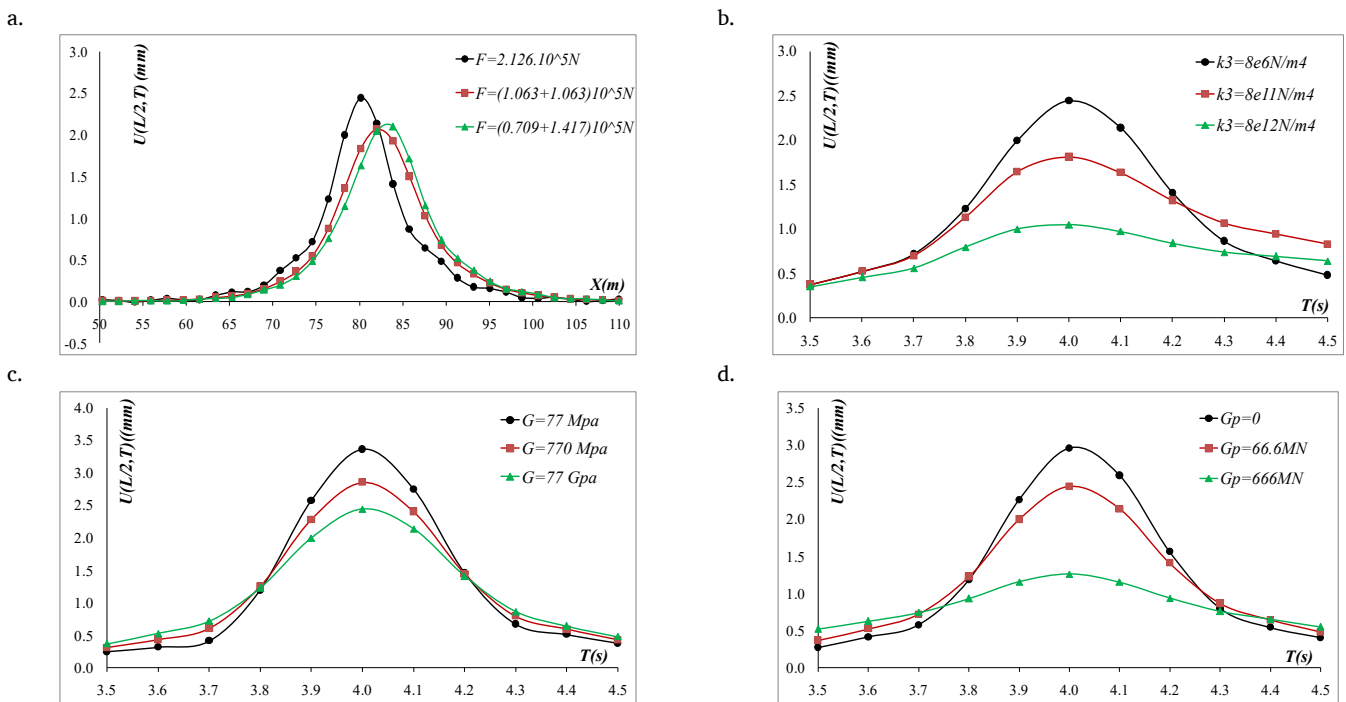
Hình 2. Chuyển vị giữa dầm khi lực di động với n thay đổi.

Đồ thị Hình 4a thể hiện lịch sử chuyển vị giữa dầm khi tải trọng là hai lực di động cách nhau 4m. Trong đó tổng độ lớn tải trọng F_{01} và F_{02} luôn không đổi và bằng F_0 giá trị F_{01} và F_{02} được cho tương ứng với từng trường hợp trên đồ thị. Kết quả chỉ ra với trường hợp tải trọng là hai lực tập trung di động, chuyển vị lớn nhất của dầm giảm so với trường hợp tải trọng là một lực tập trung di động. Ngoài ra vị trí chuyển vị lớn nhất của dầm có xu hướng dịch về phía có tải trọng trọng giảm ở trường hợp này là F_{01} . Đồ thị Hình 4b, 4c, 4d thể hiện lịch sử chuyển vị giữa dầm ứng với từng trường hợp giá trị thông số G, G_p, k_3 khác nhau. Theo Hình 4b các đường đồ thị thay đổi đáng kể và giá trị chuyển vị tại giữa dầm giảm khi giá trị hệ số k_3 tăng. Đồ thị Hình 4c cho thấy khi càng giảm giá trị G nghĩa là mô hình dầm Timoshenko dần trở thành mô hình dầm Euler – Bernoulli thì giá trị lớn nhất của chuyển vị dầm tăng nên giá trị lớn nhất của chuyển vị dầm được mô tả theo lý thuyết dầm Euler – Bernoulli lớn hơn so với mô tả theo lý thuyết dầm Timoshenko. Điều này tương tự như kết luận của tài liệu tham khảo⁸ khi thực hiện với dầm vô hạn và mô hình đất nền cứng hơn và cũng khẳng định mô hình Timoshenko cho kết quả ứng xử hợp lý hơn. Hình 4c cho thấy khi bỏ qua tính cắt của nền $G_p = 0$ thì giá trị lớn nhất của chuyển vị dầm là lớn nhất đồng nghĩa với giá trị lớn nhất của chuyển vị dầm trên mô hình nền Pasternak nhỏ hơn nhiều so với dầm trên mô hình nền đàn hồi Winkler.





Hình 3. Khảo sát sự hội tụ khi thay đổi các thông số.



Hình 4. Khảo sát ảnh hưởng các thông số đến chuyển vị dầm.

5. Kết luận

Từ các kết quả của bài báo này, một số kết luận được sơ lược như sau:

- Mô hình của hệ gồm có dầm, tải trọng di động và nền có ứng xử phi tuyến bậc ba được thiết lập. Phương trình đạo hàm riêng phi tuyến của hệ với ẩn số là chuyển vị của dầm được xác định. Phương pháp Galerkin trọng số dùng để rời rạc hóa chuyển vị để biến đổi phương trình chuyển động thành một hệ phương trình vi phân thường phi tuyến bậc ba với các ẩn số là các tọa độ suy rộng. Phương pháp tích phân số theo thời gian Newmark được áp dụng để giải hệ phương trình này và từ đó nghiệm của bài toán được tìm.

- Kết quả số chỉ ra rằng: Chuyển vị đứng của dầm và tốc độ hội tụ của bài toán chịu tác động bởi các thông số như modul đàn hồi của dầm, modul biến dạng cắt của dầm và nền, hệ số độ cứng của nền, chiều cao và bề rộng tiết diện của dầm, hệ số nền tuyến tính; hệ số nền phi tuyến và hệ số cản nhớt nền ảnh hưởng đến chuyển vị đứng của dầm nhưng ít ảnh hưởng đến tốc độ hội tụ bài toán; Trái lại, chiều dài dầm L ảnh hưởng đến tốc độ hội tụ bài toán nhưng gần như không ảnh hưởng đến chuyển vị dầm; So với tốc độ hội tụ bài toán, chuyển vị đứng của dầm có độ nhạy hơn.

- Giá trị chuyển vị lớn nhất của dầm chịu tác động bởi tính chất hệ nền đàn hồi, số lượng đặt tải di động.

Tài liệu tham khảo

- [1]. Thambiratnam D., Zhuge Y., Dynamic analysis of beams on an elastic foundation subjected to moving loads, *Journal of Sound and Vibration*, **1996**, 198,149-169.
- [2]. Kargarnovin M.H., Younesian D., Dynamics of Timoshenko beams on Pasternak foundations under moving loads, *Mechanical Research Communications*, **2004**, 31, 713-723.
- [3]. Younesian D., Kargarnovin M.H., Response of the beams on random Pasternak foundations subjected to harmonic moving loads, *Journal of Mechanical Science and Technology*, **2009**, 23, 3013-3023.
- [4]. Dahlberg T., Dynamic interaction between train and nonlinear railway track model, in *Proceedings of the Fifth European Conference on Structural Dynamics (EURODYN 2002)*, **Germany 2002**, 2, 1155-1160.
- [5]. Yang Y., Ding H., Chen L.Q., Dynamics response to a moving load of a Timoshenko beam resting on a nonlinear viscoelastic foundations, *Acta Mechanica Sinica*, **2013**, 29(5), 718 - 727.
- [6]. D.Younesian, M.H.Kargarnovin, Response of the beams on random Pasternak foundations subjected to harmonic moving loads, *Journal of Mechanical Science and Technology*, **2009**, 23, 3013-3023.
- [7]. Hu Ding, Li-Qun Chen, Shao-Pu Yang, Convergence of Galerkin truncation for dynamic response of finite beams on nonlinear foundations under a moving load, *Journal of Sound and Vibration*, **2012**, 331, 2426-2442.
- [8]. Ding H., Shi K.L., Chen L.Q., Yang S.P., Dynamics response of an infinite Timoshenko beam on a nonlinear viscoelastic foundations to a moving load, *Nonlinear Dynamics*, 73 (2013), 285-298.
- [9]. Fletcher C.A.J., *Computational Galerkin Method*, Springer-Verlag, Newyork, **1984**.