

Badanie właściwości użytkowych betonu nawierzchniowego o dużej płynności i ciągłym zbrojeniu

Research on performance improvement of high slump concrete for continuously reinforced concrete pavement

Sheng Li¹, Miao Wang^{2*}, Yuwei Long², Miao Qin², Shiqing Yu², Yu Sun²

¹Key Laboratory of Special Environment Road Engineering of Hunan Province, Changsha University of Science & Technology, Changsha, 410114, People's Republic of China

²School of Transportation, Changsha University of Science & Technology, Changsha, 410114, People's Republic of China

*Corresponding author: M. Wang, e-mail: wangmiao@stu.csust.edu.cn

Streszczenie

Podczas budowy nawierzchni z betonu zbrojonego [CRCP], wymagana jest ciekła konsystencja mieszanki. W celu poprawy wydajności wbudowania betonu o dużej płynności, z ang. *High Slump Concrete*, [HSC] dla CRCP, zaprojektowano eksperyment ortogonalny w celu optymalizacji składu mieszanki z wykorzystaniem metody analizy macierzy. W programie ABAQUS przeanalizowano ryzyko pęknięcia mikrostruktury betonu HSC-CRCP we wczesnym etapie dojrzewania. W celu poprawy właściwości HSC zastosowano hydroksypropylometylocelulozę [HPMC] i włókna bazaltowe [BF] oraz określono ich optymalną zawartość. Wyniki pokazały, że ranking istotności różnych czynników był następujący: stosunek wody do spoiwa [W/B] > zawartość superplastyfikatora polikarboksylianowego [PCE/%] > punkt piaskowy [β_s /‰] > zawartość żużla [SP/%] > zawartość popiołu lotnego [FA/%]. Struktura HSC-CRCP wykazywała ryzyko pęknięcia w młodym wieku 15~21 dni. Optymalna zawartość HPMC i BF wynosiła odpowiednio 0,025% i 0,15%. Stopień segregacji [SR], skurcz 28-dniowy [ϵ] i całkowity ilość pęknięć na jednostkę powierzchni [c] betonu HSC zmniejszyły się odpowiednio o 87,4%, 37,0% i 38,9%, podczas gdy wytrzymałość na ściskanie [f_{cu}], wytrzymałość na rozciąganie przy rozłupywaniu [f_{ts}] i wytrzymałość na zginanie [f_t] zwiększyły się odpowiednio o 9,8%, 11,0% i 7,1%. Wyniki te są istotne dla poprawy trwałości CRCP.

Słowa kluczowe: beton o dużej płynności, nawierzchnia betonowa o zbrojeniu ciągłym, optymalizacja składu mieszanki, odporność na pęknięcie, stabilność objętościowa

Summary

During the construction of Continuously Reinforced Concrete Pavement [CRCP], the lateral pouring method requires the high slump of concrete. In order to improve the performance of High Slump Concrete [HSC] for CRCP, an orthogonal experiment was designed to optimize the HSC mix proportion, and the matrix analysis method was used to determine the optimal mix proportion. Furthermore, the early age cracking risk of HSC-CRCP structure was analyzed by ABAQUS. Hydroxypropyl Methyl Cellulose [HPMC] and Basalt Fibers [BF] were used to enhance the performance of HSC, and the optimal contents of HPMC and BF were determined. The results showed that the importance ranking of various factors was: water-binder ratio [W/B] > polycarboxylate superplasticizer content [PCE/%] > sand ratio [β_s /‰] > slag powder content [SP/%] > fly ash content [FA/%]. The HSC-CRCP structure still had cracking risk during the early age of 15~21 days. The optimal content of HPMC and BF was 0.025% and 0.15%, respectively. The segregation rate [SR], shrinkage rate of 28 day early age [ϵ], and total cracking area per unit area [c] of HSC were reduced by 87.4 %, 37.0 %, and 38.9 %, respectively, while the compressive strength [f_{cu}], splitting tensile strength [f_{ts}], and flexural strength [f_t] were increased by 9.8 %, 11.0 %, and 7.1 %, respectively. The findings have significant value for improving the durability of CRCP.

Keywords: high slump concrete, continuously reinforced concrete pavement, mix proportion optimization, performance improvement, cracking resistance, uniformity

1. Wprowadzenie

CRCP to nawierzchnia z betonu cementowego z podłużnym i poprzecznym ciągłym zbrojeniem stalowym, bez szczelin dylatacyjnych i skurczowych (1). Charakterystycznymi cechami takiego betonu jest wysoka wytrzymałość, płynny komfort jazdy i trwałość. Dzięki temu jest szeroko stosowany w budowie i rozbudowie autostrad, pasów startowych na lotniskach i dróg portowych (2-5). Przed wbudowaniem CRCP należy umieścić stalowe zbrojenie wzdłużne i poprzeczne, co wymaga zastosowania metody wylewania poziomego na późniejszych etapach budowy (6), [rys. 1]. Obecność stalowej siatki podczas wylewania utrudnia rozplływ betonu pod własnym ciężarem co wymaga bardziej ciekłej konsystencji.

Jednak zbyt ciekła mieszanka betonowa powoduje segregację kruszywa, przy czym większość kruszyw grubych osadza się w dolnej części nawierzchni, co może skutkować nierównomiernym rozkładem wytrzymałości po stwardnieniu betonu (7,8), i wystąpieniem mikropęknięć w betonie (9). Ponadto duża płynność betonu zwiększa adhezję między betonem a zbrojeniem (10), oraz powoduje wystąpienie zjawiska bleedingu (11), co może zmniejszyć stabilność betonu i spowodować znaczne odkształcenia skurczowe. Najbardziej bezpośrednią konsekwencją jest skurcz i pękanie betonu. Gdy pęknięcia pojawiają się i rozszerzają pod wpływem obciążenia środowiskowego (1), dochodzi do uszkodzeń nawierzchni, co wpływa na trwałość CRCP (12). W związku z tym, aby zapewnić odpowiedni rozplływ HSC dla CRCP, konieczne jest uwzględnienie wskaźników takich jak wytrzymałość, skurcz, segregacja i odporność na pękanie oraz naukowe podejście w celu poprawy kompleksowej wydajności wbudowania betonu.

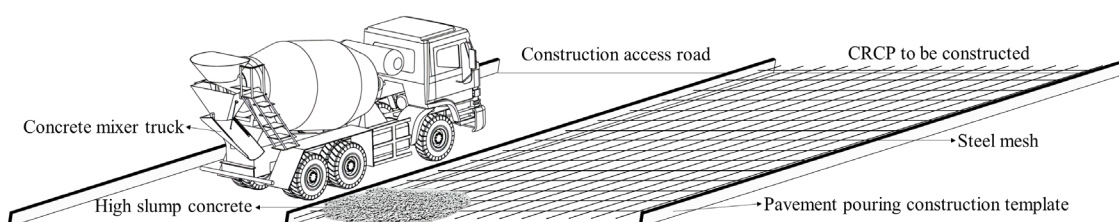
Podczas twardnienia betonu skurcz termiczny i suszenia są nieuniknione. Podczas gdy swobodny skurcz zazwyczaj nie powoduje pęknięcia, w przypadku betonowania drogi jest to w praktyce nie do osiągnięcia (13). Powierzchnia betonu doświadcza najbardziej znaczącego wpływu gradientu temperatur zgodnie z zasadami przewodzenia ciepła i transportu wilgoci, co prowadzi do poważnych rys i pęknięć powierzchniowych (9). Aby złagodzić ryzyko pęknięcia, Xian Liu i in. (14) ocenili ryzyko wczesnego pęknięcia betonu za pomocą symulacji numerycznej, monitorując temperaturę konstrukcji jako głównego czynnika zmiennego. Yalin Liu i in. (15) również wykorzystali metodę elementów skończonych do oceny ryzyka wczesnego pęknięcia w przepustach betonowych i zaproponowali metody redukcji pęknięć, takie jak unikanie budowy w klimacie o wysokiej temperaturze i stosowanie betonu o małych

1. Introduction

CRCP is a cement concrete pavement with longitudinal and transverse continuous steel reinforcement, without expansion or contraction joints (1). It offers advantages such as high strength, smooth driving comfort, and durability, making it widely used in highway, airport runway, and port road construction and expansion (2–5). Before CRCP construction, longitudinal and transverse steel reinforcement must be placed, necessitating the use of the lateral pouring method in later construction stages (6), as illustrated in Fig. 1. The presence of the steel mesh during pouring makes concrete expansion difficult under its own weight, requiring a higher slump.

However, excessive concrete slump causes aggregate segregation, with the majority of coarse aggregates settling in the lower part of pavement, resulting in uneven strength distribution after concrete hardening (7,8), increasing the possibility of microcracks in concrete (9). Additionally, high concrete slump enhances the bond between concrete and reinforcement (10), it also increases the bleeding (11), which may reduce the concrete volume stability and result in significant shrinkage deformation. The most direct consequence of poor volume stability is cracking. As the cracks appear and expand under the environmental and vehicular loading (1), pavement damage such as punchout occurs, thereby affecting CRCP's durability (12) an analytical formula is introduced to predict the number of cracks and crack width in continuously reinforced concrete pavements (CRCPs). Thus, to ensure the appropriate slump of HSC for CRCP, it is necessary to consider indicators such as strength, shrinkage, segregation, and crack resistance, and implement scientific measures to improve the comprehensive performance of concrete.

During concrete curing, thermal and drying shrinkage are unavoidable. While free shrinkage typically doesn't cause cracking, achieving it in the case of road concreting is practically unrealistic (13). The concrete surface experiences the most significant gradient effect according to the principles of temperature and humidity conduction, leading to severe surface cracking exacerbated by the segregation effect (9). To mitigate cracking hazards, Xian Liu et al. (14) evaluated the early cracking risk of immersed tunnel through numerical simulation, emphasizing construction curing temperature as the primary influencing factor. Yalin Liu et al. (15) also used finite element analysis to assess early-age cracking risks in culverts and proposed methods to reduce cracks, such as avoiding construction



Rys. 1. Schemat metody wylewania poziomego betonu w konstrukcji CRCP.

Fig. 1. Diagram of lateral pouring method of the CRCP construction.

współczynnikach rozszerzalności cieplnej. Mikropęknięcia powstające w HSC pod wpływem obciążeń środowiskowych znacząco wpływają na trwałość CRCP. Dlatego ważne jest, aby obliczyć i przeanalizować ryzyko wczesnego pęknięcia CRCP pod wpływem obciążeń środowiskowych i zaproponować środki optymalizacji składu HSC.

Aby zwiększyć jednorodność betonu, powinno się rozwiązać problem segregacji. Naukowcy przypisują segregację jako nieodłączną właściwość betonu, wynikającą przede wszystkim z różnicy gęstości kruszywa i zaprawy cementowej (7,16). Dodatkowo, czynniki takie jak metoda wbudowania, czas mieszania, dozowanie środków redukujących ilość wody oraz uziarnienie kruszywa również wpływają na segregację (17–21). Zwiększenie lepkości zaprawy cementowej, zminimalizowanie różnic gęstości między kruszywem a zaprawą oraz zmniejszenie średnicy kruszywa mogą złagodzić segregację (7,22). Co więcej, wprowadzenie FA i HPMC może w pewnym stopniu załagodzić segregację betonu (23,24). Co więcej, w przypadku wysokiej zawartości spoiwa i stosunku w/s, czas odpowietrzania betonu jest zwykle krótszy, co również prowadzi do zmniejszenia segregacji (11). Ogólnie rzecz biorąc, większość tych badań dotyczy betonu samozagęszczalnego, natomiast produkcja HSC dla CRCP wymaga dopracowania i uwzględnienia wielu czynników.

W celu zwiększenia odporności HSC na pęknięcie należy skupić się na zmniejszeniu wczesnego skurczu. Badania wskazują, że zastąpienie części cementu popiołem i żużlem [FA i SP] zwiększa skurcz plastyczny, przy czym stopień zastąpienia ma bezpośredni wpływ na skurcz plastyczny (25). Co więcej, zwiększenie rozdrobnienia FA zwiększa wczesny skurcz betonu (26). Kluczowe czynniki wpływające na skurcz betonu obejmują zawartość spoiwa, rozmiar próbki, temperaturę i wilgotność względną, przy czym współczynniki skurczu rosną wraz ze spadkiem temperatury i wilgotności względnej (27). Chociaż całkowite wyeliminowanie skurczu betonu jest bardzo trudne (28), można podjąć działania w celu zmniejszenia wczesnego skurczu, takie jak dodanie włókien bazaltowych [BF] do betonu (29,30), zmniejszenie ilości dodatków mineralnych (27) i zastosowanie wewnętrznej pielęgnacji (31,32). Odporność HSC na pęknięcie ma kluczowe znaczenie dla CRCP. Pomimo skutecznych metod kontroli pęknięć skurczowych w betonie, konieczne jest wdrożenie nowych i ekonomicznie opłacalnych środków w celu zwiększenia odporności HSC na pęknięcie, uwzględniając charakterystykę strukturalną CRCP i wymagania konstrukcyjne.

Chociaż HSC ma odpowiednią konsystencję należy uwzględnić jej wpływ na takie właściwości jak skurcz, segregacja i słaba odporność na pęknięcie. Optymalizacja właściwości betonu HSC wymaga rozwiązania kwestii nieodpowiedniej stabilności objętościowej i odporności na pęknięcie ze względu na jego wysoką płynność. Niniejsze badanie miało na celu poprawę właściwości HSC dla CRCP. Aby zoptymalizować skład mieszanki HSC, zaprojektowano eksperyment ortogonalny, którego wyniki przeanalizowano przy użyciu metody analizy macierzy, co doprowadziło do identyfikacji optymalnej proporcji mieszanki, która ma najlepsze właściwości. Ponadto przeprowadzono analizę ryzyka wczesnego pęknięcia

in high-temperature climates and using lightweight concrete with low thermal expansion coefficients. Microcracks generated in HSC under environmental loads significantly impact the durability of CRCP. Thus, it's essential to calculate and analyze the early-age cracking risk of CRCP under environmental loads and propose measures to optimize the HSC performance.

To enhance concrete uniformity, the primary goal is to address segregation. Scholars attribute segregation as an inherent property of concrete, primarily resulting from the interaction between coarse aggregates and the density disparity with cement mortar (7,16). Additionally, factors like mixing method and duration, dosage of water-reducing agents, and aggregate gradation also influence segregation (17–21). Measures like increasing cement mortar viscosity, minimizing density differences between aggregates and mortar, and reducing aggregate diameter can mitigate segregation (7,22). Furthermore, the inclusion of FA and HPMC can alleviate concrete segregation to some extent (23,24). Moreover, in cases of high binder content and W/B ratio, concrete bleeding time is usually shortened, leading to reduced segregation (11). Overall, most of these studies are relevant to self-compacting or structural concrete, which have some reference value but cannot be directly applicable to the HSC production for CRCP. Hence, specific measures are needed to enhance HSC uniformity.

Enhancing the crack resistance of HSC should focus on reducing early shrinkage. Studies indicate that substituting cement with FA and SP increases plastic shrinkage, with the degree of substitution directly impacting plastic shrinkage (25). Moreover, increasing the fineness of FA exacerbates early concrete shrinkage (26). Key factors affecting concrete shrinkage include cementitious material content, specimen size, temperature and relative humidity, with shrinkage rates rising as temperature and relative humidity drops (27). While completely eliminating concrete shrinkage is impractical (28), feasible measures can be taken to reduce early shrinkage, such as adding BF to concrete (29,30) reducing the amount of concrete cementitious materials (27), and adopting internal curing (31,32). HSC's crack resistance is vital for CRCP. Despite effective crack control methods in concrete, it's essential to implement economically viable measures to enhance HSC's crack resistance, considering CRCP's structural characteristics and construction requirements.

Although HSC offers better flowability, it introduces challenges such as shrinkage, segregation, and poor cracking resistance, potentially impacting the durability of CRCP. Enhancing HSC performance requires addressing issues of inadequate uniformity and cracking resistance due to its high flowability. This study aimed to improve the performance of HSC for CRCP. To optimize the mix proportion of HSC, an orthogonal experiment was designed, the results of which were analyzed using the matrix analysis method, leading to the identification of the optimal mix proportion that exhibits the best comprehensive performance of HSC. Furthermore, an early-age cracking risk analysis for HSC-CRCP was conducted using ABAQUS. Based on the results, measures were proposed to enhance HSC's performance by adding HPMC and BF. Optimal

dla HSC-CRCP przy użyciu ABAQUS. Na podstawie wyników zaproponowano środki mające na celu poprawę właściwości HSC poprzez dodanie HPMC i BF. Optymalna zawartość HPMC i BF została następnie określona poprzez kompleksową ocenę wyników eksperymentalnych. Wyniki badań znacząco przyczyniają się do promowania rozwoju CRCP.

2. Materiały i metody

2.1. Optymalizacja składu HSC w oparciu o eksperyment ortogonalny

Badania (11, 17-20, 27) wykazały, że rodzaj i zawartość domieszek, $\beta_s/\%$, W/B i PCE/% mają duży wpływ na urabialność, właściwości mechaniczne, wczesny skurcz i pękanie betonu. Obciążenie eksperymentu byłoby ogromne, gdyby do optymalizacji składu mieszanki betonowej przyjęto tradycyjną jednoczynnikową metodę kontrolowanej zmiennej. Dlatego zastosowano metodę eksperymentu ortogonalnego. Do analizy wyników eksperymentów ortogonalnych wykorzystano metodę analizy macierzowej.

2.1.1. Surowce i ich właściwości

Materiały wykorzystane w badaniach to cement portlandzki [P.O 42.5] o gęstości 3,11 g/cm³, 28-dniową wytrzymałością na ściskanie 46,8 MPa, 28-dniową wytrzymałością na zginanie 7,1 MPa, popiół lotny [FA] o gęstości 2,1 g/cm³, żużel [SP] o gęstości 2,9 g/cm³, piasek o module rozdrobnienia 2.68, żwir o uziarnieniu 5 ~ 25 mm, upłynniacz [PCE] o zawartości części stałych 27,82% i stopniu redukcji wody 29,1%, hydroksypropylometyloceluloza [HPMC] o lepkości 10000 mPa·s, gęstości 1,39 g/cm³, wartości pH 5 ~ 8,5, włókna bazaltowe [BF] o średnicy 12 μ m, długości 18 mm, wytrzymałości na rozciąganie 2178 MPa, wydłużeniu przy zerwaniu 4,9% i gęstości 2,65 g/cm³.

2.1.2. Wskaźniki eksperymentalne i ich wartości

Należy najpierw wyjaśnić wskaźniki eksperymentalne, aby zoptymalizować skład mieszanki HSC. Kompleksowe właściwości betonu można podsumować w trzech kategoriach: urabialność mieszanki betonowej, właściwości fizyczne i mechaniczne, stabilność objętości i odporność na pękanie. Urabialność została oceniona za pomocą rozplywu i stopnia segregacji SR, służących jako wskaźniki płynności i jednorodności. f_{cu} , f_{ts} i f_t betonu zostały wykorzystane jako punkty odniesienia do oceny wytrzymałości mechanicznej. Wartości skurczu na powierzchnię c [mm²/m²] i skurczu całkowitego $\epsilon/10^{-6}$ zostały wykorzystane do oceny odporności na pękanie i stabilności objętościowej.

Urabialność mieszanki betonowej zależała głównie od jednostkowej dawki wody, $\beta_s/\%$, właściwości surowców, czasu i temperatury. Z kolei wytrzymałość betonu zależała głównie od klasy wytrzymałości cementu, stosunku W/B, kruszywa, dodatków mineralnych, domieszki, temperatury, wilgotności i wieku. Ponadto na stabilność objętościową betonu wpływały głównie zawartość cementu, W/B, właściwości cementu, temperatura i wilgotność. W projekcie opty-

contents of HPMC and BF were then determined through comprehensive evaluation of the experimental results. The research findings significantly contribute to promoting the application and development of CRCP.

2. Materials and methods

2.1. Mix proportion optimization of HSC based on orthogonal experiment

Studies (11, 17-20, 27) have shown that admixture type and content, $\beta_s/\%$, W/B, and PCE/% have great influences on the workability, mechanical performance, early shrinkage and cracking of the concrete. The experiment workload would be huge if the traditional one-factor controlled variable method was adopted to optimize concrete mix proportion. Therefore, the orthogonal experiment method was used. And the matrix analysis method was used to analyze the results of orthogonal experiments.

2.1.1. Raw materials and technical indexes

Materials involved in the experiments include Portland cement [P.O 42.5] with a density of 3.11 g/cm³, 28-day compressive strength of 46.8 MPa, 28-day flexural strength of 7.1 MPa, FA with a density of 2.1 g/cm³, SP with a density of 2.9 g/cm³, sand with fineness modulus of 2.68, gravel with 5~25 mm continuous gradation, PCE with a solid content of 27.82 % and water reduction rate of 29.1 %, HPMC with a viscosity of 10000 mPa·s, density of 1.39 g/cm³, pH value of 5~8.5, BF with a diameter of 12 μ m, a length of 18 mm, a tensile strength of 2178 MPa, a fracture elongation of 4.9 %, and a density of 2.65 g/cm³.

2.1.2. Experimental indexes and factor levels

The experimental indexes should be firstly clarified to optimize the mix proportion of HSC. The comprehensive performance of concrete could be summarized into three categories: workability of concrete mixture, physical and mechanical properties, volume stability and cracking resistance. In assessing the concrete mixture, workability was appraised through slump and SR, serving as indexes for fluidity and uniformity. f_{cu} , f_{ts} and f_t of concrete were utilized as evaluative benchmarks for the mechanical strength. The c [mm²/m²] and $\epsilon/10^{-6}$ values were used to evaluate the cracking resistance and volume stability.

The workability of concrete mixture was predominantly influenced by unit water dosage, $\beta_s/\%$, raw material characteristics, time and temperature. Conversely, concrete strength was primarily influenced by cement strength grade, W/B, aggregate, additive, admixture, temperature, humidity and age. Additionally, the volume stability of concrete was mainly affected by cement content, W/B, cement properties, temperature and humidity. In the optimization design of mix proportions, key considerations encompassed W/B, $\beta_s/\%$, FA/%, SP/%, and PCE/%. Each factor was assigned five value levels, as detailed in Table 1.

malizacji składu mieszanki, kluczowe czynniki obejmowały W/B, $\beta_s/\%$, FA/%, SP/% i PCE/%. Każdemu czynnikowi przypisano pięć zmiennych wartości, jak wyszczególniono w tablicy 1.

2.1.3. Ortogonalny schemat eksperymentu i skład mieszanki

Do optymalizacji składu mieszanki HSC wykorzystano ortogonalną tabelę eksperymentów L_{25} [5⁶]. Ortogonalne schematy eksperymentów i składy HSC przedstawiono w tablicy 2.

2.1.4. Metoda analizy macierzy

Aby określić optymalny skład mieszanki i poznać wpływ wielu czynników na wynik wykonano eksperyment ortogonalny w połączeniu z analizą macierzową dla m czynników zmiennych oraz n wartości. Średnia arytmetyczna danej zmiennej na poziomie j A_j została przyjęta jako k_{ij} . I odwrotnie, dla czynnika, w którym preferowane były mniejsze wartości, odwrotność średniej arytmetycznej wskaźnika czynnika A_j na j -tym poziomie została przyjęta jako $1/k_{ij}$, a macierz M zdefiniowano jak w równaniu [1].

Tablica 2 / Table 2

ORTOGONALNY SCHEMAT EKSPERYMENTU L_{25} [5⁶] ORAZ SKŁAY HSC.

ORTHOGONAL EXPERIMENT SCHEMES L_{25} [5⁶] AND MIX PROPORTIONS OF HSC.

Liczba Number	L_{25} [5 ⁶] Ortogonalny schemat eksperymentu Orthogonal experiment schemes						Skład mieszanek / Mix proportions [The content of each component in 1m ³ concrete /kg]						
	A	B	C	D	E	Empty	Cement	FA	SP	Piasek Sand	Kruszywo Gravel	Woda Water	PCE
1	1	1	1	1	1	1	430.0	0.0	0.0	618.8	1201.2	155.0	1.94
2	1	2	2	2	2	2	365.5	21.5	43.0	673.4	1146.6	155.0	2.58
3	1	3	3	3	3	3	322.5	43.0	64.5	728.0	1092.0	155.0	3.23
4	1	4	4	4	4	4	279.5	64.5	86.0	782.6	1037.4	155.0	3.87
5	1	5	5	5	5	5	236.5	86.0	107.5	837.2	982.8	155.0	4.52
6	2	1	2	3	4	5	387.0	0.0	43.0	728.0	1092.0	163.0	3.87
7	2	2	3	4	5	1	344.0	21.5	64.5	782.6	1037.4	163.0	4.52
8	2	3	4	5	1	2	301.0	43.0	86.0	837.2	982.8	163.0	1.94
9	2	4	5	1	2	3	258.0	64.5	107.5	618.8	1201.2	163.0	2.58
10	2	5	1	2	3	4	344.0	86.0	0.0	673.4	1146.6	163.0	3.23
11	3	1	3	5	2	4	365.5	0.0	64.5	837.2	982.8	172.0	2.58
12	3	2	4	1	3	5	322.5	21.5	86.0	618.8	1201.2	172.0	3.23
13	3	3	5	2	4	1	279.5	43.0	107.5	673.4	1146.6	172.0	3.87
14	3	4	1	3	5	2	365.5	64.5	0.0	728.0	1092.0	172.0	4.52
15	3	5	2	4	1	3	301.0	86.0	43.0	782.6	1037.4	172.0	1.94
16	4	1	4	2	5	3	344.0	0.0	86.0	673.4	1146.6	181.0	4.52
17	4	2	5	3	1	4	301.0	21.5	107.5	728.0	1092	181.0	1.94
18	4	3	1	4	2	5	387.0	43.0	0.0	782.6	1037.4	181.0	2.58
19	4	4	2	5	3	1	322.5	64.5	43.0	837.2	982.8	181.0	3.23
20	4	5	3	1	4	2	279.5	86.0	64.5	618.8	1201.2	181.0	3.87
21	5	1	5	4	3	2	322.5	0.0	107.5	782.6	1037.4	189.0	3.23
22	5	2	1	5	4	3	408.5	21.5	0.0	837.2	982.8	189.0	3.87
23	5	3	2	1	5	4	344.0	43.0	43.0	618.8	1201.2	189.0	4.52
24	5	4	3	2	1	5	301.0	64.5	64.5	673.4	1146.6	189.0	1.94
25	5	5	4	3	2	1	258.0	86.0	86.0	728.0	1092.0	189.0	2.58

Tablica 1 / Table 1

ZMIENNE WSKAŹNIKI W OPTYMALIZACJI HSC.

HSC DESIGN FACTORS AND VALUE LEVELS.

Wskaźniki Design factors	Wartości / Value levels				
	1	2	3	4	5
W/B	0.36	0.38	0.40	0.42	0.44
FA/%	0	5	10	15	20
SP/%	0	10	15	20	25
$\beta_s/\%$	34	37	40	43	46
PCE/%	0.45	0.6	0.75	0.9	1.05

2.1.3. Orthogonal experiment scheme and mix proportion

The L_{25} [5⁶] orthogonal experiment design table was used to optimize the mix proportion design of HSC. The orthogonal experiment schemes and mix proportions are shown in Table 2.

2.1.4. Matrix analysis method

To determine the optimal mix proportion under multiple indexes, the orthogonal experiment results of m factors n levels were processed

$$M = \begin{bmatrix} k_{11} & 0 & \dots & 0 \\ k_{12} & 0 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ k_{1n} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & k_{21} & \dots & 0 \\ 0 & k_{22} & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & k_{2n} & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & k_{m1} \\ 0 & 0 & \dots & k_{m2} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & k_{mn} \end{bmatrix} \quad [1]$$

Niech $t_i = 1 / \sum_{j=1}^n k_{ij}$, wówczas tworzy macierz poziomu czynnika N , jak pokazano w równaniu [2].

Zakres współczynnika A_i w eksperymencie ortogonalnym wynosił

$$N = \begin{bmatrix} t_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & t_2 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & t_m \end{bmatrix} \quad [2]$$

Zakres współczynnika A_i w eksperymencie ortogonalnym wynosił

r_i . Niech $R_i = r_i / \sum_{i=1}^m r_i$, wówczas tworzy macierz horyzontalną E ,

jak w równaniu [3]

Dla całkowitej liczby czynników eksperymentu p i prób q , wyniki eksperymentów w ramach i -tego indeksu zostały przekształcone w macierze, jak w równaniach [4] do [5].

$$E = \begin{bmatrix} R_1 \\ R_2 \\ \dots \\ R_m \end{bmatrix} \quad [3]$$

Dla całkowitej liczby czynników eksperymentu p i prób q , wyniki eksperymentów w ramach i -tego indeksu zostały przekształcone w macierze, jak w równaniach [4] do [5].

$$\omega_i = M_i N_i E_i \quad [4]$$

$$\omega_i^T = [\omega_{i1} \ \omega_{i2} \ \dots \ \omega_{iq}] \quad [5]$$

2.2. Symulacja numeryczna ryzyka wczesnego pękania w CRCP

2.2.1. Model elementów skończonych konstrukcji CRCP

[1] Model obliczeniowy

Model konstrukcji CRCP został zbudowany w programie ABAQUS. Stalowe zbrojenie zostało osadzone w betonie, a interakcja

by matrix analysis method. For inspection index of the experiment where larger values were preferable, the arithmetic mean of the index at the j level of factor A_i was taken as k_{ij} . Conversely, for inspection index of the experiment where smaller values were preferable, the inverse of arithmetic mean of the index of factor A_i at the j -th level was taken as $1/k_{ij}$, and the index level matrix M was established, as shown in Equation [1].

$$M = \begin{bmatrix} k_{11} & 0 & \dots & 0 \\ k_{12} & 0 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ k_{1n} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & k_{21} & \dots & 0 \\ 0 & k_{22} & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & k_{2n} & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & k_{m1} \\ 0 & 0 & \dots & k_{m2} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & k_{mn} \end{bmatrix} \quad [1]$$

Let $t_i = 1 / \sum_{j=1}^n k_{ij}$, and build the factor level matrix N , as shown in Equation [2].

$$N = \begin{bmatrix} t_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & t_2 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & t_m \end{bmatrix} \quad [2]$$

The range of factor A_i in the orthogonal experiment was r_i . Let

$R_i = r_i / \sum_{i=1}^m r_i$, and build the horizontal layer matrix E , as shown

in Equation [3].

$$E = \begin{bmatrix} R_1 \\ R_2 \\ \dots \\ R_m \end{bmatrix} \quad [3]$$

For a total number of experiment indexes of p and test groups of q , the results of the experiments under the i -th index were transformed into matrices in Equations [4] to [5].

$$\omega_i = M_i N_i E_i \quad [4]$$

$$\omega_i^T = [\omega_{i1} \ \omega_{i2} \ \dots \ \omega_{iq}] \quad [5]$$

2.2. Numerical simulation of early cracking risk in CRCP

2.2.1. Finite element model of CRCP structure

[1] Calculation model

The CRCP structure model was built with ABAQUS. The steel reinforcement was embedded in the concrete, and the interaction

między ziarnami kruszywa została pominięta. Wymiary modelu wynosiły 4 × 20 m, a stalowe zbrojenie rozmieszczono w równych odstępach. Zastosowano głównie poprzeczne zbrojenie stalowe o średnicy 14 mm i rozstawie 0,4 m, natomiast podłużne zbrojenie stalowe o średnicy 18 mm i rozstawie 0,173 m zastosowano w ilości 0,6%. Grubość CRCP wynosiła 0,26 m. Schemat modelu CRCP przedstawiono na rys. 2.

W obliczeniach pola temperatury i wilgotności zastosowano elementy DC1D2 i DC3D8 odpowiednio dla zbrojenia stalowego i betonu. W przypadku analizy pola naprężeń do modelu zastosowano pola temperatury i wilgotności we wczesnym etapie dojrzewania, a elementy T3D2 i C3D8R zastosowano odpowiednio do zbrojenia stalowego i betonu.

[2] Relacja konstytutywna

Naprężenie nieobciążone $[\sigma_c]$ CRCP w młodym wieku obejmuje głównie naprężenie skurczowe wynikające z temperatury $[\sigma_t]$ i naprężenie skurczowe od wysychania $[\sigma_s]$, stanowiące około 99% naprężenia nieobciążonego [wewnętrzny]. Odształcenie betonu obejmowało głównie odkształcenie spowodowane przez σ_t , σ_s i odkształcenie rozszerzalności cieplnej samego materiału, jak pokazano w równaniu [6].

$$\sigma_c = E_c \left(\frac{\delta u_c}{\delta x} + \alpha_c \Delta T + \varepsilon_{sh} \right) \quad [6]$$

gdzie: σ_c - nieobciążone naprężenie betonu, MPa; E_c - moduł sprężystości betonu, MPa; u_c - przemieszczenie betonu, mm; ΔT - amplituda temperatury, °C; α_c - współczynnik rozszerzalności liniowej betonu, °C⁻¹; ε_{sh} - odkształcenie liniowe skurczu od wysychania betonu;

[3] Właściwości materiału

Właściwości termiczno-fizyczne betonu zmieniają się podczas twardnienia, a ciepło właściwe cementu i współczynnik przewodzenia maleją liniowo w funkcji czasu (33), tj. wewnętrzne naprężenia termiczne betonu wzrastają w tych samych warunkach zmian temperatury, tak więc parametry dla właściwości termicznych betonu po stwardnieniu są dobierane z uwzględnieniem niekorzystnych warunków. W oparciu o optymalny skład mieszanki, właściwości betonu i zbrojenia stalowego zostały określone zgodnie z wynikami eksperymentalnymi i odniesieniami literaturowymi (34-37), jak pokazano w tablicy 3.

2.2.2. Założenia i parametry analizy naprężeń termicznych i wilgotnościowych

Pola temperatury i wilgotności należy obliczyć przed obliczeniem naprężeń. Porównanie wykazało duże podobieństwo pól wilgotności i temperatury betonu obliczonych metodą elementów skończonych (38,39), jak pokazano w tablicy 4.

Symulację pola wilgotności betonu można przeprowadzić za pomocą modułu programu ABAQUS. Podczas obliczania pola temperatury i wilgotności CRCP założono, że spód i boki betonu

between concrete aggregates was ignored. The model's plan size measured 4 m×20 m, with steel reinforcement distributed at equal intervals. Specifically, transverse steel reinforcement with a diameter of 14 mm and spacing of 0.4 m was used, while longitudinal steel reinforcement with a diameter of 18 mm and spacing of 0.173 m was employed at a rate of 0.6 %. The thickness of the CRCP was set to 0.26 m. The schematic of the CRCP model is presented in Fig. 2.

In the calculation of temperature and humidity field, DC1D2 and DC3D8 elements were used for the steel reinforcement and concrete, respectively. For the stress field analysis, the early age temperature and humidity fields were applied to the model as loads, T3D2 and C3D8R elements were used for the steel reinforcement and concrete, respectively.

[2] Constitutive relation

The non-loaded stress $[\sigma_c]$ of CRCP at early age mainly includes temperature shrinkage stress $[\sigma_t]$ and dry shrinkage stress $[\sigma_s]$, accounting for about 99% of the non-loaded stress. Concrete deformation mainly encompassed the deformation caused by σ_t , σ_s and the thermal expansion deformation of the material itself, as shown in Equation [6].

$$\sigma_c = E_c \left(\frac{\delta u_c}{\delta x} + \alpha_c \Delta T + \varepsilon_{sh} \right) \quad [6]$$

where: σ_c – non-loaded stress of the concrete, MPa; E_c – elastic modulus of the concrete, MPa; u_c – displacement of the concrete, mm; ΔT – uniform temperature drop amplitude, °C; α_c – linear expansion coefficient of concrete, °C⁻¹; ε_{sh} – dry shrinkage linear strain of unconfined concrete;

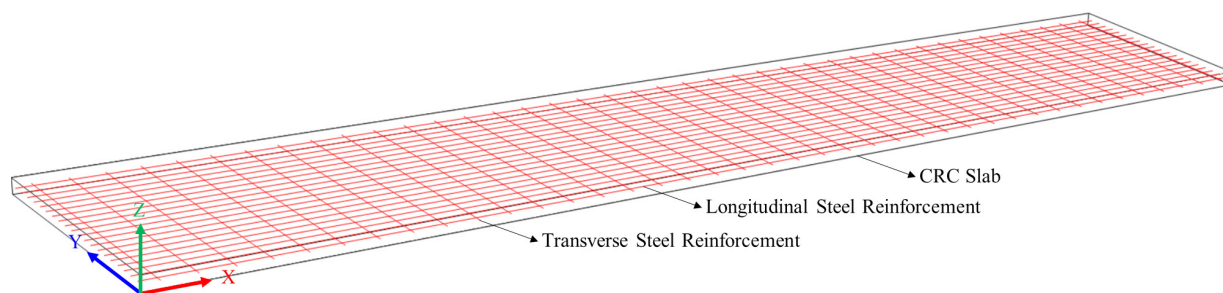
[3] Material properties

The thermal-physical property parameters of concrete are varied during hardening, and the specific heat of cement and conductivity coefficient decreases linearly with age (33), i.e., the internal temperature stresses of the concrete increase under the same conditions of temperature variation, so that the parameters of the thermal properties of concrete after hardening are selected considering unfavorable conditions. Based on the optimal mix proportion of concrete, the parameters of concrete and steel reinforcement were determined according to the experimental results and reference (34–37), as shown in Table 3.

2.2.2. Assumptions and parameters for temperature stress and humidity stress analysis

Temperature and humidity fields should be calculated before stress calculation. Comparison revealed a high similarity in the calculation of concrete humidity and temperature fields in finite element software (38, 39) as shown in Table 4.

Therefore, the simulation of concrete humidity field could be conducted by the temperature field solution module of ABAQUS. When calculating the temperature and humidity field of the CRCP, it was assumed that the bottom and sides of the pavement do not



Rys. 2. Uproszczony model CRCP.

Fig. 2. Simplified model of the CRCP structure.

wbudowanego w nawierzchnię nie wymieniają wilgoci i ciepła ze środowiskiem zewnętrznym, z wyjątkiem jego powierzchni.

[1] Założenia i parametry dla pola temperatury i analiza naprężeń

Czas pielęgnacji CRCP wynosi zwykle od 14 do 21 dni i w tym czasie jest zwykle nawilżany i utrzymywany pod geowłókniną lub innymi geotekstylami. Aby zbadać wpływ temperatury na wczesne pękanie CRCP, monitorowano temperatury podczas początkowych 14 dni utwardzania. Założono, że promieniowanie słoneczne i wiatr nie mają wpływu podczas początkowego etapu utwardzania CRCP. Uwzględniono wymianę ciepła na drodze konwekcji.

Moment budowy celowo został wybrany w gorącym sezonie charakteryzującym się dużymi zmianami temperatury i wilgotności. Najwyższa temperatura atmosfery [T_{max}] wystąpiła o godzinie 14:00, a najniższa [T_{min}] o godzinie 4:00. Dienne wahania temperatury wynosiły od 20 do 33°C. Za czas dojrzewania uznano czas po końcowym wiązaniu a eksperyment rozpoczęto o godzinie 7:00. Po zakończeniu 15~21 dni uwzględniono wpływ promieniowania słonecznego. Promieniowanie słoneczne w gorącym sezonie wynosiło 12,9 MJ/m², czas nasłonecznienia to 12 godzin, a prędkość wiatru 3 m/s.

[2] Założenia i parametry dla pola wilgotności i analiza naprężeń

Naprężenia wilgotnościowe powstają w wyniku zmian wewnętrznej wilgotności nawierzchni, powodując rozszerzanie lub kurczenie się materiałów i konstrukcji. Podczas utwardzania nawierzchni stosuje się powłokę zatrzymującą wodę, która otacza powierzchnię betonu, a także okresowe środki nawilżające w celu utrzymania optymalnego nawodnienia. W związku z tym, założono, że wewnętrzne warunki wilgotności CRCP były stabilne i korzystne dla etapu utwardzania, bez znaczących wahań.

Ponadto, ze względu na duże podobieństwo obliczeń pola temperatury i pola wilgotności w programie ABAQUS, przeanalizowano wewnętrzne pole wilgotności i naprężenie wilgotnościowe konstrukcji CRCP po etapie utwardzania. Przyjęto średnią wilgotność 50% jako wilgotność otoczenia. Obliczono pole wilgotności i naprężenie CRCP we wczesnym wieku 15~21 dni [336~504 h].

2.2.3. Analiza ryzyka wczesnego pękania w CRCP

W celu dalszej oceny kompleksowej betonu HSC w CRCP, naprężenie temperaturowe i naprężenie wilgotnościowe obliczone

exchange moisture and heat with the outside world, except the pavement surface.

[1] Assumptions and parameters for temperature field and stress analysis

The CRCP generally involves 14~21-day curing after its final setting, and it is usually moisturized and maintained by coverings such as geofelt and geotextiles. To study the effect of temperature on the early cracking of CRCP, the temperature field during the initial 14 days of the curing stage was studied. It was assumed that the CRCP experienced no solar radiation influence during the curing stage, only the temperature heat convection exchange with the outside world, and there was no wind during this phase.

The construction time was selected in the hot season with large comprehensive changes in temperature and humidity. The highest atmospheric temperature [T_{max}] occurred at 14:00, and the lowest atmospheric temperature [T_{min}] appeared at 4:00. Daily temperature fluctuations ranged between 20 to 33 °C, and the extreme high temperature weather was not considered. The curing was carried out after the final setting, and it began at 7:00. After the end of curing [15~21days], the influence of solar radiation was taken into account. The solar radiation in hot season was 12.9 MJ/m², the sunshine duration was 12 h, and the wind speed was 3 m/s.

[2] Assumptions and parameters for humidity field and stress analysis

Humidity stress arises from variations in the internal humidity field of the pavement, causing materials and structures to expand or contract. During the curing of engineering, a water-retaining cover is used to envelop the pavement surface and surrounding areas, accompanied by periodic moisturizing measures to maintain optimal hydration. Therefore, assuming that the internal humidity conditions of CRCP were stable and favorable during the curing stage, with no significant fluctuations.

Moreover, due to high similarity between the temperature field and humidity field calculation in ABAQUS, the internal humidity field and humidity stress of CRCP structure after the curing stage were analyzed. After the end of curing, it was assumed an average humidity of 50% as the environmental humidity. Humidity field and stress of the CRCP in the early age of 15~21 days [336~504 h] were calculated.

Tablica 3 / Table 3

PARAMETRY OBLICZENIOWE CRCP

CALCULATION PARAMETERS FOR CRCP

Materiały / Materials	Parametry / Parameters	Wartości / Values	Jednostka / Units
Beton / Concrete	f_{ts}	$f_{ts}(t) = 3.12(1 - e^{-0.20t})$	MPa
	f_t	$f_t = 0.9f_{ts}$	MPa
	E_c	$E_c(t) = 32.85(1 - e^{-0.34t})$	GPa
	Współczynnik Poisson'a / Poisson's Ratio	0.15	--
	Gęstość / Density	2407	kg/m ³
	Ciepło właściwe / Specific Heat	952	J/(kg·°C)
	Przewodnictwo / Conductivity [λ]	8844	J/(m·h·°C)
	Współczynnik rozszerzalności liniowej Linear Expansion Coefficient	1.1×10^{-5}	°C ⁻¹
	Ciepło hydratacji / Hydration Heat [Q]	$Q(t) = 364000(1 - e^{-0.69t^{0.56}})$	J/kg
	Konwekcyjny współczynnik przejmowania ciepła / Convective Heat Transfer Coefficient [h_c]	$h_c = 5.46v + 6$	J/m ² ·s·°C
	Współczynnik dyfuzji wilgoci / Moisture Diffusion Coefficient [D]	$D = 1.332 \left(0.05 + \frac{0.95}{1 + [(1 - h)/0.2]^{15}} \right) \cdot 10^{-6}$	m ² /h
Zbrojenie stalowe Steel Reinforcement	Moduł sprężystości / Elastic Modulus	200000	MPa
	Współczynnik Poisson'a / Poisson's Ratio	0.30	--
	Współczynnik rozszerzalności liniowej Linear Expansion Coefficient	1.2×10^{-5}	°C ⁻¹
	Ciepło właściwe / Specific Heat	460	J/kg·°C
	Gęstość / Density	7800	kg/m ³
	Przewodnictwo / Conductivity [λ]	125640	J/(m·h·°C)

where: f_t – axial splitting tensile strength of concrete, MPa; t – age of concrete, d; v – wind speed, m/s; h – pore phase humidity of concrete, %;
gdzie: f_t – wytrzymałość betonu rozciąganie przy rozłupywaniu, MPa; t – wiek betonu, d; v – prędkość wiatru, m/s; h – wilgotność w porach betonu, %;

w sekcji 2.2.2 zostały wykorzystane do analizy ryzyka pęknięcia CRCP i oceny odporności na pęknięcie CRCP. Zgodnie z zasadą naprężenia równoważnego, wzór na współczynnik ryzyka pęknięcia betonu we wczesnym wieku przedstawiono w równaniu [7].

$$\eta = \frac{\sigma(t)}{f(t)} \quad [7]$$

gdzie: $\sigma[t]$ – naprężenie rozciągające [siła napędowa pęknięcia] betonu w czasie t we wczesnym wieku, MPa; $f[t]$ – wytrzymałość betonu na rozciąganie w czasie t we wczesnym wieku, MPa; η – współczynnik ryzyka pęknięcia betonu we wczesnym wieku.

Odpowiednie badania (40) wykazały, że gdy $\eta > 1$, beton pęka; gdy $\eta \geq 0,7$, beton ma pewne ryzyko pęknięcia; gdy $\eta < 0,7$, beton nie pęka. $\sigma[t]$ określono przez dodanie maksymalnego naprężenia temperaturowego i naprężenia wilgotnościowego CRCP w okresie dojrzewania 15 ~ 21 dni [w sekcji 2.2.2].

2.3. Badania doświadczalne nad poprawą właściwości HSC

Aby poprawić właściwości HSC stosowanego w CRCP, zbadano wpływ HPMC i BF na jednorodność mikrostruktury i odporność na

2.2.3. Risk analysis of early-age cracking in CRCP

To further evaluate the comprehensive performance of HSC in the CRCP, the temperature stress and humidity stress calculated in Section 2.2.2 were used to analyze the cracking risk of CRCP, and the early age crack resistance of CRCP constructed with HSC was assessed. According to the principle of equivalent stress, the formula for early age cracking risk coefficient of concrete is shown in Equation [7].

$$\eta = \frac{\sigma(t)}{f(t)} \quad [7]$$

where: $\sigma[t]$ – tensile stress [cracking driving force] of concrete at time t in the early age, MPa; $f[t]$ – tensile strength of concrete at time t in the early age, MPa; η – early age cracking risk coefficient of concrete.

Relevant studies(40) showed that when $\eta > 1$, concrete cracks; when $\eta \geq 0.7$, concrete has a certain risk of cracking; when $\eta < 0.7$, concrete will not crack. $\sigma[t]$ was determined by adding the maximum temperature stress and humidity stress of CRCP during the 15~21-day age period in Section 2.2.2.

Tablica 4 / Table 4

PORÓWNANIE ROZWIĄZYWANIA PÓL TEMPERATURY I WILGOTNOŚCI W PROGRAMIE ABAQUS

COMPARISON OF TEMPERATURE FIELD AND HUMIDITY FIELD SOLVING IN ABAQUS

Pola fizyczne / Physical Fields	Równania główne Governing Equations	Warunki początkowe Initial Conditions	Warunki brzegowe Boundary Conditions
Pole wilgotności / Humidity Field	$\frac{\partial h}{\partial t} = D \frac{\partial^2 h}{\partial x^2} + D \frac{\partial^2 h}{\partial y^2} + D \frac{\partial^2 h}{\partial z^2}$	$h_0 = h(x, y, z, t_0) = 1.0$	$-D \frac{\partial h}{\partial n} = f(h_s - h_e)$
Pole temperatury / Temperature Field	$\frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}$	$T_0 = T(x, y, z, 0) = \text{const}$	$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \beta_T (T_s - T_e)$

where: h – pore phase humidity of concrete, %; t – moisture/temperature diffusion time; D – moisture diffusion coefficient, m^2/h ; x, y, z – x, y, z directions inside the CRCP structure; h_0 – initial humidity, %; t_0 – the start time of humidity field simulation; f – surface humidity transfer coefficient; h_s – concrete surface humidity, %; h_e – air humidity, %; T – the temperature of any position and time inside the concrete, $^{\circ}\text{C}$; λ – conductivity, $\text{J}/(\text{m}\cdot\text{h}\cdot^{\circ}\text{C})$; T_0 – initial temperature, $^{\circ}\text{C}$; T_s – concrete surface temperature, $^{\circ}\text{C}$; T_e – environment temperature, $^{\circ}\text{C}$; β_T – surface heat transfer coefficient of concrete; $\partial h/\partial n$ – humidity gradient of concrete surface along boundary unit normal direction; $\partial T/\partial n$ – temperature gradient of concrete surface along boundary unit normal direction;

gdzie: h – wilgotność porów betonu, %; t – czas dyfuzji wilgoci/temperatury; D – współczynnik dyfuzji wilgoci, m^2/h ; x, y, z – kierunki x, y, z wewnątrz struktury CRCP; h_0 – wilgotność początkowa, %; t_0 – czas rozpoczęcia symulacji pola wilgotności; f – współczynnik przenoszenia wilgoci powierzchniowej; h_s – wilgotność powierzchni betonu, %; h_e – wilgotność powietrza, %; T – temperatura dowolnej pozycji i czasu wewnątrz betonu, $^{\circ}\text{C}$; λ – współczynnik przewodzenia ciepła, $\text{J}/(\text{m}\cdot\text{h}\cdot^{\circ}\text{C})$; T_0 – temperatura początkowa, $^{\circ}\text{C}$; T_s – temperatura powierzchni betonu, $^{\circ}\text{C}$; T_e – temperatura otoczenia, $^{\circ}\text{C}$; β_T – współczynnik przenikania ciepła powierzchni betonu; $\partial h/\partial n$ – gradient wilgotności powierzchni betonu wzdłuż kierunku normalnego jednostki granicznej; $\partial T/\partial n$ – gradient temperatury powierzchni betonu wzdłuż kierunku obciążenia;

pękanie HSC, w oparciu o optymalne proporcje mieszanki oraz określono ich optymalne zawartości.

2.3.1. Badanie nad poprawą jednorodności betonu przez dodatek hydroksypropylometylocelulozy [HPMC]

Hydroksypropylometyloceluloza [HPMC] stosowana w betonie poprawia spoiłość i retencję wody. W oparciu o optymalny skład mieszanki, do przygotowania HSC użyto czterech różnych zawartości HPMC [0%, 0,005%, 0,025% i 0,05%]. Ponieważ HPMC może wpływać na urabialność betonu, ocena wpływu HPMC na urabialność betonu była kluczowa.

Jednorodność betonu odnosi się do stałego składu we wszystkich jego częściach, co można również zaobserwować poprzez homogeniczne rozmieszczenie grubych i drobnych kruszyw oraz zaczynu cementowego. Metoda analizy obrazu cyfrowego jest szeroko stosowana do oceny np. rozmieszczenia kruszywa w betonie (41,42). Jednorodność betonu analizowano za pomocą oprogramowania ImageJ, które pozwoliło na ocenę rozkładu kruszyw grubych w stwardniałej próbce. Sześć próbek o długości boku 150 mm przygotowano w oparciu o powyższe zawartości HPMC i po 7-dniowym dojrzewaniu przecięto pionowo wzdłuż powierzchni formowania na trzy równe części, jak pokazano na rys. 3.

2.3.2. Badanie wpływu włókien bazaltowych [BF] na odporność na pękanie

Wczesne pękanie betonu jest ściśle związane z jego mikrostrukturą, co wymaga rozważenia wpływu BF zarówno na odporność na pękanie, jak i zdolność do zachowania swojej objętości bez

2.3. Experimental study on performance improvement of HSC

To improve the performance of HSC used in CRCP, the effect of HPMC and BF on the uniformity and crack resistance of HSC was explored based on the optimal mix proportion, and the optimal HPMC and BF contents were determined.

2.3.1. Study on the improvement of concrete uniformity by HPMC

As a thickening agent, HPMC improves the cohesiveness and water retention of the concrete. Based on the optimal mix proportion, four different contents of HPMC [0%, 0.005%, 0.025%, and 0.05%] were set to prepare the HSC. Since HPMC may affect the workability of concrete, assessing HPMC's impact on concrete workability was crucial before analyzing its effect on uniformity.

The uniformity of concrete refers to consistent quality across all parts, which can also be observed through the distribution of coarse and fine aggregates and cement slurry. The digital image method is widely used for analysis such as aggregate distribution in concrete (41,42). In the research, concrete uniformity was analyzed using the ImageJ software, which allowed for the evaluation of the distribution of coarse aggregates in hardened specimen. Cubic specimens with a side length of 150 mm were prepared based on the above HPMC contents, and were cut cured vertically along the pouring surface into three equal parts after 7-day curing, as shown in Fig. 3.

znaczących zmian pod wpływem czynników zewnętrznych [stabilność objętościową]. W niniejszym badaniu oceniono stabilność objętościową betonu za pomocą 28-dniowych eksperymentów badań skurczowych i wczesnego pęknięcia przy użyciu metody płytowej. BF może wpływać na reologię betonu, dlatego należy również zbadać wpływ BF na konsystencję i opad stożka. W eksperymentach wykorzystano optymalny skład mieszanki z sekcji 2.1, a zawartość HPMC dobrano na podstawie wyników w sekcji 2.3.1 utrzymano na stałym poziomie. Następnie do betonu dodano BF w pięciu różnych frakcjach objętościowych 0%, 0,05%, 0,15%, 0,25% i 0,35%.

2.3.3. Optymalna zawartość HPMC i BF

Aby określić optymalną zawartość HPMC i BF, do oceny indeksów eksperymentu zastosowano kompleksowe rankingowanie ze 100-punktowym systemem punktacji. Najwyższy całkowity wynik kompleksowy określił optymalną zawartość. W przypadku HPMC, konsystencja i SR zostały uznane za równie ważne wskaźniki. W przypadku BF, skurcz, odporność na pęknięcie i konsystencja zostały ocenione jako równie ważne wskaźniki. Wśród nich odporność na pęknięcie obejmowała c , początkowy czas pęknięcia i maksymalną szerokość pęknięcia. Ponadto zbadano urabialność i właściwości mechaniczne betonu przy optymalnej zawartości HPMC i BF.

3. Wyniki i dyskusja

3.1. Wyniki eksperymentu ortogonalnego i optymalny skład mieszanki HSC

Większe wartości opadu stożka były związane z lepszą konsystencją i płynnością betonu, podczas gdy mniejszy stopień segregacji [SR] był związany ze zwiększoną jednorodnością. Większe wartości f_{cu} , f_{ts} i f_f wskazywały na lepsze właściwości fizyczne i mechaniczne betonu. Dodatkowo, mniejsze wartości ε i c były odpowiednio związane ze zwiększoną stabilnością objętościową i odpornością betonu na pęknięcie. Należy jednak zauważyć, że wyniki te uzyskano bez uwzględnienia interakcji różnych czynników.

W statystyce danych i tabeli analizy wyników eksperymentu jako wskaźniki oceny wykorzystano opad stożka i SR świeżego betonu, c betonu we wczesnym wieku, ε , f_{cu} , f_{ts} i f_f . Wyniki eksperymentu ortogonalnego przedstawiono w tablicy 5.

Litery A~B reprezentowały pięć czynników W/B, FA/%, SP/%, β_s , PCE/%, w wariantach obejmujących pięć różnych wartości. Ponadto wskaźniki: opad stożka, SR, f_{cu} , f_f , f_{ts} , ε i c zostały przekształcone odpowiednio na ω_1 , ω_2 , ω_3 , ω_4 , ω_5 , ω_6 i ω_7 . Wartości obliczeniowe macierzy wskaźników eksperymentu przedstawiono w tablicy 6, a podsumowanie wyników analizy macierzy pokazano na rys. 4.

Zgodnie z rys. 4 i tablicą 6, kolejność ważności czynników można określić następująco: W/B > PCE/% > FA/% > SP/% > β_s /%. Dalsza analiza doprowadziła bezpośrednio do dwóch najlepszych wyników: A1B4C3D3E1 i A1B5C3D3E1. A1, C3, D3 i E1 miały

2.3.2. Study on the improvement of crack resistance by BF

Concrete's early cracking is closely related to its volume stability, necessitating consideration of BF's impact on both crack resistance and volume stability. This study assessed concrete's volume stability through 28-day shrinkage experiments and early cracking using the plate method. Additionally, BF may affect the concrete flowability as a reinforcing material, so the influence of BF on the concrete slump should also be investigated. The experiments used the optimal mix proportion from Section 2.1, and the HPMC content at the best concrete uniformity in Section 2.3.1 was selected and kept constant. BF was then added to the concrete at five different volume fractions of 0%, 0.05 %, 0.15 %, 0.25 %, and 0.35 % in the experiments.

2.3.3. Optimal content of HPMC and BF

To determine the optimal content of HPMC and BF, a comprehensive queuing evaluation method with a 100-point scoring system was employed to score the experiment indexes. The highest total comprehensive score determined the optimal content. For HPMC, slump and SR were considered equally important indicators. For BF, shrinkage, crack resistance, and slump were evaluated as equally important indicators. Among them, crack resistance included c , initial cracking time, and maximum crack width, was equally weighted. Furthermore, the workability and mechanical properties of concrete under the optimal HPMC and BF contents were tested.

3. Results and discussions

3.1. Orthogonal experiment results and optimal mix proportion of HSC

It was observed that greater slump values were associated with improved flowability of concrete, while smaller SR were linked to enhanced homogeneity. Greater values of f_{cu} , f_{ts} , and f_f were indicative of stronger physical and mechanical properties of concrete. Additionally, smaller values of ε and c were respectively associated with increased volume stability and cracking resistance of concrete. However, it should be noted that these findings were obtained without considering the interaction of various factors.

In the data statistics and analysis table of the experiment results, the slump and SR of fresh concrete, c of concrete in the early age, ε , f_{cu} , f_{ts} and f_f were used as evaluation indexes. The results of orthogonal experiment are shown in Table 5.

The letters A~B represented five factors of W/B, FA/%, SP/%, β_s , PCE/%, and their angular scales represented five different value levels respectively. Moreover, the results of slump, SR, f_{cu} , f_f , f_{ts} , ε and c index were transformed to ω_1 , ω_2 , ω_3 , ω_4 , ω_5 , ω_6 , and ω_7 , respectively. The matrix calculation values of the experiment indexes are shown in Table 6, and the summary results of matrix analysis are shown in Fig. 4.

According to Fig. 4 and Table 6, the order of factors' importance could be determined as follows: W/B > PCE/% > FA/% > SP/% >

najwyższe wyniki w swoich grupach czynników, dzięki czemu odpowiadające im wartości parametrów stanowiły optymalną proporcję mieszanki. W grupie FA, B₅ miał nieco wyższy kompleksowy wynik, ale B₄ wykazał lepsze właściwości w zakresie konsystencji, skurczu i odporności na pękanie. Ponadto badania wskazują, że zwiększenie zawartości FA jest korzystne dla wczesnej redukcji skurczu i odporności betonu na ścieranie (43–46), co ma kluczowe znaczenie dla zminimalizowania powstawania mikropęknięć i zapobiegania korozji stali w CRCP. Wyższa zawartość FA jest uzasadniona również z ekonomicznego punktu widzenia, bez znaczącego wpływu na spadek późniejszej wytrzymałości (47–49). Dlatego optymalnym składem dla betonu HSC był wariant A₁B₅C₃D₃E₁, jak pokazano w tablicy 7. Urabialność i właściwości mechaniczne HSC przy optymalnych proporcjach mieszanki przedstawiono w tablicy 8.

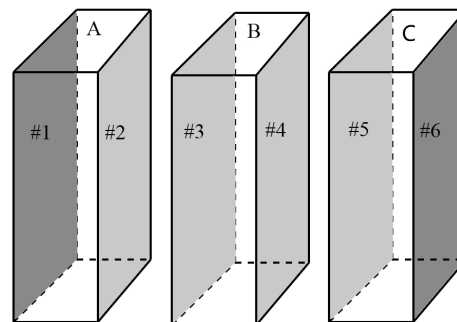
3.2. Wyniki symulacji numerycznej i analiza ryzyka wczesnego pęknięcia w CRCP

3.2.1. Pole temperatury i naprężenia

Do obliczenia pola temperatury i naprężeń wykorzystano model opisany w punkcie 2.2.1 oraz metody i parametry z punktu 2.2.2. Monitorowano temperaturę na powierzchni [$h = 0$ m], w środku [$h = 0,13$ m] i dolnej powierzchni [$h = 0,26$ m] CRCP. Wyniki symulacji pola temperatury CRCP we wczesnym wieku [0–21 dni] pokazano na rys. 5.

Zgodnie z rys. 5[a], przed 105 h dojrzewania, w fazie utwardzania, dodatni strumień ciepła wskazywał, że beton w nawierzchni wydzielal ciepło w procesie hydratacji. Rys. 5[b] pokazuje, że w tym okresie temperatura nawierzchni pozostawała wyższa niż temperatura otoczenia, co wskazuje na brak absorpcji ciepła z otoczenia. Po 105 godzinach pojawiły się wartości ujemne, sugerujące absorpcję ciepła przez nawierzchnię. W tym czasie wydzielanie ciepła hydratacji stopniowo malało, a temperatura nawierzchni stała się niższa od temperatury otoczenia. Struktura nawierzchni naprzemiennie pochłaniała i oddawała ciepło, a wewnętrzny strumień ciepła CRCP wykazywał okresowe zmiany wraz z temperaturą zewnętrzną. Rys. 5[a] pokazuje również, że szczytowe strumienie ciepła CRCP na różnych głębokościach plasowały się od największej do najmniejszej: $h = 0$ m $>$ $h = 0,13$ m $>$ $h = 0,26$ m, co wskazuje, że największy wpływ na nawierzchnię miała temperatura otoczenia i promieniowanie słoneczne, a maksymalna absorpcja ciepła CRCP wynosiła $7,0 \times 10^5$ J/s w gorącym sezonie.

Rys. 5[b] pokazuje gwałtowny wzrost temperatury w CRCP w ciągu 13 godzin po ostatecznym związaniu, przypisywany uwalnianiu ciepła hydratacji spoiwa w betonie. Ogólny rozkład temperatury wskazuje, że im większa głębokość nawierzchni tym wyższa temperatura. W miarę procesu dojrzewania betonu wydzielanie ciepła hydratacji stopniowo malało, a wpływ temperatury otoczenia wzrastał, co skutkowało stopniowym zmniejszaniem różnicy temperatur wzdłuż kierunku głębokości. Po około 132 godzinach temperatura powierzchni przekroczyła temperaturę dna, a temperatura na różnych głębokościach stopniowo się stabilizowała.



Rys. 3. Schemat podziału próbek betonowych.

Fig. 3. Schematic diagram of concrete specimen cutting.

$\beta_s/\%$. Further analysis led directly to two better results: A₁B₄C₃D₃E₁ and A₁B₅C₃D₃E₁. A₁, C₃, D₃, and E₁ had the highest scores in their factor groups, making their corresponding parameter values the optimal mix proportion. In the FA group, B₅ had a slightly higher comprehensive score, but B₄ showed better slump, shrinkage, and crack resistance properties. Additionally, studies indicate that increasing FA content is beneficial for early shrinkage reduction and abrasion resistance of concrete (43–46), critical for minimizing the microcrack generation and preventing steel corrosion in CRCP. Higher FA content also improves concrete's economic performance without significant decrease in the later strength (47–49). Therefore, the optimal mix proportion for HSC was A₁B₅C₃D₃E₁, as shown in Table 7. Workability and mechanical properties of HSC under the optimal mix proportion are presented in Table 8.

3.2. Numerical simulation results and early cracking risk analysis in CRCP

3.2.1. Temperature field and stress

The model from section 2.2.1 and the methods and parameters from section 2.2.2 were used to calculate the temperature field and stress. Temperatures at the surface [$h = 0$ m], middle surface [$h = 0.13$ m], and bottom surface [$h = 0.26$ m] of CRCP were monitored. The simulation results of the early age [0–21-day] CRCP temperature field are shown in Fig. 5.

According to Fig. 5[a], before 105 h in the curing stage, positive heat flux indicated that the concrete in the pavement was releasing hydration heat. Fig. 5[b] shows that during this period, pavement temperature remained higher than the ambient temperature, indicating no heat absorption from the surroundings. After 105 h, negative values appeared, suggesting the pavement heat absorption. At this time, the hydration heat release gradually decreased, and the pavement temperature became lower than ambient. The pavement structure alternated between heat absorption and release, with CRCP's internal heat flux showing periodic changes with the external temperature. Fig. 5[a] also reveals that the peak heat fluxes of CRCP at different depths were as follows: $h = 0$ m $>$ $h = 0.13$ m $>$ $h = 0.26$ m, indicating that the pavement was most affected by ambient temperature and solar radiation, and the maximum heat absorption of CRCP was 7.0×10^5 J/s in the hot season.

Tablica 5 / Table 5

WYNIKI EKSPERYMENTU ORTOGONALNEGO.

RESULTS OF THE ORTHOGONAL EXPERIMENT.

Liczba Number	Wskaźniki eksperymentu / Experiment indexes						
	Opad stożka Slump/mm	SR/%	f_{cu} /MPa	f_t /MPa	f_{ts} /MPa	$\varepsilon/10^{-6}$	$c/[\text{mm}^2/\text{m}^2]$
1	101	9.21	56.78	6.04	3.64	586	486
2	148	11.34	58.01	6.12	3.7	632	382
3	182	14.79	57.21	6.07	3.66	451	299
4	177	26.54	46.37	5.32	3.11	591	380
5	173	34.54	43.75	5.14	2.97	649	477
6	161	13.44	50.89	5.64	3.34	732	730
7	166	20.55	44.6	5.2	3.02	622	761
8	124	20.74	53.71	5.83	3.48	583	419
9	182	25.0	54.86	5.91	3.54	628	283
10	170	21.19	40.1	4.87	2.78	579	501
11	137	18.04	43.57	5.12	2.96	677	767
12	176	26.09	46.32	5.32	3.11	783	661
13	199	27.95	46.13	5.31	3.1	757	557
14	187	21.24	35.82	4.55	2.55	677	650
15	149	18.6	41.73	4.99	2.87	635	489
16	207	26.28	39.79	4.85	2.76	901	853
17	165	18.31	53.28	5.8	3.46	690	618
18	166	20.01	39.86	4.85	2.77	708	754
19	174	27.48	33.01	4.33	2.39	743	667
20	198	33.21	33.42	4.36	2.41	672	557
21	200	28.49	44.81	5.21	3.03	926	854
22	175	29.9	30.17	4.11	2.23	970	1098
23	205	31.94	28.49	3.97	2.14	933	871
24	185	26.94	44.48	5.19	3.01	623	405
25	220	24.15	44.19	5.17	2.99	587	316

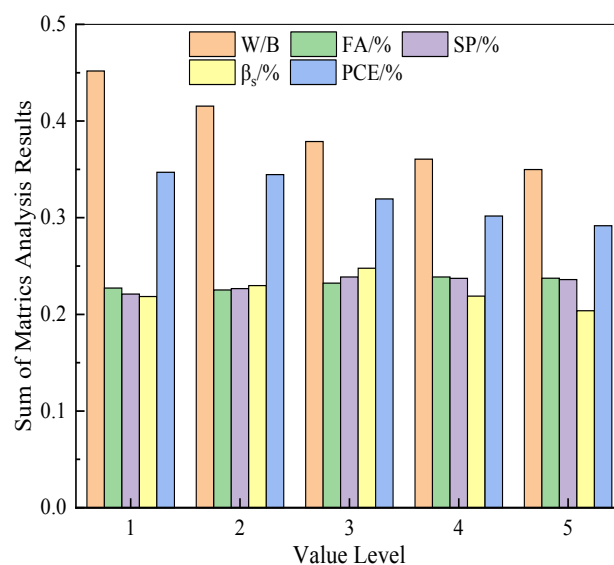
Szczytowe temperatury na różnych głębokościach były zgodne z kolejnością $h = 0 \text{ m} > h = 0,13 \text{ m} > h = 0,26 \text{ m}$ i pozostały stałe po zakończeniu procesu twardnienia. Jednak ze względu na wpływ zmian temperatury otoczenia i konwekcji ciepła, czas pojawienia się szczytowych temperatur na różnych głębokościach był różny. Zmieniał się w kolejności $h = 0 \text{ m}$, $h = 0,13 \text{ m}$, $h = 0,26 \text{ m}$.

Podczas przeprowadzania analizy naprężeń CRCP przy użyciu programu Abaqus, główny nacisk położono na naprężenia S11 wzdłuż kierunku osi X [na rys. 2]. Punkty monitorowania naprężeń zostały wybrane w środkowym punkcie A powierzchni [$h = 0 \text{ m}$] i środkowym punkcie B dna [$h = 0,26 \text{ m}$] w przekroju poprzecznym modelu o połowie długości. Rys. 6 pokazuje zmiany naprężeń temperaturowych w tych punktach monitorowania.

Z rys. 6 wynika, że w ciągu pierwszych 56 godzin powierzchnia i dno CRCP doświadczały odpowiednio stanów rozciągania i ściskania. W tym okresie wytrzymałość na ściskanie betonu rosła, a jego wytrzymałość na rozciąganie była niska, co czyniło go podatnym na pęknięcia spowodowane temperaturą. Po 56 godzinach od ostatecznego związania, stan naprężeń CRCP stop-

Fig. 5[b] shows a rapid temperature increase in CRCP within 13 h after the final setting, attributed to the concrete's hydration heat release. The overall temperature distribution indicates that deeper pavement depth corresponds to a higher temperature. As concrete aged, hydration heat release gradually decreased, and the influence of ambient temperature increased, resulting in a gradual reduction in temperature difference along the depth direction. After about 132 h, the surface temperature exceeded the that of the bottom, and the temperature at different depths gradually stabilized. The peak temperatures at different depths followed the order of $h = 0 \text{ m} > h = 0.13 \text{ m} > h = 0.26 \text{ m}$, and remained constant after the end of curing. However, due to the influence of environmental temperature changes and pavement heat transfer, the appearance time of peak temperatures at different depths exhibited a significant lag phenomenon, with the order being $h = 0 \text{ m}$, $h = 0.13 \text{ m}$, $h = 0.26 \text{ m}$.

While conducting stress analysis on CRCP using Abaqus, the main focus was on the stress S11 along the length direction [i.e., X-axis direction in Fig. 2]. Stress monitoring points were selected at the middle point A of the surface [$h = 0 \text{ m}$] and middle point B of the bottom [$h = 0.26 \text{ m}$] in the half-length cross-section of the model. Fig. 6 shows the temperature stress changes at these monitoring points.



Rys. 4. Wyniki analizy macierzy.

Fig. 4. Matrix analysis results.

Tablica 6 / Table 6

WARTOŚCI OBLICZENIOWE MACIERZY WSKAŹNIKÓW EKSPERYMENTU.

MATRIX CALCULATION VALUES OF EXPERIMENT INDEXES.

Wskaźniki Factors	ω_1	ω_2	ω_3	ω_4	ω_5	ω_6	ω_7
A ₁	0.0476	0.0545	0.0695	0.0652	0.0670	0.0736	0.0744
A ₂	0.0489	0.0521	0.0648	0.0624	0.0634	0.0681	0.0559
A ₃	0.0517	0.0470	0.0566	0.0575	0.0572	0.0607	0.0482
A ₄	0.0554	0.0419	0.0529	0.0550	0.0541	0.0576	0.0437
A ₅	0.0600	0.0372	0.0510	0.0537	0.0525	0.0530	0.0425
B ₁	0.0250	0.0446	0.0292	0.0282	0.0287	0.0350	0.0365
B ₂	0.0258	0.0401	0.0288	0.0279	0.0283	0.0362	0.0383
B ₃	0.0272	0.0369	0.0279	0.0273	0.0276	0.0390	0.0464
B ₄	0.0281	0.0335	0.0265	0.0266	0.0266	0.0410	0.0565
B ₅	0.0283	0.0324	0.0251	0.0258	0.0255	0.0428	0.0575
C ₁	0.0286	0.0379	0.0308	0.0325	0.0317	0.0342	0.0252
C ₂	0.0300	0.0375	0.0322	0.0333	0.0328	0.0328	0.0280
C ₃	0.0311	0.0339	0.0339	0.0345	0.0342	0.0396	0.0316
C ₄	0.0324	0.0311	0.0350	0.0352	0.0351	0.0350	0.0335
C ₅	0.0329	0.0287	0.0369	0.0364	0.0365	0.0330	0.0316
D ₁	0.0340	0.0363	0.0310	0.0312	0.0312	0.0258	0.0292
D ₂	0.0358	0.0400	0.0322	0.0321	0.0322	0.0266	0.0309
D ₃	0.0361	0.0495	0.0340	0.0331	0.0336	0.0296	0.0319
D ₄	0.0338	0.0398	0.0306	0.0311	0.0311	0.0267	0.0257
D ₅	0.0309	0.0348	0.0288	0.0299	0.0295	0.0257	0.0243
E ₁	0.0463	0.0506	0.0545	0.0520	0.0530	0.0407	0.0499
E ₂	0.0545	0.0482	0.0524	0.0507	0.0514	0.0393	0.0482
E ₃	0.0576	0.0403	0.0483	0.0482	0.0482	0.0365	0.0404
E ₄	0.0581	0.0363	0.0451	0.0462	0.0457	0.0341	0.0363
E ₅	0.0599	0.0353	0.0420	0.0443	0.0432	0.0336	0.0334

From Fig. 6, it's evident that during the first 56 h, the CRCP surface and bottom experienced tension and compression states, respectively. In this period, the concrete strength was increasing, and its tensile strength was low, making it susceptible to temperature-induced cracks. After 56 h from the final setting, the stress state of CRCP gradually transitioned from surface tension and bottom compression to surface compression and bottom tension. As the concrete aged, CRCP underwent alternating tensile and compressive stresses, with the stress amplitude increasing within the first 336 h. Under the influence of environmental temperature and solar radiation, the maximum tensile stress of the CRCP appeared at point A on the first day after curing. The maximum tensile stress was 1.29 MPa, subsequently decreasing and gradually stabilizing at around 0.9 MPa. After 336 h, tensile and compressive stresses alternated on the surface and bottom of the CRCP under the influence of environmental temperature.

3.2.2. Humidity field and stress

After the curing of pavement, the humidity field and stress of the early-age CRCP [15~21 days or 336~504 h] were calculated under a relative environment humidity of 50%, the results are shown in Fig. 7.

According to Fig. 7, the humidity on the surface and at the depth of 2 cm in the pavement gradually decreased after the curing stage. Surface humidity eventually stabilized near the ambient levels, while bottom humidity remained relatively constant. Overall, the relative humidity within the CRCP increased with depth under external influence. Concerning humidity stress, the surface tensile stress increased as the surface humidity decreased, while the bottom experienced low stress due to less impact from environmental humidity, remaining relatively constant with

niowo przechodził od rozciągania powierzchniowego i ściskania dna do ściskania powierzchniowego i rozciągania dna. W miarę dojrzewania betonu, CRCP ulegał naprzemiennym naprężeniom rozciągającym i ściskającym, przy czym amplituda naprężeń wzrastała w ciągu pierwszych 336 h. Pod wpływem temperatury

Tablice 7 / Table 7

OPTIMALNY SKŁAD BETONU HSC.

OPTIMAL MIX PROPORTION FOR HSC.

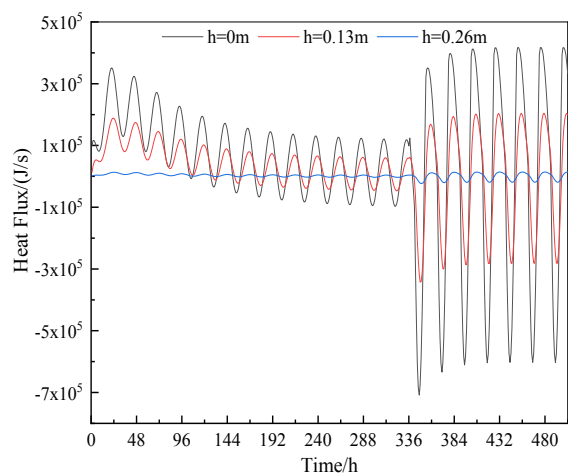
Surowce / Raw materials	Cement	FA	SP	Piasek / Sand	Kruszywo / Gravel	Woda / Water	PCE
Zawartość / The content of each component in 1m ³ concrete /kg	280.00	86.00	64.00	728.00	1092.00	155.00	1.94

Tablica 8 / Table 8

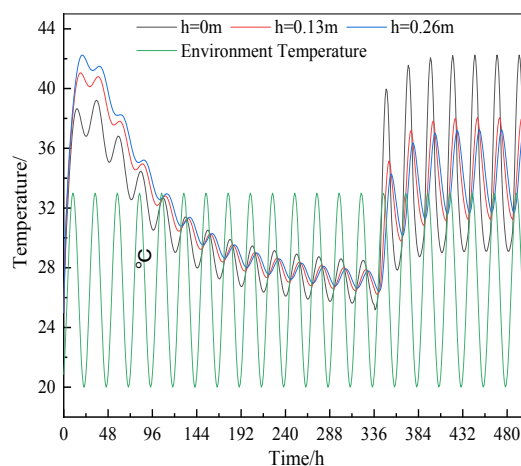
URABIALNOŚĆ I WŁAŚCIWOŚCI MECHANICZNE HSC.

WORKABILITY AND MECHANICAL PROPERTIES OF HSC UNDER THE OPTIMAL MIX PROPORTION.

Wskaźnik / Experiment index	Opad stożka / Slump/mm	SR/%	f_{cu} /MPa	f_{ts} /MPa	f_t /MPa	$\epsilon/10^{-6}$	$c/[mm^2/m^2]$
Wyniki / Results	167	21.75	46.89	3.19	5.47	690	525



[a] Zmienność strumienia ciepła
[a] Heat Flux variation of the CRCP



[b] Zmiany temperatury w CRCP
[b] Temperature variation of the CRCP

Rys. 5. Wyniki symulacji pola temperatury 0~21d dla CRCP w gorącym sezonie.

Fig. 5. 0~21d temperature field simulation results of CRCP in the hot season.

otoczenia i promieniowania słonecznego, maksymalne naprężenie rozciągające CRCP pojawiło się w punkcie A pierwszego dnia dojrzewania. Maksymalne naprężenie rozciągające wynosiło 1,29 MPa, a następnie malało i stopniowo stabilizowało się na poziomie około 0,9 MPa. Po 336 godzinach naprężenia rozciągające i ściskające zmieniały się na powierzchni i dnie CRCP pod wpływem temperatury otoczenia.

3.2.2. Pole wilgotności i naprężeń

Pole wilgotności i naprężeń CRCP we wczesnym etapie dojrzewania [15~21 dni lub 336~504 h] zostały obliczone przy względnej wilgotności otoczenia wynoszącej 50%, wyniki pokazano na rys. 7.

Zgodnie z rys. 7, wilgotność na powierzchni i na głębokości 2 cm w nawierzchni stopniowo zmniejszała się w trakcie dojrzewania i twardnienia. Wilgotność powierzchniowa ostatecznie ustabilizowała się na poziomie wilgotności otoczenia, podczas gdy wilgotność dolna pozostała względnie stała. Wilgotność względna w CRCP wzrastała wraz z głębokością pod wpływem czynników zewnętrznych. Jeśli chodzi o naprężenie wynikające z różnic w wilgotności stwierdzono, że naprężenie rozciągające na powierzchni wzrosło wraz ze spadkiem wilgotności powierzchni, podczas gdy dno nawierzchni miało niskie wartości naprężenia z powodu mniejszego wpływu otoczenia, pozostając względnie stałe w trakcie dojrzewania. W związku z tym należy zwrócić uwagę na naprężenie powierzchniowe po utwardzeniu i podjąć środki w celu uzupełnienia wilgotności gdy wilgotność otoczenia jest niska. Dodatkowo, dostosowanie czasu wiązania w zależności od pogody, postępu budowy i stanu nawierzchni może zapobiec wysychaniu i pęknięciom skurczowym.

3.2.3. Analiza ryzyka przedwczesnego pęknięcia nawierzchni CRCP

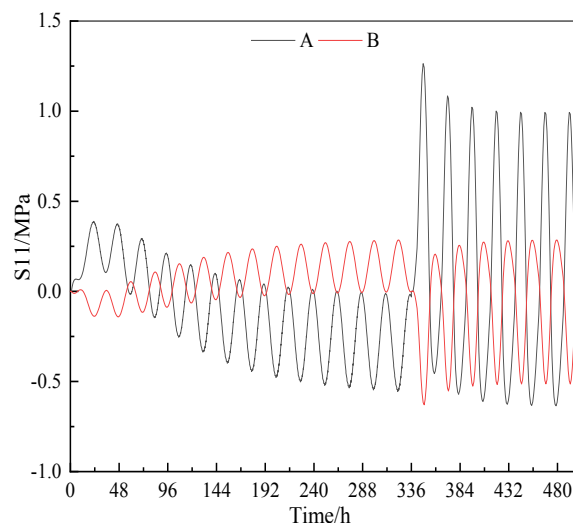
Współczynnik ryzyka przedwczesnego pęknięcia nawierzchni CRCP obliczono przy użyciu wzoru i metody opisanych w punkcie 2.2.3, a wyniki przedstawiono na rys. 8.

concrete age. Therefore, attention should focus on the surface humidity stress after the curing, and measures should be taken to humidity supplement in the dry weather. Additionally, adjusting the curing duration based on weather, construction progress, and pavement condition could prevent drying shrinkage cracks on the surface.

3.2.3. Risk analysis of early-age cracking in CRCP

The early-age cracking risk coefficient of CRCP was calculated using the formula and method in section 2.2.3, and the results are shown in Fig. 8.

According to Fig. 8, in the early age period of 15~21-days, the cracking risk coefficient of CRCP constructed with optimal mix proportion HSC showed periodic changes. The peak value on the first day after curing exceeded the control baseline of $\eta = 0.7$. Subsequently, peak values increased with the age of concrete, but remained below the line of $\eta = 1$. The maximum cracking risk



Rys. 6. 0 ~ 21d naprężenie temperaturowe CRCP w gorącym sezonie.

Fig. 6. 0~21d temperature stress of CRCP in the hot season.

Zgodnie z rys. 8, we wczesnym okresie dojrzewania wynoszącym 15~21 dni, współczynnik ryzyka pęknięcia CRCP zbudowanego z betonu HSC o optymalnym składzie wykazywał okresowe zmiany. Wartość szczytowa w pierwszym dniu przekroczyła kontrolną wartość wyjściową $\eta = 0,7$. Następnie wartości szczytowe wzrastały wraz z wiekiem betonu, ale pozostawały poniżej linii $\eta = 1$. Maksymalny współczynnik ryzyka pęknięcia pojawił się w 21 dniu dojrzewania, osiągając wartość szczytową 0,83. Wskazuje to, że CRCP zbudowany z HSC nadal niesie ze sobą ryzyko pęknięcia w warunkach gorącej pory roku i wilgotności względnej otoczenia wynoszącej 50%. Dlatego potrzebne są dalsze środki w celu poprawy właściwości HSC i zmniejszenia ryzyka wczesnego pęknięcia.

3.3. Wyniki poprawy właściwości użytkowych HSC

3.3.1. Poprawa jednorodności betonu przez dodatek HPMC

[1] Analiza wpływu HPMC na urabialność betonu

HSC przygotowany zgodnie z założeniami opisanymi w punkcie 2.3.1 zbadano pod kątem urabialności, a wyniki przy różnych zawartościach HPMC pokazano na rys. 9.

Rys. 9 wskazuje na stopniowe pogorszenie konsystencji betonu wraz ze wzrostem zawartości HPMC. W porównaniu do próbki referencyjnej bez HPMC, opad stożka dla próbek zawierających 0,005%, 0,025% i 0,05% HPMC zmniejszał się odpowiednio o 3,59%, 8,98% i 16,77%. Przy zawartości 0,05% HPMC opad stożka osiągnął minimum na poziomie 139 mm. Dodatkowo, wskaźnik SR dla zawartości HPMC 0,005%, 0,025% i 0,05% zmniejszał się odpowiednio o 22,34%, 60,32% i 80,04% w porównaniu do próbki bez HPMC. Przy 0,05% zawartości HPMC, wartość SR osiągnęła minimum na poziomie 4,34%. Można stwierdzić, że wraz ze wzrostem zawartości HPMC zmniejszała się płynność betonu, ale stopniowo poprawiała się odporność na segregację. Można to przypisać lepszemu retencji wody w betonie wynikającej z obecności HPMC. Po dodaniu HPMC utrudniona jest migracja wody między porami, w konsekwencji zmniejszając bleeding. Pozwoliło to na większą powierzchnię kontaktu kruszywo-zaprawa.

[2] Analiza HPMC pod kątem poprawy jednorodności betonu

Zgodnie z metodą opisaną w punkcie 2.3.1 przygotowano próbki betonu. Aby zwiększyć kontrast między kruszywem a zaczynem cementowym na obrazach, powierzchnia betonowego plastra została wysuszona po cięciu. Przekroje A#2 i C#5 na rys. 3 zostały przeanalizowane w programie ImageJ po akwizycji obrazu i obróbce wstępnej, transformacji skali szarości i wzmocnieniu. Przekroje zostały podzielone na górną i dolną część wzdłuż kierunku wylewania. Część gruboziarnistego kruszywa na obrazie w skali szarości została przefiltrowana i zidentyfikowana przy użyciu funkcji Threshold, jak pokazano na rys. 10.

Następnie zastosowano funkcję Analyze Particles do obliczenia powierzchni grubego kruszywa. Przeanalizowano równomierność rozkładu grubego kruszywa. Rys. 11 pokazuje średnie wartości gruboziarnistego kruszywa do całkowitej powierzchni w prze-

coefficient appeared at day 21 after the curing, reached a peak of 0.83. This indicated that the CRCP constructed with optimal mix proportion HSC still carried a risk of cracking, under the condition of hot season and environment relative humidity of 50%. Therefore, further measures are needed to enhance HSC performance and reduce early cracking.

3.3. Performance improvement results of HSC

3.3.1. Improvement of concrete uniformity by HPMC

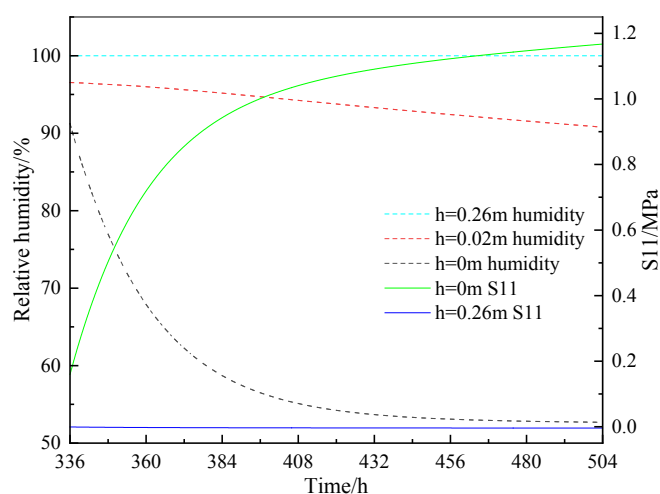
[1] Analysis of the effect of HPMC on the workability of concrete

HSC prepared by the methods according to Section 2.3.1 was tested, and the workability experiment results under different HPMC contents are shown in Fig. 9.

Fig. 9 indicates a gradual decrease in concrete slump with the increasement of HPMC contents. Compared to no HPMC, slumps for 0.005 %, 0.025 %, and 0.05 % HPMC content decreased by 3.6 %, 9.0 %, and 16.8 %, respectively. At 0.05 % content of HPMC, the concrete slump reached its minimum at 139 mm. Additionally, the SR for 0.005 %, 0.025 %, and 0.05 % HPMC content were reduced by 22.3 %, 60.3 %, and 80.0 %, respectively, compared to no HPMC. At 0.05 % content of HPMC, the SR reached its minimum at 4.3 %. Overall, as the HPMC content increased, concrete flowability decreased, but anti-segregation performance gradually improved. This could be attributed to the improved water retention of concrete by HPMC. Following the HPMC addition, it adsorbed onto the cement surface, forming a film that impedes water migration between pores, consequently reducing bleeding. And this enabled more mortar to effectively envelop the aggregates, thereby lowering segregation.

[2] Analysis of HPMC for concrete uniformity improvement

According to the method in section 2.3.1, concrete specimens were prepared. To enhance the contrast between aggregates and



Rys. 7. Pole wilgotności 15~21d i naprężenie CRCP przy wilgotności względnej 50%.

Fig. 7. 15~21d humidity field and stress of CRCP under a relative humidity of 50 %.

krojach A#2 i C#5 zmieniających się w zależności od różnych zawartości HPMC.

Im mniejsza różnica w udziale powierzchni kruszywa grubego między górną 1/2 i dolną 1/2 sekcją, tym lepsza jednorodność betonu. Na rys. 11 pokazano, że gdy zawartość HPMC wynosiła 0%, różnica w tym udziale wynosiła 21,4%. W przypadku zawartości HPMC na poziomie 0,005%, 0,025% i 0,05%, różnice zmniejszyły się odpowiednio do 20,1%, 12,6% i 4,7%, co oznacza redukcję o 6,1%, 41,1% i 78,0% w porównaniu do próbek bez HPMC. Wynik odzwierciedla również zmniejszenie segregacji, wskazując, że zwiększenie zawartości HPMC poprawia jednorodność betonu.

3.3.2. Poprawa odporności na pękanie betonu zawierającego BF

[1] Analiza stabilności objętościowej

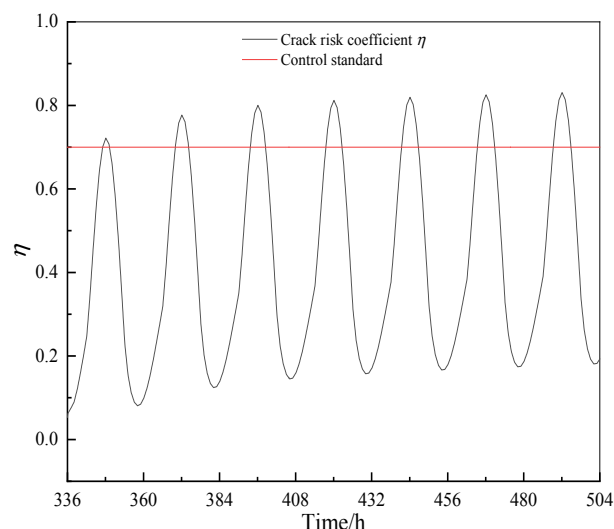
W punkcie 3.3.1 analizy, optymalna jednorodność dla HSC wystąpiła przy zawartości 0,05% HPMC. W związku z tym w niniejszym eksperymencie utrzymano tę zawartość na poziomie 0,05%. Zgodnie z podejściem przedstawionym w punkcie 2.3.2, przeprowadzono 28-dniowe badania skurczu dla HSC z różnymi zawartościami BF, jak pokazano na rys. 12.

Odnosząc się do rys. 12, beton z BF wykazał zmniejszony skurcz w porównaniu do betonu bez włókien. Co więcej, skurcz zmniejszał się wraz ze zwiększającą się zawartością BF. W szczególności, w 28 dniu, beton z 0,05%, 0,15%, 0,25% i 0,35% BF miał zredukowany skurcz odpowiednio o 12,71%, 22,79%, 28,06% i 37,05%. Może to być wynikiem różnych efektów (50): [i] dodatek BF zwiększa wytrzymałość matrycy betonowej na rozciąganie, pomagając w fizycznym powstrzymaniu propagacji skurczu; [ii] efekt mostkowania BF w betonie hamuje rozwój pęknięć; [iii] wzajemne połączenia BF przenoszą naprężenia skurczowe. Podsumowując, dodatek BF znacząco hamuje wczesny skurcz betonu.

[2] Analiza odporności na pękanie

Odporność na pękanie betonu o różnej zawartości BF została sprawdzona przy użyciu wyżej wymienionego składu mieszanki. Rys. 13 przedstawia wyniki badania pękania płyt z różną zawartością BF.

Jak pokazano na rys. 13 [a], zwiększenie zawartości BF w betonie prowadziło do stopniowego spadku wartości c . Przy zawartości 0,35% wartość c zmniejszyła się o 81,90% w porównaniu do wartości dla próbki betonu bez BF. Rys. 13 [b] pokazuje, że większa zawartość BF opóźniła pojawienie się pęknięcia i zmniejszyła maksymalną szerokość pęknięcia. Jednak efekt wzmocnienia stopniowo zwalniał wraz ze wzrostem zawartości BF. Przy zawartości 0,35% początkowy czas pękania betonu był opóźniony o 33 minuty, a maksymalna szerokość pęknięcia wynosiła 50,53% w porównaniu z betonem bez BF. Można przypisać poprawie odporności na pękanie i efektowi mostkowania po pęknięciu przez BF. Pozytywny efekt wzrastał wraz ze wzrostem zawartości BF, skutecznie wzmacniając odporność HSC na pękanie we wczesnym etapie dojrzewania.



Rys. 8. Wyniki analizy ryzyka pękania CRCP we wczesnym etapie dojrzewania.

Fig. 8. Results of early age cracking risk analysis of CRCP.

cement slurry in images, the concrete slice's surface was dried after cutting. The sections of A#2 and C#5 in Fig. 3 were analyzed by ImageJ after image acquisition and pretreatment, grayscale transformation and enhancement. The sections were divided into upper and lower parts along the pouring direction. The coarse aggregate portion in the grayscale image was filtered and identified using the Threshold function, as shown in Fig. 10.

Subsequently, the Analyze Particles function was employed to compute the area of the coarse aggregate. The uniformity of coarse aggregate distribution was analyzed. Fig. 11 shows the mean values of coarse aggregate to the total area in cross sections of A#2 and C#5 varying with different HPMC contents.

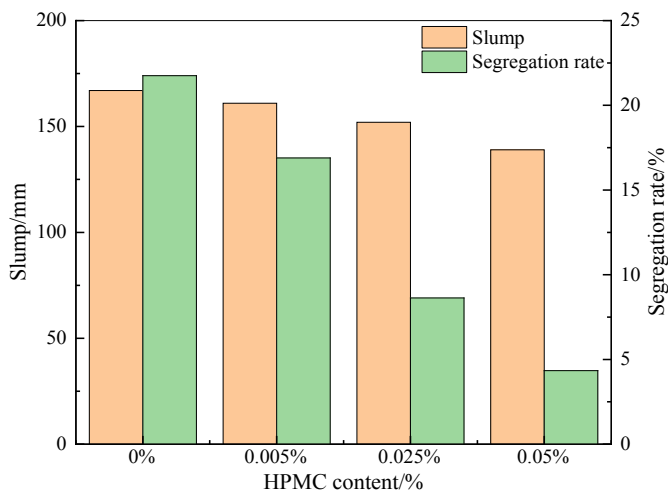
The smaller the difference in the ratio of coarse aggregate area between the upper 1/2 and lower 1/2 sections, the better the concrete uniformity. In Fig. 11, when HPMC content was 0 %, the difference in this ratio for HSC was 21.4 %. For 0.005 %, 0.025 %, and 0.05 % content of HPMC, the differences were reduced to 20.1 %, 12.6 %, and 4.7 %, respectively, indicating reductions of 6.1 %, 41.1 %, and 78.0 %, compared to no HPMC. The result also reflected the reduction in segregation, indicating that increasing the HPMC content improves the uniformity of concrete.

3.3.2. Improvement of crack resistance by BF

[1] Analysis of volumetric stability

In Section 3.3.1 analysis, the optimal uniformity for HSC occurred at 0.05 % HPMC content. Thus, it was recommended to keep a constant HPMC content of 0.05 %. Following the approach in Section 2.3.2, the 28-day shrinkage experiments for HSC with various BF contents were conducted, as the results shown in Fig. 12.

Referring to Fig. 12, concrete with BF showed reduced shrinkage compared to the concrete with no fibers. Moreover, the shrinkage decreased with higher BF content. Specifically, at 28th day, con-



Rys. 9. Wyniki opadu stożka i segregacji przy różnych zawartościach HPMC.

Fig. 9. Results of concrete slump and segregation rate under different HPMC contents.

[3] Analiza konsystencji betonu

Aby zbadać wpływ różnych zawartości BF na konsystencję betonu, przeprowadzono badania opadu stożka, wyniki pokazano na rys. 14.

Na rys. 14, zwiększenie zawartości BF w betonie doprowadziło do stopniowego zmniejszenia opadu stożka. Opadanie zmniejszało się powoli, gdy zawartość BF była niższa niż 0,15%, ale przekroczyło 50% redukcji, gdy zawartość BF przekroczyła 0,25%. Wynik ten był zgodny z ustaleniami innych badaczy (51,52), co można przypisać temu, że BF wypełnia przestrzeń w betonie, poprawiając lepkość i przeciwdziałając przemieszczaniu się kruszyw i zaprawy. Chociaż dodatek BF poprawia właściwości mechaniczne matrycy, nie zaleca się przekraczania zawartości 0,25% BF, aby spełnić wymagania konstrukcyjne CRCP i zachować płynność betonu.

3.3.3. Optymalna zawartość HPMC i BF

Wyniki badań betonu o różnej zawartości HPMC i BF zostały kompleksowo ocenione przy użyciu metody opisanej w sekcji 2.3.3, a wyniki przedstawiono w tablicach 9 i 10.

Najwyższy wynik, w oparciu o kompleksowe wyniki oceny w tablicach 9 i 10, został osiągnięty przy 0,025% HPMC i 0,15% BF. Zatem optymalna zawartość HPMC i BF wynosiła odpowiednio 0,025% i 0,15%. Tablica 11 przedstawia wyniki badań konsystencji betonu i właściwości mechanicznych przy optymalnej zawartości HPMC i BF.

Porównując konsystencję i właściwości mechaniczne betonu przy optymalnym składzie HSC, stwierdzono, że przy optymalnej zawartości HPMC i BF wartości SR, skurczu i c zmniejszyły się odpowiednio o 87,4%, 37,0% i 38,9%. Dodatkowo, f_{cu} , f_{ts} i f_f betonu wzrosły odpowiednio o 9,83%, 10,97% i 7,13%.

crete with 0.05 %, 0.15 %, 0.25 %, and 0.35 % BF experienced reductions of 12.7 %, 22.8 %, 28.1 %, and 37.1 %, respectively. This could be the result of the combined effects (50): [i] BF addition enhances concrete matrix tensile strength, aiding in physically restraining shrinkage; [ii] BF's bridging effect in concrete suppresses crack development; [iii] BF's interconnection transmits shrinkage stress; In summary, the addition of BF significantly inhibits early concrete shrinkage.

[2] Analysis of crack resistance performance

The crack resistance of concrete with different BF contents was tested using the aforementioned mix design. Fig. 13 displays the results of the plate cracking experiment with different BF contents.

As shown in Fig. 13[a], increasing BF content in concrete led to a gradual decrease in the value of c . At 0.35% content, c value decreased by 81.90% compared to that without BF in the concrete. Fig. 13 [b] shows that higher BF content delayed crack appearance and reduced maximum crack width. However, the enhancement effect gradually slowed with increasing BF content. At 0.35% content, concrete's initial cracking time was delayed by 33 minutes, and the maximum crack width was 50.53%, compared to that without BF. This could also be attributed to the improved fracture toughness and bridging effect after crack by BF. And the improvement effect was further enhanced with increased BF content, effectively strengthening the early age crack resistance of HSC.

[3] Analysis of the concrete flowability

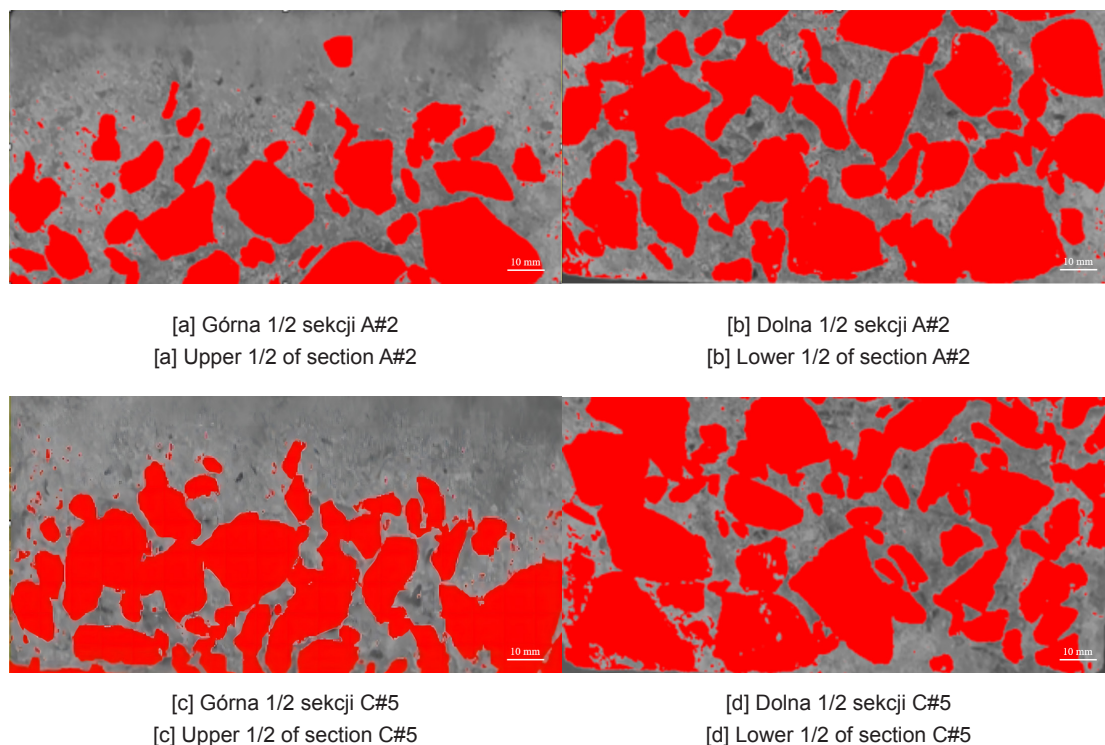
To investigate the influence of different BF contents on the concrete flowability, slump tests were conducted, the results are shown in Fig. 14.

In Fig. 14, increasing BF content in concrete led to a gradual slump reduction. Slump decreased slowly when BF content was below 0.15 %, but exceeded 50 % reduction when BF content exceeded 0.25 %. This suggested a substantial decrease in concrete flowability. The result agreed with findings from other researchers (51,52), which could be attributed to that BF filled spaces in the concrete, improving viscosity and resisting the movement of aggregates and mortar. Although the addition of BF enhances mechanical and anti-fracture properties in the matrix, exceeding 0.25 % BF content is not advised to meet CRCP construction requirements and preserve concrete fluidity.

3.3.3. Optimal content of HPMC and BF

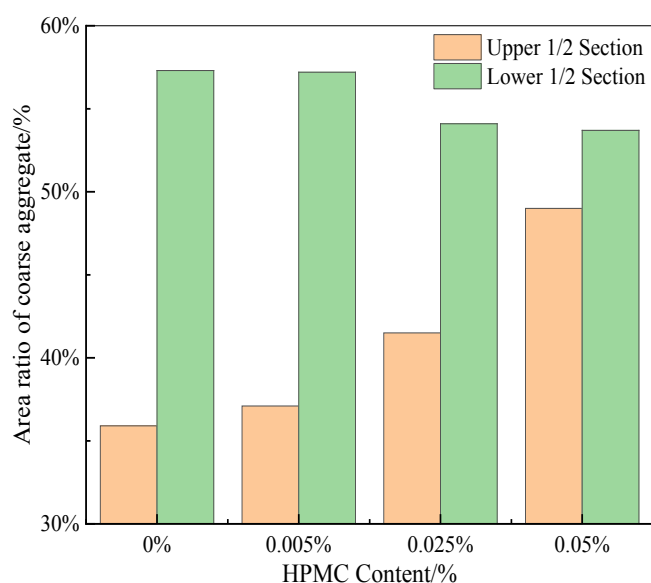
The experiment results of concrete with different HPMC and BF contents were comprehensively evaluated using the method in Section 2.3.3, and the results are presented in Tables 9 and 10.

The highest comprehensive score, based on the comprehensive evaluation results in Tables 9 and 10, was achieved with 0.025 % of HPMC and 0.15 % of BF. Thus, the optimal contents of HPMC and BF was 0.025 % and 0.15 %, respectively. Table 11 shows the experiment results of concrete workability and mechanical properties under the optimal HPMC and BF contents.



Rys. 10. Schemat identyfikacji kruszywa gruboziarnistego ImageJ.

Fig. 10. ImageJ identification diagram of coarse aggregate.

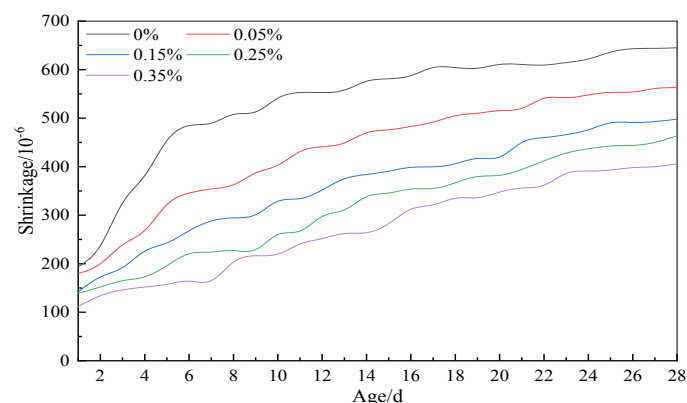


Rys. 11. Stosunek powierzchni kruszywa grubego do całej analizowanej powierzchni w górnej i dolnej sekcji.

Fig. 11. Area ratio of coarse aggregate in the upper and lower sections.

4. Wnioski

Badania miały na celu poprawę właściwości betonu HSC dla nawierzchni CRCP o zbrojeniu ciągłym. Przeprowadzono eksperyment ortogonalny w celu optymalizacji składu HSC i dokonano analizy ryzyka pęknięcia we wczesnym etapie dojrzewania. Na podstawie wyników badań przeprowadzono dalsze eksperymenty w celu poprawy jakości HSC. Kluczowe wnioski obejmują:



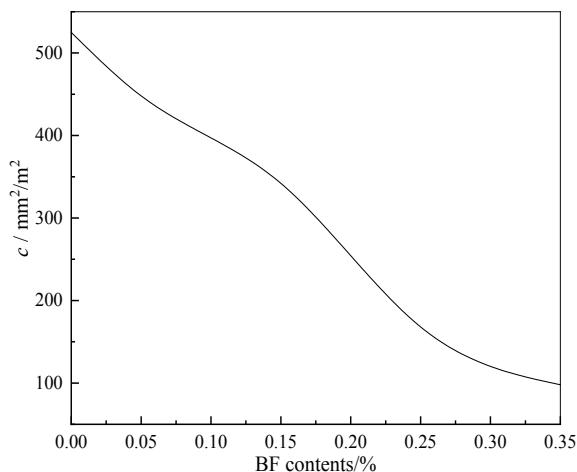
Rys. 12. Skurcz betonu dla różnych zawartości BF.

Fig. 12. Concrete shrinkage under different BF contents.

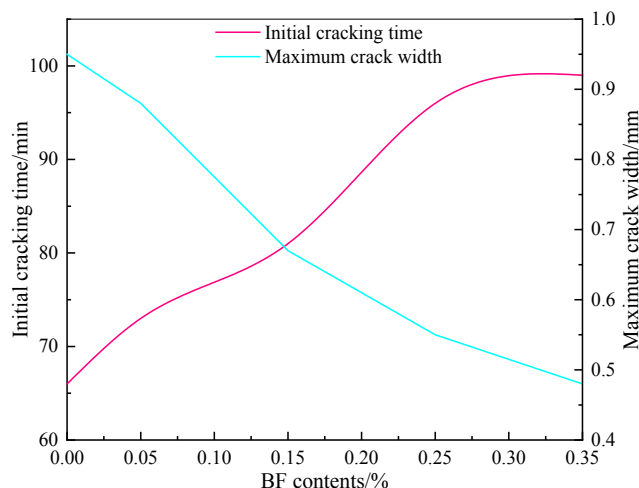
Comparing the workability and mechanical properties of concrete under the optimal mix proportion obtained from the matrix analysis method, it was found that under the optimal HPMC and BF content, SR, shrinkage, and c values decreased by 87.4 %, 37.0 %, and 38.9 %, respectively. Additionally, f_{cu} , f_{ts} , and f_t of concrete increased by 9.8 %, 11.0 %, and 7.1 %, respectively.

4. Conclusions

The study aimed to enhance the performance of HSC for CRCP. The orthogonal experiment was conducted to optimize the HSC mix proportion, and an early-age cracking risk analysis was performed on CRCP constructed with HSC. Based on the results,



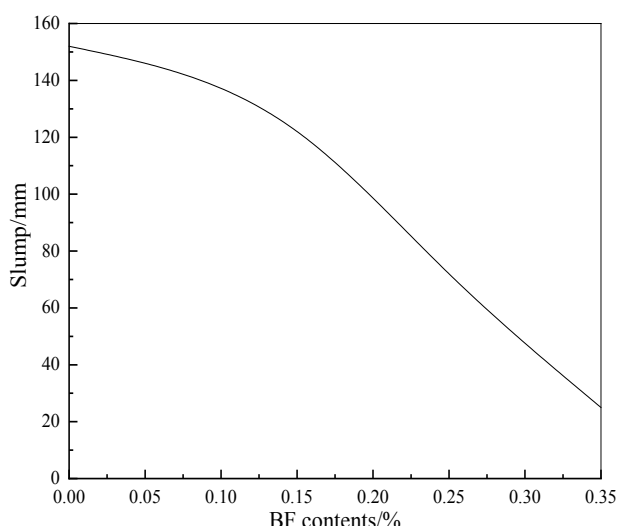
[a] Wartości c przy różnych zawartościach BF
[a] c values under different BF contents



[b] Charakterystyka pęknięcia przy różnych zawartościach BF
[b] Cracking characteristics under different BF contents

Rys. 13. Charakterystyka pęknięcia płyty przy różnych zawartościach BF.

Fig. 13. Results of plate cracking experiment under different BF contents.



Rys. 14. Opad stożka przy różnych zawartościach BF.

Fig. 14. Slump under different BF contents.

[1] Analiza macierzy uszeregowała najważniejsze czynniki wpływające na właściwości HSC w eksperymencie ortogonalnym odpowiednio: W/B, PCE/%, β_s /%, SP/%, i FA/%. Optymalne wartości dla tych czynników określono następująco: stosunek W/B = 0,36, zawartość PCE = 0,45%, β_s = 40%, zawartość SP = 15% i zawartość FA = 20%.

Tabela 9 / Table 9

ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ BETONU HSC PRZY RÓŻNYCH ZAWARTOŚCIACH HPMC.

COMPREHENSIVE SCORE UNDER DIFFERENT HPMC CONTENTS.

Zawartość HPMC content	Opad stożka / Slump		SR		Wskaźnik / Comprehensive score
	Wynik / Result, mm	Punktacja / Score	Wynik / Result, mm	Punktacja / Score	
0 %	167	50.00	21.75	0.00	50.00
0.005 %	161	39.29	16.89	13.96	53.25
0.025 %	152	23.21	8.63	37.68	60.89
0.05 %	139	0.00	4.34	50.00	50.00

further experiments were conducted to improve the performance of HSC. Key findings include:

[1] Matrix analysis ranked the factors influencing HSC performance in the orthogonal experiment as W/B, PCE/%, β_s /%, SP/%, and FA/%. Optimal values for these factors were determined as follows: W/B ratio of 0.36, PCE content of 0.45 %, β_s of 40 %, SP content of 15 %, and FA content of 20 %.

[2] Under hot season conditions with a constant 50 % ambient relative humidity, the CRCP cracking risk curve exceeded the $\eta = 0.7$ criterion in the early age of 15~21 days, indicating a certain risk of cracking.

[3] Performance improvement experiments revealed that, with the increasement in HPMC content, the SR of concrete gradually decreased, and uniformity was enhanced. Additionally, the addition of BF effectively suppressed concrete shrinkage, delayed initial cracking, and reduced the maximum crack width and cracking area. Optimal contents for HPMC and BF were determined as 0.025 % and 0.15 %, respectively.

[4] The optimal mix proportion of HSC was determined based on the matrix analysis and comprehensive queuing evaluation results, as shown in Table 12. With the addition of 0.025 % HPMC and 0.15 % BF, the SR, shrinkage and c values of concrete decreased by 87.4 %, 37.0 % and 38.9 %, respectively, the f_{cu} , f_{ts} , and f_f of concrete increased by 9.8 %, 11.0 % and 7.1 %, respectively.

Tablica 10 / Table 10

ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ BETONU HSC PRZY RÓŻNYCH ZAWARTOŚCIACH BF.

COMPREHENSIVE SCORE UNDER DIFFERENT BF CONTENTS.

Zawartość BF content	Skurcz / Shrinkage		c		Czas początku pęknięcia / Initial cracking time		Maksymalna szerokość pęknięcia Maximum cracking width		Opad stożka Slump		Wskaźnik Comprehensive score
	Wynik Result, ·10 ⁻⁶	Punktacja Score	Wynik Result, mm ² /m ²	Punktacja Score	Wynik Result, min	Punktacja Score	Wynik Result, mm	Punktacja Score	Wynik Result, mm	Punk- tacja Score	
0%	645	0	525	0	66	0	0.95	0	152	33.33	33.33
0.05%	563	15.1	448	2.40	73	2.60	0.88	1.94	146	30.83	52.87
0.15%	498	27.07	342	5.70	81	5.56	0.67	7.78	122	20.83	66.94
0.25%	464	33.33	168	11.11	96	11.11	0.55	11.11	72	0	66.66

Tabela 11 / Table 11

URABIALNOŚĆ I WŁAŚCIWOŚCI MECHANICZNE BETONU PRZY OPTYMALNEJ ZAWARTOŚCI HPMC I BF.

CONCRETE WORKABILITY AND MECHANICAL PROPERTIES UNDER THE OPTIMAL HPMC AND BF CONTENTS.

Wskaźnik / Index	Opad stożka / Slump, mm	SR, %	f_{cu} , MPa	f_{ts} , MPa	f_f , MPa	E , ·10 ⁻⁶	C, mm ² /m ²
Wynik / Results	131	2.75	51.50	3.54	5.86	435	321

Tablica 12 / Table 12

OPTYMALNY SKŁAD BETONU HSC

OPTIMAL MIX PROPORTION OF HSC

Surowce / Raw materials	Cement	FA	SP	Piasek / Sand	Kruszywo / Gravel	Woda / Water	PCE	HPMC	BF
Zawartość składników w 1 m ³ The content of each component in 1 m ³ concrete, kg/m ³	280.0	86.0	64.0	728.0	1092.0	155.0	1.94	0.1075	3.975

[2] W warunkach gorącego sezonu ze stałą wilgotnością względ-
ną otoczenia na poziomie 50%, krzywa ryzyka pęknięcia CRCP
przekroczyła kryterium $\eta = 0,7$ we wczesnym wieku 15 ~ 21 dni,
wskazując na pewne ryzyko pęknięcia.

[3] Badania wykazały, że wraz ze wzrostem zawartości hydrosy-
propylometylocelulozy tendencja do segregacji betonu stopniowo
się zmniejszała, a jednorodność zwiększała. Ponadto dodatek
BF skutecznie ograniczał skurcz betonu, opóźniał początkowe
pęknięcie oraz zmniejszał maksymalną szerokość i obszar pęknięcia.
Optymalne zawartości HPMC i BF określono odpowiednio na
poziomie 0,025% i 0,15%.

[4] Optymalny skład HSC został określony na podstawie analizy
macierzy i wyników rankingowania, jak pokazano w tablicy 12. Po
dodaniu 0,025% HPMC i 0,15% BF, wartości SR, skurczu i c betonu
zmniejszyły się odpowiednio o 87,4%, 37,0% i 38,9%, a f_{cu} , f_{ts} i f_f
betonu wzrosły odpowiednio o 9,8%, 11,0% i 7,1%.

Należy zauważyć, że w oparciu o czas budowy nawierzchni be-
tonowych w Chinach, w badaniu przeanalizowano jedynie ryzyko
pęknięcia CRCP we wczesnym etapie dojrzewania w warunkach
letnich. W przypadku kompleksowych badań nad długoterminową
poprawą jakości HSC, rozważania powinny wykraczać poza skurcz

It is important to note that, based on the characteristics of concrete
pavement construction timing in China, the study only analyzed
the early-age cracking risk of CRCP in summer conditions. For
comprehensive investigations into the long-term performance
enhancement of HSC, considerations should extend beyond drying
shrinkage to encompass temperature-induced shrinkage during
both winter and summer periods.

Acknowledgements

This work was supported by the [National Key Research
and Development Program of China] under Grant [number
2021YFB2601000]; [National Natural Science Foundation of China]
under Grant [number 52378436]; [Science and Technology Inno-
vation Program of Hunan Province, China] under Grant [number
2024RC1053]; [Science and Technology Progress and Innovation
Plan Project of Hunan Provincial Department of Transportation]
under Grant [number 202235]; [Graduate Scientific Research Inno-
vation Project of Changsha University of Science and Technology]
under Grant [number CXCLY2022020].

suszenia i obejmować skurcz wywołany temperaturą zarówno w okresie zimowym, jak i letnim.

Disclosure statement

The authors report there are no competing interests to declare.

Podziękowania

Badania były wspierane przez [Narodowy Kluczowy Program Badawczo-Rozwojowy Chin] w ramach grantu [numer 2021YFB2601000]; [Chińska Narodowa Fundacja Nauk Przyrodniczych] w ramach grantu [numer 52378436]; [Program Innowacji Naukowych i Technologicznych Prowincji Hunan, Chiny] w ramach grantu [numer 2024RC1053]; [Projekt Planu Postępu Naukowego i Technologicznego oraz Innowacji Departamentu Transportu Prowincji Hunan] w ramach grantu [numer 202235]; [Graduate Scientific Research Innovation Project of Changsha University of Science and Technology] w ramach grantu [numer CXCLY2022020].

Oświadczenie o ujawnieniu informacji

Autorzy deklarują, że nie mają sprzecznych interesów, które można by zadeklarować.

Literatura / References

1. M.G. Chorzepa, C. Johnson, S. Durham, S.S. Kim, Forensic Investigation of Continuously Reinforced Concrete Pavements in Fair and Poor Condition. *J. Perform. Constr. Facil.* **32**, 04018031 (2018). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CF.1943-5509.0001178](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CF.1943-5509.0001178).
2. S. Li, F. Yang, Z. Liu, A new structure for continuously reinforced concrete pavement with road performance evaluation. *Constr Build Mater* **157**, 1047–1052 (2017). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.09.087>.
3. Y. Zhang, Z. Huang, Transverse Crack Behavior in Continuously Reinforced Concrete Pavement with Basalt Fiber Reinforcement. *Appl. Sci.-Basel* **10**, 7458 (2020). <https://doi.org/10.3390/app10217458>.
4. M. Liu, X. Huang, X. Chen, Occurrence and impacts of hollow space under a continuously reinforced concrete pavement. *Road Mater. Pavement Des.* **17**, 203–222 (2016). <https://doi.org/10.1080/14680629.2015.1068701>.
5. S.-M. Kim, Y.K. Cho, J.H. Lee, Advanced reinforced concrete pavement: Concept and design. *Constr. Build. Mater.* **231**, 117130 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117130>.
6. J.R. Roesler, J.E. Hiller, A.S. Brand, Continuously reinforced concrete pavement manual, guidelines for design, construction, maintenance, and rehabilitation, United States. Federal Highway Administration, 2016.
7. I. Navarrete, M. Lopez, Understanding the relationship between the segregation of concrete and coarse aggregate density and size. *Constr. Build. Mater.* **149**, 741–748 (2017). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.05.185>.
8. M.M.A. Pratama, N. Nindyawati, P. Puspitasari, A.A. Permanasari, H. Prayuda, U.C. Sari, Experimental modelling of segregation on reinforced concrete beam using a graded concrete approach. *J. Phys.: Conf. Ser.* **1833**, 012023 (2021). <https://doi.org/10.1088/1742-6596/1833/1/012023>.
9. Z. Xu, Calculation of visible crack width of concrete surface under temperature and shrinkage gradient deformations. *Struct. Concr.* **20**, 2109–2121 (2019). <https://doi.org/10.1002/suco.201900294>.

10. S.S. Mousavi, L. Guizani, C. Bhojaraju, C.M. Ouellet-Plamondon, Effect of concrete workability on bond properties of steel rebar in pre-cracked concrete. *Procc. Inst. Civil Eng. Struct. Build.* **1–14** (2022). <https://doi.org/10.1680/jstbu.20.00111>.
11. H.S. Gökçe, Ö. Andiç-Çakır, Bleeding characteristics of high consistency heavyweight concrete mixtures. *Constr. Build. Mater.* **194**, 153–160 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.11.029>.
12. K. Ouzaa, M.B. Benmansour, Cracks in Continuously Reinforced Concrete Pavement. *Arab. J. Sci. Eng.* **39**, 8593–8608 (2014). <https://doi.org/10.1007/s13369-014-1442-7>.
13. D.-Y. Yoo, J.-J. Park, S.-W. Kim, Y.-S. Yoon, Influence of reinforcing bar type on autogenous shrinkage stress and bond behavior of ultra high performance fiber reinforced concrete. *Cem. Concr. Comp.* **48**, 150–161 (2014). <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2013.11.014>.
14. X. Liu, Y. Yuan, Q. Su, Sensitivity analysis of the early age cracking risk in an immersed tunnel. *Struct. Concr.* **15**, 179–190 (2014). <https://doi.org/10.1002/suco.201300064>.
15. Y. Liu, A.K. Schindler, J.S. Davidson, Finite-Element Modeling and Analysis of Early-Age Cracking Risk of Cast-In-Place Concrete Culverts. *Transp. Res. Rec.* **2672**, 24–36 (2018). <https://doi.org/10.1177/0361198118774157>.
16. A.M. Solak, A.J. Tenza-Abril, V.E. García-Vera, Influence of The Segregation Phenomenon on Structural Efficiency of Lightweight Aggregate Concretes. *Materials* **13**, 5754 (2020). <https://doi.org/10.3390/ma13245754>.
17. K. Amini, I. Mehdipour, S.D. Hwang, M. Shekarchi, Effect of binder composition on time-dependent stability and robustness characteristics of self-consolidating mortar subjected to prolonged agitation. *Constr. Build. Mater.* **112**, 654–665 (2016). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.02.226>.
18. J. Han, P. Yan, Influence of segregation on the permeability of self-consolidating concrete. *Constr. Build. Mater.* **269**, 121277 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121277>.
19. W. Cui, R.-C. Miao, W.-S. Yan, H. Song, Z. Jiang, Static segregation of fresh high workable concrete based on an image processing method. *Constr. Build. Mater.* **361**, 129708 (2022). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129708>.
20. A. Solak, A. Tenza-Abril, J. Saval, V. García-Vera, Effects of Multiple Supplementary Cementitious Materials on Workability and Segregation Resistance of Lightweight Aggregate Concrete. *Sustainability* **10**, 4304 (2018). <https://doi.org/10.3390/su10114304>.
21. P. Dybel, Effect of self-compacting concrete placement technology on the load-bearing capacity of the concrete-concrete and steel-concrete bond in layered elements. *Cem. Wapno Beton* **28**, 210–224 (2023). <https://doi.org/10.32047/CWB.2023.28.4.1>.
22. T. Stepinski, A. Dmowska, Communicating racial segregation: Abstract versus concrete. *Proc. Natl. Acad. Sci. U.S.A.* **116**, 22435–22436 (2019). <https://doi.org/10.1073/pnas.1912395116>.
23. Y. Gao, C. Zou, Experimental study on segregation resistance of nanoSiO₂ fly ash lightweight aggregate concrete. *Constr. Build. Mater.* **93**, 64–69 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.05.102>.
24. X. Gu, X. Li, W. Zhang, Y. Gao, Y. Kong, J. Liu, X. Zhang, Effects of HPMC on Workability and Mechanical Properties of Concrete Using Iron Tailings as Aggregates. *Materials* **14**, 6451 (2021). <https://doi.org/10.3390/ma14216451>.
25. M. Sirajuddin, R. Gettu, Plastic shrinkage cracking of concrete incorporating mineral admixtures and its mitigation. *Mater. Struct.* **51**, 48 (2018). <https://doi.org/10.1617/s11527-018-1173-4>.
26. B. Persson, Eight-year exploration of shrinkage in high-performance concrete. *Cem. Concr. Res.* **32**, 1229–1237 (2002). [https://doi.org/10.1016/S0008-8846\(02\)00764-0](https://doi.org/10.1016/S0008-8846(02)00764-0).
27. B. Bissonnette, P. Pierre, M. Pigeon, Influence of key parameters on drying shrinkage of cementitious materials. *Cem. Concr. Res.* **29**, 1655–1662 (1999). [https://doi.org/10.1016/S0008-8846\(99\)00156-8](https://doi.org/10.1016/S0008-8846(99)00156-8).
28. J. Stark, Recent advances in the field of cement hydration and microstructure analysis. *Cem. Concr. Res.* **41**, 666–678 (2011). <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2011.03.028>.
29. F. Ullah, F. Al-Neshawy, J. Punkki, Early Age Autogenous Shrinkage of Fibre Reinforced Concrete. *Nordic Concr. Res.* **59**, 59–72 (2018). <https://doi.org/10.2478/ncr-2018-0015>.
30. M. Gupta, R. Raj, A.K. Sahu, Mechanical properties of high strength concrete incorporating chopped basalt fibers: experimental and analytical study. *Mater. Res. Exp.* **9**, 125305 (2022). <https://doi.org/10.1088/2053-1591/aca644>.
31. R. Henkensiefken, D. Bentz, T. Nantung, J. Weiss, Volume change and cracking in internally cured mixtures made with saturated lightweight aggregate under sealed and unsealed conditions. *Cem. Concr. Comp.* **31**, 427–437 (2009). <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2009.04.003>.
32. C. Song, Y.C. Choi, S. Choi, Effect of internal curing by superabsorbent polymers – Internal relative humidity and autogenous shrinkage of alkali-activated slag mortars. *Constr. Build. Mater.* **123**, 198–206 (2016). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.07.007>.
33. G. Knor, R. Jaskulski, M.A. Glinicki, J. Holnicki-Szulc, Numerical identification of the thermal properties of early age concrete using inverse heat transfer problem. *Heat Mass Trans.* **55**, 1215–1227 (2019). <https://doi.org/10.1007/s00231-018-2504-2>.
34. C. Parra, M. Valcuende, F. Gómez, Splitting tensile strength and modulus of elasticity of self-compacting concrete. *Constr. Build. Mater.* **25**, 201–207 (2011). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.06.037>.
35. B.P. Singh, N. Yazdani, G. Ramirez, Effect of a Time Dependent Concrete Modulus of Elasticity on Prestress Losses in Bridge Girders. *Int. J. Concr. Struct. Mater.* **7**, 183–191 (2013). <https://doi.org/10.1007/s40069-013-0037-0>.
36. W. Gu, Experimental study on Mechanical properties of C40 commercial concrete at early age, Master, Beijing Jiaotong University, 2012. https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=3uoqIhG8C475K0m_zr-gu4lQARvep2SAkWGEmc0QetxDh64Dt3veMp8AUT_g8hfiSbhZfu_q16L_zDw5Ya6zx5ldjX-dMmcgP&uniplatform=NZKPT (accessed May 10, 2023).
37. C.-F.M. Code, CEB-FIP model code for concrete structures, euro-international committee for concrete, Bulletin (1990).
38. M. Chai, C. Hu, L. Wang, T. Chen, Study on the Evolution Behavior of Humidity Fields in Cement Concrete Pavements of a Coastal Airport During Early Stages in Humid and Hot Areas. *Materials* **16**, 5643 (2023). <https://doi.org/10.3390/ma16165643>.
39. B. Cao, W. Li, Z. Li, Simplification and experimental verification for temperature and humidity field coupling model of conservatory soil. *Trans. Tianjin Univ.* **17**, 33–38 (2011). <https://doi.org/10.1007/s12209-011-1458-y>.
40. H. Li, J. Liu, Y. Wang, T. Yao, Q. Tian, S. Li, Deformation and cracking modeling for early-age sidewall concrete based on the multi-field coupling mechanism. *Constr. Build. Mater.* **88**, 84–93 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.03.005>.
41. D.F.T. Razakamandimby R., H.-T. Kim, T.-S. Han, Y.H. Lee, K. Park, Recursive aggregate segmentation by erosion and reconstitution (RAS-

- ER) to characterize concrete microstructure using complementarity of X-ray and neutron computed tomography. *Cem. Concr. Comp.* **148**, 105437 (2024). <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2024.105437>.
42. J. Szydlowski, Application of digital image analysis as a method of assessing the of carbonation process of cement binders – impact of distortion on the results of real and model samples. *Cem. Wapno Beton* **28**, 92–104 (2023). <https://doi.org/10.32047/CWB.2023.28.2.3>.
43. O. Xu, S. Han, Y. Liu, C. Li, Experimental investigation surface abrasion resistance and surface frost resistance of concrete pavement incorporating fly ash and slag. *Int. J. Pavem. Eng.* **22**, 1858–1866 (2021). <https://doi.org/10.1080/10298436.2020.1726348>.
44. Q. Li, Q. Zhang, Experimental study on the compressive strength and shrinkage of concrete containing fly ash and ground granulated blast-furnace slag. *Struct. Concr.* **20**, 1551–1560 (2019). <https://doi.org/10.1002/suco.201800295>.
45. B. Klemczak, J. Gołaszewski, A. Smolana, M. Gołaszewska, G. Cygan, Shrinkage behaviour of self-compacting concrete with a high volume of fly ash and slag experimental tests and analytical assessment. *Constr. Build. Mater.* **400**, 132608 (2023). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.132608>.
46. S. Afroz, Y. Zhang, Q.D. Nguyen, T. Kim, A. Castel, Shrinkage of blended cement concrete with fly ash or limestone calcined clay. *Mater. Struct.* **56**, 15 (2023). <https://doi.org/10.1617/s11527-023-02099-8>.
47. J. Chakraborty, S. Banerjee, Replacement of Cement by Fly Ash in Concrete. *IJCE* **3**, 58–60 (2016). <https://doi.org/10.14445/23488352/IJCE-V3I8P110>.
48. A. Yadav, N.K. Yadav, Study of Fly Ash Cement Concrete Pavement. *IJCE* **4**, 1–6 (2017). <https://doi.org/10.14445/23488352/IJCE-V4I2P101>.
49. C. Gu, J. Yao, S. Huang, Y. Yang, J. Liu, T. Ni, Z. Yang, Study on early-age tensile properties of high volume fly ash concrete. *Mater. Struct.* **55**, 135 (2022). <https://doi.org/10.1617/s11527-022-01977-x>.
50. Y. Li, A. Shen, H. Wu, Fractal Dimension of Basalt Fiber Reinforced Concrete (BFRC) and Its Correlations to Pore Structure, Strength and Shrinkage. *Materials* **13**, 3238 (2020). <https://doi.org/10.3390/ma13143238>.
51. X. Wang, J. He, A.S. Mosallam, C. Li, H. Xin, The Effects of Fiber Length and Volume on Material Properties and Crack Resistance of Basalt Fiber Reinforced Concrete (BFRC). *Adv. Mater. Sci. Eng.* **2019**, e7520549 (2019). <https://doi.org/10.1155/2019/7520549>.
52. A.B. Kizilkanat, N. Kabay, V. Akyüncü, S. Chowdhury, A.H. Akça, Mechanical properties and fracture behavior of basalt and glass fiber reinforced concrete: An experimental study. *Constr. Build. Mater.* **100**, 218–224 (2015). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.10.006>.