Projektowanie uszczelnienia dna wykopu wykonanego w technologii *jet grouting*

Dr hab. inż. Giuseppe Modoni, prof. nadzw. UCSL[1], dr hab. inż. Alessandro Flora, prof. nadzw. UNFII [2], dr inż. Stefania Lirer[3], dr inż. Maciej Ochmański[4], prof. dr hab. inż. Paolo Croce[5]

[1]**Università degli Studi di Cassino e del Lazio Meridionale, Dipartimento di Ingegneria Civile e Meccanica,** via di Biasio 43, 03043, Cassino, Włochy; e-mail: modoni@unicas.it

[2]**Università degli Studi di Napoli Federico II, Dipartimento di Ingegneria Civile, Edile e Ambientale,** via Claudio 21, 80125 Neapol, Włochy; e-mail: flora@unina.it

[3]**Università degli Studi Guglielmo Marconi, Dipartimento di Ingegneria della Sostenibilità,** via Plinio 44, 00193, Rzym, Włochy; e-mail: s.lirer@unimarconi.it

[4]**Politechnika Śląska,** ul. Akademicka 5, 44-100 Gliwice, Polska; e-mail: maciej.ochmanski@polsl.pl

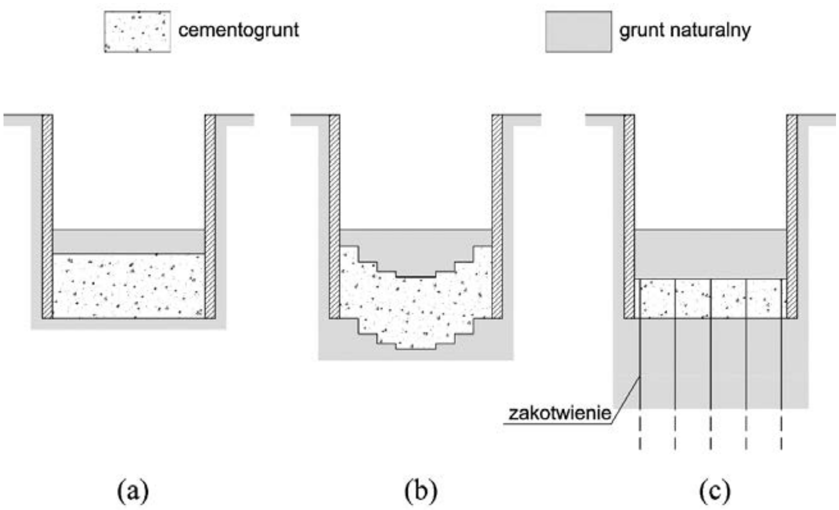
[5]**Università degli Studi di Cassino e del Lazio Meridionale, Dipartimento di Ingegneria Civile e Meccanica,** via di Biasio 43, 03043, Cassino, Włochy; e-mail: croce@unicas.it

WPROWADZENIE

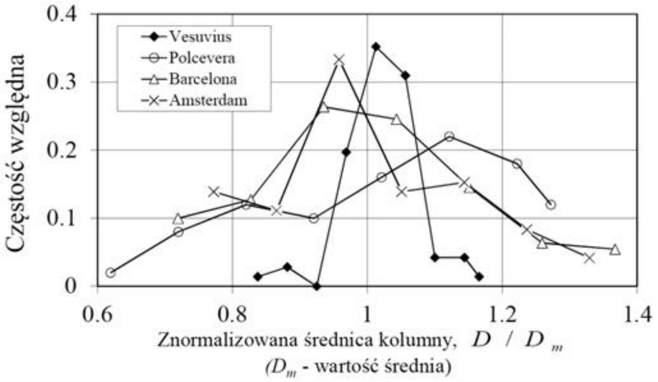
Głębienie wykopów w niescementowanych, przepuszczalnych gruntach przy wysokim poziomie zwierciadła wody gruntowej może być prowadzone z uprzednio wykonanym uszczelnieniem dna w postaci poziomej przegrody utworzonej z częściowo zachodzących na siebie kolumn *jet grouting* (np. [9, 12, 20, 22, 24]). Główną zaletą technologii iniekcji strumieniowej wykorzystywanej do budowy poziomych przegród jest dowolność w kształtowaniu ich geometrii przez dostosowanie kształtu i lokalizacji kolumn *jet grouting*. W ten sposób wykonana przegroda jest w stanie przeciwdziałać siłom wyporu od wody gruntowej. Podczas projektowania uszczelnienia dna, niezależnie od przyjętego rozwiązania (schematycznie przedstawione na rys. 1), należy rozważyć:

a) warunek równowagi na wypór dla uszczelnienia dna lub dla całej konstrukcji wykopu, tj. uszczelnienia dna i ścian wykopu,
b) właściwości mechaniczne uszczelnienia wykonanego w technologii iniekcji strumieniowej,
c) filtrację wody przez ewentualne nieszczelności w utworzonym bloku wzmocnionego gruntu.

Sprawdzenie powyższych warunków prowadzi do uzyskania odpowiedniej grubości projektowanej przegrody oraz do optymalnego rozmieszczenia kolumn, tj. do uzyskania odległości między osiami sąsiadujących kolumn (rozstaw *s*) odpowiednio mniejszych od ich średnic *D*. W przypadku idealnie pionowych i cylindrycznych kolumn powyższe wartości można bez trudu wyznaczyć przez graficzne sprawdzenie ciągłości dla zaprojektowanego rozmieszczenia kolumn. Z kolei długość kolumn można uzyskać z ogólnego warunku równowagi na wypór. Kolumny *jet grouting* ze względu na imperfekcje geometryczne odbiegają od idealnie jednolitych i cylindrycznych struktur, co w połączniu z dużą zmiennością właściwości materiałowych prowadzi do znacznych trudności w projektowaniu rozmieszczenia kolumn (określenie stosunku *s/D*). Sytuacja ta ulega



Rys. 1. Przykłady uszczelnienia dna głębokich wykopów wykonanych w technologii jet grouting: a) przegroda grawitacyjna; b) przegroda w kształcie odwróconego łuku; c) przegroda zakotwiona



Poletko badawcze	Liczba kolumn	Średnia wartość średnicy min-max	Liczba danych	CV(D)	Rodzaj gruntu	Bibliografia
Vesuvius	6	0,71÷1,11	71	0.06	piasek pylasty	Croce i Flora (1999)
Polcevera	4	1,06÷1,20	50	0.19	żwir piaszczysty	Croce i in. (1994)
Barcelona	37	0,35÷0,64	97	0.18	ił	Arroyo i in. (2007)
Amsterdam	4	0,72÷1,37	72	0.16	ił - piasek	Langhorst i in. (2007)

Rys. 2. Przykłady rozkładu statystycznego średnicy kolumn *jet grouting* [6]

dalszej komplikacji przez fakt, że kolumny są wykonywane przed głębieniem wykopu z powierzchni terenu. Niedokładność ustawienia żerdzi wiertniczej na poziomie terenu oraz jej odchylenie od pionu sprawiają, że rzeczywiste położenie kolumny dla górnej powierzchni uszczelnienia dna może być dalekie od zamierzonego.

Pomimo rosnącej popularności iniekcji strumieniowej projektowanie konstrukcji wykonanych za jej pomocą jest w dalszym ciągu narażone na niepewność związaną z brakiem niezawodnych metod służących do określania średnicy i położenia kolumn. Przydatne w kontrolowaniu stopnia niepewności okazały się podejścia probabilistyczne i półprobabilistyczne (np. [7, 8, 11, 12, 13, 15, 17, 26]). Aby przedstawić kompletny oraz niezawodny tok projektowania przegrody poziomej stanowiącej uszczelnienie dna posłużono się obydwoma podejściami. Na podstawie obserwacji terenowych najczęściej występujące imperfekcje kolumn określono ilościowo, przeprowadzając analizę statystyczną zmienności ich kształtu oraz właściwości mechanicznych. Uzyskane wyniki wprowadzono do obliczeń opartych na metodach probabilistycznych i półprobabilistycznych.

WŁAŚCIWOŚCI KOLUMN *JET GROUTING*

Średnica kolumn

W wyniku działania wysokociśnieniowego strumienia medium tnącego na otaczający ośrodek gruntowy formowane są kolumny, które charakteryzują się dużą zmiennością średnicy [4]. Zmienna średnica kolumn, oczywista w przypadku uwarstwionego podłoża gruntowego, jest również obserwowana w stosunkowo jednorodnym podłożu. Wraz ze wzrostem głębokości, a z nią wytrzymałości na ścinanie ośrodka gruntowego jako efekt zwiększających się naprężeń pionowych, następuje stopniowe zmniejszenie średnicy wykonywanych kolumn [18]. Wpływ na średnicę kolumn mają również lokalne zmiany w składzie granulometrycznym gruntu [15, 17]. Przedstawione powyżej czynniki, które są silnie zależne od rodzaju gruntu, nie mogą być pominięte ze względu na ich negatywny wpływ na formowaną konstrukcję [5, 6].

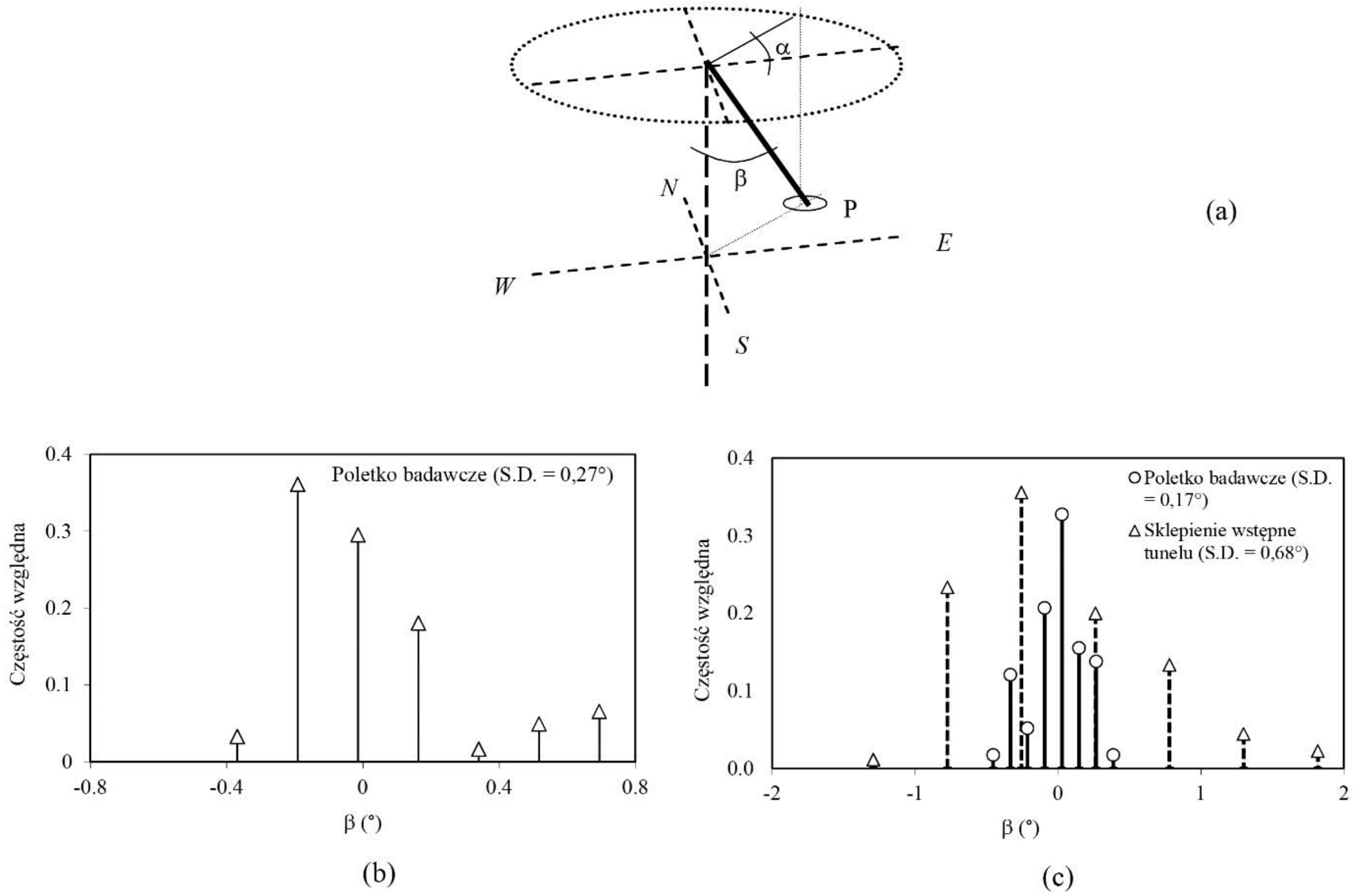
Zmniejszenie średnicy kolumn wraz z głębokością można uwzględnić stosując wzory analityczne (np. [14, 19, 21]), które wprowadzają zależność pomiędzy średnią wartością średnicy kolumn a wytrzymałością na ścinanie ośrodka gruntowego. Z kolei zmienność średnicy kolumn, wynikająca z lokalnych zmian w składzie granulometrycznym gruntu, może być uwzględniona przeprowadzając statystyczną analizę danych doświadczalnych uzyskanych z badań terenowych. Do opisu zmienności średnicy kolumn (por. rys. 2) i w celu uzyskania uśrednionych wartości współczynnika zmienności $CV(D)$ (por. tabl. 1), można wykorzystać funkcję rozkładu prawdopodobieństwa Gaussa [6].

Tabl. 1. Współczynniki zmienności $CV(D)$ średnicy kolumny dla ośrodka gruntowego bez znaczących nieciągłości

Niejednorodność ośrodka gruntowego	$CV(D)$
Niska	0,02÷0,05
Średnia	0,05÷0,10
Wysoka	0,10÷0,20

Nachylenie kolumn

Drugim, nie mniej istotnym czynnikiem wpływającym na ciągłość uszczelnienia dna jest położenie kolumn. Oś kolumny może w znaczącym stopniu odbiegać od projektowanego kierunku, nawet gdy jej formowanie jest prowadzone z największą możliwą dokładnością. Zostało to potwierdzone przez dane uzyskane z badań terenowych (np. [1, 8, 12]). Odchylenie kolumny od pionu można określić za pomocą dwóch kątów (rys. 3a):



Rys. 3. Odchylenie kolumny względem projektowanego położenia: a) kąt nachylenia osi kolumn β i azymut α; b) rozkład prawdopodobieństwa kąta β dla pionowo zorientowanych kolumn [8]; c) rozkład prawdopodobieństwa kąta β dla poziomo zorientowanych kolumn [1]

azymutu α (0° ≤ α ≤ 180°) oraz kąta nachylenia osi kolumny β (-90° ≤ β ≤ 90°). Rozkład azymutu α jest w większości przypadków równomierny. Natomiast rozkład częstotliwości kąta nachylenia osi kolumny β uzyskany z danych podczas formowania pionowych kolumn przegród przeciwfiltracyjnych [8] oraz poziomych kolumn tworzących sklepienie wstępne tunelu drążonego metodą konwencjonalną [1] przedstawiono na rys. 3b i 3c. Obydwa wykresy przedstawiają niemal symetryczne rozmieszczenie kąta β wokół zera, które można opisać krzywą rozkładu normalnego Gaussa [11]. Korzystając z wcześniejszych doświadczeń można przyjąć założenie, że wartości odchylenia standardowego dla kąta nachylenia osi kolumny *SD*(β) waha się od 0,2 do 0,6°. *SD*(β) = 0,6° odpowiada najbardziej niekorzystnej sytuacji, tj. formowaniu kolumny przy użyciu niskiej jakości sprzętu, braku pomiaru kąta nachylenia żerdzi wiertniczej lub gdy podłoże gruntowe stanowi bardzo niejednorodny ośrodek.

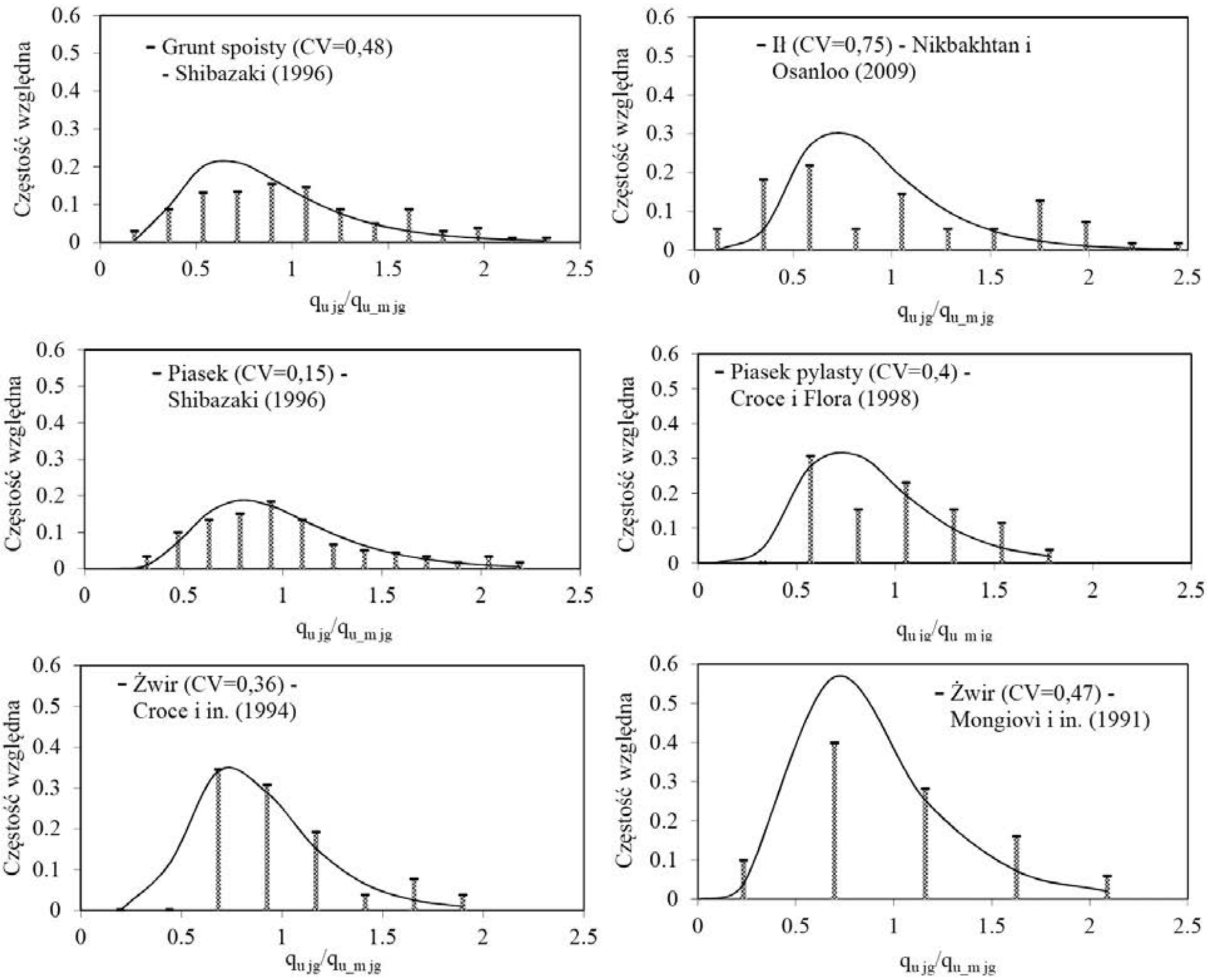
Wytrzymałość cementogruntu

Powszechną praktyką stosowaną do opisu wytrzymałości na ścinanie cementogruntu jest wykorzystanie kryterium zniszczenia Tresci, które pomija wpływ naprężenia średniego. Charakterystyka badanego materiału jest otrzymywana z badań laboratoryjnych polegających na pomiarze wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie $q_{u,jg}$ na próbkach o niewielkim rozmiarze. Ponadto analizy są przeprowadzone w odniesieniu do naprężeń całkowitych, bez uwzględnienia wpływu wody w porach gruntu. Jedynym parametrem opisującym kryterium zniszczenia Tresci jest spójność c_{jg}, która może być wyrażona jako funkcja zależna od $q_{u,jg}$:

$$c_{jg} = \delta \cdot q_{u,jg} \quad (1)$$

gdzie δ zazwyczaj przyjmuje wartość od 0,2 do 0,3 [6]. Określona eksperymentalnie wytrzymałość na rozciągnie cementogruntu jest równa około 1/10 $q_{u,jg}$. Niemniej jednak, wytrzymałość ta jest zazwyczaj pomijana ze względu na nagły spadek wytrzymałości po zarysowaniu.

Uzyskana z badań doświadczalnych wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie $q_{u,jg}$ charakteryzuje się znaczną zmiennością. Klasyczne podejście uwzględniające tę cechę w definicji wartości charakterystycznej spójności c_{jg} (lub $q_{u,jg}$) polega na znalezieniu rozkładu prawdopodobieństwa, a następnie obliczeniu wartości odpowiadającej założonemu kwantylowi (np. 5%). Na rys. 4 przedstawiono wyniki analiz statystycznych przeprowadzonych dla próbek cementogruntu uzyskanych z sześciu różnych poletek badawczych. Krzywe znajdujące się na rysunku przedstawiają interpretację wyników przy wykorzystaniu funkcji o rozkładzie logarytmicznie-normalnym [6]. Należy zauważyć, że dla każdego z analizowanych przypadków współczynnik zmienności $CV(q_{u,jg})$ osiąga bardzo dużą wartość, co dla 5% kwantyla prowadzi do uzyskania bardzo niskiej i nadmiernie bezpiecznej wartości wytrzymałości na ściskanie $q_{u,jg}$. W zależności od przestrzennej autokorelacji właściwości materiałowych



Rys. 4. Rozkład prawdopodobieństwa znormalizowanej wytrzymałości na jednoosiowe ściskanie dla sześciu poletek badawczych; współczynniki zmienności *CV* uzyskane z badań laboratoryjnych ($q_{u\_m\_jg}$ – średnia wytrzymałość na jednoosiowe ściskanie)

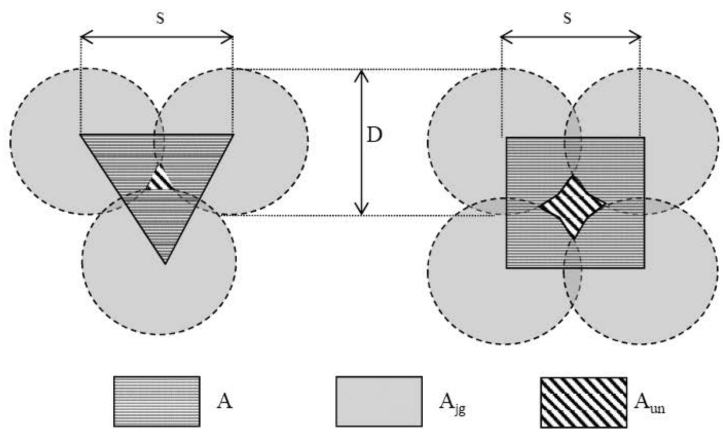
współczynnik zmienności wytrzymałości na ściskanie dla elementów o dużej objętości (np. uszczelnienie dna) może przyjmować znacznie niższą wartość, niż ten dla elementów o małej objętości (np. próbka laboratoryjna) [23]. Wartość współczynnika zmienności reprezentatywnego dla elementów o objętości zbliżonej do objętości uszczelnienia dna można określić z rys. 4. Bezpiecznym podejściem jest przyjęcie, że stosunek pomiędzy współczynnikiem zmienności dla uszczelnienia dna a jego odpowiednikiem dla elementów o wymiarach charakterystycznych dla próbek laboratoryjnych jest równy 1/5. Przy takim założeniu współczynnik zmienności dla uszczelnienia dna znajduje się w przedziale od 0,03 do 0,15. Z kolei średnia wartość wytrzymałości jest niezależna od skali próbki [6]. Zatem miarodajna wartość wytrzymałości charakterystycznej $q_{u,jg}$ struktur utworzonych w technologii iniekcji strumieniowej, obliczona jako 5% kwantyl o rozkładzie logarytmicznie-normalnym, dla powyżej założonych wartości współczynników zmienności, waha się w zakresie od 0,77 do 0,95 średniej wytrzymałości charakterystycznej dla próbek w skali laboratoryjnej. W przypadku, gdy na etapie projektowania wykonywane są kolumny próbne, w przedstawionej procedurze wartości współczynników zmienności należy skalibrować na podstawie wyników badań laboratoryjnych próbek.

IMPERFEKCJE GEOMETRYCZNE USZCZELNIENIA DNA

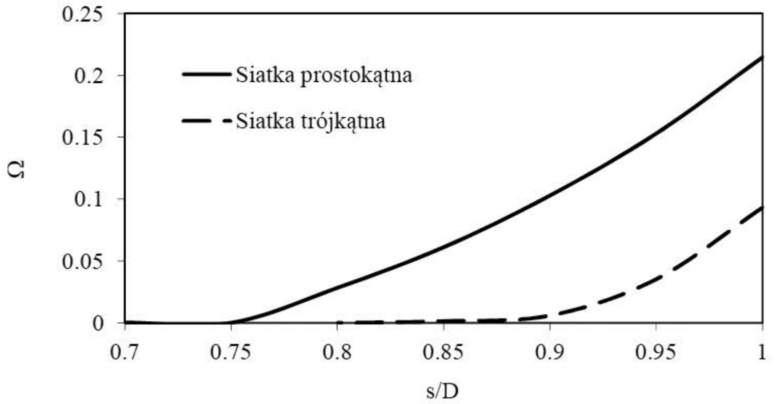
Dla analizowanego rozmieszczenia kolumn *jet grouting* przydatne jest określenie stosunku powierzchniowego Ω, uwzględniającego ewentualne istnienie niewzmocnionego gruntu:

$$\Omega = \frac{A_{un}}{A} \tag{2}$$

gdzie A to powierzchnia utworzona z linii łączących środki rozważanej grupy kolumn, a A_{un} to powierzchnia niewzmocnionego gruntu (por. rys. 5a). Wartości stosunku powierzchniowego Ω w zależności od względnej odległości między środkami kolumn przedstawiono na rys. 5b. Wynika z niego, że ciągłość cementogruntu dla rozmieszczenia kolumn na równobocznej trójkątnej siatce jest utrzymana przy większym rozstawie kolumn (s/D = 0,87). Oznacza to, że siatka trójkątna jest bardziej efektywna niż kwadratowa. Ponadto jeśli wzajemne nachodzenie się kolumn jest uznawane za stratę materiału, to rozmieszczenie kolumn na siatce trójkątnej jest bardziej opłacalne.



(a)



(b)

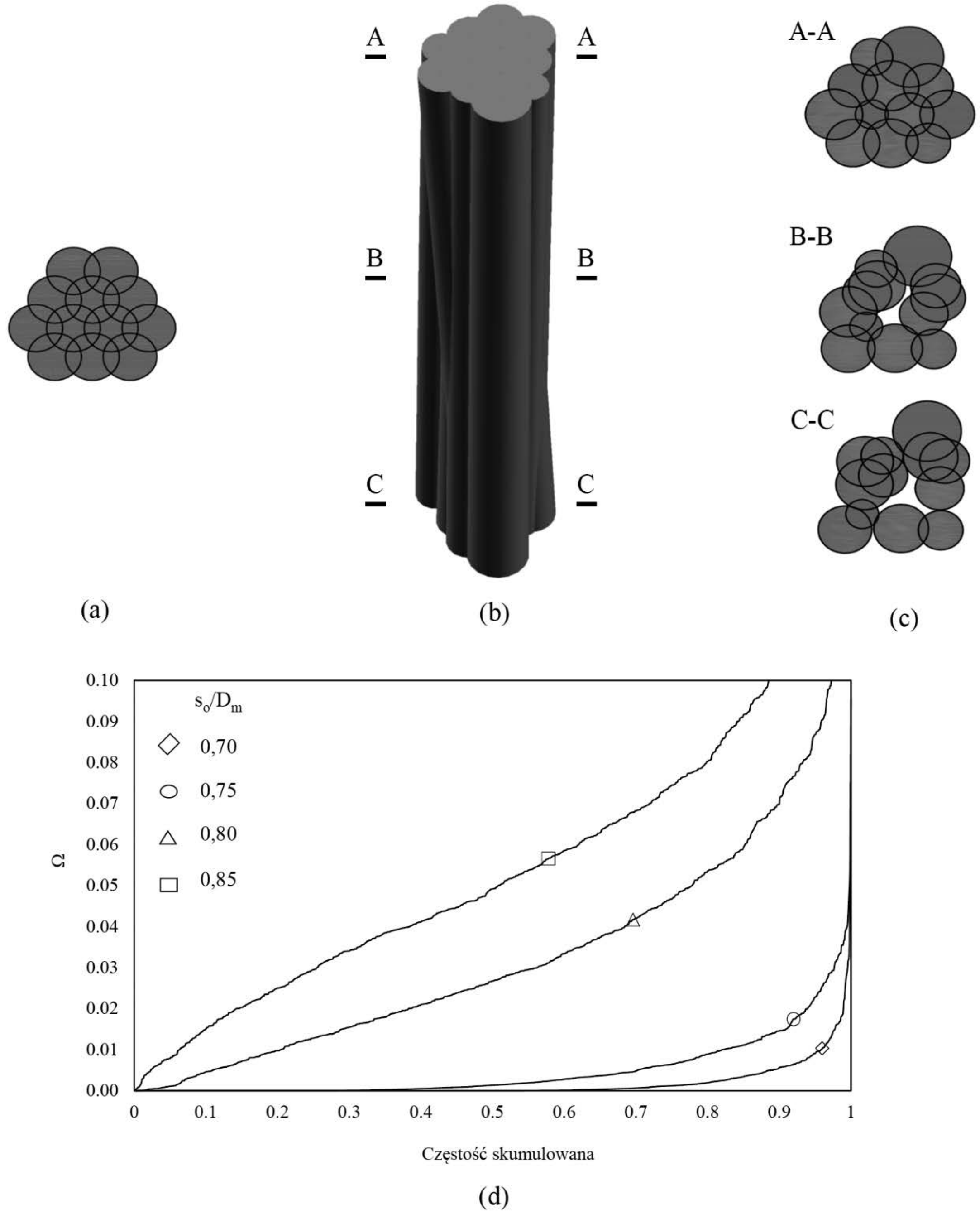
Rys. 5. a) Rozmieszczenie kolumn na równobocznej trójkątnej i prostokątnej siatce (bez imperfekcji geometrycznych); b) stosunek powierzchniowy niewzmocnionego gruntu uszczelniania dna Ω

Aby uzyskać wodoszczelną przegrodę w przypadku kolumn bez jakichkolwiek imperfekcji (tzn. całkowicie nieprzepuszczalnych, idealnie cylindrycznych i pionowych), wystarczające powinno być określenie współczynnika s_o/D przy założeniu $\Omega = 0$ (gdzie s_o to rozstaw kolumn na poziomie terenu). Jednak ze względu na wcześniej przedstawione imperfekcje geometryczne kolumn wartość stosunku Ω powinna być większa od zera, nawet w przypadku małego rozstawu (np. $s_o/D < 0{,}87$ dla siatki trójkątnej).

Opisany efekt można łatwo zobrazować przeprowadzając analizę Monte Carlo. Metoda ta polega na generowaniu dużej liczby możliwych scenariuszy dla losowo posortowanych zmiennych wejściowych w zależności od ich rozkładu prawdopodobieństwa. Kolejno należy obliczyć stosunek powierzchniowy Ω dla każdego przypadku i powiązać otrzymaną wartość ze skumulowanym rozkładem częstości. W ten sposób uzyskuje się wartość Ω dla założonego poziomu prawdopodobieństwa wystąpienia awarii. W niniejszym artykule przeprowadzono analizę grupy 12 kolumn rozmieszczonych na siatce trójkątnej (por. rys. 6a). Zakłada się, że grupa ta jest najmniejszym reprezentatywnym elementem charakteryzującym geometrię uszczelnienia dna. Jest zbudowana przez dodanie zewnętrznych kolumn do rdzenia składającego się z trzech wewnętrznych kolumn. W ten sposób uwzględniono wpływ zbieżności wewnętrznych kolumn na kolumny zewnętrzne.

Imperfekcje kolumn, związane np. z losowym przesunięciem osi oraz zmianą średnicy, są uwzględnione w obliczeniach, korzystając z wcześniej przedstawionego rozkładu prawdopodobieństwa (równomierny dla α, Gaussa dla β i D ze współczynnikami $CV(D) = 0{,}1$ i $DS(\beta) = 0{,}3^o$). Wpływ imperfekcji geometrycznych przedstawiono w trójwymiarowym widoku (rys. 6b) wraz z przekrojami poprzecznymi na różnych głębokościach (rys. 6c) dla przykładowej utworzonej grupy kolumn ($s/D_m = 0{,}75$), wykorzystując wprowadzoną metodę.

Przykładowo, wyniki analizy statystycznej przeprowadzonej na reprezentatywnej grupie przypadków (rozważono 1000 iteracji) na głębokości względnej $z/D = 20$ i zmiennego początkowego rozstawu kolumn s_o/D (0,70; 0,75; 0,80 i 0,85) przedstawiono na rys. 6d jako rosnąco uporządkowane wartości stosunku powierzchniowego Ω. Wraz ze wzrostem rozstawu kolumn s_o/D wzrasta procentowy udział (tj. skumulowana częstość) częściowo nieciągłych uszczelnień ($\Omega > 0$). Ponadto istnieje prawdopodobieństwo utworzenia częściowo nieciągłego uszczelnienia ($\Omega > 0$) dla rozstawu kolumn s_o/D mniejszego od granicznej wartości teoretycznej, tj. $s_o/D = 0{,}87$.

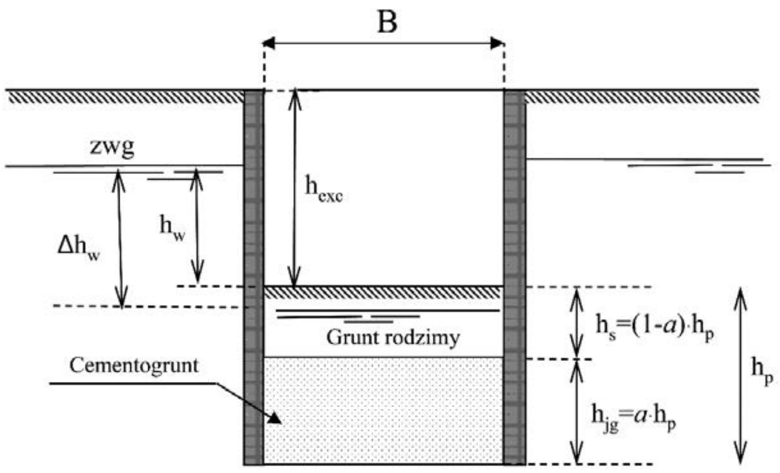


Rys. 6. Przyjęta do analizy grupa 12 kolumn: a) przekrój poprzeczny bez imperfekcji geometrycznych; b) trójwymiarowy widok geometrii komórki z uwzględnieniem imperfekcji geometrycznych; c) przekroje poprzeczne na różnych głębokościach; d) rozkład stosunku powierzchniowego Ω dla $z/D = 20$ (uzyskany dla $CV(D) = 0{,}1$ i $DS(\beta) = 0{,}3°$)

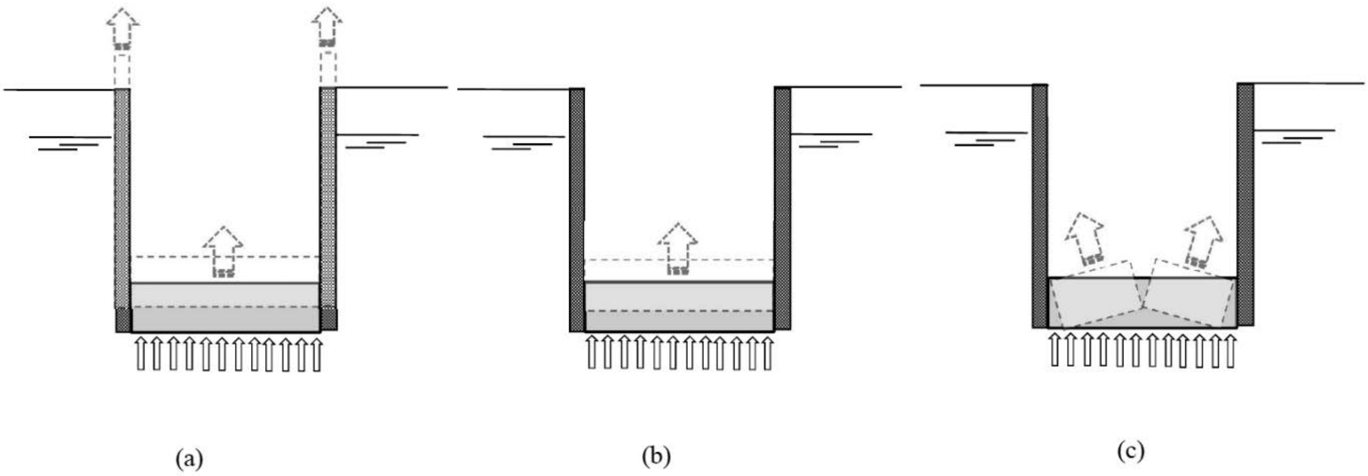
OBLICZANIE GRUBOŚCI USZCZELNIENIA DNA: WARUNEK RÓWNOWAGI NA WYPÓR I CIĄGŁOŚĆ PRZEGRODY

Definicje zmiennych opisujących geometrię uszczelnienia dna bez imperfekcji (por. rys. 1a) przedstawiono na rys. 7. Głębokość wykopu oraz wysokość słupa wody mierzonego od dna wykopu oznaczono jako h_{exc} i h_w, natomiast grubość uszczelnienia dna jako h_p. Grubość gruntu rodzimego oznaczono jako $h_s = (1 - a)h_p$, a grubość cementogruntu jako $h_{jg} = a\, h_p$.

Zasadniczą funkcją uszczelnienia dna jest utworzenie nieprzepuszczalnej przegrody zapobiegającej filtracji wody do wnętrza wykopu. W tym celu można określić stany graniczne nośności i użytkowalności, które należy sprawdzić podczas projektowania. Uszczelnienie dna musi mieć grubość h_p wystarczającą do spełnienia warunku równowagi na wypór dla założonego poziomu bezpieczeństwa. Warstwa uszczelnienia utworzona z cementogruntu ($h_{jg} = a\, h_p$), która ze względów ekonomicznych powinna być możliwie jak najcieńsza, musi być na tyle gruba, aby naprężenia w jej wnętrzu nie wywołały spękań. Rozstaw pomiędzy sąsiednimi kolumnami musi być zaprojektowany tak, aby zmniejszyć napływ wody do poziomu maksymalnej dopuszczalnej wartości (w razie konieczności do zera, jednak warunek ten wymagałby nadmiernych i nieekonomicznych rozwiązań).



Rys. 7. Schemat uszczelnienia dna o idealnej geometrii



Rys. 8. Analizowane mechanizmy zniszczenia uszczelnienia dna:
a) wyparcie całej konstrukcji wykopu; b) wyparcie przegrody; c) zniszczenie przegrody na skutek wyłamania

Rozważono trzy następujące mechanizmy zniszczenia, które przedstawiono na rys. 8:

– zniszczenie całej konstrukcji wykopu spowodowane wyparciem (rys. 8a): siła wyporu wody nie jest odpowiednio zrównoważona sumą ciężaru własnego całej konstrukcji (uszczelnienia dna i ścian wykopu) i wytrzymałości na ścinanie na styku ośrodka gruntowego ze ścianami;
– zniszczenie uszczelnienia dna spowodowane wyparciem (rys. 8b): mechanizm zniszczenia jako pionowe przemieszczenie uszczelnienia wywołane niewystarczającym ciężarem własnym oraz wytrzymałością na ścinanie na styku uszczelnienia ze ścianami wykopu;
– wewnętrzne zniszczenie uszczelnienia (rys. 8c): przegroda ma niewystarczającą grubość, a jej zniszczenie wywołane jest momentem zginającym; cementogrunt powstały w wyniku iniekcji strumieniowej ma zerową wytrzymałość na rozciąganie.

W rzeczywistości uszczelnienie dna ma także efekt stabilizujący na ściany po obu stronach wykopu. W związku z tym należy rozważyć wszystkie możliwe mechanizmy zniszczenia uwzględniające ściany wykopu oraz ich rozparcie (rozpory, kotwy, itp.). Analizę mechanizmów zniszczenia ścian wykopu oraz jej rozparcia pominięto w artykule.

Warunek równowagi na wypór (w przypadku sytuacji przedstawionych na rys. 8a ÷ 8c) można określić jako:

$$V_d \leq G_d + R_d \tag{3}$$

gdzie V_d to oddziaływanie destabilizujące spowodowane ciśnieniem wody (starającym się przemieścić uszczelnienie ku górze), G_d to oddziaływanie stabilizujące od ciężaru własnego konstrukcji, a R_d to oddziaływanie stabilizujące związane z wytrzymałością gruntu rodzimego lub cementogruntu. Indeks *d* oznacza, że wartości oddziaływań określono jako obliczeniowe zgodnie z przyjętymi wytycznymi normowymi. Współczynniki częściowe można wprowadzić w celu określenia wartości obliczeniowych oddziaływań z odpowiadających im wartości charakterystycznych. Przykładowo, w wytycznych Eurokodu [3], do stanu granicznego równowagi na wypór wprowadzono redukcję wartości oddziaływania stabilizującego (przemnożenie przez współczynnik częściowy) i zwiększenie wartości oddziaływania niekorzystnego (przemnożenie przez współczynniki częściowe dla sytuacji trwałych i przejściowych). Aby przedstawiona w niniejszym artykule metoda projektowania była możliwie ogólna, wszystkie poniżej wprowadzone zmienne wyrażono jako obliczeniowe, a ich zależność od wartości charakterystycznych jest określona w przyjętych wytycznych normowych.

Minimalny warunek równowagi analizowanej konstrukcji można uzyskać, zapisując równanie (3) w następujący sposób:

$$V_d = G_d + R_d \tag{4}$$

W odniesieniu do mechanizmu zniszczenia przedstawionego na rys. 8a (wypór całej konstrukcji) wartości oddziaływań V_d, G_d i R_d można określić jako:

$$V_d = \Gamma_V \cdot \gamma_w \cdot (h_w + h_p) \cdot A_p \tag{5a}$$

$$G_d = \frac{1}{\Gamma_G}\left[(\gamma_s \cdot h_s + \gamma_{jg} \cdot h_{jg}) \cdot A_p + 2 \cdot \gamma_c \cdot b \cdot (h_{exc} + h_p)\right] = \frac{1}{\Gamma_G}\left\{\left[\gamma_s \cdot (1-a) + \gamma_{jg} \cdot a\right] \cdot h_p \cdot A_p + 2 \cdot \gamma_c \cdot b \cdot (h_{exc} + h_p)\right\} \tag{5b}$$

$$R_d = \frac{1}{\Gamma_R} p \cdot \int_0^{h_{exc}+h_p} \tau \cdot dz \tag{5c}$$

gdzie A_p i p to odpowiednio pole powierzchni uszczelnienia i jego obwód (w przypadku uszczelnienia o prostokątnym kształcie w rzucie z góry o szerokości B i długości L, $A_p = B \cdot L$ i $p = 2 \cdot (B + L)$), b to grubość ścian bocznych, a γ_w, γ_s, γ_{jg} i γ_c to odpowiednio ciężar objętościowy wody, gruntu rodzimego, cementogruntu i materiału ścian bocznych. Natomiast τ ze wzoru (5c) to naprężenie ścinające powstałe na styku ścian wykopu z otaczającym gruntem, a Γ_V, Γ_G i Γ_R to współczynniki częściowe (≥ 1). Pierwszy z tych współczynników wprowadzono w celu zwiększenia wartości oddziaływania, natomiast pozostałe dwa aby zmniejszyć wartości oporów.

W odniesieniu do mechanizmu zniszczenia przedstawionego na rys. 8b (wypór uszczelnienia dna) wartości oddziaływań V_d, G_d i R_d można obliczyć jako:

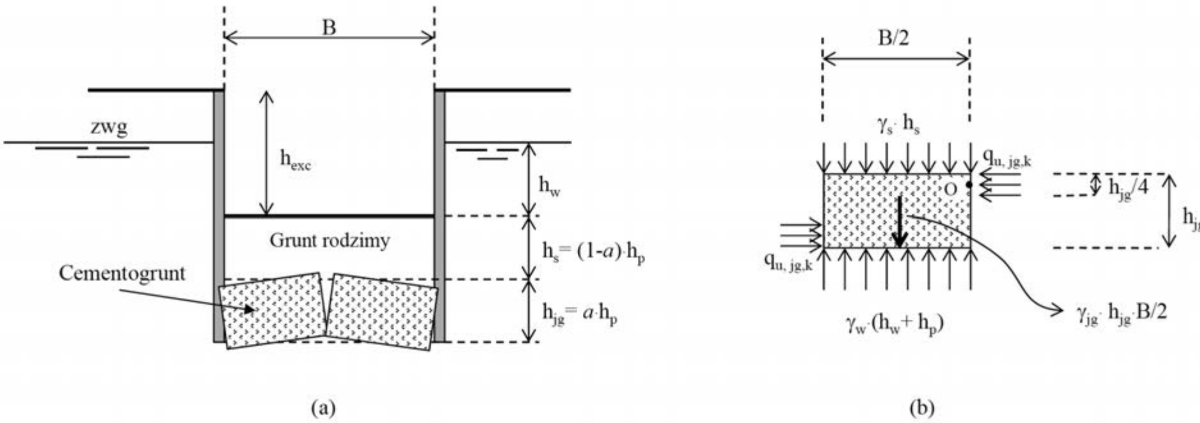
$$V_d = \Gamma_V \cdot \gamma_w \cdot (h_w + h_p) \cdot A_p \tag{6a}$$

$$G_d = \frac{1}{\Gamma_G}(\gamma_s \cdot h_s + \gamma_{jg} \cdot h_{jg}) \cdot A_p = \frac{1}{\Gamma_G}\left[\gamma_s \cdot (1-a) + \gamma_{jg} \cdot a\right] \cdot h_p \cdot A_p \tag{6b}$$

$$R_d = \frac{1}{\Gamma_R} p \cdot \int_{h_{exc}+h_s}^{h_{exc}+h_p} \tau \cdot dz = \frac{1}{\Gamma_R} p \cdot \int_{h_{exc}+(1-a)h_p}^{h_{exc}+h_p} \tau \cdot dz \tag{6c}$$

gdzie τ ze wzoru (6c) odpowiada naprężeniu ścinającemu działającemu na styku części uszczelnienia dna utworzonego z cementogruntu (o miąższości $h_{jg} = a \cdot h_p$), ze ścianami bocznymi. Dzięki temu zabiegowi pomija się stabilizujący wpływ naprężenia ścinającego dla pozostałego, niewzmocnionego gruntu o miąższości h_s, co stawia wyniki obliczeń po stronie bezpiecznej. Współczynniki częściowe Γ_V, Γ_G i Γ_R wprowadzono w celu zapewnienia niezbędnego poziomu bezpieczeństwa projektowanej konstrukcji.

W celu zaprojektowania przegrody filtracyjnej utworzonej z kolumn *jet grouting* można posłużyć się różnymi narzędziami numerycznymi, które dają możliwość uwzględnienia skomplikowanej przestrzennej geometrii analizowanego obiektu. Niemniej jednak, w niniejszym artykule rozważono ogólną i bardzo prostą analityczną metodę analizy uszczelnienia dna. Naprężenia rozciągające powstałe w przypadku, gdy przegroda utworzona z cementogruntu ma zbyt małą grubość, prowadzą do spękań elementu ze względu na jego nikłą wytrzymałość na rozciąganie. Spękania zaczną pojawiać się w miejscach gdzie naprężenia rozciągające mają najwyższą wartość (na górnej powierzchni w środku, dla dolnej po jej bokach). W najbardziej niekorzystnej sytuacji spękania uszczelnienia dna mogą się rozwijać, prowadząc do wyłamania w sposób podobny do mechanizmu przedstawionego na rys. 8c. Opisany mechanizm zniszczenia jest szczegółowo przedstawiony na rys. 9. Kontrolę wewnętrznego zniszczenia cementogruntu można przeprowadzić w odniesieniu do mechanizmu wyłamania poprzez sprawdzenie warunku równowagi na obrót jednej z dwóch części spękanej przegrody. Równania warunków równowagi należy zmodyfikować, aby uwzględnić specyficzny kształt rozważanego uszczelnienia dna. Aby zapewnić proste narzędzie do projektowania, wcześniej zdefiniowane analizy przeprowadzono dla uszczelnienia o prostokątnym kształcie w rzucie ($L >> B$), tj. przyjmując schemat w warunkach płaskiego stanu odkształcenia. Biorąc pod uwagę fakt, że w takich warunkach pomija się niewątpliwie pozytywny wpływ naprężeń w kierunku prostopadłym do rozpatrywanej płaszczyzny, uzyskane wyniki mogą służyć do wstępnego wymiarowania uszczelnienia o bardziej złożonym kształcie. W rozpatrywanym schemacie dwa bloki oddziałują wzajemnie i ze ścianami bocznymi na powierzchni styku (w literaturze sugeruje się wysokość interakcji $h_{jg}/4$, por. [10]). Naprężenie wywołane na powierzchni styku w momencie zniszczenia jest równe wytrzymałości charakterystycznej na ściskanie $q_{u,jg,k}$, na-



Rys. 9. a) Mechanizm wyłamania dna; b) schemat równowagi bloku po prawej stronie uszczelnienia [10]

tomiast możliwa wytrzymałość na rozciąganie w pozostałej części uszczelnienia jest pominięta.

Warunek równowagi na obrót jednego z bloków przedstawionych na rys. 9b względem punktu *O* można wyprowadzić pomijając wpływ naprężenia ścinającego na powierzchni styku pomiędzy dwoma blokami, uzyskując w ten sposób następujące równania:

$$V_d = \Gamma_V \cdot \gamma_w \cdot (h_w + h_p) \cdot \frac{B^2}{8} \tag{7a}$$

$$G_d = \frac{1}{\Gamma_G}(\gamma_s \cdot (h_p - h_{jg}) + \gamma_{jg} \cdot h_{jg}) \cdot \frac{B^2}{8} \tag{7b}$$

$$R_d = \frac{1}{\Gamma_R}\frac{3}{16} q_{u,jg,k} \cdot h_{jg}^2 \tag{7c}$$

W równaniach (5a) i (5b) oraz (6a), (6b), (7a) i (7b) pominięto wpływ imperfekcji geometrycznych przedstawionych na rys. 6 na otrzymane wyniki. Takie uproszczenie wprowadzono z dwóch powodów. Pierwszy odnosi się do sytuacji, w której nadkład gruntu rodzimego zmniejszy wartości oddziaływań V_d i G_d w ogólnym zapisie warunku równowagi (wzór (4)). W konsekwencji prowadzi to do sytuacji, w której stateczność ogólna na wypór uszczelnienia dna ma niewielki wpływ na wartość stosunku powierzchniowego Ω, nawet przy znacznej zmienności średnicy oraz położenia kolumn. Drugi powód, związany jest z tym, że w większości sytuacji projektowych parametr Ω przyjmuje względnie niską wartość. Wyjątkiem może być przypadek uszczelnienia dna wykonanego na dużej głębokości ze współczynnikami *CV*(*D*) i *DS*(β) przyjmującymi duże wartości i bardzo dużym odstępem między sąsiednimi kolumnami (s_o/D_m = 0,85) (por. rys. 6d). Niemniej jednak, powyższy przypadek stanowi teoretycznie możliwą sytuację, której nie należy brać pod uwagę podczas projektowania.

Współczynniki częściowe Γ_V, Γ_G i Γ_R wyrażone w równaniach (5) ÷ (7) powinny przyjmować wartości wynikające wprost z założonego poziomu wiarygodności przy określeniu wartości charakterystycznych oddziaływań V_k, G_k i R_k, których definicje są odmienne dla każdego z trzech rozważanych przypadków. Typowe wartości współczynników Γ_V, Γ_G powinny znajdować się w przedziale 1,0 ÷ 1,1, natomiast dla współczynnika Γ_R można przyjąć nieznacznie wyższą wartość (1,2 ÷ 1,3).

Głównym celem podczas projektowania uszczelnienia dna jest określenie wartości niewiadomych h_s i h_{jg} (bądź grubości h_p oraz parametru *a*), które dla założonych wartości współczynników częściowych Γ_V, Γ_G i Γ_R spełnią równanie (4).

Sprawdzenie stateczności ogólnej konstrukcji wykopu na wypór (rys. 8a)

W równaniu (5c) naprężenie ścinające τ działające na styku ścian wykopu z otaczającym podłożem gruntowym można wyrazić jako:

$$\tau = k_s \cdot \tan\varphi'_a \cdot \sigma'_z \tag{8}$$

gdzie σ'_z to składowa pionowa pierwotnego naprężenia efektywnego, k_s to współczynnik parcia gruntu, a φ'_a to kąt tarcia na styku ściany oporowej z gruntem. Określenie wartości współczynnika parcia k_s nie należy do łatwych. W początkowej fazie współczynnik k_s jest zależny od technologii wykonywania ścian, natomiast podczas głębienia wykopu będzie się zmieniał wraz z głębokością, uzyskując wartość z przedziału pomiędzy wartością współczynnika parcia czynnego k_a a współczynnika parcia spoczynkowego k_0. Ze względu na charakter rozważanego zagadnienia wartość współczynnika k_s można w uproszczony sposób założyć jako równą wartości współczynnika parcia czynnego k_a, co stawia wyniki obliczeń po stronie bezpiecznej. Wartość $\tan\varphi'_a$ można przyjąć korzystając z istniejących wyników badań doświadczalnych pali (np. [2, 16, 27]).

Grubość uszczelnienia dna można obliczyć, wprowadzając do równania (4) wyrażenia zdefiniowane w równaniu (5) oraz (8) (por. załącznik I):

$$\frac{h_p}{B} = \frac{-A_2 + \sqrt{A_2^2 - 4A_1 \cdot A_3}}{2A_1} \tag{9a}$$

gdzie A_1, A_2 oraz A_3 to:

$$A_1 = \frac{1}{\Gamma_R \cdot \Gamma_V} k_s \cdot \tan\varphi'_a \cdot \frac{\gamma'_s}{\gamma_w} \tag{9b}$$

$$\begin{aligned} A_2 = &-1 + \frac{1}{\Gamma_R \cdot \Gamma_V} k_s \cdot \tan\varphi'_a \cdot \\ &\cdot \left[2 \cdot \frac{\gamma_s}{\gamma_w} \cdot \left(\frac{h_{exc}}{B} - \frac{h_w}{B}\right) + 2 \cdot \frac{\gamma'_s}{\gamma_w}\left(\frac{h_w}{B}\right)\right] + \\ &+ \frac{1}{\Gamma_G \cdot \Gamma_V}\left[\frac{\gamma_{jg}}{\gamma_w} \cdot a + \frac{\gamma_s}{\gamma_w} \cdot (1-a)\right] + \frac{2}{\Gamma_G \cdot \Gamma_V} \cdot \frac{\gamma_c}{\gamma_w} \cdot \frac{b}{B} \end{aligned} \tag{9c}$$

$$\begin{aligned} A_3 = &-\frac{h_w}{B} + \frac{1}{\Gamma_R \cdot \Gamma_V} k_s \cdot \tan\varphi'_a \cdot \left[\frac{\gamma_s}{\gamma_w} \cdot \left(\frac{h_{exc}}{B} - \frac{h_w}{B}\right)^2 + \right. \\ &\left. + 2 \cdot \frac{\gamma_s}{\gamma_w} \cdot \frac{h_w}{B} \cdot \left(\frac{h_{exc}}{B} - \frac{h_w}{B}\right) + \frac{\gamma'_s}{\gamma_w}\left(\frac{h_w}{B}\right)^2\right] + \\ &+ \frac{2}{\Gamma_G \cdot \Gamma_V} \cdot \frac{\gamma_c}{\gamma_w} \cdot \frac{b}{B} \cdot \frac{h_{exc}}{B} \end{aligned} \tag{9d}$$

Sprawdzenie stateczności uszczelnienia dna na wypór (rys. 8b)

W rozważanym mechanizmie zniszczenia wytrzymałość na ścinanie τ na styku uszczelnienia dna ze ścianami wykopu (wzór (6c)) można określić jako równą spójności $c_{jg} = \delta \cdot q_{u,jg}$ (por. wzór (1)) cementogruntu, której wartość jest stała wzdłuż całej wysokości uszczelnienia dna wykonanego z tego materiału.

Przedstawione podejście, które ze względu na pominięcie wpływu tarcia jest po stronie bezpiecznej, opiera się na założeniu, że połączenie pomiędzy uszczelnieniem dna a ścianami jest idealnie szczelne. Warunek ten jest do zaakceptowania, gdy odległości pomiędzy środkami kolumn wzdłuż obwodu uszczelnienia dna i ścianami bocznymi są mniejsze od $0,5\sqrt{D_m^2 - S_o^2}$ niezależnie od przyjętego rozmieszczenia kolumn (rys. 5). Niemniej jednak może okazać się, że połączenie ze względu na wcześniej opisane imperfekcje geometryczne, nie zostanie w pełni utworzone. Przedstawioną wadę należy uwzględnić w obliczeniach przez wykorzystanie wcześniej zdefiniowanego współczynnika częściowego Γ_R.

Z tak przyjętymi założeniami równanie (4) i równania (6a) ÷ (6c) można przekształcić tak, aby uzyskać bezwymiarowe równanie grubości uszczelnienia dna utworzonego z cementogruntu (por. załącznik I). Poniżej przedstawiono obliczenia dla uszczelnienia dna utworzonego z nadkładem gruntu rodzimego ($h_{jg} < h_p$) oraz wyłącznie z gruntu ($h_{jg} = h_p$) wzmocnionego iniekcją strumieniową.

$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{\frac{h_w}{B} + \left(1 - \frac{\gamma_s}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G \cdot \gamma_w}\right)\frac{h_p}{B}}{\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\left(\frac{\gamma_{jg}}{\gamma_w} - \frac{\gamma_s}{\gamma_w}\right) + \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{2 \cdot \delta \cdot q_{u,jg,k}}{\gamma_w \cdot B}} \quad \text{dla } h_{jg} < h_p \tag{10a}$$

$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{\frac{h_w}{B}}{\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\gamma_{jg}}{\gamma_w} + \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{2 \cdot \delta \cdot q_{u,jg,k}}{\gamma_w \cdot B} - 1} \quad \text{dla } h_{jg} = h_p \tag{10b}$$

Wartość zmiennej h_p wprowadzonej we wzorze (10a) można przyjąć, korzystając z wcześniejszych obliczeń (por. wzór (9a)). Wzór (10a) można uprościć, zakładając jednostkowy ciężar objętościowy niewzmocnionego podłoża gruntowego jako równy ciężarowi objętościowemu cementogruntu (tj. $\gamma_s = \gamma_{jg}$). Powyższe założenie daje wyniki obliczeń po stronie bezpiecznej, a wzór (10a) przyjmuje postać:

$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{\frac{h_w}{B} + \left(1 - \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\gamma_{jg}}{\gamma_w}\right)\frac{h_p}{B}}{\frac{2}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{\delta \cdot q_{u,jg,k}}{\gamma_w \cdot B}} \tag{11}$$

Sprawdzenie możliwości wyłamania przegrody (rys. 8c)

Analiza rozważanego warunku równowagi (rys. 8c) prowadzi do uzyskania bezwymiarowego rozwiązania (załącznik III) w postaci grubości cementogruntu dla przegrody wykonanej z nadkładem gruntu rodzimego ($h_{jg} < h_p$ lub $a < 1$) lub w całości ze wzmocnionego gruntu ($h_{jg} = h_p$ lub $a = 1$). Rozwiązanie to przyjmuje następującą postać:

Jeżeli grunt rodzimy i cementogrunt mają taki sam jednostkowy ciężar objętościowy ($\gamma_{jg} = \gamma_s$), to równanie (12a) przyjmuje uproszczoną formę:

$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{\sqrt{\frac{2}{3} \cdot \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{\eta \cdot q_{u,jg,k}}{\gamma_w \cdot B}\left[\frac{h_w}{B} + \left(1 - \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\gamma_s}{\gamma_w}\right)\frac{h_p}{B}\right]}}{\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{q_{u,jg,k}}{\gamma_w \cdot B}} \tag{13}$$

Obliczanie całkowitej grubości uszczelnienia dna h_p oraz grubości cementogruntu h_{jg}

Aby spełnić trzy wcześniej wprowadzone warunki, całkowitą grubość uszczelnienia dna można obliczyć, korzystając z równania (9a), podczas gdy grubość cementogruntu h_{jg} można przyjąć jako maksymalną spośród wartości otrzymanych z równania (10) i (12) (jeśli $\gamma_s \neq \gamma_{jg}$) lub z równania (11) i (13) (jeśli $\gamma_s = \gamma_{jg}$). Jeśli obliczona wartość h_{jg} z równania (10a) i (12a) jest niższa od wartości zmiennej h_p uzyskanej z równania (9), to najbardziej restrykcyjny przy określaniu całkowitej grubości uszczelnienia jest warunek równowagi na wypór całej konstrukcji (tj. przegrody i ścian bocznych). Miąższość wzmocnionego gruntu (tj. cementogruntu) można obliczyć z warunku wewnętrznego zniszczenia uszczelnienia. Natomiast jeśli wartość h_{jg} uzyskana z równania (10a) i (12a) jest większa od wartości h_p obliczonej z równania (9a), to najbardziej restrykcyjnym warunkiem przy obliczaniu całkowitej miąższości uszczelnienia dna jest wewnętrzne zniszczenie przegrody wywołane momentem zginającym. W takim przypadku $h_p = h_{jg}$ należy określić jako wartość maksymalną z równań (10b) i (12b).

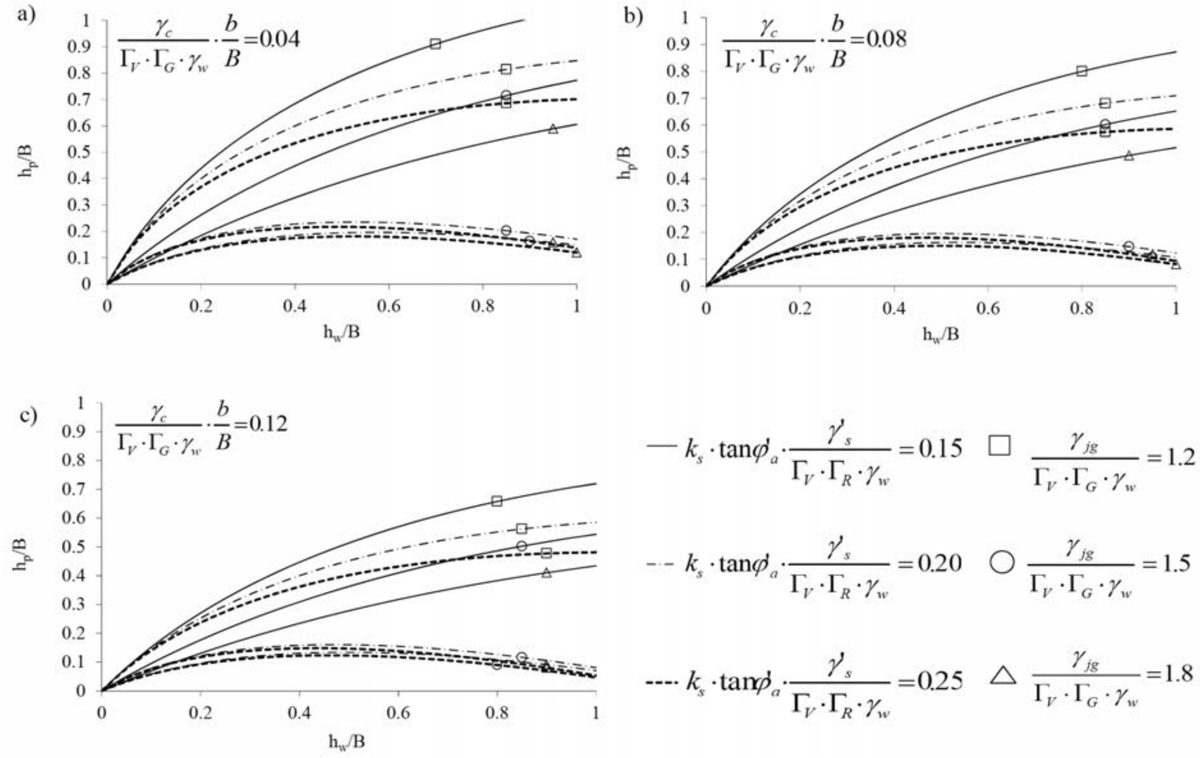
Przykładowe wyniki powyższych obliczeń przedstawiono na rys. 10 i 11. Na rys. 10 przedstawiono rozwiązanie równania (9a) dla $\gamma_s = \gamma_{jg}$ gdy zwierciadło wody gruntowej znajduje się na poziomie powierzchni terenu ($h_w = h_{exc}$ por. z rys. 7). Przedstawione wykresy utworzono w wyniku pogrupowania elementów w bezwymiarowe wyrażenia ($\gamma_c / \Gamma_V \cdot \Gamma_G \cdot \gamma_w \cdot b/B = 0{,}04$; 0,08 i 0,12; $\gamma_{jg} / \Gamma_V \cdot \Gamma_G \cdot \gamma_w = 1{,}2$; 1,5 i 1,8; $k_s \cdot \tan\varphi'_a \cdot \gamma_s / \Gamma_V \cdot \Gamma_R \cdot \gamma_w = 0{,}15$; 0,20 i 0,25).

Należy zauważyć, że określenie grubości uszczelnienia w przypadku głębokiego wykopu (duża wartość stosunku h_w/B), posługując się krzywymi przedstawionymi na rys. 10a, prowadzi do uzyskania bardzo dużej wartości. W takim przypadku

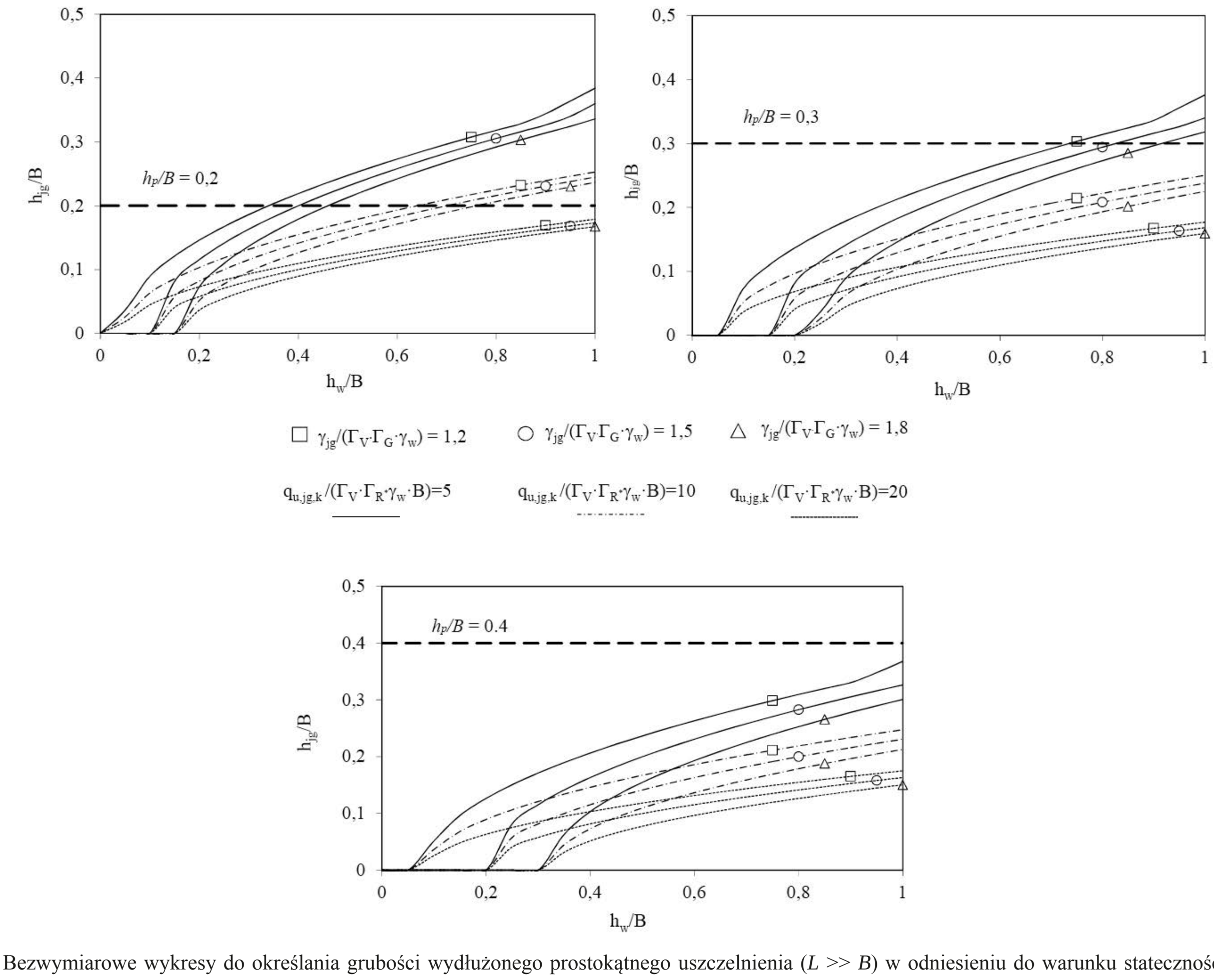
$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{-\frac{2}{3 \cdot \Gamma_V \cdot \Gamma_G}\left(\frac{\gamma_{jg} - \gamma_s}{\gamma_w}\right) + \sqrt{\frac{4}{9}\left(\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\gamma_{jg} - \gamma_s}{\gamma_w}\right)^2 + \frac{8}{3} \cdot \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{\eta \cdot q_{u,jg,k}}{\gamma_w \cdot B}\left[\frac{h_w}{B} + \left(1 - \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\gamma_s}{\gamma_w}\right)\frac{h_p}{B}\right]}}{\frac{2}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{q_{u,jg,k}}{\gamma_w \cdot B}} \quad \text{dla } h_{jg} < h_p \tag{12a}$$

$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{-\frac{2}{3}\left(\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\Gamma_{jg}}{\Gamma_w} - 1\right) + \sqrt{\frac{4}{9}\left(\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\Gamma_{jg}}{\Gamma_w} - 1\right)^2 + \frac{8}{3} \cdot \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{\eta \cdot q_{u,jg,k}}{\Gamma_w \cdot B}\frac{h_w}{B}}}{\frac{2}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{q_{u,jg,k}}{\Gamma_w \cdot B}} \quad \text{dla } h_{jg} = h_p \tag{12b}$$

gdzie η to współczynnik redukcyjny (< 1) uwzględniający niedokładność formowania uszczelnienia w obrębie połączenia ze ścianami wykopu.



Rys. 10. Bezwymiarowe wykresy do określania grubości wydłużonego prostokątnego uszczelnienia ($L >> B$) w odniesieniu do warunku stateczności ogólnej na wypór (wzór (9))



Rys. 11. Bezwymiarowe wykresy do określania grubości wydłużonego prostokątnego uszczelnienia ($L >> B$) w odniesieniu do warunku stateczności na wypór uszczelnienia dna i jego wyłamania (wzór (11) i (13))

względna grubość ścian wykopu (b / B) jest zazwyczaj większa, a zatem do określenia grubości uszczelnienia należy się posłużyć wykresami 10b ÷ 10c.

Rozwiązanie warunków równowagi na wypór (wzory (11) ÷ (13)) w przypadku wydłużonego prostokątnego uszczelnienia ($L >> B$) przedstawiono na rys. 11. Znormalizowaną grubość cementogruntu (h_{jg} / B) obliczono, zakładając δ równą 0,25 (wzór (1)). Przedstawione wykresy odnoszą się do trzech różnych stosunków wysokości do szerokości uszczelnienia (0,2; 0,3 i 0,4), przyjmując następujące typowe wartości znormalizowanych parametrów: h_w / B (wartości od 0 do 1), $\gamma_{jg} / (\Gamma_V \cdot \Gamma_G \cdot \gamma_w)$ (wartości 1,2; 1,5 i 1,8) i $q_{u,jg,k} / (\Gamma_V \cdot \Gamma_R \cdot \gamma_w \cdot B)$ (wartości 5, 10 i 20). Analizując rys. 11 można zauważyć, że najbardziej restrykcyjny warunek odnosi się do wyporu całej konstrukcji (przegrody i ścian bocznych) dla grubości h_p określonej z wykresu 10, która jest generalnie większa od h_{jg}. Grubość cementogruntu podyktowana jest warunkiem zniszczenia na wyłamanie dna. Grubość cementogruntu h_{jg} jest większa od h_p (wartości powyżej przerywanych poziomych linii) jedynie, gdy $h_p / B = 0{,}2$ (tj. dla dużej wartości oporu tarcia na ścianach bocznych i dla przegrody grawitacyjnej) i w przypadku, gdy wartość wyrażenia $q_{u,jg,k} / (\Gamma_V \cdot \Gamma_R \cdot \gamma_w \cdot B)$ jest równa 5 i 10 (tj. cementogrunt o stosunkowo niewielkiej wytrzymałości). W tym przypadku uszczelnienie dna musi być utworzone wyłącznie z cementogruntu ($h_p = h_{jg}$).

Tabl. 2. Parametry geometryczne analizowanego uszczelnienia [9]

Parametr	Jednostka	Wartość
L	m	107
B	m	25
h_{exc}	m	15
h_w	m	12
b	m	1

Tabl. 3. Otrzymane z badań właściwości materiałów analizowanego uszczelnienia [9]

Parametr	Jednostka	Wartość
γ_{jg}	kN/m³	15
$q_{u,jg,k}$	MPa	5
γ_c	kN/m³	25
k_s	–	0,25
γ'_s	kN/m³	10

Tabl. 4. Współczynniki częściowe bezpieczeństwa analizowanego przypadku [9]

Współczynnik częściowy	Jednostka	Wartość
Γ_V	–	1,1
Γ_G	–	1,1
Γ_R	–	1,3
η	–	0,9

Gdy występuje niski poziom zwierciadła wody gruntowej, grubość cementogruntu h_{jg} określona z rys. 11 przyjmuje wartość zerową. Uzyskana wartość oznacza, że warunek równowagi na wypór jest spełniony przez ciężar własny całej przegrody. W tym przypadku funkcja iniekcji strumieniowej *jet grouting* będzie polegała na zapewnieniu wodoszczelności przegrody.

Przykład obliczeniowy

Powyżej przedstawiony tok projektowania uszczelnienia dna wykorzystano do analizy rzeczywistego przypadku opisanego w literaturze [9]. Analizowany obiekt to wykop o znacznych wymiarach (L = 107 m, B w zakresie od 20 do 30 m i h_{exc} = 15 m) głębiony w niespoistym podłożu gruntowym, który wykonano podczas budowy dworca kolejowego w pobliżu Barcelony (Hiszpania). Dno wykopu zabezpieczono przez wykonanie przegrody grawitacyjnej o grubości około 11 m w technologii iniekcji podwójnej. Aby zapewnić połączenie uszczelnienia dna ze ścianami wykopu, kolumny *jet grouting* wykonano na obszarze o zwiększonych wymiarach w stosunku do wymiarów wykopu. Szczegółowy opis konstrukcji jest przedstawiony w publikacji [9]. Podstawowe parametry opisujące geometrię analizowanej konstrukcji zestawiono w tabl. 2, parametry materiałowe z badań kontrolnych *in-situ* w tabl 3, a współczynniki częściowe w tabl. 4.

Grubość całkowita uszczelnienia dna obliczona korzystając ze wzoru (8) wynosi h_p = 10,24 m, co jest wartością niewiele niższą od grubości wykonanego uszczelnienia. Natomiast grubość cementogruntu h_{jg} obliczono jako równą 3,47 m, co jest znacznie niższą wartością w odniesieniu do konstrukcji rzeczywistej.

OBLICZENIE ODLEGŁOŚCI MIĘDZY KOLUMNAMI: DOPUSZCZALNY WYDATEK WODY

Podczas projektowania uszczelnienia dna należy określić odległość pomiędzy kolumnami. Można ją obliczyć z warunku stanu granicznego użytkowalności dotyczącego dopuszczalnego wydatku wody przez uszczelnienie dna, tj. możliwego do odprowadzenia przez zainstalowany system odwodnienia. Ze względu na wiele dostępnych systemów odwodnienia określenie dopuszczalnego wydatku wody nie jest łatwe. Niemniej jednak, w wielu wytycznych normowych można znaleźć wartość graniczną równą 1 ÷ 2 l/s przypadającą na powierzchnię 1000 m². Ze względu na to, że rozważa się sytuację występującą w krótkim czasie (tj. podczas głębienia wykopu), można założyć, że filtracja wody nastąpi jedynie przez niewzmocniony grunt w obrębie utworzonej przegrody, który charakteryzuje się wysokim współczynnikiem filtracji w stosunku do cementogruntu [6]. Z kolei w dłuższym czasie nastąpi filtracja wody przez cementogrunt. W takim przypadku wodoszczelność przegrody jest zapewniona przez inne elementy, np. nieprzepuszczalną płytę denną.

Napływ wody do wnętrza wykopu jest zależny od grubości cementogruntu, rozstawu i średnicy kolumn *jet grouting*. Aby obliczyć prawdopodobny napływ wody, wszystkie parametry geometryczne uszczelnienia dna (długość, średnica i odstępy między kolumnami) wprowadzono wraz z ich niedoskonałościami.

W celu zapewnienia wodoszczelności konstrukcji wymagane jest, aby była zachowana ciągłość przegrody na co najmniej jednym odcinku wzdłuż jej grubości ($\Omega = 0$, por. wzór (2)). Taki warunek, szczególnie w przypadku głębokiego wykopu, może prowadzić do obliczeń ze zbyt dużym zapasem bezpieczeństwa. Filtracja wody do wnętrza wykopu nie musi pociągać za sobą poważnych konsekwencji i w głównej mierze zależy od objętości oraz prędkości wody napływającej do wykopu. W związku z tym, należy przeprowadzić szczegółowe obliczenia wydatku wody Q przez nie w pełni szczelne dno.

Rozważając pojedynczą grupę 12 kolumn (rys. 6), powierzchnia przekroju poprzecznego otworu przechodzącego przez cementogrunt $\Omega_i(z) \cdot A_i(z)$ zmienia się niemal liniowo wraz z głębokością, co zależy głównie od odchylenia osi kolumn od pionu. W związku z tym, prędkość przepływu wody wzrasta liniowo od dolnej powierzchni uszczelnienia utworzonego z kolumn *jet grouting* do górnej, a wysokość hydrauliczna H zmniejsza się zgodnie z funkcją kwadratową, przyjmując wartość H_u na górnej powierzchni i wartość H_b na spodzie uszczelnienia. Wydatek wody Q_i przez rozważaną komórkę można obliczyć, zakładając, że otwór ma uproszczony cylindryczny kształt o powierzchni przekroju poprzecznego równej wartości obliczonej w połowie jego wysokości (rys. 12):

$$Q_i = k \cdot \frac{H_b - H_u}{h_{jg}} \cdot \Omega_i(z_m) \cdot A_i = k \cdot \frac{\Delta h_w}{h_{jg}} \cdot \Omega_i(z_m) \cdot A_i \qquad (14)$$

gdzie k to współczynnik filtracji Darcy'ego dla gruntu rodzimego, A_i to powierzchnia rozważanej grupy kolumn (utworzona z linii łączących środki 12 kolumn przedstawionych na rys. 6a), a $\Omega_i(z_m)$ to wartość stosunku powierzchniowego niewzmocnionego gruntu obliczonego w środku grubości cementogruntu. Dla parametrów opisujących geometrię analizowanego problemu (h_w i h_{jg}) i dla stałej Dracy'ego k równanie (14) określa liniową zależność pomiędzy objętością wody przepływającą przez uszczelnienie dna a stosunkiem powierzchniowym niewzmocnionego gruntu w jednostce czasu.

Analizę napływu wody można rozszerzyć na całe uszczelnienie dna, sumując udział poszczególnych komórek. Otwory przez które następuje przepływ wody, powstałe w wyniku przypadkowej zbieżności zmiennych średnic kolumn i ich nachylenia, powinny być traktowane jako zmienne statystyczne. Oznacza to, że parametr Ω_i musi być rozważany jako zmienna statystyczna przyjmująca różne wartości dla poszczególnych komórek. Sumaryczny wydatek wody przez uszczelnienie dna może być obliczony jako:

$$Q = \sum_n Q_i = k \cdot \frac{\Delta h_w}{h_{jg}} \cdot \sum_n \Omega_i(z_m) \cdot A_i \approx k \cdot \frac{\Delta h_w}{h_{jg}} \cdot \overline{\Omega}_n(z_m) \cdot A_p \qquad (15)$$

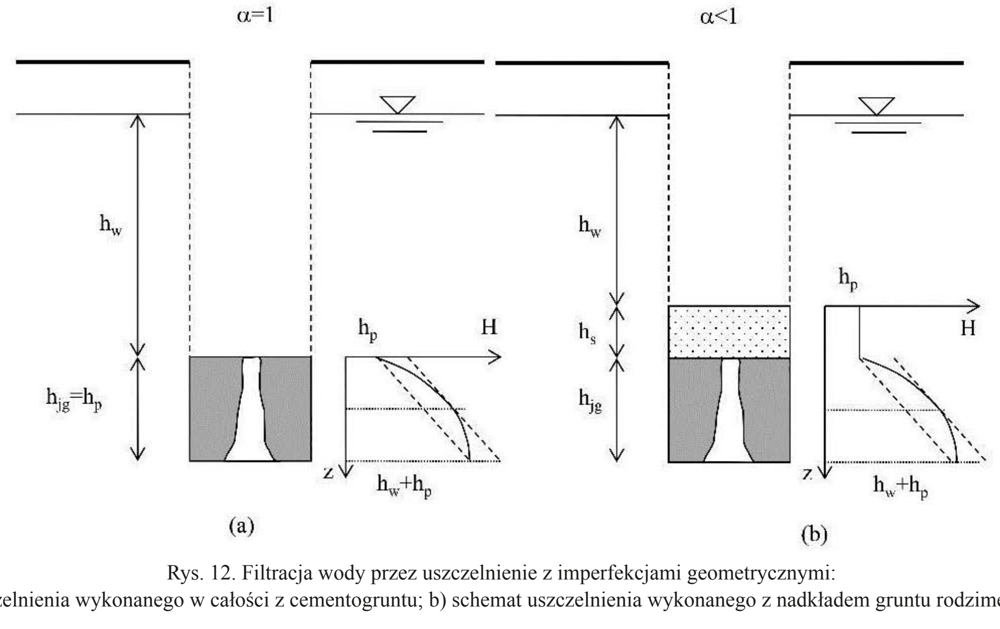
gdzie Δh_w to różnica między poziomem zwierciadła wody gruntowej na zewnątrz i wewnątrz wykopu (rys. 6 i 13), a $\overline{\Omega}_n(z_m)$ to średnia wartość stosunku powierzchniowego niewzmocnionego gruntu obliczonego w połowie głębokości $z = z_m$, wśród n komórek tworzących uszczelnienie dna. $\overline{\Omega}_n(z_m)$ można wyrazić jako:

$$\overline{\Omega}_n(z_m) = \frac{\sum_n \Omega_i(z_m) \cdot A_i}{\sum_n A_i} = \frac{\sum_n \Omega_i(z_m) \cdot A_i}{A_p} \qquad (16)$$

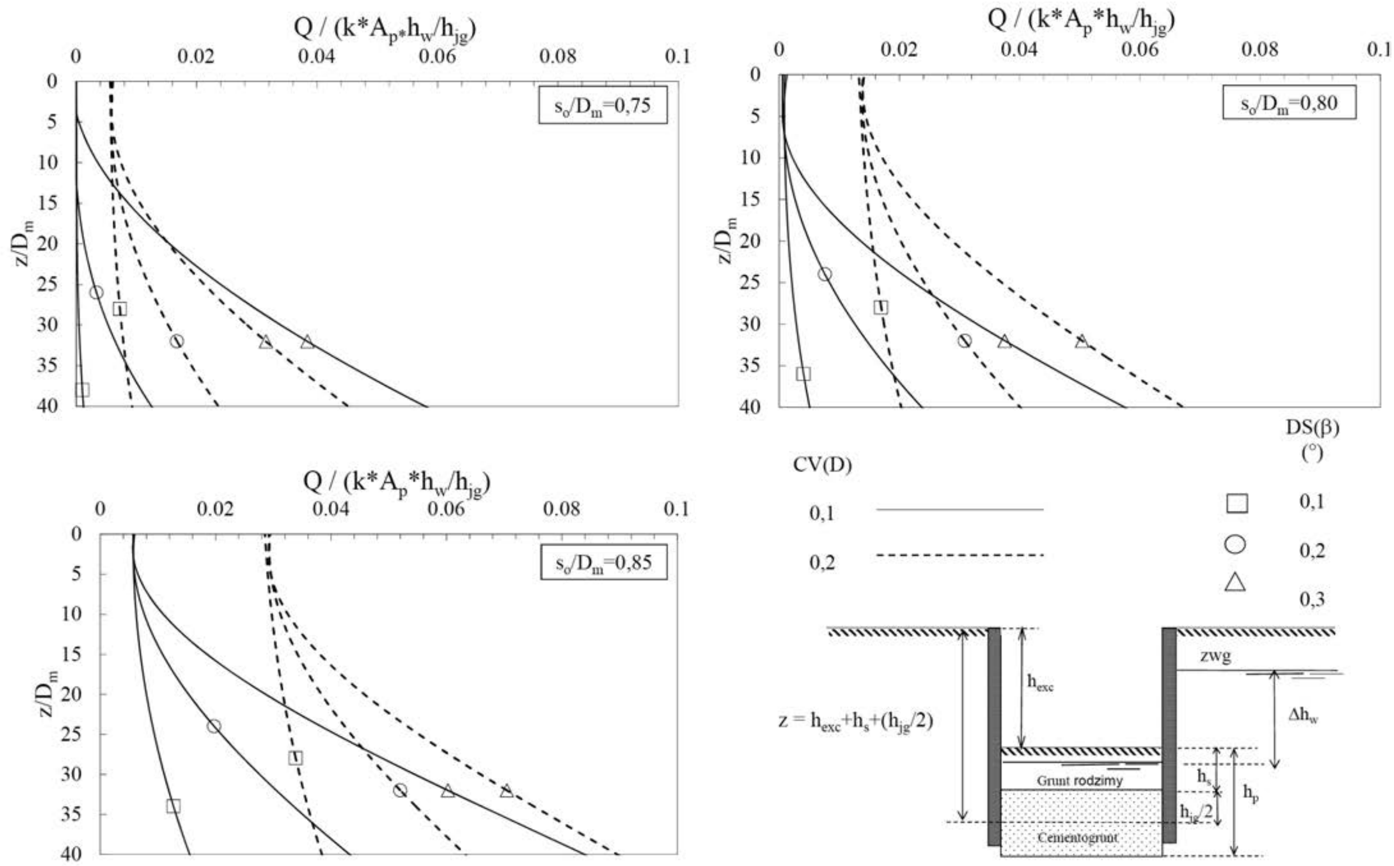
W przedstawionych obliczeniach rozkład statystyczny $\Omega_i(z)$ oraz jego zależność od średnicy i nachylenia kolumn obliczono, korzystając z metody Monte Carlo. Do przeprowadzenia obliczeń zastosowano procedurę przedstawioną na rys. 6. Obliczenia wykonano dla stosunku s_o/D_m = 0,75; 0,80 i 0,85 przy założeniu $CV(D)$ = 0,1 i 0,2; oraz $DS(\beta)$ = 0,1; 0,2 i 0,3°.

W celu uzyskania reprezentatywnej próby statystycznej dla każdej kombinacji parametrów przeprowadzono 1000 iteracji. Dla każdej iteracji obliczono zmianę stosunku powierzchniowego niewzmocnionego gruntu wraz z głębokością. Do obliczania wartości Ω (wzór (2)) uwzględniono jedynie niewzmocniony grunt, w sąsiedztwie którego znajduje się przepuszczalne podłoże gruntowe. Średnią wartość Ω na każdej głębokości obliczono i wykreślono jako funkcję względnej głębokości z/D. Z rys. 13 wynika, że wraz ze wzrostem głębokości, rozstawu kolumn oraz ich imperfekcji (tj. zmienności średnicy i nachylenia) następuje wzrost defektów uszczelnienia dna.

Wykresy przedstawione na rys. 13 pokazują, że parametr $\overline{\Omega}$ przyjmuje na ogół małą wartość (w zakresie 1 ÷ 2%), a zatem



Rys. 12. Filtracja wody przez uszczelnienie z imperfekcjami geometrycznymi:
a) schemat uszczelnienia wykonanego w całości z cementogruntu; b) schemat uszczelnienia wykonanego z nadkładem gruntu rodzimego ($h_p = h_{jg} + h_s$)



Rys. 13. Wykresy do obliczania prędkości przepływu wody przez uszczelnienie z imperfekcjami geometrycznymi przedstawione dla typowych wartości względnej odległości pomiędzy kolumnami (s_o/D_m = 0,75; 0,80 i 0,85)

nie ma wpływu na warunek równowagi uszczelnienia dna. Uzyskany wynik potwierdza założenie wprowadzone przy rozwiązywaniu warunku równowagi (wzory (5) ÷ (13)) o pominięciu wpływu imperfekcji geometrycznych.

Z drugiej strony, nieciągłości przegrody stają się istotne przy obliczaniu napływu wody, ponieważ może wystąpić sytuacja, w której otwór będzie przebiegał przez całą grubość uszczelnienia. W najkorzystniejszych warunkach, przy jednorodnym podłożu gruntowym, niewielkich zmianach średnicy (np. $CV(D) < 0{,}1$) i dobrej kontroli kierunku wiercenia ($DS(\beta) < 0{,}2°$), zakładając rozstaw kolumn równy $s_o/D_m = 0{,}75$, teoretycznie istnieje możliwość całkowitego zatrzymania napływu wody do stosunkowo głębokich wykopów ($z/D_m < 15$). W pozostałych przypadkach, dla założonego współczynnika filtracji gruntu k, powierzchni uszczelnienia A_p oraz głębokości wykopu poniżej poziomu wody gruntowej h_w, napływ wody do wykopu można obliczyć, korzystając z równania (15). Ilość napływającej wody do wnętrza wykopu można skutecznie ograniczyć do wymaganego poziomu, przyjmując odpowiednią grubość cementogruntu h_{jg} oraz stosunkowo niewielki rozstaw kolumn. Potwierdza to, że głębokość na której znajduje się wzmocniony grunt oraz parametr a powinny nie tylko wynikać z analizy statycznej, ale również z analizy dopuszczalnego napływu wody do wnętrza wykopu.

Warto zauważyć, że parametr $\bar{\Omega}$ otrzymano z analizy statystycznej, a tym samym powinien być uzależniony od parametru określającego jego zmienność. Obliczanie napływu wody do wykopu należy zmodyfikować tak, aby określić poziom wiarygodności otrzymanych wyników. Parametr $\bar{\Omega}$ przyjmuje średnią wartość ze zbioru n (gdzie n to liczba komórek tworzących uszczelnienie) o rozkładzie normalnym i odchyleniu standardowym $DS(\bar{\Omega})$ wyrażonym jako:

$$DS(\bar{\Omega}) = \frac{DS(\Omega_i)}{\sqrt{n}} \qquad (17)$$

gdzie $DS(\Omega_i)$ to odchylenie standardowe współczynnika powierzchni niewzmocnionej dla pojedynczej komórki 12 kolumn. Ze względu na dużą liczbę komórek tworzących uszczelnienie dna (rzędu kilkuset) zmienność parametru $\bar{\Omega}$ jest bardzo niska, a napływ wody obliczony, korzystając ze wzoru (15), jest pomijalnie mały.

W najbardziej niekorzystnej sytuacji duży spadek hydrauliczny wraz z nieciągłością uszczelnienia dna prowadzi do przebicia hydraulicznego. Zjawisko to obserwowane w niektórych uszczelnieniach dna wykonanych poniżej poziomu zwierciadła wody gruntowej (np. [24]) można przeanalizować, rozważając siłę wyporu od przepływającej wody równoważonej przez ciężar własny gruntu, tarcie na styku ścian oporowych z otaczającym podłożem oraz obciążenie od nadkładu gruntu rodzimego. Minimalną grubość gruntu rodzimego niezbędną, aby zapobiec tej sytuacji, można obliczyć korzystając ze wzoru zaproponowanego przez Van Tol'a i in. [25]:

$$h_{s\_\min} = \frac{d_h}{4 \cdot k_s \cdot \tan\delta}\left(\frac{\gamma_w}{\gamma'} i - 1\right)\left[1 - e^{-4 \cdot k_s \cdot \tan\delta\left(h_{jg}/d_h\right)}\right] \qquad (18)$$

gdzie d_h to reprezentatywny wymiar przekroju poprzecznego otworu, przez który filtruje woda, k_s to współczynnik parcia gruntu, δ to kąt tarcia na styku ściany oporowej z gruntem oraz $i = \Delta h_w / h_{jg}$ to średni spadek hydrauliczny przez rozważany otwór.

Powyższe równanie pokazuje, że przeważający jest efekt stabilizujący wywołany tarciem na styku ścian wykopu z gruntem. W typowych sytuacjach, w których otwory mają wymiar mniejszy od 20 cm, wystarczy warstwa gruntu o miąższości mniejszej niż 2 m, aby zapobiec wystąpieniu przebicia hydraulicznego, nawet przy stosunkowo dużym spadku hydraulicznym ($5 < i < 15$).

Niemniej jednak, w każdym przypadku należy zachować szczególną ostrożność podczas wykonywania uszczelnienia dna tak, aby uniknąć możliwości wystąpienia otworów o znacznych wymiarach. Cel ten można osiągnąć przez wdrożenie odpowiedniego programu monitorowania i kontroli wykonywanych robót.

PODSUMOWANIE

Przegrody przeciwfiltracyjne utworzone z częściowo zachodzących na siebie kolumn *jet grouting* są skutecznym rozwiązaniem służącym do zapewnienia wodoszczelności głębokich wykopów, których dno położone jest poniżej poziomu zwierciadła wody gruntowej. Imperfekcje geometryczne przegrody w znacznej mierze zależą od długości i rozstawu kolumn, co może prowadzić do przekonania, że projektowanie takich konstrukcji jest trywialne. Dążenie do bardziej ekonomicznych rozwiązań wiąże się z jednoczesnym uwzględnieniem wielu różnych czynników, a zwłaszcza wpływu imperfekcji związanych z wykorzystaniem iniekcji strumieniowej. Badania terenowe właściwości kolumn wykonanych w technologii iniekcji strumieniowej wykazały, że zmienność geometrii kolumn (średnicy i nachylenia) i właściwości mechanicznych cementogruntu jest nieunikniona nawet przy bardzo starannej kontroli na etapie wykonawstwa. Zmienność tych parametrów można uwzględnić na etapie projektowania, przeprowadzając stosowne analizy statystyczne.

W celu optymalnego sposobu wykorzystania wpływu przedstawionych czynników w proponowanym toku projektowania wprowadzono mieszane podejście obliczeniowe. Aby uszczelnienie dna spełniało swoją podstawową funkcję, tj. zapewniało wodoszczelność dna wykopu oraz równowagę na wypór, przeanalizowano różne stany graniczne nośności i użytkowalności. W większości przypadków całkowita grubość uszczelnienia dna podyktowana jest niezbędnym ciężarem własnym wymaganym w celu spełnienia warunku równowagi całej konstrukcji. Rozważając możliwość utworzenia uszczelnienia dna, nad którym znajduje się nadkład gruntu rodzimego, grubość cementogruntu jest zależna od warunku na wyłamanie dna. Stopień niepewności w przeprowadzonych obliczeniach uwzględniono, stosując podejście półprobabilistyczne, tj. wprowadzając współczynniki częściowe bezpieczeństwa skalibrowane na podstawie analiz probabilistycznych. Skuteczność proponowanej metody sprawdzono, przeprowadzając analizę rzeczywistego przypadku opisanego w literaturze [9].

Po ustaleniu wymiarów uszczelnienia dna należy dokonać optymalizacji rozstawu kolumn, uwzględniając wpływ imperfekcji geometrycznych na filtrację wody przez strukturę uszczelnienia. Wykresy sporządzone w oparciu o metodę Monte Carlo pozwalają na oszacowanie stosunku s_o / D wymaganego, aby zmniejszyć napływ wody do dopuszczalnego poziomu.

ZAŁĄCZNIK I. SPRAWDZENIE STATECZNOŚCI OGÓLNEJ NA WYPÓR

Rozważając przypadek wydłużonego prostokątnego uszczelnienia ($L >> B$) w jednorodnym podłożu gruntowym (gdzie γ_s oraz γ'_s to odpowiednio, ciężar objętościowy gruntu w stanie naturalnym oraz z uwzględnieniem wyporu wody) rozwiązanie wraz z wprowadzeniem wyrażenia (5) i (6) do równania (4) przyjmuje następującą postać:

$$\Gamma_V \cdot \gamma_w \cdot B \cdot (h_w + h_p) = \frac{1}{\Gamma_R} k_s \cdot \tan\varphi'_a \cdot \left\{ \left[\gamma_s \cdot (h_{exc} - h_w)^2 \right] + \right.$$
$$\left. + \left[2 \cdot \gamma_s \cdot (h_{exc} - h_w) + \gamma'_s (h_w + h_p) \right] \cdot (h_w + h_p) \right\} +$$
$$+ \frac{1}{\Gamma_G} \left\{ \left[\gamma_{jg} \cdot a + \gamma_s \cdot (1-a) \right] B \cdot h_p + 2 \cdot \gamma_c \cdot b \cdot (h_p + h_{exc}) \right\} \tag{19}$$

Po podzieleniu obydwu stron przez wyrażenie $\Gamma_V \cdot \gamma_w \cdot B^2$ oraz wyciągnięciu wspólnych czynników przed nawias, wzór (19) przyjmuje postać:

$$A_1 \cdot \left(\frac{h_p}{B} \right)^2 + A_2 \cdot \left(\frac{h_p}{B} \right) + A_3 = 0 \tag{20}$$

gdzie:

$$A_1 = \frac{1}{\Gamma_R \cdot \Gamma_V} k_s \cdot \tan\varphi'_a \cdot \frac{\gamma'_s}{\gamma_w}$$

$$A_2 = -1 + \frac{1}{\Gamma_R \cdot \Gamma_V} k_s \cdot \tan\varphi'_a \cdot \left[2 \cdot \frac{\gamma_s}{\gamma_w} \cdot \left(\frac{h_{exc}}{B} - \frac{h_w}{B} \right) + 2 \cdot \frac{\gamma'_s}{\gamma_w} \left(\frac{h_w}{B} \right) \right]$$
$$+ \frac{1}{\Gamma_G \cdot \Gamma_V} \left[\frac{\gamma_{jg}}{\gamma_w} \cdot a + \frac{\gamma_s}{\gamma_w} \cdot (1-a) \right] + \frac{2}{\Gamma_G \cdot \Gamma_V} \cdot \frac{\gamma_c}{\gamma_w} \cdot \frac{b}{B}$$

$$A_3 = -\frac{h_w}{B} + \frac{1}{\Gamma_R \cdot \Gamma_V} k_s \cdot \tan\varphi'_a \cdot \left[\frac{\gamma_s}{\gamma_w} \cdot \left(\frac{h_{exc}}{B} - \frac{h_w}{B} \right)^2 + \right.$$
$$\left. + 2 \cdot \frac{\gamma_s}{\gamma_w} \cdot \frac{h_w}{B} \cdot \left(\frac{h_{exc}}{B} - \frac{h_w}{B} \right) + \frac{\gamma'_s}{\gamma_w} \left(\frac{h_w}{B} \right)^2 \right] + \frac{2}{\Gamma_G \cdot \Gamma_V} \cdot \frac{\gamma_c}{\gamma_w} \cdot \frac{b}{B} \cdot \frac{h_{exc}}{B}$$

Jedynym fizycznie możliwym rozwiązaniem powyższego równania jest:

$$\frac{h_p}{B} = \frac{-A_2 + \sqrt{A_2^2 - 4 A_1 \cdot A_3}}{2 A_1} \tag{21}$$

ZAŁĄCZNIK II. SPRAWDZENIE STATECZNOŚCI USZCZELNIENIA NA WYPÓR

W przypadku wydłużonego prostokątnego uszczelnienia ($L >> B$) o jednostkowej szerokości równanie równowagi (4) przyjmuje następującą postać:

$$\Gamma_V \cdot \gamma_w \cdot (h_w + h_p) \cdot B = \frac{1}{\Gamma_G} \left[\gamma_s (1-a) + \gamma_{jg} \cdot a \right] \cdot B \cdot h_p +$$
$$+ \frac{2}{\Gamma_R} \cdot \int_{h_{exc} + (1-a) h_p}^{h_{exc} + h_p} \tau \cdot dz \tag{22}$$

Wytrzymałość na ścinanie τ na styku uszczelnienia dna ze ścianami wykopu można określić jako równą spójności $c_{jg} = \delta \cdot q_{u,jg,k}$ (por. wzór (5c)) cementogruntu, której wartość jest stała wzdłuż całej grubości uszczelnienia dna wykonanego z tego materiału. Aby uwzględnić niedokładność formowania uszczelnienia w obrębie połączenia ze ścianami, wprowadzono współczynnik redukcyjny $\eta < 1$.

$$\int_{h_{exc}+(1-\alpha)h_p}^{h_{exc}+h_p} \tau \cdot dz = \eta \cdot \delta \cdot q_{u,jg,k} \cdot a \cdot h_p \tag{23}$$

Po wprowadzeniu do wzoru (22) powyżej przedstawionej definicji wytrzymałości na ścinanie, podzieleniu obydwu stron przez wyrażenie $\Gamma_V \cdot \gamma_w \cdot B^2$ oraz wyciągnięciu wspólnych czynników przed nawias, grubość uszczelnienia dna utworzonego z cementogruntu można obliczyć jako:

$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{\frac{h_w}{B} + \left(1 - \frac{\gamma_s}{\Gamma_\upsilon \cdot \Gamma_G \cdot \gamma_w}\right)\frac{h_p}{B}}{\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\left(\frac{\gamma_{jg}}{\gamma_w} - \frac{\gamma_s}{\gamma_w}\right) + \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{2 \cdot \eta \cdot \delta \cdot q_{u,jg,k}}{\gamma_w \cdot B}} \quad \text{dla } h_{jg} < h_p \tag{24}$$

Równanie (24) jest prawdziwe, gdy $h_{jg} < h_p$ lub gdy $a < 1$. W przeciwnym razie ($h_{jg} = h_p$ lub $a = 1$) przyjmuje następującą postać:

$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{\frac{h_w}{B}}{\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\gamma_{jg}}{\gamma_w} + \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{2 \cdot \eta \cdot \delta \cdot q_{u,jg,k}}{\gamma_w \cdot B} - 1} \quad \text{dla } h_{jg} = h_p \tag{25}$$

ZAŁĄCZNIK III. KONTROLA STRUKTURY USZCZELNIENIA

Warunek równowagi na obrót jednego z bloków przedstawionych na rys. 9c względem punktu O można przedstawić jako:

$$\Gamma_V \cdot \gamma_w \cdot (h_w + h_p) \cdot \frac{B^2}{8} = \frac{1}{\Gamma_G}\left[\gamma_s \cdot (h_p - h_{jg}) + \gamma_{jg} \cdot h_{jg}\right] \cdot \frac{B^2}{8} + \\ + \frac{1}{\Gamma_R} \cdot \frac{3}{16} \cdot \eta \cdot q_{u,jg,k} \cdot h_{jg}^2 \tag{26}$$

W powyższym warunku równowagi pominięto wpływ naprężeń ścinających na powierzchni styku pomiędzy dwoma blokami, stawiając tym samym wyniki obliczeń po stronie bezpiecznej. Dalsze przekształcenia równania (26) wraz z grupowaniem elementów w bezwymiarowe wyrażenia prowadzi do uzyskania następującego równania:

$$\frac{\eta \cdot q_{u,jg,k}}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R \cdot \gamma_w \cdot B} \cdot \left(\frac{h_{jg}}{B}\right)^2 + \frac{2}{3 \cdot \Gamma_V \cdot \Gamma_G}\left(\frac{\gamma_{jg} - \gamma_s}{\gamma_w}\right) \cdot \left(\frac{h_{jg}}{B}\right) - \\ - \frac{2}{3} \cdot \left[\frac{h_w}{B} + \left(1 - \frac{\gamma_s}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G \cdot \gamma_w}\right)\frac{h_p}{B}\right] = 0 \tag{27}$$

Równanie (27) rozwiązano dla przypadku, w którym $h_{jg} < h_p$ (lub $a < 1$) albo $h_{jg} = h_p$ (lub $a = 1$), otrzymując:

$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{-\frac{2}{3 \cdot \Gamma_V \cdot \Gamma_G}\left(\frac{\Gamma_{jg} - \Gamma_s}{\Gamma_w}\right) + \sqrt{\frac{4}{9}\left(\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\Gamma_{jg} - \Gamma_s}{\Gamma_w}\right)^2 + \frac{8}{3} \cdot \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{\eta \cdot q_{u,jg,k}}{\Gamma_w \cdot B}\left[\frac{h_w}{B} + \left(1 - \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\Gamma_s}{\Gamma_w}\right)\frac{h_p}{B}\right]}}{\frac{2}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{\eta \cdot q_{u,jg,k}}{\Gamma_w \cdot B}} \quad \text{dla } h_{jg} < h_p \tag{28}$$

$$\frac{h_{jg}}{B} = \frac{-\frac{2}{3}\left(\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\Gamma_{jg}}{\Gamma_w} - 1\right) + \sqrt{\frac{4}{9}\left(\frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_G}\frac{\Gamma_{jg}}{\Gamma_w} - 1\right)^2 + \frac{8}{3} \cdot \frac{1}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{\eta \cdot q_{u,jg,k}}{\Gamma_w \cdot B}\frac{h_w}{B}}}{\frac{2}{\Gamma_V \cdot \Gamma_R}\frac{\eta \cdot q_{u,jg,k}}{\Gamma_w \cdot B}} \quad \text{dla } h_{jg} = h_p \tag{29}$$

LITERATURA

1. Arroyo, M., Gens, A., Croce, P., Modoni, G.: Design of jet-grouting for tunnel waterproofing. Proc., 7th Int. Symp. on Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground, TC28 IS Rome, G. Viggiani ed., Taylor & Francis Group, London, s. 181-188, 2012.
2. Burland, J.: Shaft friction of piles in clay – A simple fundamental approach. Ground Eng., 6(3), s. 30-42, 1973.
3. CEN (European Committee for Standardization). Eurocode 7 – Geotechnical design. EN 1997-1, Brussels, 2004.
4. Croce, P., Flora, A.: Analysis of single fluid jet-grouting. Geotechnique, 50(6), s. 739-748, 2000.
5. Croce, P., Flora, A., Modoni, G.: Experimental investigation of jet grouting. Proc., ASCE Conf. 2001 a GeoOdissey, ASCE, Reston, VA, s. 245-259, 2001.
6. Croce, P., Flora, A., Modoni, G.: Jet grouting, CRC Press, Taylor & Francis Group, Boca Raton, FL, s. 284, 2014.
7. Croce, P., Modoni, G.: Numerical modelling of jet-grouted foundations. Proc., 5th European Conf. on Numerical Methods in Geotechnical Engineering, European Regional Technical Committee (ERTC7), Paris, s. 453-458, 2002.
8. Croce, P., Modoni, G.: Design of jet grouting cut-offs. Ground improvement, Vol. 10-1, Institution of Civil Engineers, London, s. 1-9, 2005.
9. Eramo, N., Modoni, G., Arroyo Alvarez de Toledo, M.: Design control and monitoring of a jet grouted excavation bottom plug. Proc., 7th Int. Symp. on Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground, TC28 IS Rome, G. Viggiani, ed., Taylor & Francis Group, London, s. 611-618, 2012.
10. Evangelista, A., Feola, A., Flora, A., Lirer, S., Maiorano, R. M. S.: Numerical analysis of roof failure mechanisms of cavities in a soft rock. Proc., Inter. Conf. GeoEng 2000, Vol. 2, Technomic, Melbourne, Australia, 2000.
11. Flora, A., Lignola, G. P., Manfredi, G.: A semi-probabilistic approach to the design of jet grouted umbrellas in tunnelling. Ground Improv., 11(4), s. 207-217, 2007.
12. Flora, A., Lirer, S., Lignola, G. P., Modoni, G.: Mechanical Analysis of jet-grouted supporting structures. Proc., 7th Int. Symp. on Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground, Taylor & Francis Group, Boca Raton, FL, 2011.
13. Flora, A., Lirer, S., Monda, M.: Probabilistic design of massive jet grouted water sealing barriers. Proc. IV Int. Conf. on Grouting and Deep Mixing, L. F. Johnsen, D. A. Bruce, and M. J. Byle, eds., Vol. 2, ASCE, Reston, VA, s. 2034-2043, 2012.
14. Flora, A., Modoni, G., Lirer, S., Croce, P.: The diameter of single, double and triple fluid jet grouting columns: Prediction method and field trial results. Géotechnique, 63(11), s. 934–945, 2013.

15. Lignola, G. P., Flora, A., Manfredi, G.: A simple method for the design of jet grouted umbrellas in tunnelling. J. Geotech. Geoenviron. Eng., 10.1061/(ASCE)1090-0241(2008)134:12(1778), s. 1778-1790, 2008.

16. Meyerhof, G. G.: Bearing capacity and settlement of pile foundations. J. Geotech. Eng. Div., 102(GT3), s. 195-228, 1976.

17. Modoni, G., Bzówka, J.: Design of jet grouting for foundation. J. Geotech. Geoenviron. Eng., 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000718, s. 1442-1454, 2012.

18. Modoni, G., Croce, P., Mongiovì, L.: Theoretical modelling of jet grouting. Géotechnique, 56(5), s. 335-347, 2008.

19. Ochmański, M., Modoni, G., Bzówka, J.: Numerical analysis of tunnelling with jet-grouted canopy. Soils Found., 55(5), s. 929-942, 2015.

20. Ochmański, M., Modoni, G., Bzówka, J.: Prediction of the diameter of jet grouting columns with artificial neural networks. Soils Found., 55(2), s. 425-436, 2015.

21. Shen, S., Wang, Z., Yang, J., Ho, C.: Generalized approach for prediction of jet grout column diameter. J. Geotech. Geoenviron. Eng., 139(12), s. 2060-2069, 2013.

22. Sondermann, W., Toth, P. S.: State of the art of the jet grouting shown on different applications. Proc., 4th Int. Conf. on Ground Improvement, Finnish Geotechnical Society, Helsinki, Finland, s. 181-194, 2001.

23. Vanmarcke, E. H.: Random fields: Analysis and synthesis, MIT Press, Cambridge, MA, s. 382, 1983.

24. Van Tol, A. F.: Lessons learned from jetgrouting at a tunnel project in the Haghe, A. Dhouib, J. P. Magnan, and P. Mastat, eds., LCPC, Paris, s. 321-331, 2004.

25. Van Tol, A. F., Koster, S., Ramler, J. P. G., Verruijt, A., Vrijling, J. K.: Imperfections in jetgrout layers. Proc., 15th Int. Conf on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Vol. 3, Balkema, Rotterdam, Netherlands, s. 1883-1886, 2001.

26. Van Tol, A. F., Van Riel, A. J. E., Vrijling, J. K.: Towards a reliable design for jetgrout layers. Proc., 15th Int. Conf. on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Balkema, Rotterdam, Netherlands, s. 1887-1890, 2001.

27. Viggiani, C., Mandolini, A., Russo, G.: Piles and pile foundations, Spon Press, Abingdon, U.K., s. 278, 2012.