

NUMERYCZNE ANALIZY BEZPOŚREDNIEGO ŚCINANIA GRUNTU NIESPOISTEGO Z ZASTOSOWANIEM METODY ELEMENTÓW DYSKRETNÝCH

Paweł SZKLENNIK*

Wydział Budownictwa i Inżynierii Środowiska, Politechnika Białostocka, ul. Wiejska 45 A, 15-351 Białystok

Streszczenie: W pracy przedstawiono rezultaty symulacji numerycznych przebiegu bezpośredniego ścinania gruntu niespoistego z wykorzystaniem modelu metody elementów dyskretnych 2D. Identyfikację parametrów kontaktu elementów przeprowadzono w dwóch etapach. W pierwszej kolejności ustalono parametry określające maksymalne opory tarcia, następnie zweryfikowano odpowiednie wartości poszczególnych modułów sztywności. Poprzez porównanie rezultatów symulacji z wynikami testów laboratoryjnych oraz wartościami kąta tarcia wewnętrznego dostępnymi w literaturze wykazano możliwość symulacji przebiegu ścinania gruntów o różnym uziarnieniu.

Słowa kluczowe: bezpośrednie ścinanie, metoda elementów dyskretnych, symulacje numeryczne.

1. Wprowadzenie

Badanie bezpośredniego ścinania jest prostą metodą laboratoryjną określania wytrzymałości gruntu. Numeryczne symulacje tego badania z zastosowaniem metody elementów dyskretnych (ang. DEM) przedstawiane w literaturze dowodzą, że jest to nadal aktualny problem. Przykładowo, analizy rozkładów naprężeń i odkształceń w całej próbce oraz w jej wybranych strefach, a także zmian porowatości w strefie ścinania i lokalnego zróżnicowania obrotów elementów przedstawione są w pracy Zhanga i Thorntona (2007). W analizowanych badaniach zastosowano modele skrzynek posiadające górną część przesuwaną pionowo lub sztywno połączoną ze ściankami bocznymi. Wpływ zmian wymiarów skrzynki aparatu na przebieg próby ścinania ośrodka modelowego pokazano w pracy Wanga i Gutierrez (2010). Uwzględniano przy tym różne średnice modelowych elementów walcowych. Określano zmiany wartości naprężeń oraz odkształceń. Model trójwymiarowy znaleźć można w pracy Yana i Ji (2010), gdzie do analiz naprężeń i deformacji wykorzystano układ zawierający elementy kuliste oraz utworzone z przenikających się dwóch lub więcej kul, w celu uzyskania elementów o nieregularnych kształtach.

Symulacja numeryczna testu ścinania wymaga przede wszystkim określenia odpowiednich wartości parametrów kontaktu elementów dyskretnych, to jest współczynników

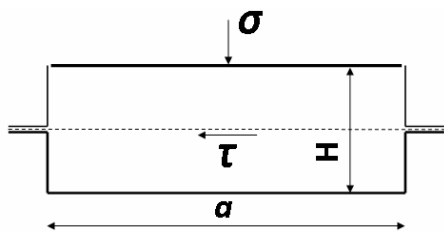
tarcia i modułów sztywności. Współczynniki tarcia powinny modelować szorstkość i nierówność powierzchni rzeczywistych ziaren piasku. W przybliżeniu można osiągnąć to poprzez odpowiednie zwiększenie wartości tych współczynników.

Celem pracy jest analiza wpływu współczynników tarcia toczonego i suwnego oraz parametrów sztywności na wielkość oporu ścinania w modelu, a następnie ich identyfikacja na podstawie badań laboratoryjnych przeprowadzonych na rzeczywistych próbkach gruntu oraz danych literaturowych.

2. Przebieg badania bezpośredniego ścinania

Bezpośrednie ścinanie w aparacie skrzynkowym (rys. 1) polega na ścięciu próbki gruntu obciążonej siłą pionową, wywołującą – dzięki budowie aparatu – równomierne naprężenie pionowe σ . Ścięcie odbywa się po wymuszonej płaszczyźnie przez przesuw górnej ramki aparatu z ustaloną prędkością $v(t)$. Wytrzymałość na ścinanie τ określa się na podstawie siły ścinającej F_{SC} odczytanej w momencie, gdy jej wartość przestaje rosnać albo w chwili przesunięcia górnej ramki (Δl) równego 10% boku skrzynki a (PN-88/B-04481 *Grunty budowlane. Badania próbek gruntu*). Z kilku par wyników $\sigma - \tau$ wyznaczana jest wartość kąta tarcia wewnętrznego.

* Autor odpowiedzialny za korespondencję. E-mail: p.szklennik@doktoranci.pb.edu.pl



Rys. 1. Schemat skrzynki aparatu bezpośredniego ścinania wraz z oddziaływaniami: τ – składowa styczna wektora naprężenia w chwili ścinania, σ – składowa normalna wektora naprężenia do płaszczyzny zniszczenia.

3. Zastosowane ujęcie metody elementów dyskretnych 2D

Modelowany ośrodek traktowany jest jako zbiór sztywnych elementów walcowych poddanych działaniu ciężaru własnego i obciążeń zewnętrznych. Dla każdego elementu i w każdym kroku czasowym Δt spełnione muszą zostać równania ruchu Newtona:

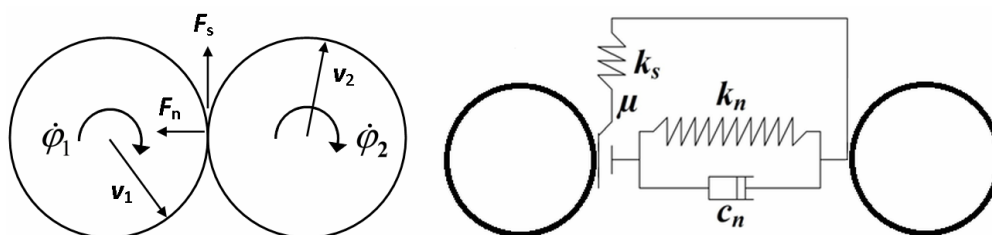
$$m_i \cdot \ddot{u}_i = \sum F_{xi}, \quad m_i \cdot \ddot{v}_i = \sum F_{yi}, \quad J_i \cdot \ddot{\phi}_i = \sum M_i \quad (1)$$

gdzie: m_i , J_i są odpowiednio masą i momentem bezwładności elementu dyskretnego, \ddot{u}_i , \ddot{v}_i , $\ddot{\phi}_i$ oznaczają kolejno przyspieszenie wzdłuż osi x , y oraz przyspieszenie obrotowe, $\sum F_{xi}$, $\sum F_{yi}$, $\sum M_i$ to wypadkowe sił zewnętrznych i momentów działające na dany element. Całkowanie równań ruchu z wykorzystaniem jawnego schematu umożliwia określenie liniowych i obrotowych prędkości oraz przemieszczeń. Jawny schemat całkowania wymaga ograniczenia wielkości kroku czasowego Δt do wartości krytycznej równej

$$\Delta t_c = (2/\omega_{\max}) \left(\sqrt{1 + \eta^2} + \eta \right) \quad (2)$$

gdzie: ω_{\max} jest najwyższą częstotliwością własną układu, a η określa stosunek zastosowanego tłumienia do tłumienia krytycznego dla drgań swobodnych o częstotliwości ω_{\max} . Przy bardziej skomplikowanych układach dyskretnych powyższa zależność daje szacunkową wartość przy przyjęciu najmniejszej masy elementu modelu oraz maksymalnej sztywności.

W przypadku kontaktu dwóch elementów powstają między nimi oddziaływania obliczane według założonych związków konstytutywnych dla kontaktu. Podstawowym z nich jest siła w miejscu styku elementów (rys. 2), którą można rozłożyć na składową styczną F_s i normalną F_n .



Rys. 2. Oddziaływania między elementami walcowymi oraz model kontaktu

W pracy zastosowano model kontaktu z tarcie, bez odporności na rozciąganie (rys. 2). Opisany jest on modułem sztywności dla kierunku normalnego (k_n) i stycznego (k_s) do powierzchni kontaktu, a także współczynnikiem tłumienia c_n i tarcia suwnego μ . Ponadto uwzględniono tarcie toczne mające istotny wpływ na opór ścinania, określone sztywnością k_θ i współczynnikiem tarcia tocznego f , co zostanie zaprezentowane w dalszej części pracy. Analizy wpływu oporu toczenia w DEM były rozważane między innymi w pracach (Iwashita i Oda, 1998; Jiang i in., 2005).

W pracy prezentowane są wyniki otrzymane za pomocą autorskiego programu numerycznego, który uwzględnia opis ruchu i układ lokalnych sił kontaktowych typowy dla sformułowania DEM. Algorytm metody elementów dyskretnych został szczegółowo opisany między innymi w pracach (Rojek, 2007; Widuliński i in., 2009).

Siła normalna określana jest na podstawie szerokości strefy nakładania się elementów g oraz przyjętej sztywności k_n według wzoru

$$F_n = k_n \cdot g + c_n \cdot v_{nw} \quad (3)$$

gdzie v_{nw} jest składową normalną względną prędkości w punkcie styku. Tłumienie określane jest jako część tłumienia krytycznego c_{cr} przez współczynnik α_c , stąd:

$$c_n = \alpha_c \cdot c_{cr} \quad (4)$$

W kontakcie dwóch elementów dyskretnych zachodzi:

$$c_{cr} = 2\sqrt{(m_1 m_2 k_n)} / (m_1 + m_2) \quad (5)$$

gdzie m_i to masa elementu i .

Siła styczna zależna jest od sztywności k_s oraz składowej stycznej względnej prędkości liniowej w punkcie kontaktu elementów v_{sw} . Określany jest tak zwany przystosowy poślizg

$$\Delta u = v_{sw} \cdot \Delta t \quad (6)$$

a następnie wartość siły stycznej

$$F_s = F_s^{n-1} + k_s \cdot \Delta u \quad (7)$$

gdzie F_s^{n-1} jest wartością z poprzedniego kroku czasowego. Według prawa tarcia Coulomba ograniczenie tej siły ma postać:

$$|F_s| \leq F_s^{\max} = \mu |F_n| \quad (8)$$

Moment oporu toczenia M_f wyznaczany jest analogicznie do oporu tarcia suwnego. Określana jest względna prędkość obrotowa w punkcie kontaktu, współczynniki k_s i μ są zastępowane odpowiednio przez „sztywność obrotową” k_θ oraz współczynnik tarcia tocznego f . Parametr f definiowany jest poprzez współczynnik β jako część promienia mniejszego elementu z pary kontaktowej (r_{\min}), stąd:

$$f = \beta \cdot r_{\min} \quad (9)$$

Ograniczenie wartości tego oporu ma postać

$$|M_f| \leq M_f^{\max} = f \cdot |F_n|. \quad (10)$$

Porównanie niektórych modeli obliczeniowych oporu toczenia występujących w literaturze zaprezentowano w pracy Ai i in. (2011). W analizowanych modelach sztywność k_θ uzależniana była przykładowo od k_s i promieni kontaktujących się elementów czy aktualnej wartości normalnej siły kontaktowej.

Przy określaniu sztywności lokalnych uzasadnione jest uwzględnienie wymiarów kontaktujących się elementów, na przykład przez założenie ich szeregowego oddziaływania w kontakcie (Widuliński i in., 2009). Ze względu na fakt, iż w analizowanych dalej próbkach stosunek średnicy maksymalnej d_{\max} do minimalnej d_{\min} nie jest znaczny (najwyższy wynosi 2,4) sztywności odniesiono do średniej średnicy elementu w modelu d_{sred} . Stąd w każdym lokalnym kontakcie w objętości danej próbki mają one wartości stałe wynoszące

$$k_s = E_s d_{sred} \quad (11)$$

oraz

$$k_\theta = E_\theta r_{sred}^2 \quad (12)$$

gdzie: E_s i E_θ są odpowiednio stycznym i tocznym „globalnym” modułem sztywności, a:

$$r_{sred} = d_{sred} / 2. \quad (13)$$

Sztywność normalna ze względu na jej niewielki wpływ na opór ścinania przyjmowana jest jednakowa w każdym modelu.

4. Badania laboratoryjne i dane literaturowe

Przeprowadzono dwie serie badań laboratoryjnych (każda przy innej prędkości ścinania) po 4 oznaczenia kąta tarcia wewnętrznego gruntu w aparacie bezpośredniego ścinania. Badano zagęszczony piasek o ziarnach $d \leq 2,0$ mm. Prędkość ścinania w pierwszej serii badań wynosiła $v_s = 1$ mm/min, a w drugiej $v_s = 10$ mm/min. Zakres naprężeń pionowych wynosił $\sigma = 50-300$ kPa, zmieniano σ co 50 kPa. Łącznie wykonano 48 ściegów próbek gruntu. Wyniki (kąty tarcia wewnętrznego $\Phi_1-\Phi_4$

i średnia wartość z wyników 4 badań Φ_{sred} określanych przy danej prędkości) przedstawiono w tabeli 1.

Tab. 1. Wyniki badań laboratoryjnych

Prędkość ścinania	Φ_1	Φ_2	Φ_3	Φ_4	Φ_{sred}
$v_s = 1$ mm/min	41,4	38,5	42,1	43,0	41,2
$v_s = 10$ mm/min	40,9	43,1	42,5	43,1	42,4

Z przeglądu danych dostępnych w literaturze dla zagęszczonego ($I_D > 0,6$) piasku grubego wynika, że kąt tarcia wewnętrznego może przyjmować wartość z zakresu: $\Phi_u = 34-36^\circ$ (PN-81/B-03020 *Grunty budowlane. Posadowienie bezpośrednio budowli. Obliczenia statyczne i projektowanie*), efektywny $\Phi' = 36-39^\circ$ (Wiłun, 2005), wartości obliczeniowe $\Phi = 43^\circ$ (norma radziecka SnIP-II-15-74 na podstawie pracy Wiłuna (2005)). Badania laboratoryjne dały więc wartości dość wysokie – wykraczające poza dwa z trzech przedziałów podanych w literaturze. Dodatkowo stwierdzono, że różnica v_s nie wpłynęła znacząco na wyniki oznaczeń, stąd w celu skrócenia czasu obliczeń w symulacjach numerycznych stosowano $v_s = 10$ mm/min.

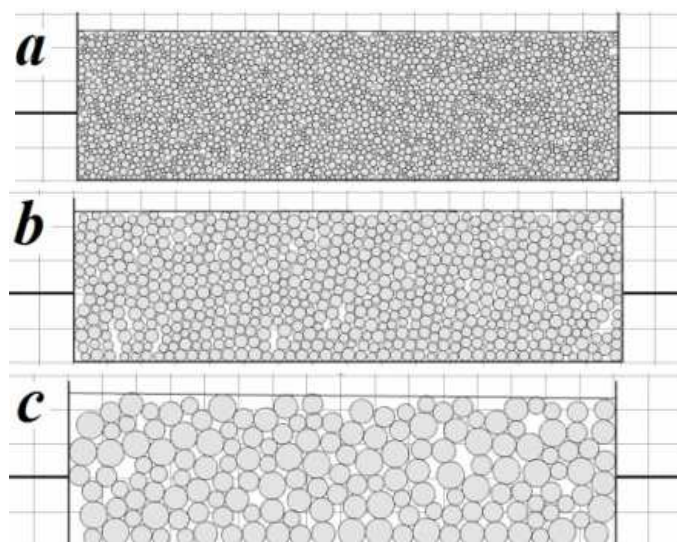
5. Symulacje numeryczne

5.1. Dane wejściowe

Modele numeryczne analizowane w dalszej części pracy oznaczone jako I, II oraz III, przedstawiono na rysunku 3. Średnice elementów walcowych wynoszą $d_{el}^I = 0,5-1,2$ mm, $d_{el}^{II} = 1,3-2,0$ mm co 0,05 mm oraz $d_{el}^{III} = 2,5-4,0$ mm co 0,5 mm. Wartości średnie $d_{sred}^I = 0,84$ mm, $d_{sred}^{II} = 1,63$ mm oraz $d_{sred}^{III} = 3,18$ mm. Na podstawie uziarnienia I i II model można zakwalifikować jako piasek gruby, natomiast model III jest właściwy dla frakcji żwirowej (Wiłun, 2005).

W analizie numerycznej uwzględniano tylko docisk σ – nie modelowano dodatkowego zagęszczania. W modelach II oraz III w celu uwidocznienia wpływu geometrii elementów walcowych celowo zastosowano jedynie elementy większe bez mieszania ich z mniejszymi wykorzystanymi w modelu I. Wymiary płytki dociskowej to $8,0 \times 8,0 \times 0,1$ cm. Należy podkreślić, że płytka dociskowa miała możliwość przesuwu pionowego i obrotu.

Pozostałe dane wspólne dla wszystkich prezentowanych symulacji numerycznych: $a = 8,0$ cm, $H = 2,2$ cm (rys. 1), teoretyczna długość elementów walcowych $l_e = 8,0$ cm, gęstość materiału elementów $\rho_{mat} = 2300$ kg/m³, płytki dociskowej $\rho_{plyt} = 7860$ kg/m³, mnożnik do współczynnika tłumienia $\alpha_c = 1,0$, prędkość ścinania $v_s = 10$ mm/min. Przy ustalaniu naprężenia pionowego σ – ze względu na znaczną szerokość skrzynki – siły tarcia między ściankami pionowymi a elementami dyskretnymi pomijano.



Rys. 3. Uziarnienie modeli: a) model I, b) model II, c) model III

5.2. Analizy wpływu współczynników tarcia suwnego i tocznego

W tabelicy 2 przedstawiono rezultaty dwóch serii symulacji badań modelu I, które posłużyły do określenia współczynników tarcia tocznego (mnożnik β) i suwnego μ między określonymi powierzchniami. Moduły sztywności wynosiły $E_s = 238 \text{ MN/m}^2$, $E_\theta = 28600 \text{ N/m}$, $k_n = 200 \text{ kN/m}$. Indeksy przy współczynnikach β i μ oznaczają pary powierzchni: element dyskretny (E), ścianki pionowe aparatu (S), dno aparatu (D), płytka dociskowa (P). Sprawdzanie wysokich wartości współczynników o indeksach ED, EP uzasadnia fakt, iż w rzeczywistym aparacie zakłada się z obu stron ścinanej próbki oporowe o ząbkowanej powierzchni zwiększające zazębienie z ziarnami. Pierwszy test (p) jest testem porównawczym, w następnych współczynniki były zwiększane (1-2 do 1-13, 2-9 do 2-12) lub zmniejszane (2-2 do 2-8) w różnych kombinacjach względem testu porównawczego. Symbol „,,” oznacza wartość nie zmienioną względem (p). Wpływ tarcia oceniano odczytując maksymalną siłę ścinającą F_{SC} podczas przesuwu o $\Delta l = 4 \text{ mm}$ przy $\sigma = 50 \text{ kPa}$.

Na podstawie symulacji serii I stwierdzono: nieistotny wpływ zwiększenia współczynników $\mu_{ED,EP}$ lub $\beta_{ED,EP}$ (1-2, 1-3), niewielki wzrost F_{SC} przy zwiększeniu obu jednocześnie (1-4), nieznaczący wpływ powiększenia współczynnika β_{EE} (1-5), znaczny wpływ μ_{EE} (1-6), zaś największy wpływ przy jednoczesnym wzroście μ_{EE} i β_{EE} (1-7), istotny wpływ wzrostu μ_{ES} (1-11 w stosunku do 1-10).

Na podstawie symulacji serii II zaobserwowano: znacznie większy wpływ wartości $\mu_{ED,EP}$ niż $\beta_{ED,EP}$ (2-2 oraz 2-3), brak istotnych zmian przy spadku β_{EE} z 2,0 na 1,1 (2-6), brak istotnych zmian przy dalszym wzroście μ_{ES} (2-9) oraz μ_{EE} i β_{EE} (2-12). Do kolejnych analiz przyjęto te wartości współczynników tarcia, powyżej których nie obserwowano dalszego wyraźnego wzrostu oporu ścinania: $\mu_{EE} = 1,8$, $\mu_{ES} = 0,7$, $\mu_{ED,EP} = 1,0$, $\beta_{EE} = 1,1$, $\beta_{ES} = 0,2$, $\beta_{ED,EP} = 1,0$.

Tab. 2. Analiza wpływu współczynników tarcia suwnego i tocznego na wartość F_{SC}

SERIA I							
	μ_{EE}	μ_{ES}	$\mu_{ED,EP}$	β_{EE}	β_{ES}	$\beta_{ED,EP}$	$F_{SC} [\text{N}]$
1-1(p)	0,3	0,3	1,0	0,3	0,1	1,0	129
1-2	3,2	127
1-3	.	.	3,0	.	.	.	128
1-4	.	.	3,0	.	.	3,2	138
1-5	.	.	.	2,0	.	.	133
1-6	1,8	225
1-7	1,8	.	.	2,0	.	.	276
1-8	.	.	3,0	2,0	.	3,2	133
1-9	1,8	.	3,0	.	.	3,2	229
1-10	1,8	.	3,0	2,0	.	3,2	262
1-11	1,8	1,0	3,0	2,0	.	3,2	298
1-12	1,8	.	3,0	2,0	0,4	3,2	269
1-13	1,8	1,0	3,0	2,0	0,4	3,2	305
SERIA II							
	μ_{EE}	μ_{ES}	$\mu_{ED,EP}$	β_{EE}	β_{ES}	$\beta_{ED,EP}$	$F_{SC} [\text{N}]$
2-1(p)	1,8	1,0	1,0	2,0	0,2	1,0	298
2-2	0,3	293
2-3	.	.	0,3	.	.	.	209
2-4	.	.	0,3	.	.	0,3	204
2-5	.	0,7	291
2-6	.	.	.	1,1	.	.	294
2-7	1,0	244
2-8	1,0	.	.	1,1	.	.	237
2-9	.	1,5	304
2-10	2,2	306
2-11	.	.	.	2,3	.	.	302
2-12	2,2	.	.	2,3	.	.	299

5.3. Analizy wpływu i identyfikacja parametrów sztywności na podstawie kąta tarcia wewnętrznego

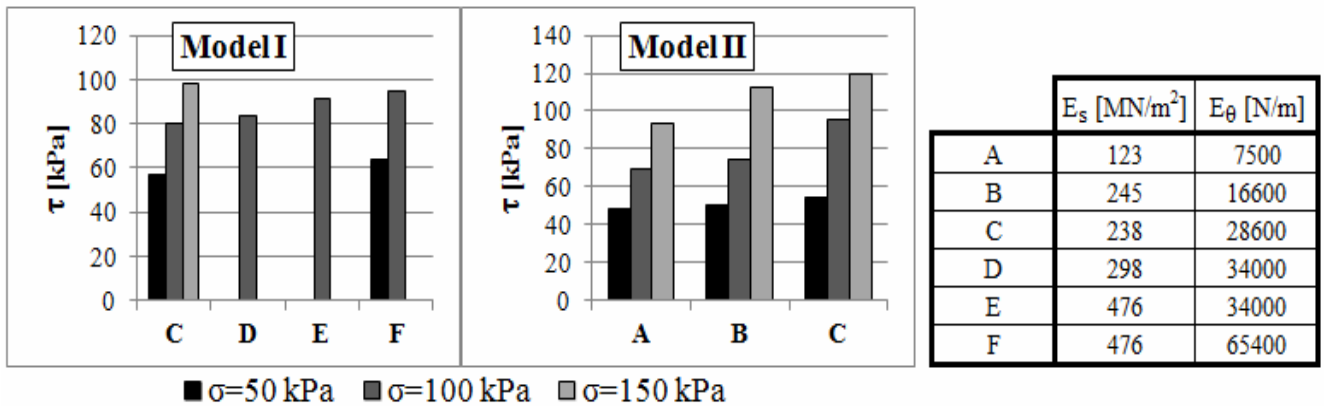
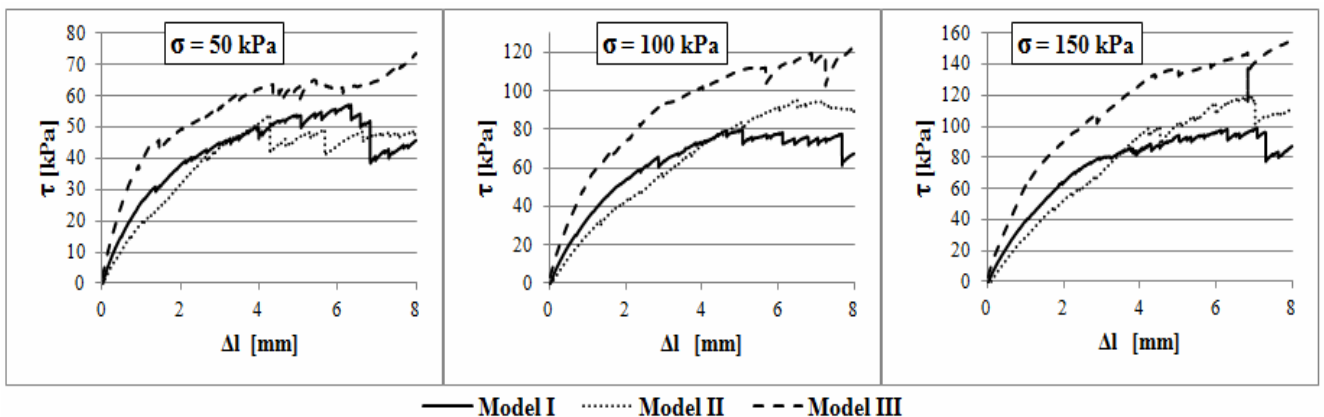
Przy określaniu kąta tarcia wewnętrznego Φ , ze względu na dość znaczne naprężenia pionowe, zwiększono lokalną sztywność normalną do $k_n = 400$ kN/m. Porównano Φ otrzymane przy różnych globalnych modułach sztywności oraz naciskach σ w modelu I oraz II. Jako wyjściowe moduły sztywności przyjęto wartości użyte w analizach tarcia ($E_s = 238$ MN/m², $E_\theta = 28600$ N/m). Przesuw ramki w każdym przypadku wynosił $\Delta l = 8$ mm. Wyniki symulacji porównawczych przy różnych E_s i E_θ zilustrowano na rysunku 4. Na ich podstawie ostatecznie przyjęto wartości $E_s = 238$ MN/m², $E_\theta = 28600$ N/m jako te, które opisują ośrodek o oczekiwanej wytrzymałości. Dokładny przebieg zmian τ przy danym naprężeniu σ dla zidentyfikowanych parametrów przedstawia rysunek 5.

Dodatkowo wykonano porównawczą symulację dla modelu III odpowiadającego uziarnieniem frakcji zwirowej. Uzyskane wartości oporów ścinania oraz kątów Φ zestawiono w tabeli 3. Wyniki oznaczone „*” dla modelu II dotyczą symulacji przeprowadzonej na wartościach k_s oraz k_θ z modelu I – bez uwzględniania zwiększenia d_{sred} . Wyraźnie widoczny spadek wartości Φ mimo wzrostu średnic elementów walcowych uzasadnia uzależnianie sztywności lokalnych od wymiarów elementów.

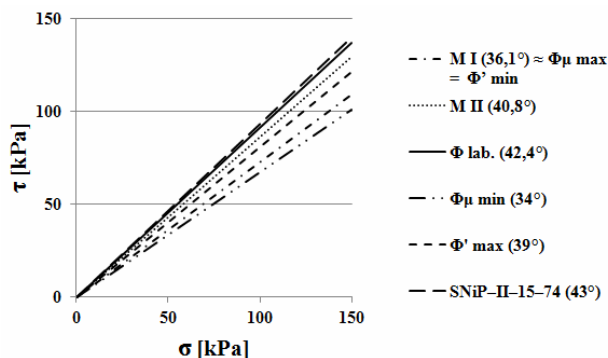
Tab. 3. Naprężenia ścinające τ oraz kąty tarcia wewnętrznego Φ

MODEL I		MODEL II	
σ [kPa]	τ [kPa]	σ [kPa]	τ [kPa]
50	57,3	50	54,0
100	79,7	100	95,6
150	98,0	150	119,5
$\Phi = 36,1^\circ$		$\Phi = 40,8^\circ$	
MODEL II *		MODEL III	
σ [kPa]	τ [kPa]	σ [kPa]	τ [kPa]
50	48,4	50	73,5
100	69,5	100	123,1
150	93,3	150	155,0
$\Phi = 33,7^\circ$		$\Phi = 48,3^\circ$	

Wysokie wartości kąta tarcia wewnętrznego uzyskane w modelach II i III można tłumaczyć faktem, że elementy modelowe charakteryzowały się dość dużą średnicą, a w przypadku modelu III – znacznie mniejszym stosunkiem rozmiaru skrzynki do wielkości elementów. Podkreślić należy również, że naprężenia ścinające w modelu III (rys. 5) – w przeciwieństwie do dwóch pozostałych – w momencie osiągnięcia przesunięcia ramki $\Delta l = 8$ mm nie wykazują tak wyraźnego spadku lub stabilizacji.

Rys. 4. Opór ścinania przy wybranych konfiguracjach E_s i E_θ Rys. 5. Wartości oporu ścinania τ w funkcji Δl przy różnych σ

Porównanie numerycznych wartości Φ z modelu I (M I) i II (M II) z wartościami opisanymi w rozdziale 4 pracy, otrzymanymi w badaniach laboratoryjnych (oznaczonymi na rysunku 6 jako $\Phi_{lab.}$) oraz wynikami badań dostępnymi w literaturze dla piasku grubego, przedstawiono na rysunku 6. Ich zgodność można uznać za zadowalającą.



Rys. 6. Porównanie wartości Φ – numerycznych, laboratoryjnych oraz literaturowych

6. Podsumowanie

Można stwierdzić, że prezentowane wyniki numeryczne – dla zidentyfikowanych parametrów sztywności, przy uwzględnieniu szorstkości i nieregularności kształtu ziaren poprzez odpowiednie zwiększanie oporów tarcia – wykazują dobrą zgodność z rzeczywistymi wartościami kątów tarcia wewnętrznego piasku o podobnym uziarnieniu. Stosowana metoda analizy numerycznej może w przybliżeniu symulować zachowanie ośrodka sypkiego – gruntu niespoistego mimo uproszczenia układu do płaskiego stanu naprężenia (PSN). Przewagą takiego podejścia nad modelami ciągłymi jest łatwiejsze uwzględnianie imperfekcji ułożenia ziaren oraz modyfikowanie parametrów tarcia i sztywności kontaktu na poziomie pojedynczych elementów.

Literatura

- Ai J., Chen J. F., Rotter J. M., Ooi J. Y. (2011). Assessment of rolling resistance models in discrete element simulations. *Powder Technology*, Vol. 206, No. 30, 269-282.
- Iwashita K., Oda M. (1998). Rolling Resistance at Contacts in Simulation of Shear Band Development by DEM. *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 124, No. 3, 285-292.
- Jiang M. J., Yu H.-S., Harris D. (2005). A novel discrete model for granular material incorporating rolling resistance. *Computers and Geotechnics*, Vol. 32, No. 5, 340-357.
- Rojek J. (2007). Modelowanie i symulacja komputerowa złożonych zagadnień mechaniki nieliniowej metodami elementów skończonych i dyskretnych. *Instytut Podstaw Informatyki PAN*, Warszawa.
- Wang J., Gutierrez M. (2010). Discrete element simulations of direct shear specimen scale effects. *Géotechnique*, Vol. 60, No. 5, 395-409.
- Widuliński Ł., Kozicki J., Tejchman J. (2009). Numerical Simulations of Triaxial Test with Sand Using DEM. *Archives of Hydro-Engineering and Environmental Mechanics*, Vol. 56, No. 3-4, 149-172.
- Wiłun Z. (2005). *Zarys geotechniki*. Wydawnictwa Komunikacji i Łączności, Warszawa.
- Yan Y., Ji S. (2010). Discrete element modeling of direct shear tests for a granular material. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 34, No. 9, 978-990.
- Zhang L., Thornton C. (2007). A numerical examination of the direct shear test. *Géotechnique*, Vol. 57, No. 4, 343-354.

NUMERICAL ANALYSES OF THE DIRECT SHEARING OF NON-COHESIVE SOIL USING THE DISCRETE ELEMENT METHOD

Abstract: The paper presents results of the numerical simulations of the direct shearing of non-cohesive soil using two-dimensional discrete element method. Identification of contact stiffness parameters as well as sliding and rolling friction coefficients was the main subject of the work. Grain roughness and its shape effect were simulated by increasing friction parameters. Internal friction angles obtained by the numerical calculations were compared with the results of the laboratory tests and the values from the literature sources. It was shown that it is possible to simulate shear strength of soil samples with various grain size distribution using the discrete element method simplified to two dimensions.