

# Właściwości retencyjne, przewodność hydrauliczna i naprężenia efektywne w gruntach nienasyconych

Dr hab. inż. Adam Szymkiewicz, prof. dr hab. inż. Zbigniew Sikora, dr inż. Rafał Ossowski, mgr inż. Witold Tisler  
Politechnika Gdańska, Wydział Inżynierii Lądowej i Środowiska

Grunty naturalne i antropogeniczne znajdujące się powyżej zwierciadła wody gruntowej mają pory częściowo wypełnione wodą, a częściowo powietrzem. Określa się je mianem gruntów nienasyconych lub częściowo nasyconych. Grunty nienasycone przez długi czas znajdowały się poza głównym nurtem klasycznej mechaniki gruntów [10, 28]. Wynikało to zarówno z trudności opisu tego rodzaju materiałów trójfazowych, jak i z dużej zmienności przestrzennej i czasowej stanu wilgotności gruntu w strefie nienasyconej. W ciągu ostatnich dwudziestu lat obserwuje się jednak bardzo dynamiczny rozwój mechaniki gruntów nienasyconych, o czym świadczy, między innymi, wzrastająca liczba poświęconych temu tematowi monografii [10, 11, 28, 33 i inne]. Postęp w dziedzinie mechaniki nienasyconych ośrodków porowatych jest związany z doskonaleniem urządzeń pomiarowych oraz wzrastającymi możliwościami obliczeniowymi komputerów, dzięki którym możliwe jest rozwiązanie nieliniowych równań opisujących procesy przepływu i deformacji w takich materiałach. Z drugiej strony rośnie świadomość znaczenia gruntów nienasyconych w praktyce inżynierskiej. Dotyczy to nie tylko obszarów o suchym klimacie i dużej miąższości strefy nienasyconej (np. Ameryka Środkowa i Południowa, Azja Południowo-Wschodnia, Australia), ale również krajów klimatu umiarkowanego, takich jak Polska. Typowe przykłady problemów inżynierskich, w których należy zwrócić uwagę na procesy zachodzące w strefie nienasyconej to, między innymi: filtracja w wałach przeciwpowodziowych i zaporach ziemnych, stateczność budowli ziemnych, skarp i zboczy, posadowienia budynków na gruntach ekspansywnych, interpretacja badań polowych, między innymi sondowań CPTU, zabezpieczenie składowisk odpadów, wyznaczanie stref ochronnych ujęć wody, projektowanie obiektów do infiltracji wód opadowych. Problemy te spotykają się z rosnącym zainteresowaniem w krajowej literaturze inżynierskiej [między innymi 21, 36, 45, 46, 47]. We wszystkich powyższych przypadkach niezbędna jest umiejętność prognozowania przepływu wody i deformacji gruntu w warunkach częściowego nasycenia. Celem niniejszego artykułu jest przedstawienie podstawowej charakterystyki gruntów nienasyconych w zakresie ich właściwości retencyjnych, przewodności hydraulicznej oraz sposobu określania naprężenia efektywnego, z uwzględnieniem aktualnych kierunków badań omawianych w literaturze światowej. Artykuł przygotowano na podstawie monografii z zakresu fizyki i mechaniki gruntów nienasyconych [17, 36, 39, 44] oraz szeregu artykułów wymienionych w spisie literatury.

## POTENCJAŁ WODY GRUNTOWEJ I KRZYWA RETENCJI

Większość gruntów naturalnych wykazuje właściwości hydrofilowe. Oznacza to, że cząsteczki wody są przyciągane przez minerały budujące szkielet gruntowy bardziej niż cząsteczki

powietrza. Wodę określa się zatem jako płyn zwilżający (w stosunku do gruntu), zaś powietrze – jako płyn niezwilżający. Stan energetyczny wody w gruncie jest określony poprzez jej potencjał, będący miarą sił oddziałujących na wodę. Potencjał można wyrazić jako energię przypadającą na jednostkę masy  $[J/kg]$ , objętości  $[J/m^3 = Pa]$  lub ciężaru  $[J/N = m]$ . W przypadku pomijalnie małych efektów osmotycznych, związanych ze zmiennym stężeniem substancji rozpuszczonych w wodzie gruntowej, oraz przy założeniu nieściśliwości wody, potencjał wody wygodnie jest zapisać w postaci sumy dwóch składowych, ciśnieniowej i grawitacyjnej:

$$P_w = p_w + \rho_w g z \quad \text{lub} \quad H_w = h_w + z \quad (1)$$

gdzie:

$P_w$  – potencjał całkowity wyrażony w jednostkach ciśnienia,

$p_w$  – potencjał ciśnieniowy,

$\rho_w$  – gęstość wody,

$g$  – przyspieszenie ziemskie,

$z$  – wysokość względem przyjętego poziomu odniesienia,

$H_w$  – całkowita wysokość potencjału,

$h_w$  – wysokość potencjału ciśnieniowego.

Umownie przyjmuje się, że składowa ciśnieniowa  $p_w = 0$  dla wody pod ciśnieniem atmosferycznym (na powierzchni zwierciadła swobodnego wody gruntowej). Poniżej zwierciadła wody gruntowej potencjał ciśnieniowy przyjmuje wartości dodatnie i odpowiada panującemu w wodzie nadciśnieniu względem ciśnienia atmosferycznego. Powyżej zwierciadła swobodnego potencjał ciśnieniowy jest ujemny, co wynika z działania sił kapilarnych i adsorbcyjnych, wiążących wodę ze szkieletem gruntowym. Ujemny potencjał ciśnieniowy wody w strefie nienasyconej jest nazywany potencjałem macierzowym (ang. *matrix potential*), natomiast różnicę między potencjałem ciśnieniowym powietrza i wody w strefie nienasyconej, będącą wartością dodatnią, nazywa się ssaniem (ang. *suction*), potencjałem ssącym lub ciśnieniem kapilarnym (ang. *capillary pressure*):

$$p_s = p_a - p_w \quad (2)$$

gdzie:

$p_s$  – ssanie,

$p_a$  – ciśnienie powietrza w porach gruntu.

Przy ciśnieniu powietrza w porach równym ciśnieniu atmosferycznemu ssanie jest równe co do wartości bezwzględnej potencjałowi macierzowemu.

$$p_s = -p_w \quad (3)$$

Należy zauważyć, że określenie „potencjał ciśnieniowy” w odniesieniu do strefy nienasyconej jest pewnym uproszczeniem, gdyż jego ujemne wartości tylko w ograniczonym zakresie odpowiadają rzeczywistym wartościom ciśnienia wody. W wodzie utrzymywanej siłami kapilarnymi panuje ciśnienie niższe od atmosferycznego, jednak ze względu na zjawisko kawitacji jego minimalna wartość nie powinna przekroczyć około  $-0,1$  MPa [2]. Tymczasem potencjał macierzowy mierzony

w wysuszonym gruncie osiąga znacznie niższe wartości, co wiąże się z działaniem sił adsorbujących, wiążących cząsteczki wody na powierzchni ziaren gruntu. Potencjał ssący wody gruntowej będącej w równowadze termodynamicznej z parą wodną w powietrzu można określić, korzystając z równania Kelvina [28]:

$$p_s = -\frac{RT\rho_w}{M_w} \ln(R_h) \quad (4)$$

gdzie:

$R$  – uniwersalna stała gazowa (8,3143 J/mol<sup>o</sup>K),

$T$  – temperatura [°K],

$M_w$  – masa molowa wody (18,016 · 10<sup>-3</sup> kg/mol),

$R_h$  – wilgotność względna powietrza (wyrażona w ułamku).

Przy temperaturze powietrza 20°C i wilgotności 60%  $p_s = 70$  MPa (stan powietrzno-suchy). Natomiast przy temperaturze 105°C i wilgotności 0,3% otrzymujemy  $p_s = 1000$  MPa, co przyjmuje się jako minimalną wartość potencjału gruntu o zerowej wilgotności. W literaturze można znaleźć propozycje bardziej szczegółowego opisu potencjału wody w strefie nienasyconej, z uwzględnieniem podziału na składową kapilarną i adsorbcyjną [np. 34, 41]; koncepcje te nie doczekały się jednak jeszcze szerszego zastosowania w używanych praktycznie modelach.

Wartości ssania w gruncie nienasyconym zwiększają się wraz ze zmniejszającą się zawartością wody, gdyż im mniej wody, tym większy jest udział sił wiążących wodę ze szkieletem w przeliczeniu na jednostkę objętości wody. Zależność ssania od zawartości wody przedstawia się w postaci tak zwanej krzywej retencji (ang. *retention curve* lub *soil-water characteristic curve*). Zawartość wody w gruncie można wyrazić poprzez:

- wilgotność masową:

$$w = \frac{m_w}{m_s} \quad (5)$$

- wilgotność objętościową:

$$\theta = \frac{V_w}{V} \quad (6)$$

- stopień nasycenia wodą (stopień wilgotności):

$$S_r = \frac{V_w}{V_p} \quad (7)$$

gdzie:

$m_w$  – masa wody w próbce gruntu,

$m_s$  – masa szkieletu w próbce,

$V_w$  – objętość wody,

$V$  – objętość próbki,

$V_p$  – objętość porów.

Wybór zmiennej opisującej zawartość wody w gruncie ma istotne znaczenie w przypadku gruntów, w których zmiana wartości ssania powoduje znaczące zmiany porowatości. Przykładowo wiele gruntów ekspansywnych zmienia swoją porowatość oraz wilgotność objętościową i masową, pozostając w stanie pełnego nasycenia ( $S_r = 1$ ) w stosunkowo szerokim zakresie wartości ssania [7,37]. W takim przypadku wykresy zależności  $p_s - \theta$  i  $p_s - S_r$  będą miały różny przebieg.

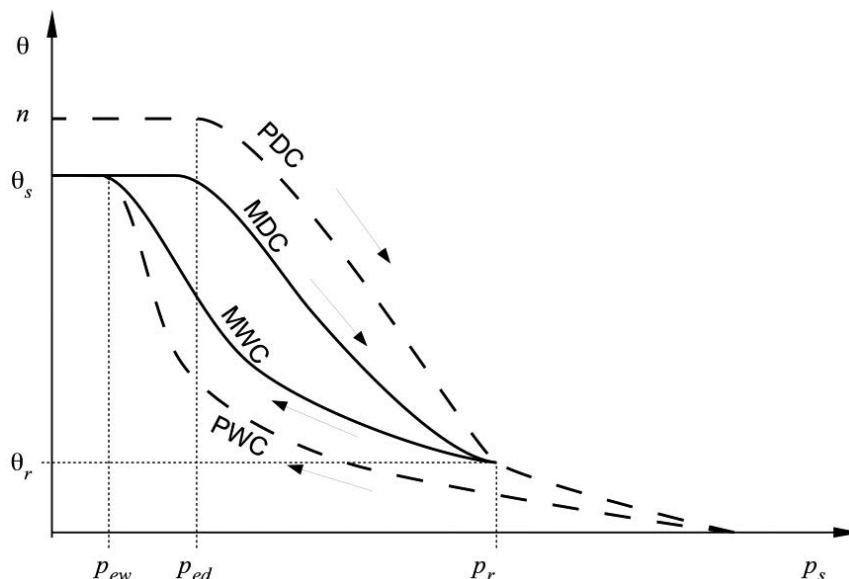
Krzywa retencji określona dla danego gruntu w warunkach drenażu (osuszania) ma inny kształt niż krzywa zmierzona dla tego samego gruntu w warunkach nawadniania. Zjawisko to jest

nazywane histerezą krzywej retencji. Przy danej wartości wilgotności ciśnienie ssania będzie większe w warunkach drenażu niż w warunkach nawadniania. Podczas nawadniania zerową wartość ssania można uzyskać w stanie niepełnego nasycenia, w którym w porach występują izolowane od siebie pęcherzyki powietrza. Przyjmuje się, że histereza wywoływana jest przez następujące mechanizmy i zjawiska [18]:

- efekt zmiennej średnicy porów: w przypadku nawadniania maksymalny podciąg kapilarny jest zależny od średnicy kanalika porowego w najszerszym miejscu, natomiast podczas drenażu gruntu nasyconego wznios kapilarny jest zależny od średnicy kanalików w najwyższych miejscach; pierwsza z wymienionych sytuacji odpowiada kapilarności czynnej, a druga kapilarności biernej;
- zmiana wartości kąta zwilżania między warstwą wody nachodzącą na powierzchnię minerału i warstwą cofającą się; kąt zwilżania jest większy w przypadku nachodzenia;
- efekt zamykania powietrza w porach gruntu: powietrze jako płyn niezwilżający zajmuje środkową część porów i może być odcięte w rozszerzeniach przestrzeni porowej, gdy węższe kanaliki są całkowicie wypełnione wodą.

Zjawisko histerezy zilustrowano na rys. 1. Zaznaczono na nim cztery charakterystyczne krzywe retencji [18, 30].

- Pierwotna krzywa drenażu (ang. *primary drainage curve*, PDC) reprezentuje osuszanie gruntu rozpoczynające się od stanu pełnego nasycenia. Grunty pozostają całkowicie nasycone dopóki wartość ssania nie przekroczy wielkości krytycznej, odpowiadającej średnicy największych porów w próbce. Taką wartość ssania nazywa się ciśnieniem wejścia powietrza lub ciśnieniem pęcherzykowym (ang. *air entry pressure* lub *bubbling pressure*),  $p_{ed}$ . W warunkach laboratoryjnych proces ten można kontynuować do stanu całkowicie suchego, jednak w warunkach terenowych drenaż kończy się na pewnej niezerowej wartości wilgotności, określanej jako wilgotność rezydualna  $\theta_r$ . Wilgotność rezydualna nie jest ściśle zdefiniowanym parametrem, niekiedy przyjmuje się, że odpowiada ona wartości ssania, tj. około 15 MPa, która jest granicą możliwości poboru wody przez rośliny [43], według innej definicji wilgotność rezydualna odpowiada zawartości wody utrzymywanej w gruncie przez siły adsorpcji, w odróżnieniu od sił kapilarnych [42].
- Pierwotna krzywa nawadniania (ang. *primary wetting curve*, PWC) przedstawia nawadnianie gruntu od stanu całkowicie suchego; krzywa ta zwykle kończy się na wartości wilgotności objętościowej mniejszej od porowatości, oznaczonej  $\theta_s$ , gdyż podczas nawadniania część powietrza pozostaje w gruncie w postaci odizolowanych od siebie pęcherzyków (rezydualna zawartość powietrza). Stosunek  $\theta_s$  do porowatości na ogół zawiera się w przedziale od 0,85 do 0,9 [16, 25]. Wartość tę osiąga się często przy większej od zera wartości ssania  $p_{ew}$ , która nazywa się ciśnieniem usunięcia powietrza (ang. *air expulsion pressure*) – odpowiada ona ciśnieniu wejścia powietrza na krzywej drenażu.



Rys 1. Histereza krzywej retencji gruntu

- Główną krzywą drenażu (ang. *main drainage curve*, MDC) i główną krzywą nawadniania (ang. *main wetting curve*, MWC) opisuje się odpowiednio procesy drenażu i nawadniania zachodzące między stanem rezydualnej zawartości powietrza i stanem rezydualnej wilgotności. Są one zatem reprezentatywne w warunkach terenowych. Jeżeli proces nawadniania lub drenażu będzie odwrócony przed osiągnięciem końcowej wartości wilgotności, zmiany ssania i wilgotności będą odbywać się wzdłuż tak zwanych krzywych skanujących (*scanning curves*), zawartych między krzywymi głównymi.

Ze zjawiskiem histerezy krzywej retencji w gruntach wiąże się różnica w wysokości strefy kapilarnej czynnej i biernej. Strefa kapilarności czynnej tworzy się w warunkach nawadniania (podciągu kapilarnego ponad zwierciadło wody). Strefa kapilarności biernej powstaje podczas opadania zwierciadła wody, a zatem odpowiada warunkom drenażu. Strefa bierna ma zatem wysokość większą od strefy czynnej.

Każdą z krzywych retencji można opisać, wykorzystując wzory analityczne, których dużą liczbę zaproponowano w literaturze. Zestawienia takich wzorów przedstawiono w pracach [20, 22, 36] – poniżej przytoczono najbardziej popularne propozycje. Można je zapisać, wykorzystując znormalizowaną wilgotność objętościową  $\theta_e$  lub znormalizowany stopień nasycenia  $S_e$ :

$$\theta_e = \frac{\theta - \theta_{\min}}{\theta_{\max} - \theta_{\min}} \quad \text{lub} \quad S_e = \frac{S_r - S_{\min}}{S_{\max} - S_{\min}} \quad (8)$$

gdzie: indeksy „min” i „max” oznaczają wartości minimalne i maksymalne w danych warunkach przepływu. Wielkości  $\theta_e$  i  $S_e$  nie są tożsame, szczególnie w przypadku gruntów ekspansyjnych, zatem ich wzory będą w ogólnym przypadku różniły się wartościami parametrów.

- Wzór Brooksa-Corey’a [4]

$$\theta_e = \begin{cases} (\alpha p_s)^{-\lambda} & p_s > \frac{1}{\alpha} = p_e \\ 1 & p_s \leq \frac{1}{\alpha} = p_e \end{cases} \quad (9)$$

- Wzór van Genuchtena [43]

$$\theta_e = [1 + (\alpha p_s)^n]^{-m} \quad (10)$$

- Wzór Fredlunda i Xinga [12]

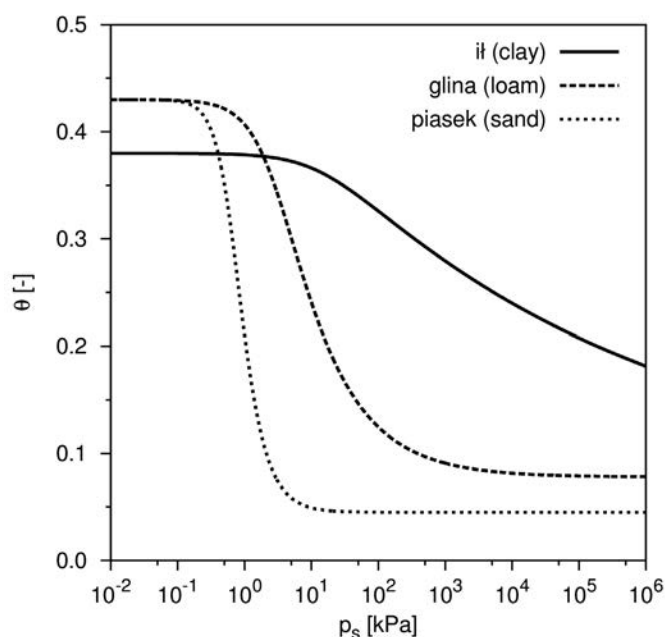
$$\theta_e = \left\{ \ln \left[ \exp(1) + (\alpha p_s)^n \right] \right\}^{-m} \quad (11)$$

W każdym z powyższych wzorów występuje parametr  $\alpha$  skalujący wartość ssania, wyrażony w jednostkach odwrotnych do  $p_s$ . We wzorze Brooksa-Corey’a (9) reprezentuje on odwrotność ciśnienia wejścia powietrza. We wzorach (10) i (11) wartość  $1/\alpha$  odpowiada w przybliżeniu punktowi przegięcia krzywej retencji i jest większa od ciśnienia wejścia powietrza. Parametry  $\lambda$ ,  $n$  i  $m$  są związane z rozkładem wielkości porów w gruncie i odpowiadają za nachylenie krzywej. We wzorze van Genuchtena najczęściej zakłada się zależność  $m = 1 - 1/n$ . Przykładowe wartości parametrów van Genuchtena dla wybranych rodzajów gruntu, według [6], zestawiono w tabl. 1. Przy dużych wartościach ssania wzory Brooksa-Coreya i van Genuchtena dają zbliżone wyniki, gdy  $\lambda = mn$ . Z badań przedstawionych w artykule [25] dla modelu van Genuchtena wynika, że parametr  $n$  przyjmuje zbliżoną wartość w warunkach nawadniania i drenażu, natomiast stosunek parametrów  $\alpha_w$  (nawadnianie) do  $\alpha_d$  (drenaż) wynosi średnio około 1,73 dla gruntów spoistych i około 3,14 dla gruntów niespoistych.

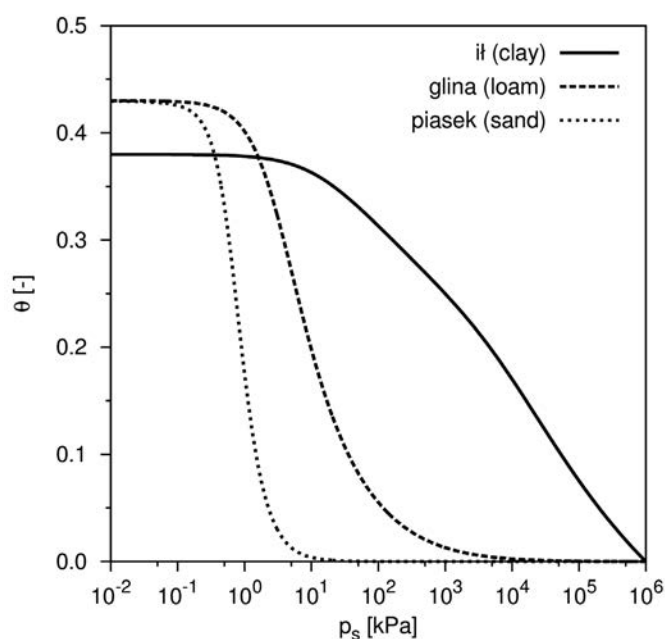
Tabl. 1. Średnie wartości parametrów funkcji retencji (główna krzywa drenażu) i przewodności hydraulicznej dla wybranych rodzajów gruntów (według [6])

|               | $\theta_r$ [–] | $\theta_s$ [–] | $\alpha$ [1/kPa] | $n$  | $k_s$ [m/s]          | $\eta$ |
|---------------|----------------|----------------|------------------|------|----------------------|--------|
| piasek (sand) | 0,045          | 0,43           | 1,48             | 2,68 | $8,25 \cdot 10^{-5}$ | 4,19   |
| głina (loam)  | 0,78           | 0,43           | 0,37             | 1,56 | $2,89 \cdot 10^{-6}$ | 6,57   |
| ił (clay)     | 0,68           | 0,38           | 0,08             | 1,09 | $5,56 \cdot 10^{-7}$ | 5,22   |

Kształt krzywej retencji jest zależny od rozkładu wielkości porów w gruncie. Im mniejszy jest rozmiar porów, tym większa jest wilgotność gruntu przy dużych wartościach ssania (i mniejsza wartość  $\alpha$ ). Nachylenie krzywej retencji zależy od jednorodności rozmiaru porów. Jeżeli wszystkie pory mają zbliżony rozmiar, krzywa przybiera kształt schodkowy – większość porów podlega drenażowi w określonym, wąskim przedziale wartości ssania (duże wartości  $\lambda$  lub  $n$ ). Natomiast w przypadku dużego zróżnicowania wielkości porów krzywa jest łagodnie nachylna, gdyż w każdym przedziale wartości ssania osuszana jest jedynie niewielka część porów.



Rys. 2. Przykładowe krzywe retencji wybranych rodzajów gruntu (parametry według [6]), opisane oryginalnym modelem van Genuchtena



Rys. 3. Przykładowe krzywe retencji wybranych rodzajów gruntu (parametry według [6]), opisane modelem van Genuchtena zmodyfikowanym w zakresie wysokiego ssania

Wszystkie przedstawione wyżej modele krzywej retencji charakteryzują się tym, że przy wartości  $\theta_e$  zmierzającej do 0 wartości ssania zmierzają do nieskończoności, stąd też nie powinny być stosowane przy małej wilgotności gruntu. Realistyczny kształt krzywej retencji przy dużych wartościach ssania można uzyskać, stosując wzór Fredlunda i Xinga z dodatkowym współczynnikiem korekcyjnym [12]:

$$\theta_e = C_r(p_s) \left\{ \ln \left[ \exp(1) + (\alpha p_s)^n \right] \right\}^{-m}$$

$$C_r(p_s) = 1 - \frac{\ln[1 + (p_s / p_r)]}{\ln[1 + (p_{s,max} / p_r)]} \quad (12)$$

gdzie:

$p_{s,max}$  – maksymalna wartość ssania, dla której  $\theta_e = 0$ ,

$p_r$  – wartość ssania rezydualnego, przy której następuje zmiana nachylenia krzywej retencji.

W podobny sposób można zmodyfikować wzory (9) i (10). Na rys. 2 przedstawiono przykładowe krzywe retencji (główne krzywe drenażu) dla piasku, gliny i łu, opisane oryginalnym wzorem van Genuchtena z parametrami z tabl. 1. Z kolei na rys. 3 pokazano krzywe zmodyfikowane przy użyciu wzoru (12), przy czym wartości ssania rezydualnego wynosiły 1 kPa dla piasku, 300 kPa dla gliny i 6000 kPa dla łu. Szereg alternatywnych propozycji dostosowania modeli krzywych retencji w zakresie wysokich wartości ssania opisano w artykule [15].

## PRZEWODNOŚĆ HYDRAULICZNA

Podstawowym parametrem charakteryzującym zdolność gruntu do przewodzenia wody w warunkach pełnego nasycenia jest współczynnik filtracji (współczynnik przewodności hydraulicznej). Współczynnik ten zależy od parametrów ośrodka porowatego oraz gęstości i lepkości wody, które zmieniają się wraz z temperaturą. W warunkach nienasyconych zdolności filtracyjne gruntu maleją na skutek zmniejszenia objętości porów dostępnych przy przepływie wody oraz dodatkowych oporów na granicy woda-powietrze. Zjawiska te uwzględnia się poprzez wprowadzenie współczynnika przewodności względnej  $k_r$ , o wartości z przedziału od 0 do 1. Prędkość filtracji  $v$  w warunkach niepełnego nasycenia określa się prawem Darcy'ego-Buckinghamha [17, 18]:

$$v = -k_s k_r \nabla H_w = -\frac{\kappa}{\mu_w} k_r \nabla (p_w + \rho_w g z) \quad (13)$$

gdzie:

$k_s$  – współczynnik filtracji w warunkach pełnego nasycenia,

$\kappa$  – współczynnik przepuszczalności właściwej (ang. *intrinsic permeability*), zależny tylko od parametrów gruntu,

$\mu_w$  – lepkość dynamiczna wody.

Współczynnik przewodności względnej można wyrazić jako funkcję stopnia wilgotności  $S_r$  lub potencjału ssania  $p_s$ . Zaproponowano szereg wzorów analitycznych, których przegląd można znaleźć w pracach [20, 23, 36]. Często stosowane są proste formuły, w których  $k_r$  jest funkcją potęgową znormalizowanego stopnia nasycenia:

$$k_r = (S_e)^\eta \quad (14)$$

gdzie wykładnik  $\eta$  można oszacować na podstawie parametrów funkcji Brooksa-Corey'a lub van Genuchtena [19]:

$$\eta = \frac{2}{\lambda} + 3 = \frac{2}{mn} + 3 \quad (15)$$

Wartości wyznaczone dla poszczególnych gruntów, (tabl. 1) są zgodne z zakresem zmienności  $\eta$  podanym przez Mualema [32], tj. od 2,5 do 24,5. Inną możliwością jest założenie wykładniczej zależności  $k_r$  od wielkości ssania [13]:

$$k_r = \exp(-\alpha p_s) \quad (16)$$

gdzie:

$\alpha$  – parametr skalujący ciśnienie ssania, podobnie jak we wzorach (10) i (11).

Bardziej złożone są modele statystyczne, oparte na analizie rozkładu wielkości porów, który wyznacza się z krzywej retencji gruntu. Najczęściej stosowane modele z tej grupy to modele Burdine'a [5] i Mualema [30], które można zapisać w ujednoliconiej formie [18]:

$$k_r = (S_e)^a \left[ \frac{\int_0^{S_e} p_s(s)^{-b} ds}{\int_0^1 p_s(s)^{-b} ds} \right]^c \quad (17)$$

gdzie wartości wykładników według Burdine'a wynoszą  $a = 2$ ,  $b = 2$  i  $c = 1$ , a według Mualema  $a = 0,5$ ,  $b = 1$  i  $c = 2$ . Wzór (17) może być teoretycznie stosowany z dowolną funkcją retencji  $p_s(S_e)$ , jednak tylko w niektórych przypadkach całki można wyliczyć analitycznie. Szczególnie często używa się modelu Mualema w połączeniu z funkcją retencji van Genuchtena (z warunkiem  $m = 1 - 1/n$ ), co prowadzi do następującej zależności:

$$k_{rw} = S_e^{0,5} \left[ 1 - (1 - S_e^{1/m})^m \right]^2 = \frac{\left\{ 1 - (\alpha p_s)^{n-1} \left[ 1 + (\alpha p_s)^n \right]^{-m} \right\}}{\left[ 1 + (\alpha p_s)^n \right]^{m/2}} \quad (18)$$

Istotnym zjawiskiem jest krzyżowanie się funkcji przewodności w gruntach grubo- i drobnoziarnistych w warunkach wzrastającego ssania, co pokazano na rys. 4. Przedstawiono tu przewodność całkowitą, będącą iloczynem współczynnika przewodności w stanie pełnego nasycenia i współczynnika prze-

wodności względnej, dla piasku (sand) i gliny (loam), których parametry określono w danych z pracy [6]. W piasku przewodność w stanie nasyconym jest większa niż w glinie, jednak wraz z wzrostem ssania stopień nasycenia, a zatem i przewodność względna, maleją znacznie szybciej w piasku w porównaniu do gliny. Już przy ssaniu około 2 kPa przewodność obu gruntów jest taka sama, zaś przy większych wartościach ssania piasek staje się znacznie mniej przepuszczalny od gliny. Efekt ten jest podstawą działania między innymi barier kapilarnych osłaniających składowiska odpadów, warstw drenażowych pod trawnikami oraz obsypkę żwirowych wokół fundamentów. W każdym z tych przypadków warstwa materiału gruboziarnistego jest praktycznie nieprzepuszczalna dla wilgoci w warunkach ssania występujących *in situ*.

We wzorach (14), (17) i (18)  $S_e$  jest znormalizowanym stopniem nasycenia. Tymczasem, w gruntach nienasyconych podlegających deformacji, przewodność hydrauliczna zmienia się nie tylko na skutek zmiany stopnia nasycenia, ale również z powodu zmiany porowatości wywołanej odkształceniem. W literaturze można znaleźć szereg wzorów opisujących zależność współczynnika przewodności w warunkach nasyconych od współczynnika porowatości  $n_p$  bądź wskaźnika porowatości  $e$  [np. 40]. Szczególnie rozpowszechniony jest wzór Kozeny'ego – Carmana, zgodnie z którym:

$$k_s = C_k \frac{e^3}{1 + e} \quad (19)$$

gdzie:

$C_k$  – współczynnik niezależny od porowatości.

Stosunkowo niedawno wprowadzono propozycje zależności łącznego efektu zmian porowatości i stopnia nasycenia na wartość współczynnika filtracji w warunkach zmiennego ssania [np. 37]. Problem ten wydaje się istotny szczególnie w przypadku gruntów słabych i ekspansywnych, które, jak wspomniano, podlegają znaczącym odkształceniom wywołanym zmianami ssania, pozostając w stanie nasyconym.

## NAPRĘŻENIE EFEKTYWNE

Podobnie jak w przypadku gruntów nasyconych, zmiany ciśnienia wody w porach gruntu nienasyconego zmieniają stan naprężenia, prowadząc do odkształceń gruntu. Opis takiego zjawiska wymaga sformułowania odpowiednich modeli konstytutywnych definiujących związek między stanem naprężenia i odkształcenia. W warunkach pełnego nasycenia powszechni przyjmuje się, że stan naprężenia w gruncie jest określony za pomocą naprężenia efektywnego  $\sigma'$  według propozycji Terzagiego:

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - p_w \delta_{ij} \quad (20)$$

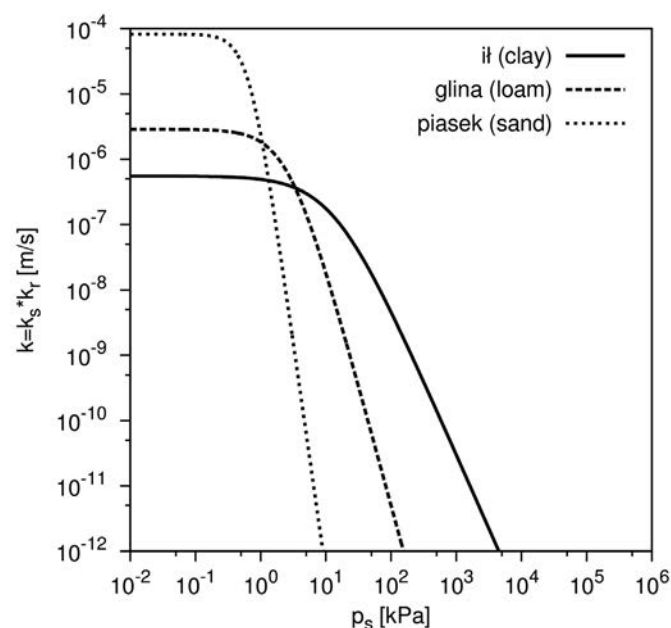
gdzie:

$\sigma$  – naprężenie całkowite,

$\delta_{ij}$  – delta Kroneckera.

Dla gruntów nienasyconych sformułowano szereg różnych propozycji określania naprężenia efektywnego (szczegółowy przegląd, np. w pracach [35, 36]). Propozycje te można podzielić na dwie podstawowe grupy.

Pierwszą grupę tworzą modele rozszerzające zasadę naprężeń efektywnych (20) na warunki niepełnego nasycenia. Podej-



Rys. 4. Przykładowe funkcje przewodności hydraulicznej wybranych rodzajów gruntu

ście to zaproponował przez Bishopa [3], według którego naprężenie efektywne można zdefiniować jako:

$$\sigma'_{ij} = (\sigma_{ij} - p_a \delta_{ij}) + \chi(p_a - p_w) \delta_{ij} = \sigma_{ij}^{net} + \chi p_s \delta_{ij} = \sigma_{ij} - p' \delta_{ij} \quad (21)$$

gdzie:

$\chi$  – parametr Bishopa, którego wartości zmieniają się od 1 w gruncie nasyconym do 0 w gruncie suchym,

$\sigma^{net}$  – naprężenie netto:

$$\sigma_{ij}^{net} = \sigma_{ij} - p_a \delta_{ij} \quad (22)$$

$p'$  – uśrednione ciśnienie w porach gruntu:

$$p' = \chi p_w + (1 - \chi) p_a \quad (23)$$

Wykorzystując tak zdefiniowane naprężenie efektywne, można dostosować powszechnie znane kryterium wytrzymałościowe Coulomba-Mohra do warunków niepełnego nasycenia [np. 28]:

$$\tau_f = c' + [(\sigma_n - p_a) - \chi(p_a - p_w)]_f \tan \phi' \quad (24)$$

gdzie:

indeks  $f$  oznacza warunki utraty wytrzymałości,

$\sigma_n$  – naprężenie normalne (całkowite)

$\tau_f$  – graniczna wytrzymałość na ścinanie,

$c'$  i  $\phi'$  – efektywna spójność i efektywny kąt tarcia wewnętrznego w klasycznym rozumieniu gruntów nasyconych.

Ponieważ ciśnienie powietrza w porach jest na ogół bliskie wartości ciśnienia atmosferycznego ( $p_a = p_{atm} = 0$ ), a ciśnienie wody kapilarnej  $p_w < 0$ , w warunkach niepełnego nasycenia naprężenie efektywne jest większe od naprężenia całkowitego, co przekłada się na większą stateczność skarp i zboczy z gruntu częściowo nasyconego w porównaniu z gruntem suchym i całkowicie nasyconym.

Istotnym problemem jest określenie wartości parametru Bishopa  $\chi$ . Przyjmuje się, że jest on funkcją ssania bądź stopnia wilgotności gruntu. Często proponuje się proste zależności w postaci [np. 24, 26]:

$$\chi = S_w \quad \text{lub} \quad \chi = S_e \quad (25ab)$$

Inna propozycja, zyskująca ostatnio popularność w literaturze, uzależnia  $\chi$  od ssania [14] i uwzględnia ciśnienie wejścia powietrza:

$$\chi = \begin{cases} (p_s / p_e)^{-0.55} & p_s > p_e \\ 1 & p_s \leq p_e \end{cases} \quad (26)$$

Warto zwrócić uwagę, że powyższy wzór (25) przypomina wzór Brooksa-Corey'a na zależność  $\theta_e$  lub  $S_e$  od  $p_s$ , z tym, że wykładnik ma tu stałą, uśrednioną wartość, niezależną od rodzaju gruntu. Istnieje zatem koncepcyjne podobieństwo między wzorami (25a), (25b) i (26). W każdym przypadku wraz z wzrostem ssania i towarzyszącym mu zmniejszaniem się wilgotności gruntu następuje zmniejszenie udziału ssania w naprężeniu efektywnym.

Lu i Likos [29] wprowadzili pojęcie „naprężenia ssania” (ang. *suction stress*), oznaczonego  $\sigma^s$  i zdefiniowali naprężenie efektywne następująco:

$$\sigma'_{ij} = (\sigma_{ij} - p_a \delta_{ij}) - \sigma^s \quad (27)$$

$$\sigma^s = -S_e p_s \quad (28)$$

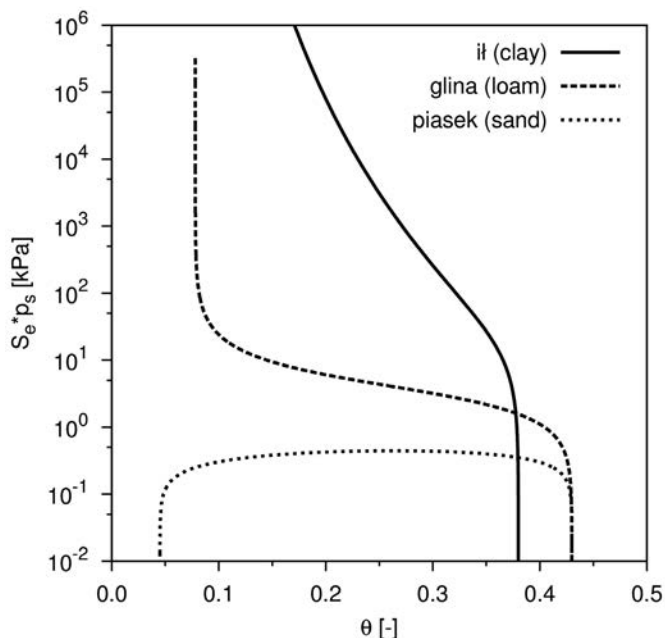
Zakładając  $p_a = 0$  oraz wyrażając  $p_s$  jako funkcję znormalizowanego stopnia nasycenia według formuły van Genuchtena, otrzymano [26]:

$$\sigma^s = -\frac{S_e}{\alpha} (S_e^{n/(1-n)} - 1)^{1/n} \quad (29)$$

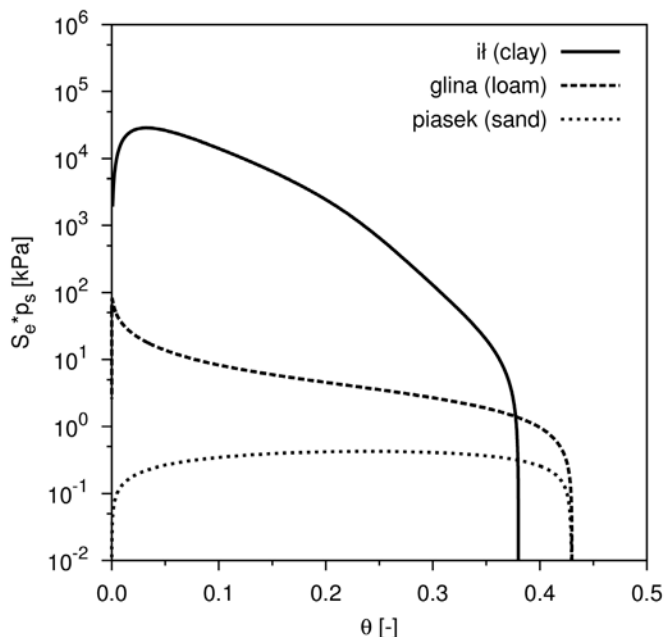
Powyższe wzory są równoważne formule Bishopa (21) przy założeniu zależności (25b). Naprężenie ssania jest tą częścią całkowitego ssania w gruncie, która wpływa na naprężenie efektywne. Jest ono równe całkowitemu ssaniu w warunkach pełnego nasycenia, natomiast w warunkach nienasyconych zmienia się w różny sposób, w zależności od rodzaju gruntu. W gruntach piaszczystych  $\sigma^s$  osiąga wartość maksymalną przy średnich wartościach stopnia nasycenia, przy których jest istotny wpływ sił kapilarnych w wodzie pendularnej (otaczającej styki ziaren). Wraz ze zmniejszaniem się stopnia nasycenia naprężenie ssania zmniejsza się, dążąc do wartości zerowej. W gruntach spoistych nawet przy małym stopniu nasycenia występują znaczące wartości  $\sigma^s$ , co wiąże się z oddziaływaniem sił międzycząsteczkowych, które odgrywają istotną rolę w przypadku gruntów ilastych [29].

Omówione wyżej podejście [26] wydaje się atrakcyjne, gdyż pozwala na ujednolicony opis właściwości retencyjnych, hydraulicznych i mechanicznych gruntu za pomocą jednego zestawu parametrów van Genuchtena dla krzywej retencji. Parametry takie są dostępne w literaturze dla wielu gruntów. Koncepcja ta ma również poparcie w wynikach badań doświadczalnych [27]. Z drugiej jednak strony pojawiają się wątpliwości związane z obliczeniem naprężenia efektywnego w warunkach suchych. Metoda obliczeń opiera się na oryginalnej funkcji retencji van Genuchtena, w której przy zerowej znormalizowanej wilgotności ssanie osiąga wartości nieskończone. Iloczyn  $p_s \cdot S_e$  przy  $S_e$  zmierzającym do wartości 0 i dla  $n > 2$  również zmierza do 0, co jest zgodne z zachowaniem się gruntów piaszczystych. Natomiast przy  $n < 2$ , co odpowiada wielu gruntem spoistym, wartość iloczynu  $p_s \cdot S_e$  rośnie do nieskończoności, podczas gdy należałoby oczekiwać osiągnięcia określonej wartości maksymalnej (rys. 5). Z kolei obliczenie naprężenia ssania na podstawie krzywych retencji o skończonej maksymalnej wartości ssania, mających lepsze uzasadnienie fizyczne, prowadzi do sytuacji, w której dla  $n < 2$  naprężenie ssania gwałtownie maleje do zera w zakresie małych wilgotności. Wydaje się, że potrzebne są dalsze badania w tym zakresie, aby oddzielić rzeczywiste efekty fizyczne od artefaktów spowodowanych przyjętą formą równania opisującego krzywą retencji.

Alternatywą do modeli opartych na jednej zmiennej stanu naprężenia (naprężenie efektywne) są modele wykorzystujące dwie zmienne niezależne, którymi najczęściej są naprężenie netto i ssanie. W tej grupie można wymienić szereg znanych modeli konstytutywnych gruntu nienasyconego: Fredlunda i Morgensterna [8], Alonso i in. [1] (*Barcelona Basic Model*) oraz nowszy model Shenga, Fredlunda i Gensa [38]. Podejście to rozwinęło się jako odpowiedź na niedoskonałości wczesnych modeli opartych na pojedynczym naprężeniu efektywnym, co w szczególności przejawiało się w niemożności modelowania zachowania gruntów zapadowych, w których zmniejszanie ssania powodowało znaczne zmniejszenie objętości. Późniejsze prace wykazały jednak, że zjawiska te można opisać za pomocą koncepcji naprężenia efektywnego, pod warunkiem zastosowania modelu sprężysto-plastycznego, w którym powierzchnia plastyczności zmienia się w funkcji ssania. Jako przykład prostego modelu wykorzystującego dwie zmienne stanu naprężenia można



Rys. 5. Napężenie ssania według modelu Lu i Likosa [29] obliczone na podstawie krzywych retencji według oryginalnego modelu van Genuchtena



Rys. 6. Napężenie ssania według modelu Lu i Likosa [29] obliczone na podstawie krzywych retencji według modelu van Genuchtena zmodyfikowanego w zakresie wysokiego ssania

przytoczyć często wykorzystywane zmodyfikowane kryterium wytrzymałości Coulomba-Mohra, według propozycji Fredlunda i in. [9]:

$$\begin{aligned} \tau_f &= c' + (\sigma_n - p_a)_f \tan \phi' + (p_a - p_w)_f \tan \phi^b = \\ &= c' + \sigma_f^{net} \tan \phi' + p_{s,f} \tan \phi^b \end{aligned} \quad (30)$$

gdzie  $\phi^b$  jest kątem tarcia wewnętrznego związanym ze zmianą ssania. Badania wskazują jednak, że  $\phi^b$  jest nieliniowo zależne od stopnia wilgotności gruntu. Natomiast w warunkach pełnego nasycenia  $\phi^b = \phi'$ , wraz z wzrostem ssania (zmniejszaniem nasycenia) kąt  $\phi^b$  maleje. W suchym piasku kąt  $\phi^b = 0$ .

Warto zauważyć, że wzór (29) można sprowadzić do postaci równoważnej z wzorem (23), definiując parametr Bishopa jako:

$$\chi = \frac{\tan \phi^b}{\tan \phi'} = f(S_r) \quad (31)$$

W ten sposób można wykazać zgodność dwóch różnych koncepcji opisu wytrzymałości gruntów nienasyconych [28].

## PODSUMOWANIE

Badania nad gruntami nienasyconymi zajmują coraz ważniejsze miejsce we współczesnej geotechnice. Opis zjawisk zachodzących w takich gruntach jest zadaniem trudnym, ze względu na złożone zależności między wilgotnością, przewodnością hydrauliczną, ssaniem i napężeniem w szkieletie gruntowym. W niniejszym artykule przedstawiono podstawowe informacje o tych zależnościach, wskazując jednocześnie rozwijane obecnie kierunki badań w dziedzinie mechaniki gruntów nienasyconych, które są również przedmiotem zainteresowań naukowych pracowników Katedry Geotechniki, Geologii i Budownictwa Morskiego na Wydziale Inżynierii Lądowej i Środowiska Politechniki Gdańskiej.

## LITERATURA

1. Alonso E. E., Gens A., Josa A.: A constitutive model for partially saturated soils. *Geotechnique* 40: 1990, 405-430.
2. Baker R., Fyrdman S.: Unsaturated soil mechanics: Critical review of physical foundations. *Engineering Geology* 106, 2009, 26-39.
3. Bishop A. W.: The principle of effective stress. *Tecnisk Ukeblad* 39, 1959, 859-863.
4. Brooks R. H., Corey A. T.: Hydraulic properties of porous medium. *Hydrology Paper No 3*. Fort Collins, Colorado 1964.
5. Burdine, N. T.: Relative permeability calculation from pore size distribution data. *Trans. Am. Inst. Min.Eng.*, 198, 1953, 71-78.
6. Carsel, R. F.; Parrish, R. S.: Developing joint probability distributions of soil water characteristics. *Water Resources Research* 24, 1988, 755-769.
7. Fredlund D. G., Houston S. L.: Interpretation of soil-water characteristic curves when volume change occurs as soil suction is changed. [W:] Caceido i in. (red.) *Advances in unsaturated soils*. Taylor and Francis, 2013.
8. Fredlund, D. G., Morgenstern, N. R.: Stress state variables for unsaturated soils. *Journal of the Geotechnical Engineering Division* 103, 1977, 447-466.
9. Fredlund, D. G., Morgenstern, N. R., Widger R. A.: Shear strength of unsaturated soils. *Canadian Geotechnical Journal* 15, 1978, 313-321.
10. Fredlund D. G., Rahardjo H.: *Soil mechanics for unsaturated soils*. Wiley, 1993.
11. Fredlund D. G., Rahardjo H., Fredlund M. D.: *Unsaturated soil mechanics in engineering practice*. Wiley 2012.
12. Fredlund D. G., Xing A.: Equations for the soil-water characteristic curve. *Canadian Geotechnical Journal* 31, 1994, 521-532.
13. Gardner, W. R.: Some steady state solutions of unsaturated moisture flow equations with applications to evaporation from a water table. *Soil Science* 85, 1958, 228-232.
14. Khalili, N., Khabbaz M. H.: Unique relationship for  $\chi$  for the determination of the shear strength of unsaturated soils. *Geotechnique* 48, 1998, 681-687.
15. Khlosi M., Cornelis W. M., Douaik A., van Genuchten M. Th., Gabriels D.: Performance evaluation of models that describe the soil water retention curve between saturation and oven dryness. *Vadose Zone Journal* 7, 2008, 87-96.

16. Kosugi K., Hopmans J., Dane J.: Parametric models. [W:] *Methods of soil analysis. Part 4: Physical methods*. Soil Science Society of America, 2002.
17. Kowalik P.: *Zarys fizyki gruntów*. Wydawnictwa Politechniki Gdańskiej, Gdańsk 2007.
18. Kutilek M., Nielsen D.: *Soil hydrology*, Catena 1994.
19. Lassabatère L., Angulo-Jaramillo R., Soria Ugalde J. M., Cuenca R., Braud I., Haverkamp R.: Beers estimation of soil transfer parameters through infiltration experiments – BEST. *Soil Science Society of America Journal* 70, 2006, 521-532.
20. Leij F., Russel W., Lesch S.: Closed-form expressions for water retention and conductivity data. *Ground Water* 35, 1997, 848-858.
21. Lendo-Siwicka M., Garbulewski K.: *Badania nienasyconych gruntów drobnoziarnistych. Materiały 55 Konferencji Naukowej Komitetu Inżynierii Lądowej i Wodnej PAN, Kielce-Krynica 2009*.
22. Leong E. C., Rahardjo H.: Review of soil-water characteristic curve equations. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 123, 1997, 1106-1117.
23. Leong E. C., Rahardjo H.: Permeability functions for unsaturated soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 123, 1997, 1118-1126.
24. Lewis R. W., Schrefler B. A.: *The Finite Element Method in the Static and Dynamic Deformation and Consolidation of Porous Media*. Wiley 1999.
25. Likos W., Lu N., Godt J.: Hysteresis and uncertainty in soil water-retention curve parameters. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 140, 2014.
26. Lu N., Godt J. W., Wu D. T.: A closed-form equation for effective stress in unsaturated soil. *Water Resources Research* 46, 2010, W05515.
27. Lu N., Kaya M., Godt J. W.: Interrelations among the soil-water retention, hydraulic conductivity, and suction-stress characteristic curves. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 140, 2014.
28. Lu N., Likos W.: *Unsaturated soil mechanics*. Wiley 2004.
29. Lu N., Likos W.: Suction stress characteristic curve for unsaturated soil. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 132, 2006, 131-142.
30. Luckner L., van Genuchten M. Th., Nielsen D.: A consistent set of parametric models for the two-phase flow of immiscible fluids in the subsurface. *Water Resources Research* 25, 1989, 2113-2124.
31. Mualem Y.: A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. *Water Resources Research* 12, 1976, 513-522.
32. Mualem Y.: Hydraulic conductivity of unsaturated porous media: Generalized macroscopic approach. *Water Resources Research* 14, 1978, 325-334.
33. Murray E. J., Sivakumar V.: *Unsaturated soils: A fundamental interpretation of soil behaviour*. Wiley 2010.
34. Nitao J. J., Bear J.: Potentials and their role in transport in porous media. *Water Resources Research*, 32, 1996, 225-250.
35. Nuth M., Laloui L.: Effective stress concept in unsaturated soils: Clarification and validation of a unified framework. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 32, 2008, 771-801.
36. Ossowski R., Sikora Z.: *Numeryczne modelowanie sondowania statycznego CPTU*. Politechnika Gdańska, Wydział Budownictwa Wodnego i Inżynierii Środowiska, 2004.
37. Parent S.-E., Abdulazadeh A. M., Nuth M., Cabral A. R.: Hydraulic conductivity and water retention curve of highly compressible materials – from a mechanistic approach through phenomenological models. [W:] *Dikinya O. (red) Developments in hydraulic conductivity research*, InTech, 2011.
38. Sheng D., Fredlund D. G., Gens A.: A new modeling approach for unsaturated soils using independent stress variables. *Canadian Geotechnical Journal* 45, 2008, 511-534.
39. Szymkiewicz A.: *Modelling water flow in unsaturated porous media: accounting for nonlinear permeability and material heterogeneity*. Springer 2013.
40. Szymkiewicz A., Kryczka A.: Obliczanie współczynnika filtracji piasków i żwirów na podstawie krzywej uziarnienia: przegląd wzorów empirycznych, *Inżynieria Morska i Geotechnika*, nr 2/2011, 110-121.
41. Tuller M., Or D., Dudley L. M.: Adsorption and capillary condensation in porous media: Liquid retention and interfacial configurations in angular pores. *Water Resources Research*, 35, 1999, 1949-1964.
42. Vanapalli S. K., Sillers W. S., Fredlund M. D.: The meaning and relevance of residual state to unsaturated soils. 51 *Canadian Geotechnical Conference*, Edmonton, Alberta, Canada, 1998.
43. van Genuchten M. Th. 1980. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Science Society of America Journal* 44, 1980, 892-898.
44. Zaradny H.: *Matematyczne metody opisu i rozwiązań zagadnień przepływu wody w nienasyconych i nasyconych gruntach i glebach*. Instytut Budownictwa Wodnego PAN, 1990.
45. Zawadzki Ł., Lech M., Garbulewski K.: Wpływ stanu nasycenia podłoża gruntowego wodą na wyniki sondowań geotechnicznych. *Przegląd Naukowy – Inżynieria i Kształtowanie Środowiska* 60, 2013, 107-116.
46. Zydrón T., Zaleski T.: Analiza porównawcza wybranych funkcji pedotransferu do określenia właściwości retencyjnych gruntów na przykładzie utworów pochodzących z obszarów osuwiskowych. *Inżynieria Morska i Geotechnika*, nr 1/2013, 36-42.
47. Zydrón T.: Ocena stateczności zboczy w ujęciu wybranych modeli jednowymiarowych. *Inżynieria Morska i Geotechnika*, nr 3/2013, 197-210.