

### 3.1. Charakterystyka czynników warunkujących proces konsolidacji

Podczas budowy nasypów na gruntach organicznych konieczna jest często znajomość wzrostu wytrzymałości na ścinanie w podłożu podczas kolejnych etapów wznoszenia nasypu. Wymaga to prawidłowego określenia nie tylko całkowitych osiadań w poszczególnych etapach budowy, lecz również prognozy przyrostu odkształceń podłoża oraz rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach.

Znajomość aktualnego stanu odkształceń podłoża nasypu podczas budowy oraz naprężenia efektywnego umożliwia oszacowanie wzrostu wytrzymałości na ścinanie i analizę stateczności posadawianej budowli ziemnej.

Grunty organiczne odznaczają się dużą ściśliwością, złożonym przebiegiem procesu odkształceń i długim czasem trwania tego procesu. Stąd wypływa generalna niechęć inżynierów do posadawiania obiektów budowlanych na podłożu, w którym te grunty występują. Czas trwania osiadania gruntów organicznych zależy przede wszystkim od rodzaju gruntu i stopnia nasycenia wodą. Grunty obciążone ulegają odkształceniom. Początkowo obciążenie przyłożone w całości przejmuje woda, a dopiero później szkielet gruntowy. Dzieje się to z powodu stopniowego wyciskania wody z porów gruntu w wyniku powstałej nadwyżki ciśnienia wody w porach. Jest to proces konsolidacji, którego czas trwania zależy od prędkości odsączania się wody z gruntu i intensywności odkształcania szkieletu.

Na proces konsolidacji gruntów o dużej ściśliwości składają się natychmiastowe odkształcenie pęcherzyków fazy gazowej wody w porach oraz deformacja szkieletu pod wpływem naprężenia efektywnego (Szymański 1982). Pierwsze odkształcenie przyjmuje się równe odkształceniom sprężystym. Drugie są związane ze zmniejszaniem się objętości gruntu i stopniową jego konsolidacją. Czas trwania odkształceń konsolidacyjnych przy stałym obciążeniu zależy od przepuszczalności gruntu i jest tym dłuższy, im mniejsza jest jego przepuszczalność. Ponadto, występują odkształcenia wtórne, które są wynikiem długotrwałych odkształceń strukturalnych gruntu (pełzania). Prędkość tych odkształ-

ceń uzależniona jest od właściwości reologicznych gruntu (lepkość); im większa jest lepkość strukturalna gruntu, tym proces pełzania szkieletu jest dłuższy. Zatem przebieg procesu konsolidacji podłoża nasypu uzależniony jest od:

- charakterystyki naprężenie-odkształcenie gruntu zalegającego w podłożu,
- charakterystyki przepływu wody w porach w gruncie,
- geometrii nasypu i podłoża,
- warunków drenażu wody porowej.

Wyniki badań prowadzonych przez wielu badaczy (Gibson i Lo 1961, Berry i Poskitt 1972, Edil i Dhowian 1979, Szymański 1986, Wolski i in. 1988) wskazują, że charakterystyki opisujące proces konsolidacji gruntów organicznych są nieliniowe, co w znaczącym stopniu utrudnia wykorzystanie ich w metodach obliczeniowych.

Nieliniowość ta wynika nie tylko ze zmiany stanu gruntu, lecz również z dużej anizotropii podłoża i jej zmienności w procesie deformacji (Wolski i in. 1985). Ponadto, duża ściślność gruntów organicznych powoduje konieczność uwzględnienia zmiennej geometrii podłoża w trakcie obliczeń konsolidacji, co prowadzi do nieliniowych związków geometrycznych w rozwiązaniach numerycznych.

Bardziej skomplikowany niż w gruntach mineralnych przebieg odkształceń wymaga stosowania metod obliczeniowych opartych na złożonych modelach gruntu, uwzględniających odmienną zachowania się gruntów organicznych pod obciążeniem.

W praktyce jednak konsolidację podłoża prognozuje się zwykle na podstawie jednowymiarowej analizy odkształcenia i jednokierunkowego lub osiowo-symetrycznego odpływu wody, wykorzystując metody Terzaghi'ego (1924), Gibsona-Lo (Gibson i Lo 1961a) lub dla podłoża z drenażem pionowym Barrona (1948) i Hansbo (1981). Główną zaletą tych metod jest łatwość wyznaczenia parametrów oraz mało skomplikowany sposób prowadzenia obliczeń. Jednakże wyniki uzyskiwane tymi metodami w podłożu organicznym pod nasypami nie są zadowalające (Szymański 1986). Jest to spowodowane przyjęciem stałych parametrów gruntowych w czasie odkształcania podłoża oraz liniowych związków konstytutywnych, co w przypadku gruntów organicznych jest zbyt daleko idącym uproszczeniem.

Celem poprawy wyników uzyskiwanych z obliczeń prowadzone są przez autorów prace mające na celu uwzględnienie w metodyce obliczeniowej konsolidacji podłoża nasypu czynników warunkujących poprawną ocenę konsolidacji gruntów organicznych, w szczególności uwzględnienie nieliniowych charakterystyk odkształceniowych i dużych przemieszczeń podłoża w trakcie konsolidacji (Król i Szymański 1990, Szymański i in. 1991).

## 3.2. Ocena konsolidacji podłoża

### 3.2.1. Empiryczna prognoza konsolidacji

W praktyce w obliczeniach projektowych nasypów niskich o małym znaczeniu wystarczające jest często określenie przebiegu osiadania powierzchni podłoża organicznego. W tym przypadku stopień konsolidacji  $U$  można wyznaczyć wstępnie z zależności empirycznych, opracowanych dla danego rodzaju gruntu. Wstępnego oszacowania przebiegu konsolidacji w podłożu torfowym można dokonać za pomocą wykresu Carlstena, opracowanego w Szwedzkim Instytucie Geotechnicznym na podstawie kompleksowych badań terenowych (Carlsten 1988). Równanie konsolidacji sprowadzono do następującej postaci:

$$U = 1 - Ae^{-Bt} \quad (3.1)$$

gdzie:

$A$  – stała,

$B$  – zmienna zależna od miąższości torfu  $H$ , wilgotności naturalnej  $w_n$  i obciążenia  $q$ ,

$t$  – czas [dni].

Obliczenia konsolidacji przeprowadzone za pomocą programu CONMULT (Larsson 1986) oparte na równaniu jednowymiarowej konsolidacji:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{M}{g\rho_w} \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial u}{\partial z} \right) \quad (3.2)$$

gdzie:

$u$  – nadwyżka ciśnienia wody w porach,

$t$  – czas,

$M$  – moduł odkształcenia gruntu,

$\rho_w$  – gęstość wody,

$z$  – pionowa odległość od powierzchni drenażu,

$k$  – współczynnik filtracji pionowej,

$g = 9,81$  m/s,

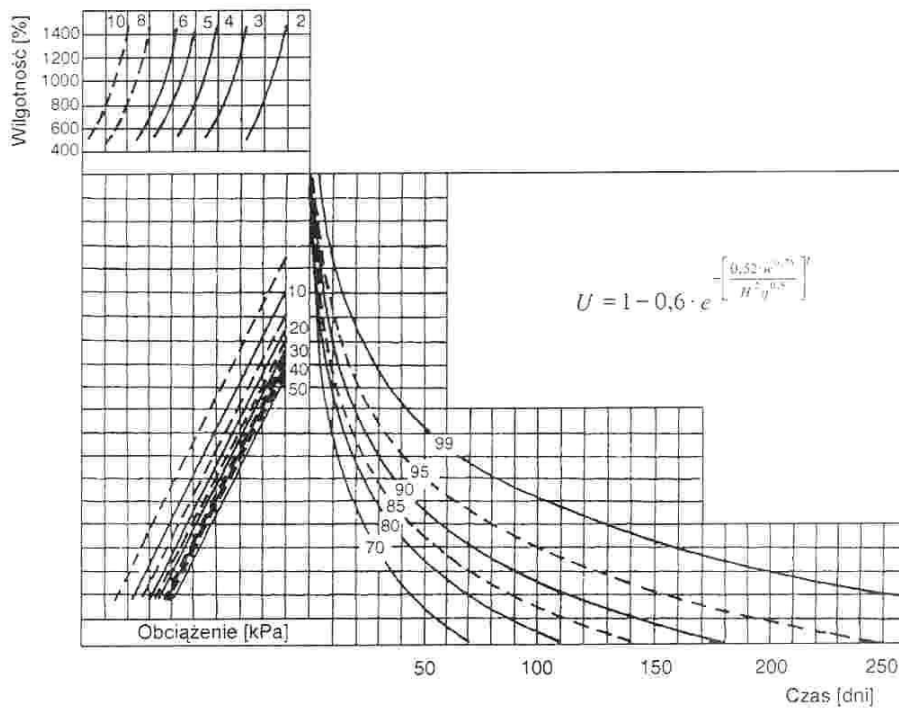
pozwoliły na uzyskanie równania (3.1) w następującej formie:

$$U = 1 - 0,6e^{-\left(\frac{0,52(w_n)^{0,75}}{H^2\rho_w}\right)^2 t}, \quad (3.3)$$

Równanie to jest poprawne w przypadku swobodnego drenazu na stropie i na spągu warstwy torfu oraz przy miąższości torfu  $H = 2:6$  m, wilgotności  $w_H = 800 \div 1500\%$ , obciążeniu  $q < 50$  kPa. W przypadku nieprzepuszczalnej warstwy dolnej otrzymano:

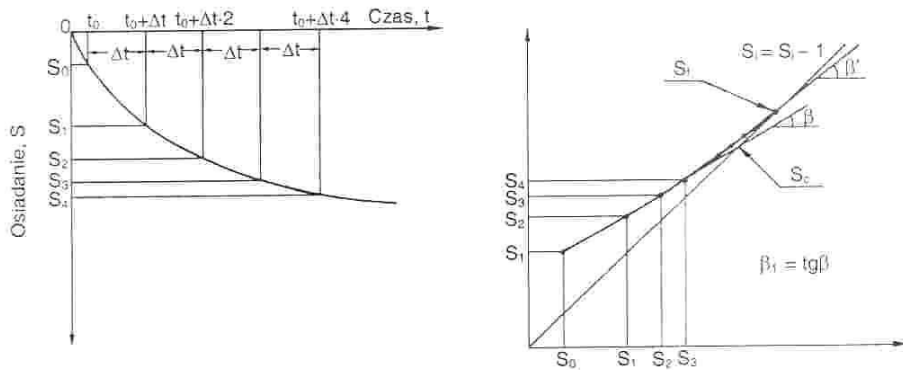
$$U = 1 - 0,6e^{-\left[\frac{0,13(w_H)^{0,75}}{H^2 q^{0,5}}\right]t} \quad (3.4)$$

Na podstawie równań (3.3) i (3.4) Carlsten opracował wykres przedstawiony na rysunku 3.1. Nomogram opracowany jest do przypadku obustronnie drenowanej warstwy. Może być również stosowany do przypadku nieprzepuszczalnej warstwy dolnej przez przyjęcie warunku  $H_{\text{obl}} = 2H_{rz}$ . W ocenie przebiegu konsolidacji wykorzystuje się także wsteczną analizę procesu odkształceń, szczególnie w sytuacji etapowego lub wstępnego obciążenia. Wówczas w czasie procesu konsolidacji na nasypie próbnym dokonywane są pomiary osiadań celem weryfikacji wykonanych obliczeń i prognozy przebiegu konsolidacji na



Rysunek 3.1. Nomogram do obliczeń konsolidacji torfu (Carlsten 1988a)

kolejnych odcinkach wznoszonego nasypu. Zasadę tę wykorzystuje się w empirycznej metodzie Asaoki (1978). Zgodnie z tą metodą, całkowite osiadania określa się graficznie na podstawie wyników próbnego obciążenia podłoża. Krzywa konsolidacji ilustruje wtedy zależność  $S_n = f(t_n)$ , gdzie  $t_n = t_0 + n\Delta t$  (rys. 3.2). Punkty krzywej konsolidacji są używane do wykreślenia zależności  $S_n = f(S_{n-1})$ . Parametr konsolidacyjny  $\beta_1$  otrzymuje się z nachylenia krzywej.



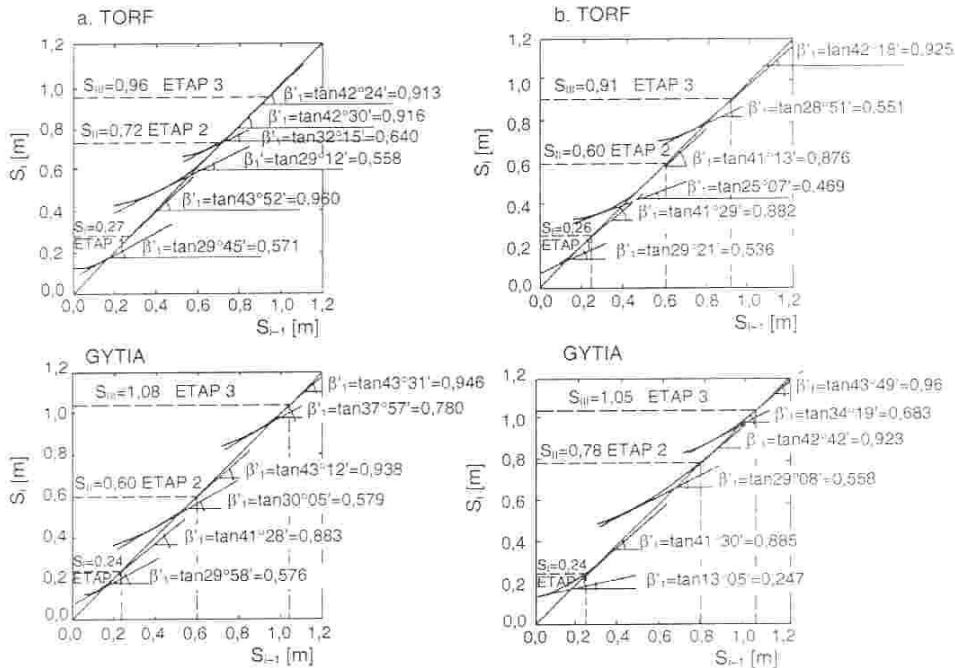
Rysunek 3.2. Metoda Asaoki określania parametrów konsolidacji  $S_n = f(S_{n-1})$  w punkcie przecięcia jej z dwusieczną układu współrzędnych

Osiadanie w czasie  $t$  wyznacza się zgodnie ze wzorem:

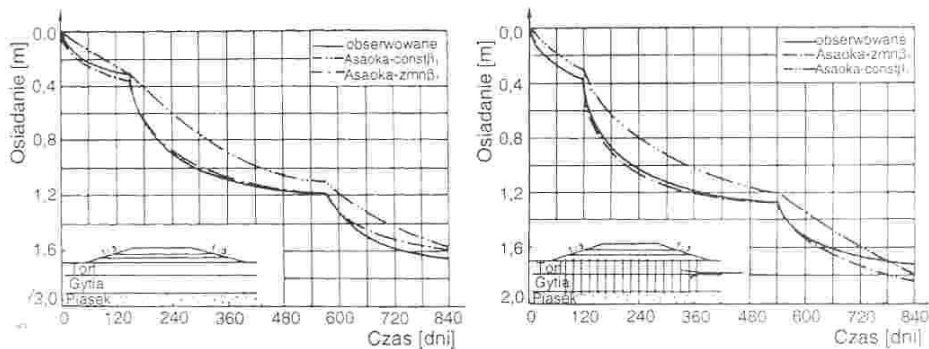
$$S_t = S \left[ 1 - \exp\left(\ln \frac{\beta_1}{\Delta t} t\right) \right] \quad (3.5)$$

Należy jednak zauważyć, że metoda Asaoki opiera się na teorii konsolidacji Terzaghi'ego, w której wszystkie parametry są stałe i nie zależą od czasu i odkształcenia. W gruntach organicznych parametry metody Asaoki zmieniają się jednak na skutek efektu pełzania szkieletu ( $\beta'_1 > \beta_1$ ). Zjawisko to było obserwowane podczas obliczeń konsolidacji, opartych na badaniach terenowych wykonywanych w Antoninach (rys. 3.3).

Z obliczeń konsolidacji podłoża organicznego nasypów doświadczalnych w Antoninach uzyskano znaczące różnice w wartościach osiadań pomierzonych obliczonych wzorem (3.5), przyjmującym stałe wartości parametru  $\beta_1$  w poszczególnych etapach budowy (rys. 3.4). Uwzględnienie zmienności parametru  $\beta_1$  w obliczeniach przebiegu osiadań wpłynęło na poprawę uzyskiwanych wyników. Obliczenia wykonano wykorzystując propozycję Szymańskiego i Lechowicza (1986) modyfikującą metodę Asaoki przez zastosowanie w równaniu (3.5) zmiennego parametru  $\beta_1$ , którego wartość zależy od czasu konsolidacji  $t$ .



Rysunek 3.3. Zależność parametrów konsolidacyjnych stosowanych w metodzie Asaoki (Wolski i in. 1988): a – nasyp nr 3 w Antoninach; b – nasyp nr 4 w Antoninach



Rysunek 3.4. Pomierzone i obliczone wartości osiadań podłoża nasypów w Antoninach (Szyński 1991)

### 3.2.2. Wykorzystanie teorii konsolidacji

W praktyce do prognozy przebiegu odkształceń podłoża organicznego nasypów wykorzystuje się metody opracowane dla gruntów mineralnych oparte na teorii konsolidacji. Istniejące teorie konsolidacji można podzielić na

dwie grupy. Pierwszą stanowią teorie przyjmujące jednowymiarowy stan odkształcenia, m.in. powszechnie stosowana teoria Terzaghi'ego. Stosowanie tej teorii do gruntów słabych obciążone jest dużym błędem. Nie uwzględnia ona bowiem czasowej zmiany parametrów w procesie konsolidacji. W gruntach mineralnych wykazujących wtórną ściśliwość proces konsolidacji został opisany przez Gibsona i Lo (1961b). Adaptacje tej metody do gruntów organicznych prowadzone były przez Przysańskiego (1973) oraz Lechowicza i Szymańskiego (1984).

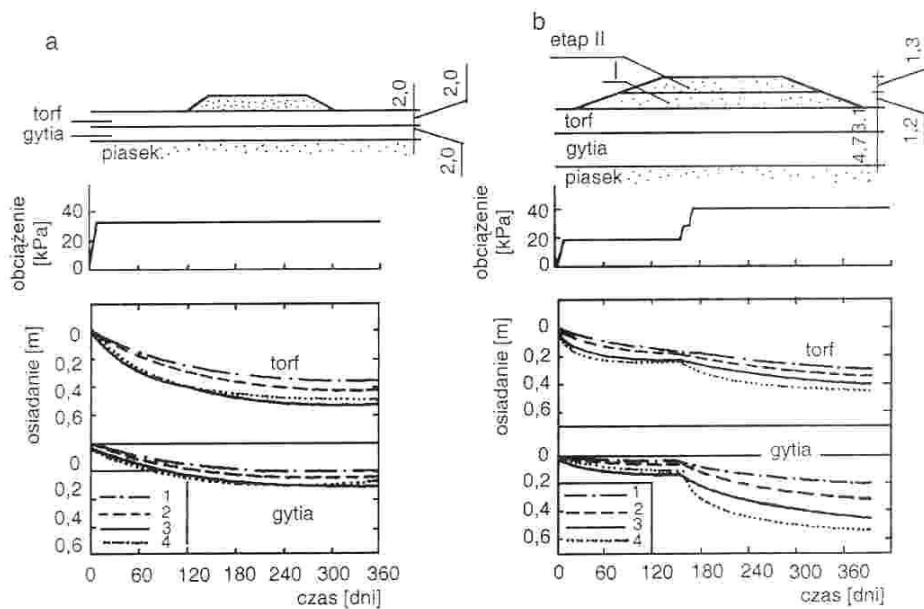
W gruntach organicznych, takich jak torf, proces konsolidacji został opisany przez Bardena (1970) oraz Berry'ego i Poskitta (1972). Uwzględniają oni czasową zmienność parametrów konsolidacyjnych w procesie deformacji. Jednowymiarową teorię konsolidacji torfów rozłożonych, uwzględniającą nieliniową zmienność parametrów gruntowych oraz równoczesny opis odkształceń natychmiastowych, pierwotnych i wtórnych opracowano w Katedrze Geotechniki SGGW-AR (Szymański 1982).

Drugą grupę stanowią teorie konsolidacji w stanie dwu- lub trójwymiarowym. Należą do niej metody Gersevanova (1934), Biota (1935) i Fłorina (1937). Biot zaproponował liniową teorię sprzężoną wykorzystującą sprężystość i izotropię szkieletu oraz prawo Darcy'ego dla przepływu cieczy. Parametry gruntowe w równaniach tej teorii zostały zdefiniowane przez Biota i Willisa (1957) oraz szczegółowo scharakteryzowane przez Derskiego (1964). Sprężysto-lepkoplastyczny charakter odkształceń gruntu w procesie konsolidacji został uwzględniony przez Kisiela (1967) i Zienkiewicza (1977). Nieliniową trójwymiarową teorię konsolidacji, uwzględniającą duże deformacje, zaproponował Szefer (1977).

Stosowanie skomplikowanych metod trójwymiarowej analizy konsolidacji do oceny przebiegu odkształceń i rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach w podłożu organicznym pod nasypem jest utrudnione ze względu na różnorodność i zmienność właściwości gruntu w podłożu oraz trudności w ocenie parametrów, często pozbawionych fizycznej interpretacji, jak również trudności obliczeniowych, pojawiających się podczas definiowania warunków brzegowych rozwiązania. Względy te powodują szerokie stosowanie w praktyce prostszych metod obliczeniowych opartych na klasycznych jedno- lub dwuwymiarowych teoriach konsolidacji.

Zastosowanie istniejących rozwiązań teorii konsolidacji do prognozy odkształceń podłoża organicznego nasypów wymaga odpowiedniego doboru metody obliczeniowej do konkretnego przypadku w terenie. Proces odkształcania podłoża uzależniony jest bowiem od rodzaju i zakresu obciążenia oraz od rodzaju i geometrii podłoża.

**Jednowymiarowa analiza konsolidacji.** Bardziej skomplikowany niż w gruntach mineralnych przebieg odkształceń objętościowych i postaciowych wymaga stosowania metod obliczeniowych opartych na reologicznych modelach gruntu, uwzględniających złożone zachowanie się gruntów organicznych pod obciążeniem. Przeprowadzone obliczenia istniejącymi metodami jednowymiarowej konsolidacji przebiegu osiadań podłoża nasypów doświadczalnych w Białośliwiu i Antoninach (Szymański 1986) wykazały różnice w otrzymanych wielkościach (rys. 3.5). Dla nasypów posadowionych na podłożu organicznym w Białośliwiu o małej miąższości (4 m) otrzymane różnice między pomierzonymi a obliczonymi wartościami osiadań są mało znaczące i maleją w metodach wierniej opisujących jednowymiarowy stan odkształcenia. Dla podłoża w Antoninach o miąższości 7,8 m otrzymano różnice bardzo duże.



**Rysunek 3.5.** Przebieg osiadania podłoża organicznego: a – w Białośliwiu; b – w Antoninach; obliczenia przeprowadzone metodą: 1 – Terzaghi'ego, 2 – Gibsona, 3 – Szymańskiego; 4 – pomierzone (Szymański 1991)

Należy zatem sądzić, że w podłożu organicznym o małej miąższości obciążonym nasypem analizę przebiegu osiadań i rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach można przeprowadzać wykorzystując rozwiązanie klasycznego równania jednowymiarowej konsolidacji. W przypadku podłoża o większej miąższości należy dążyć do stosowania metod uwzględniających zarówno



zmiennosc parametrów gruntowych w czasie odkształcania gruntu, jak też i zmianę geometrii podłoża. Jednowymiarowa liniowa teoria konsolidacji Terzaghi'ego (1924) może być stosowana w przypadku niewielkiej miąższości warstw ściśliwych i jednorodności słabego podłoża.

Ze względu na założenia tej teorii: liniowa zależność między wskaźnikiem porowatości i naprężeniem efektywnym, stała przepuszczalność i małe pomijalne odkształcenia (rys. 3.6), zakres jej stosowania jest ograniczony do sztywnych warstw o małej miąższości i niewielkiej zmienności parametrów. Równanie Terzaghi'ego przyjmuje zazwyczaj następującą postać:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = c_v \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (3.6)$$

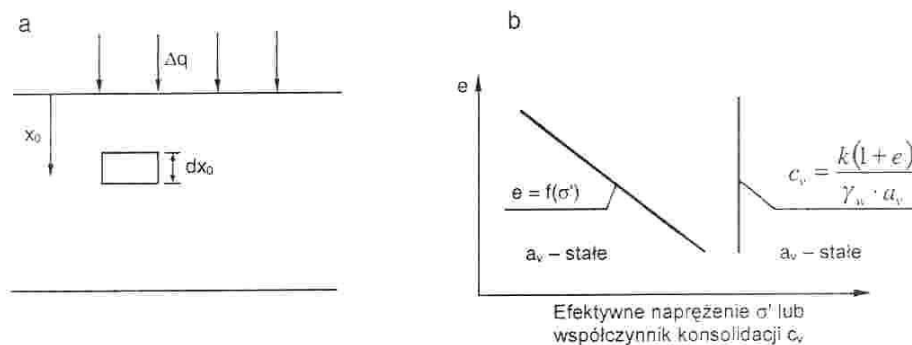
gdzie:

$u$  – nadwyżka ciśnienia wody w porach,

$c_v$  – współczynnik konsolidacji,

$t$  – czas,

$x$  – współrzędna pionowa.



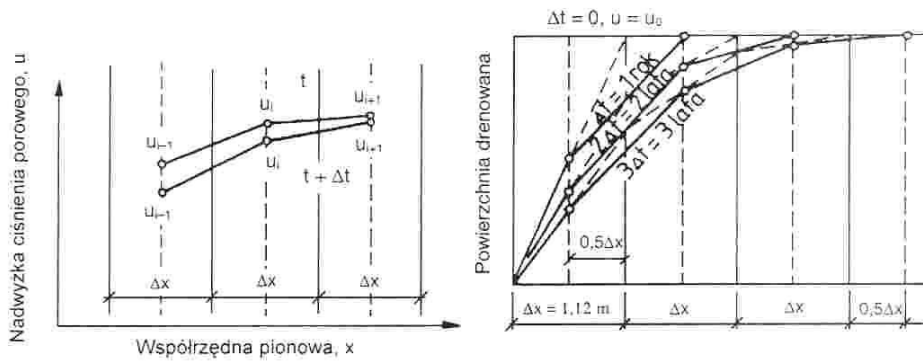
Rysunek 3.6. Założenia teorii Terzaghi'ego: a – konwencja małych przemieszczeń, b – stałe parametry

Rozwiązanie równania (3.6) nie jest zbyt skomplikowane. Analityczne rozwiązania dostępne są w podręcznikach z mechaniki gruntów, obejmują one jednak analizę przebiegu konsolidacji podłoża przy stałej miąższości i stałej wartości współczynnika konsolidacji  $c_v$ .

Obliczenia konsolidacji z uwzględnieniem przemieszczeń podłoża mogą być prowadzone za pomocą równania Terzaghi'ego dzięki zmodyfikowanej numerycznej procedurze obliczeniowej. Analityczne rozwiązania nie są bowiem w tym przypadku możliwe.

Helenelund (1951) zaproponował rozwiązanie wymagające podziału podłoża na warstwy w taki sposób, aby współczynnik konsolidacji  $c_v$  można było uznać za stały dla każdej warstwy. Warunki brzegowe muszą być spełnione w każdej z warstw. Zakłada się, że miąższość poszczególnych warstw równa jest  $\Delta x$ , w czasie  $t$  ciśnienie wody w porach wynosi  $u$  i w czasie  $(t + \Delta t)$  jest  $u'$  (rys. 3.7). Przy użyciu tych określeń sformułowano następujące równanie:

$$\frac{u'_i - u_i}{\Delta t} = c_v \frac{1}{\Delta x} \left[ \frac{u_{i+1} - u_i}{\Delta x} - \frac{u_i - u_{i-1}}{\Delta x} \right] = c_v \left[ \frac{u_{i+1} + u_{i-1} - 2u_i}{(\Delta x)^2} \right] \quad (3.7)$$



Rysunek 3.7. Schemat numerycznego rozwiązania równania konsolidacji (Helenelund 1951)

Przyjęcie  $c_v \Delta t / (\Delta x)^2 = \Delta T_v$  umożliwia określenie zmian wartości ciśnienia wody w porach od początkowej wartości dla  $t = 0$  do dowolnego czasu  $t$  dla całej warstwy gruntu. Uwzględniając żadaną dokładność w obliczeniach ręcznych, przyjmuje się zazwyczaj wartość  $\Delta T_v = 1/4$ . Wtedy:

$$u'_i = \frac{1}{4}(u_{i+1} + u_{i-1}) + \frac{1}{2}u_i \left[ \frac{1}{2}(u_{i+1} + u_i) + \frac{1}{2}(u_i + u_{i-1}) \right] \quad (3.8)$$

gdzie:

$u'_i$  – średnia arytmetyczna ciśnienia wody w porach na brzegu otaczających warstw.

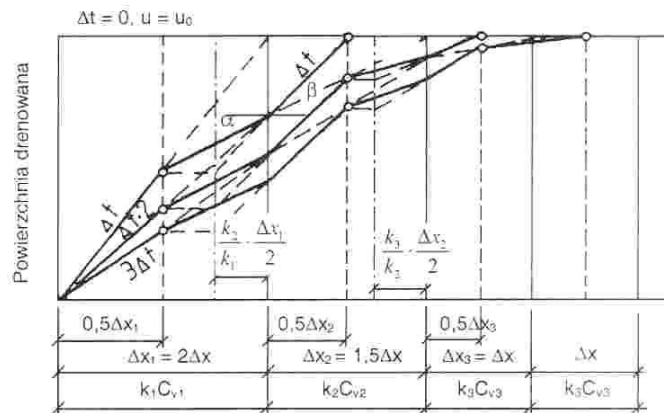
W przypadku, kiedy parametry  $c_v$  i  $k$  są zmienne, miąższość warstwy  $\Delta x_i$  o współczynniku konsolidacji  $c_{vi}$  określana jest na podstawie wybranego czasu  $\Delta t$ :

$$\Delta x = \sqrt{\frac{c_{vi} \Delta t}{\Delta T_v}} \quad (3.9)$$

Mięższość warstwy jest więc proporcjonalna do pierwiastka kwadratowego współczynnika konsolidacji. Ponadto, po obu stronach i w sąsiedztwie granicy dwóch warstw musi być spełniony warunek stałej prędkości przepływu wody:

$$k_i \frac{\partial u}{\partial x} = k_{i+1} \frac{\partial u}{\partial x_{i+1}} \quad (3.10)$$

Sposób numerycznego rozwiązania tego przypadku przedstawiono na rysunku 3.8, gdzie:  $c_{v1}/c_{v2} = 1,8$ ;  $k_1/k_2 = 2$ ;  $c_{v2}/c_{v3} = 2,25$ ;  $k_2/k_3 = 1,5$  itd. Rozwiązanie graficzne wymaga dodatkowo znalezienia nachylenia izochrony ciśnienia wody w porach między środkowymi punktami warstw.



Rysunek 3.8. Schemat numerycznego rozwiązania przy zmiennych wartościach  $c_v$  i  $k$  (Hansbo 1984)

Ze zmienności parametrów  $c_v$  i  $k$  otrzymano  $\Delta x_2 = \sqrt{2,25} \Delta x_3 = 1,5 \Delta x_3$  oraz  $\Delta x_1 = \sqrt{1,8} \Delta x_2 = 2 \Delta x_3$ . Oznaczając  $\operatorname{tg} \alpha = (\sigma u / \sigma x)_1$  i  $\operatorname{tg} \beta = (\sigma u / \sigma x)_2$  w czasie  $\Delta t$  oraz równość  $k_1 \operatorname{tg} \alpha = k_2 \operatorname{tg} \beta$ , otrzymuje się spełnienie warunków brzegowych między warstwami.

W graficznej konstrukcji możliwe jest uwzględnienie zmienności  $k$  i  $c_v$  podczas procesu konsolidacji przez wprowadzenie zmienności  $\Delta x$  w każdym kroku czasowym:

$$\Delta T_i = \frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} \frac{kM}{g\rho_w} = \frac{1}{4} \quad (3.11)$$

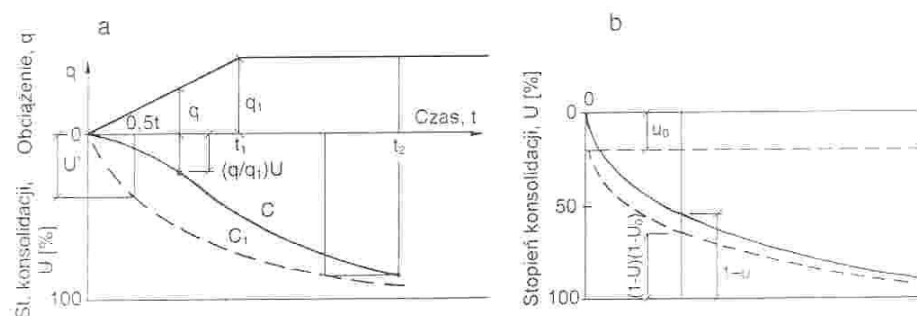
Wartość wzrostu naprężeń efektywnych i odpowiednią miąższość poszczególnych warstw otrzymuje się w każdym kroku obliczeń. Określa się zatem

nowe wartości modułów, współczynników filtracji i konsolidacji, a cały problem konsolidacji rozwiązuje się ponownie z uwzględnieniem nowej geometrii, zmian obciążenia i wynikających z nich zmian ciśnienia wody w porach.

Przeprowadzenie tego rodzaju obliczeń analitycznie jest bardzo pracochłonne, co powoduje ograniczenie zakresu stosowanej zmienności parametrów i warunków brzegowych. Dlatego też obliczenia powinny być wykonywane przy użyciu komputerów i programów obliczeniowych opracowanych np. przez Magnana i in. (1979), Mesriego i Choi (1985) oraz Sellappa i Szymańskiego (1986 – program LSCA).

Przedstawiona analiza konsolidacji podłoża opiera się na założeniu Terzaghi'ego, że obciążenie przykładane jest natychmiastowo i nie zmienia się w trakcie konsolidacji. Założenie to może być przyjęte w przypadku budowy niskich nasypów wznoszonych szybko. Jeżeli natomiast nasyp budowany jest wolno, to proces konsolidacji rozwija się również podczas obciążania podłoża. Wówczas proces konsolidacji w podłożu nasypu powinien być obliczany z założeniem niestandardowego przyłożenia obciążenia zgodnie ze schematem podanym na rysunku 3.9a, na którym linia przerywana  $C_1$  dotyczy analizy klasycznej (czas obciążania  $t = 0$ ).

W przypadku podłoża organicznego z dużą zawartością pęcherzyków gazu proces konsolidacji powinien być analizowany z uwzględnieniem natychmiastowej ściśliwości fazy gazowej. Obliczenia można przeprowadzać zgodnie ze schematem przedstawionym na rysunku 3.9.



Rysunek 3.9. Obliczanie przebiegu konsolidacji gruntu (Hansbo 1984): a – przy stopniowym przykładaniu obciążenia. b – z uwzględnieniem ściśliwości gazu w wodzie porowej

Jeżeli grunt jest obciążony na powierzchni, to wzrastające ciśnienie wody w porach wywołuje nagłą ściśliwość (pęcherzyki gazu – prawo Boyle'a), natomiast naprężenie efektywne wywołuje pierwotne osiadanie, odpowiadające określonej przebiegowi konsolidacji. Kiedy ciśnienie wody w porach maleje,

objętość pęcherzyków gazu wzrasta i wraca do dawnego stanu po całkowitym rozproszeniu nadwyżki ciśnienia wody w porach. Jeżeli stopień konsolidacji ocenia się tylko na podstawie osiadania, to proces konsolidacji jest pozornie szybszy (linia przerywana – rys. 3.9).

**Dwuwymiarowa analiza konsolidacji.** Podczas budowy nasypów o dużym znaczeniu na słabym podłożu o dużej miąższości, szczególnie w przypadku małych wymiarów podstawy budowli ziemnej, pomocne jest rozpatrywanie prognozy przemieszczeń w płaskim stanie odkształcenia. Gdy pojawiają się duże przemieszczenia poziome, prognoza odkształceń może być prowadzona przy wykorzystaniu dwuwymiarowej analizy konsolidacji i konstytutywnych modeli gruntu. Jedno z możliwych rozwiązań stanowi zastosowanie teorii konsolidacji Biot'a, w której zakłada się sprężyste właściwości szkieletu gruntowego oraz prawo Darcy'ego przepływu cieczy (Biot 1941; Verrujt 1977). Numeryczne rozwiązanie wykorzystujące metodę elementów skończonych jest stosunkowo proste. W praktyce obliczenia projektowe można prowadzić liniową metodą „piece-wise” z uproszczoną zależnością naprężenie-odkształcenie ze względu na możliwość wyznaczania potrzebnych w obliczeniach parametrów oraz na łatwość procedury obliczeniowej.

Uwzględniając wyżej wymienione zasady, można sformułować następujące równania opisujące proces konsolidacji:

- liniowa zależność naprężenie-odkształcenie do szkieletu gruntowego:

$$\sigma'_{ij} = G(w_{i,j} + w_{j,i}) + \left( K - \frac{2}{3} G \right) w_{k,k} \delta_{ij} \quad (3.12)$$

gdzie:

$\sigma'_{ij}$  – tensor naprężenia efektywnego,  
 $w_{i,j}$  – składowa gradientu przemieszczenia,  
 $w_j$  – wektor przemieszczenia,  
 $\delta_{ij}$  – delta Kroneckera,

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad (3.13)$$

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (3.14)$$

$E$  – moduł odkształcenia,  
 $\nu$  – współczynnik Poissona;

○ prawo Darcy'ego do przepływu wody w porach:

$$q_j = k u_{i,j} \quad (3.15)$$

gdzie:

$q_j$  – składowa wektora wydatku,  
 $u_{i,j}$  – gradient ciśnienia wody w porach,  
 $k$  – współczynnik filtracji;

○ zasada Terzagiego

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + u \delta_{ij} \quad (3.16)$$

gdzie:

$\sigma_{ij}$  – tensor naprężenia całkowitego;

○ równanie Josselin de Jonga:

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = n \beta \frac{\partial u}{\partial t} - q_{i,j} \quad (3.17)$$

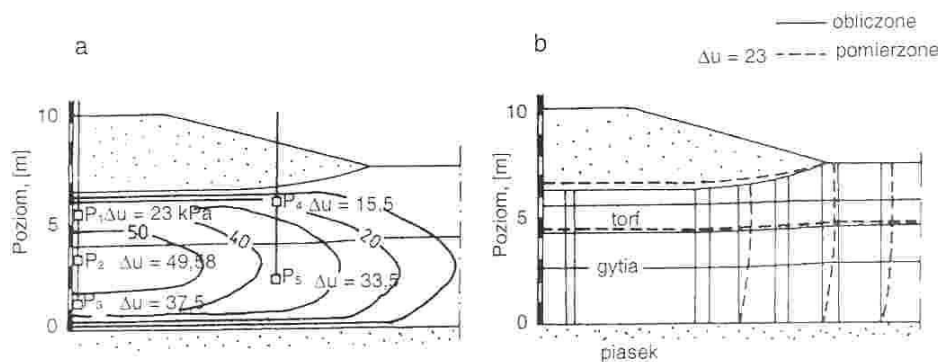
gdzie:

$\varepsilon_v$  – odkształcenie objętościowe,

$n$  – porowatość,

$\beta$  – ściśliwość wody w porach.

Wyniki otrzymane z powyższej metody w podłożu organicznym nasypu przedstawiono na rysunku 3.10.



Rysunek 3.10. Wyniki analizy konsolidacji podłoża organicznego w Antonmach w trzecim etapie obciążenia, pomierzone i obliczone metodą Biota; a – nadwyżka ciśnienia wody w porach, b – przemieszczenia (Szymański 1991)

Obliczenia wykonano programem Copress opracowanym w Katedrze Geotechniki SGGW (Kamiński i Woźniak 1986), stosując liniową zmienność parametrów rozbieżność w wartościach pomierzonych i obliczonych nadwyżek ciśnienia wody w porach pod osią nasypu w pobliżu warstw drenujących (piezometry  $P_1$  i  $P_3$ ). Jest to wynikiem prowadzenia obliczeń w konwencji tzw. małych przemieszczeń, przyjmującej stałą, niezmienną geometrię podłoża w czasie konsolidacji.

Zastosowanie bardziej precyzyjnego modelu gruntu do prognozy konsolidacji podłoża organicznego umożliwia uwzględnienie nieliniowo-sprężystych i sprężysto-plastycznych charakterystyk gruntu.

Jeżeli obciążenie podłoża nie jest duże, to możliwe jest zastosowanie nieliniowego modelu Duncana-Changa, do którego parametry wyznacza się w badaniach trójosiowych (Duncan 1980). W płaskim stanie odkształcenia hiperboliczna zależność naprężenie-odkształcenie, zgodnie z propozycją Duncana, modelowana jest serią liniowych przyrostów.

Proces konsolidacji gruntów w płaskim stanie odkształcenia jest opisywany przez związek naprężenie-odkształcenie, równania równowagi oraz równanie ciągłości.

Związek naprężenie-odkształcenie zgodnie z propozycją Duncana-Changa można przedstawić w postaci:

$$\begin{cases} \sigma'_x = \frac{3B_t}{9B_t - E_t} [(3B_t + E_t)\varepsilon_x + (3B_t - E_t)\varepsilon_y] \\ \sigma'_y = \frac{3B_t}{9B_t - E_t} [(3B_t - E_t)\varepsilon_x + (3B_t + E_t)\varepsilon_y] \\ \tau_{xy} = \frac{3B_t}{9B_t - E_t} E_t \gamma_{xy} \end{cases} \quad (3.18)$$

gdzie:

$\sigma'_x, \sigma'_y, \tau_{xy}$  – składowe naprężenia efektywnego,

$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$  – składowe odkształcenia gruntu,

$E_t$  – styczny moduł Younga,

$B_t$  – moduł odkształcenia objętościowego.

Zasada Terzaghi'ego do określania naprężenia efektywnego wyrażana jest wzorem:

$$\begin{cases} \sigma_x = \sigma'_x + u \\ \sigma_y = \sigma'_y + u \\ \tau_{xy} = \tau'_{xy} \end{cases} \quad (3.19)$$

gdzie:

$\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$  – składowe naprężenia całkowitego,

$u$  – ciśnienie wody w porach.

W układzie płaskim równania równowagi mają postać:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = F_x \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = F_y \end{cases} \quad (3.20)$$

gdzie:

$F_x, F_y$  – siły masowe.

Podstawiając zależności (3.18 i 3.19) do równań (3.20) otrzymuje się:

$$\begin{cases} \frac{3B_t E_t}{9B_t - E_t} \nabla w_x + \left[ \frac{B_t E_t}{9B_t - E_t} + B_t \right] \frac{\partial \varepsilon_x}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial x} = F_x \\ \frac{3B_t E_t}{9B_t - E_t} \nabla w_y + \left[ \frac{B_t E_t}{9B_t - E_t} + B_t \right] \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial y} + \frac{\partial u}{\partial y} = F_y \end{cases} \quad (3.21)$$

gdzie:

$w_x$  – składowa przemieszczeń gruntu w kierunku osi  $x$ ,

$w_y$  – składowa przemieszczeń gruntu w kierunku osi  $y$ ,

$\varepsilon_i = \frac{\partial w_x}{\partial x} + \frac{\partial w_y}{\partial y}$  – odkształcenie objętościowe

$\nabla$  – dwuwymiarowy operator Laplace'a.

Korzystając z prawa Darcy'ego:

$$\begin{cases} q_x = \frac{k_x}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial x} \\ q_y = \frac{k_y}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial y} \end{cases} \quad (3.22)$$

gdzie:

$q_x, q_y$  – przepływ na jednostkę długości, mierzony w kierunku osi  $x$  i  $y$ ; składowe prędkości,



$u$  – ciśnienie wody w porach; nadwyżka ciśnienia w nasyconym ośrodku dwufazowym,

$k_x = k_y = k$  – współczynniki filtracji w kierunku osi  $x$  i  $y$ ,

$\gamma$  – ciężar jednostkowy wody,

oraz z równania ciągłości:

$$\frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} = n\beta \frac{\partial u}{\partial t} - \left( \frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} \right) \quad (3.23)$$

gdzie:

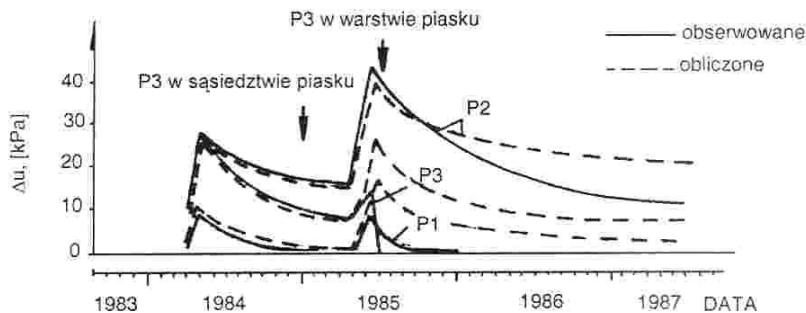
$n$  – porowatość,

$\beta$  – ściśliwość cieczy,

otrzymuje się równanie konsolidacji w postaci:

$$\frac{k}{\gamma} \left[ \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right] + \frac{\partial \varepsilon_v}{\partial t} - n\beta \frac{\partial u}{\partial t} = 0 \quad (3.24)$$

Równania (3.21) i (3.24), opisujące proces konsolidacji w płaskim stanie odkształcenia zastosowano do analizy konsolidacji podłoża organicznego w Antoninach. Obliczenia nasypu nr 3 (bez drenażu pionowego) przeprowadzono programem CHICOP, opracowanym w Katedrze Geotechniki SGGW (Nguyen 1990). Porównanie pomierzonych i obliczonych wartości nadwyżek ciśnienia wody w porach przedstawiono na rysunku 3.11.



Rysunek 3.11. Rozpraszanie nadwyżki ciśnienia wody w porach od obciążenia w podłożu nasypu nr 3 w Antoninach (Szymański 1991)

Porównanie wyników obliczeń z pomiarami terenowymi wykazuje dobrą zgodność uzyskanych z obliczeń wartości z obserwowanymi w terenie w pierwszym i drugim etapie obciążenia. W etapie trzecim wystąpiła natomiast

znacząca rozbieżność wyników obliczeń i pomiarów terenowych. Uzyskano znacznie wyższe wartości ciśnień wody w porach i wolniejsze rozpraszanie nadwyżki ciśnienia od zaobserwowanych w podłożu nasypu. Rozbieżność ta została spowodowana nieuwzględnieniem w obliczeniach zmiany miąższości podłoża (drogi drenażu) w czasie konsolidacji, mimo odkształceń podłoża wynoszących około 20%. Jest to wynikiem, podobnie jak w przypadku metody Biota, analizy numerycznej wykonanej w tzw. małych przemieszczeniach, wykorzystującej liniowe związki geometryczne, tj. stałą, niezmienną w czasie dyskretyzację podłoża. Zastosowanie w analizie konsolidacji gruntów organicznych tzw. dużych przemieszczeń znacznie komplikuje numeryczną analizę procesu ze względu na nieliniowość zarówno związków geometrycznych, jak też i równań konstytutywnych.

### **3.3. Ocena konsolidacji podłoża z drenażem pionowym**

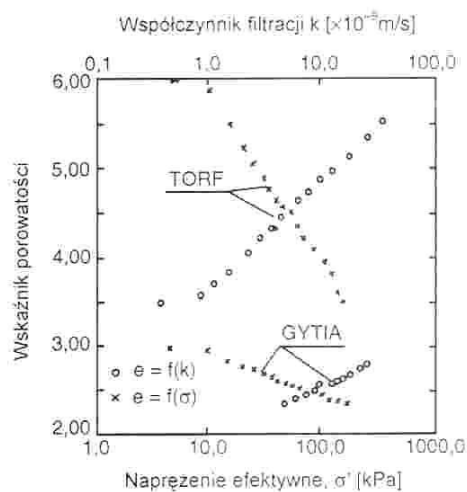
#### **3.3.1. Czynniki warunkujące efektywność drenażu pionowego w gruntach organicznych**

Zastosowanie w podłożu nasypu drenażu pionowego powoduje skrócenie drogi przepływu wody w gruncie, co wpływa na szybsze rozpraszanie nadwyżki ciśnienia wody w porach. Zwiększa się więc prędkość przyrostu naprężenia efektywnego i prędkość odkształcania podłoża, powodując szybszy wzrost wytrzymałości gruntu. Zatem drenaż pionowy powoduje głównie przyspieszenie konsolidacji pierwotnej gruntu, a efektywność jego jest tym większa, im mniejsza jest przepuszczalność gruntu i im większa jest miąższość słabonośnych warstw (Hansbo 1981, Jamiołkowski i in. 1983). Z tego powodu drewny pionowe stosowane są najczęściej w słabych gruntach mineralnych. Próby zastosowania ich w gruntach organicznych są często kwestionowane. Jako powód podawane są cztery główne czynniki warunkujące efektywność drenażu w gruntach organicznych:

- wysoka przepuszczalność gruntów organicznych, powodująca mało znaczący wpływ drenażu na przebieg konsolidacji podłoża,
- znaczący udział ściśliwości wtórnej w procesie odkształceń podłoża organicznego niezależnej od drogi drenażu,
- duże przemieszczenia gruntu w podłożu nasypu, które powodują niekorzystne odkształcenia drenów prowadzące do przerwania ciągłości przepływu,
- niszczący wpływ środowiska organicznego na materiał filtru drenu, powodujący rozkład filtru i zatkanie kanalików rdzenia.

Celem wyjaśnienia wpływu powyższych czynników na przebieg procesu konsolidacji podłoża organicznego prowadzone były w Katedrze Geotechniki SGGW prace badawcze obejmujące badania laboratoryjne, modelowe i terenowe. Wyniki tych prac opublikowano w Wydawnictwie SGGW (Lechowicz i Szymański 1985, Szymański i in. 1986, Koda i Szymański 1990a, 1990b, Szymański 1991) oraz w materiałach konferencyjnych (Szymański i Wolski 1984, Koda i in. 1986, 1989, Wolski 1989, Szymański 1997).

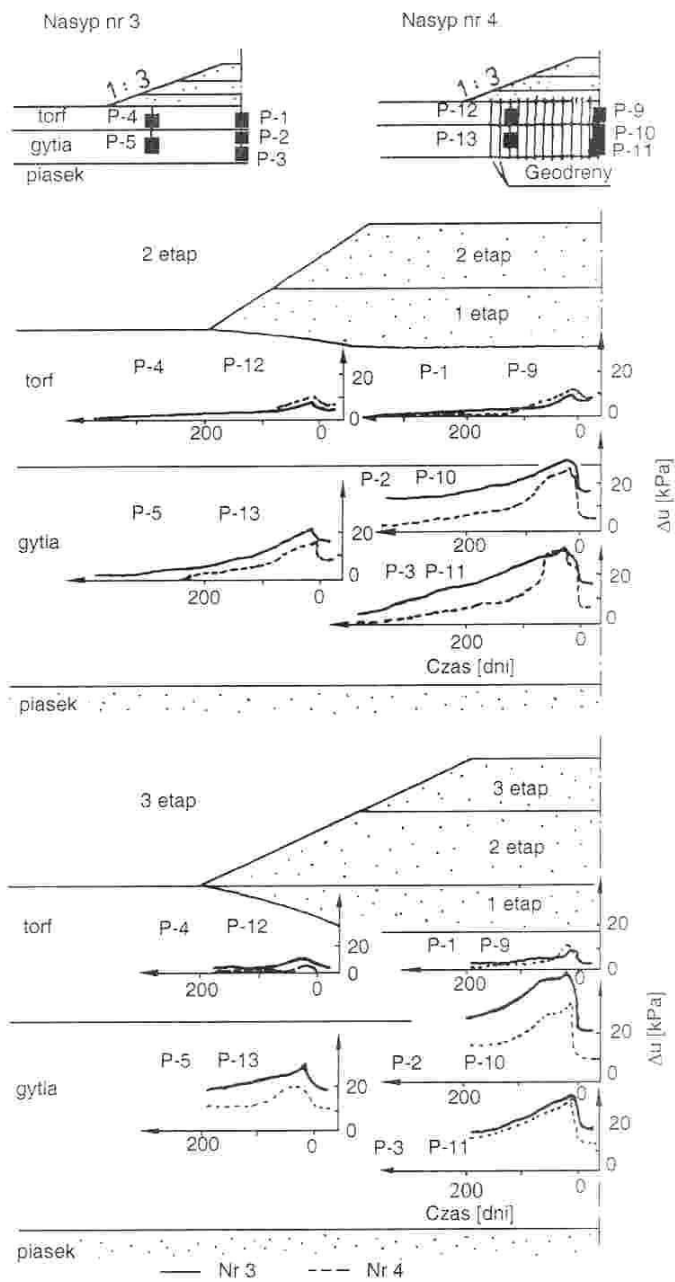
Analiza wyników badań przeprowadzonych na obiektach doświadczalnych Białosłiwie i Antoniny wykazały, że grunty organiczne charakteryzują się wysoką przepuszczalnością jedynie w stanie nienaruszonym (nie obciążonym). Po przyłożeniu obciążenia w wyniku dużej ściśliwości przepuszczalność znacząco maleje (rys. 3.12). Na przykład, w Białosłiwie w gruncie organicznym nie obciążonym współczynnik filtracji w kierunku pionowym wynosił:  $k_v = 8.1 \cdot 10^{-8}$  m/s w torfie i  $k_v = 3.1 \cdot 10^{-8}$  m/s w gytii. W wyniku obciążenia nastąpiło zmniejszenie przepuszczalności około 100 razy w torfie i ponad 25 razy w gytii, zbliżając ją do wartości obserwowanych w słabych gruntach mineralnych. Zatem celowe jest stosowanie drenażu pionowego do przyspieszenia konsolidacji pierwotnej gruntów organicznych, szczególnie w przypadku stosowania etapowej budowy nasypu, w której rozproszenie nadwyżki ciśnienia wody w porach warunkuje rozpoczęcie kolejnego etapu obciążania. Należy jednak pamiętać, że w ocenie przebiegu odkształceń podłoża organicznego nasypu należy uwzględnić tę znaczącą zmienność współczynnika filtracji w procesie deformacji gruntu.



Rysunek 3.12. Charakterystyki konsolidacyjne torfu i gytii z Białosłiwia (Szymański 1991)

Badania terenowe przeprowadzone na nasypach doświadczalnych potwierdziły duży wpływ drenażu pionowego na przyspieszenie przebiegu osiadań podłoża oraz rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach (rys. 3.13).

Grunty organiczne ze względu na występujący w nich efekt pelzania szkieletu wykazują znaczącą wtórną ściśliwość. Z badań edometrycznych przeprowadzonych na próbkach torfu i gytii z Białosłiwia i Antonin uzyskano współczynniki ściśliwości wtórnej  $C_{\alpha} = 0,10 \pm 0,17$  dla torfu i  $C_{\alpha} = 0,03 \pm 0,06$

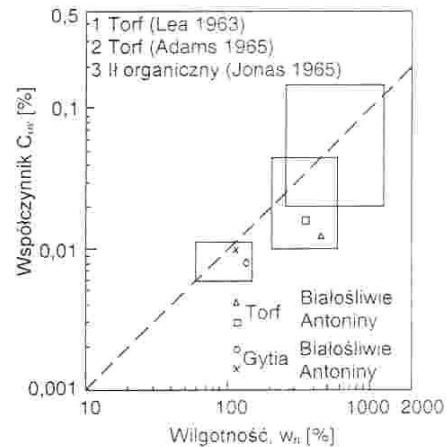


Rysunek 3.13. Rozpraszanie nadwyżki ciśnienia wody w porach w podłożu nasypów doświadczalnych w Antoninach (Szymański 1999)

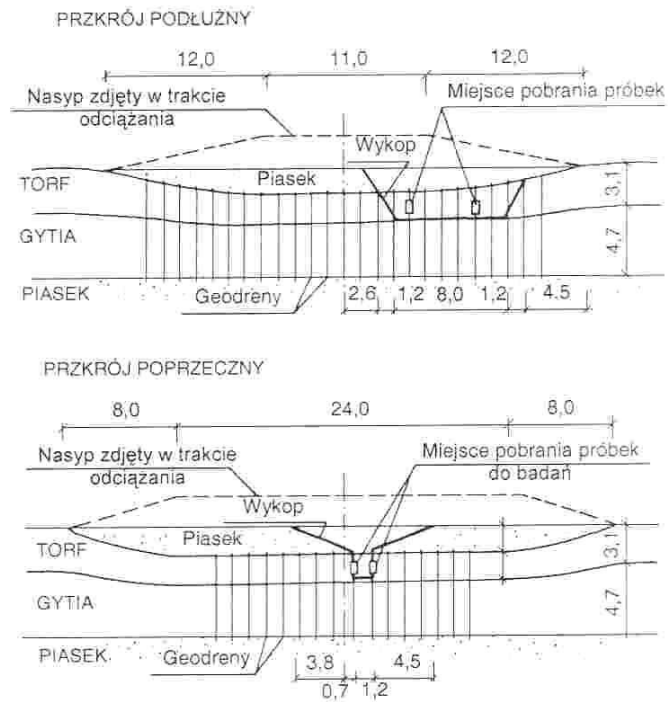
dla gytii. Przyjmując określony w badaniach wskaźnik ścisłości torfu  $C_c = 2.5$  i gytii  $C_c = 0.8$  otrzymuje się stosunek  $C_d/C_c = 0.06$  dla torfu i  $0.05$  dla gytii. Wartości te pokrywają się z podobnymi wielkościami podanymi przez Mesriego (1973) dla słabych gruntów mineralnych (rys. 3.14). Zatem wpływ ścisłości wtórnej na przebieg odkształceń podłoża organicznego jest zbliżony do wpływu tego czynnika na proces deformacji słabych gruntów mineralnych. Czynniki ten nie powinien więc ograniczać możliwości stosowania drenażu pionowego w gruntach organicznych i powinien być traktowany, w ocenie odkształceń podłoża, podobnie jak w gruntach mineralnych.

Kolejnym czynnikiem warunkującym pracę drenażu w gruntach organicznych jest ich duża ścisłość ( $20\div 30\%$ ). Problem ten analizowany był w badaniach terenowych prowadzonych na gruntach organicznych w Szwecji (Hansbo 1989) oraz na poligonie w Antoninach. Obserwacje drenów pionowych (geodreny) prowadzone w wykopie badawczym w Antoninach (rys. 3.14) wykazały, że pomimo dużych przemieszczeń podłoża nie nastąpiło przerwanie drogi przepływu wody. Maksymalne odkształcenia drenów miały kształt sinusoidy o amplitudzie  $3\div 6$  cm i długości fali  $2\div 4$  cm. Potwierdzają to również pomiary ciśnienia wody w porach w drugim i trzecim etapie obciążenia, wskazujące na znaczący wpływ drenażu pionowego na przyspieszenie rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach (rys. 3.15). Efekt ten był obserwowany zarówno w badaniach Katedry Geotechniki SGGW, jak też w badaniach Uniwersytetu w Göteborgu.

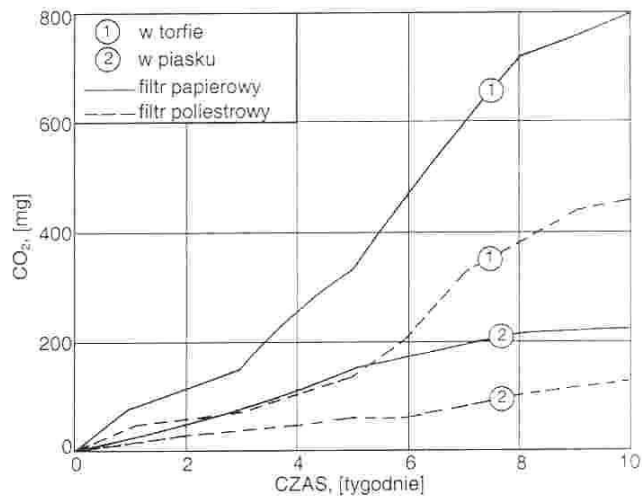
Obserwacje drenów pionowych z filtrem papierowym i poliestrowym prowadzone w wykopie badawczym potwierdziły obserwowany wcześniej w badaniach laboratoryjnych niekorzystny wpływ środowiska organicznego na filtr drenów pionowych, szczególnie na filtr wykonany z papieru, który został całkowicie rozłożony już po 250 dniach pracy w środowisku organicznym. Filtr poliestrowy pozostał nienaruszony, przy czym filtr ten uległ kolmatacji w ok. 50% przez drobne cząstki organiczne. Obserwacja rdzenia drenu wykazała całkowitą drożność drenażu z filtrem poliestrowym i kolmatację w 70% kanałków rdzeni drenów z filtrem papierowym.



Rysunek 3.14. Zależność współczynnika  $C_w$  od wilgotności  $w_n$  (Mesri i Godlewski 1977; Wolski 1989)



Rysunek 3.15. Wykop badawczy do obserwacji stanu drenów pionowych (Koda i in. 1990)



Rysunek 3.16. Rozkład filtrów geodrenów w badaniach laboratoryjnych (Koda i Szymański 1990a)

Laboratoryjne badania mineralizacji filtrów papierowego i poliestrowego w środowisku organicznym i mineralnym (rys. 3.16) wykazały 7-krotnie szybszy rozkład filtru papierowego w środowisku organicznym w stosunku do środowiska mineralnego i zaledwie 2,5-krotnie szybszy rozkład filtru poliestrowego. Zatem w badaniach laboratoryjnych i terenowych zaobserwowano niekorzystny wpływ środowiska organicznego na stan i warunki pracy prefabrykowanych drenów pionowych. Czynniki te powinny być brane pod uwagę w ocenie przebiegu odkształceń podłoża organicznego.

### 3.3.2. Wykorzystanie teorii konsolidacji

W przypadku zastosowania drenażu pionowego w podłożu nasypu proces konsolidacji przebiega w warunkach osiowo-symetrycznego przepływu wody w porach zgodnie ze schematem podanym na rysunku 3.17. Przebieg odkształceń podłoża prognozowany jest zwykle z wykorzystaniem metody Barrona (1948) lub Hansbo (1979).

Autorzy założyli, zgodnie z propozycją Terzaghi'ego, liniową zależność naprężenie-odkształcenie, stałe parametry gruntowe w procesie odkształcania oraz małe pomijalne przemieszczenia pionowe w drenowanym obszarze. Wpływ wtórnej ścisłości na proces konsolidacji pominięto. Równanie konsolidacji uwzględniające powyższe założenie ma następującą postać:

$$c_v \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + c_h \left( \frac{1}{\rho} \frac{\partial u}{\partial \rho} + \frac{\partial^2 u}{\partial \rho^2} \right) = \frac{\partial u}{\partial t} \quad (3.25)$$

gdzie:

$c_v$  – współczynnik konsolidacji pionowej,

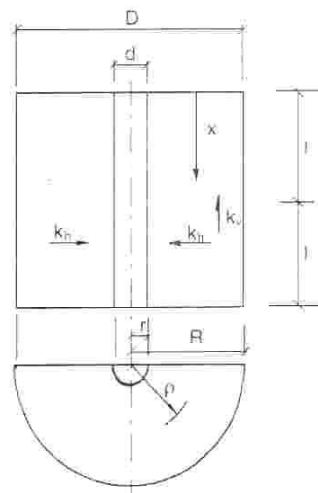
$c_h$  – współczynnik konsolidacji poziomej,

$x$  – współrzędna pionowa,

$\rho$  – współrzędna radialna,

$t$  – czas.

Stożek konsolidacji  $U$  definiuje się jako stopień rozproszenia nadwyżki ciśnienia wody w porach i wyraża się (Carillo 1942) w formie:



Rysunek 3.17. Schemat walca gruntu odwadnianego przez dren pionowy

$$U = U_h + U_v - U_h U_v \quad (3.26)$$

gdzie:

$U$  – stopień całkowitej konsolidacji,

$U_h$  – stopień poziomej konsolidacji,

$U_v$  – stopień pionowej konsolidacji.

Stopień pionowej konsolidacji  $U_v$  obliczany jest zgodnie z liniową teorią Terzagiego, a stopień poziomej konsolidacji zgodnie z propozycją Barrona na podstawie równania:

$$U_h = 1 - \exp\left(-\frac{\delta T_h}{\mu}\right) \quad (3.27)$$

gdzie:

$T_h$  – czynnik czasu,

$$T_h = \frac{c_h t}{R^2} \quad (3.28)$$

$$\mu = \frac{n^2}{n^2 - 1} \left( \ln n - \frac{3}{4} + \frac{1}{n^2} - \frac{1}{4n^2} \right) \quad (3.29)$$

$$n = \frac{R}{r} \quad (3.30)$$

gdzie:

$R$  – promień odwadnianego walca gruntu,

$r$  – promień drenu.

Do celów praktycznych stopień poziomej konsolidacji  $U_h$  ocenia się na podstawie zależności między  $U_h$  i  $T_h$  dostępnych w podręcznikach z zakresu mechaniki gruntów.

Równanie (3.27), którym zdefiniowano stopień poziomej konsolidacji, otrzymano bez uwzględnienia naruszenia struktury gruntu wokół pionowego drenu oraz oporu przepływu wody w drenie. Jednakże podczas instalowania drenów następuje naruszenie struktury gruntu, powodujące zmniejszenie przepuszczalności w bliskim sąsiedztwie drenu. Ten efekt oraz opór przepływu w drenie może spowodować spowolnienie procesu konsolidacji.

Elementy te zostały uwzględnione po raz pierwszy przez Barrona, a następnie wprowadzone do praktyki przez Hansbo (1981).



**Uwzględnienie naruszenia struktury gruntu.** Podczas instalowania drenów pionowych w podłożu część gruntu będąca w bezpośrednim sąsiedztwie drenu ulega naruszeniu. Wpływ efektu naruszenia struktury charakteryzowany jest stosunkiem średnicy strefy gruntu o naruszonej strukturze ( $d_s$ ) do średnicy drenu ( $d$ ). Efekt ten zależy głównie od średnicy elementu wprowadzającego dren do gruntu oraz metody instalowania. Casagrande i Paulos (1969) podają, że średnica strefy gruntu o naruszonej strukturze kształtuje się w granicach:  $1,15d \leq d_s \leq 1,4d$ , podczas gdy wg Hansbo (1981)  $d_s = (2\div 3)d$ . Wartość współczynnika filtracji w kierunku poziomym w strefie naruszonej  $k'_h$  jest mniejsza od wartości współczynnika filtracji w strefie o nienaruszonej strukturze  $k_h$ . Zmniejszenie przepuszczalności uzależnione jest od rodzaju gruntu i zmienia się wraz ze zmianą stanu naprężenia w podłożu.

Po uwzględnieniu zmniejszenia współczynnika filtracji w sąsiedztwie drenu współczynnik  $\mu$  w równaniu (3.27) ma postać (Hansbo 1981):

$$\mu = \frac{n^2}{n^2 - s^2} \ln \frac{n}{s} - \frac{3}{4} + \frac{s^2}{4n^2} + \frac{k_h}{k'_h} \frac{n^2 - s^2}{n^2} \ln s \quad (3.31)$$

gdzie:

$$s = d/d.$$

Zatem efekt naruszenia struktury jest w klasycznym równaniu konsolidacji uwzględniany przez średnicę strefy naruszonej  $d_s$ , którą za Hansbo można przyjąć jako  $d_s = (2\div 3)d$  oraz stosunek współczynników filtracji poziomej  $k_h/k'_h$ .

Laboratoryjne badania wpływu naruszenia struktury gruntów organicznych na zmianę wartości współczynnika filtracji wykonane w Katedrze Geotechniki SGGW (Szymański i in. 1986) wykazały około 10-krotne zmniejszenie przepuszczalności gruntu wokół drenu pionowego (rys. 3.18). Zaobserwowano również znaczące zmniejszenie efektu naruszenia struktury gruntu podczas odkształcania podłoża pod nasypem ( $k_h/k'_h$  maleje wraz z przyrostem odkształcenia).

**Uwzględnienie oporu przepływu wody w drenie.** Prędkość procesu odkształcania podłoża uzależniona jest od oporu przepływu wody w drenach pionowych warunkującego wraz z innymi czynnikami prędkość rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach. W obliczeniach konsolidacji opór przepływu uwzględniany jest przez wielkość wydatku drenu  $q_w$ .

Propozycje praktycznego uwzględnienia oporu przepływu w ocenie przebiegu odkształceń podłoża przedstawił Hansbo (1981) przez modyfikację równania (3.31) do postaci:

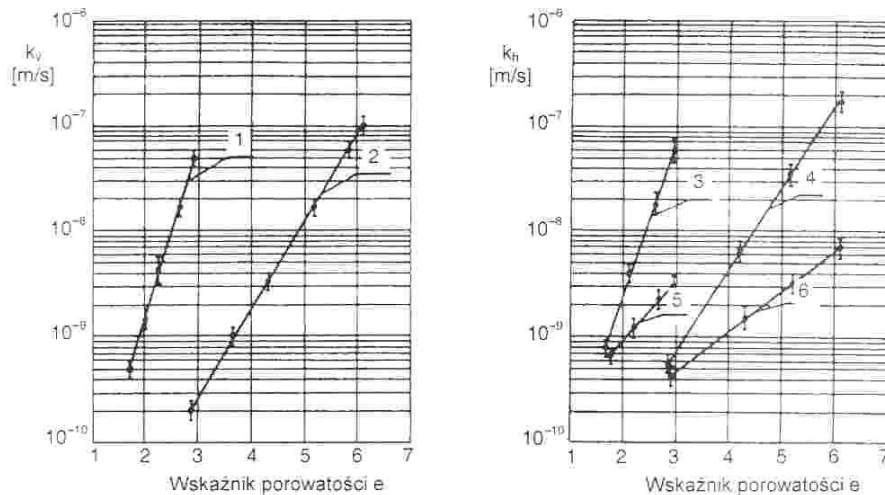
$$\mu = \ln \frac{n}{s} + \frac{k_h}{k'_h} \ln s - \frac{3}{4} + \pi x (2l - x) \frac{k_h}{q_w} \quad (3.32)$$

gdzie:

$l$  – długość drogi drenażu,

$q_w$  – wydatek drenu,

$x$  – współrzędna pionowa.

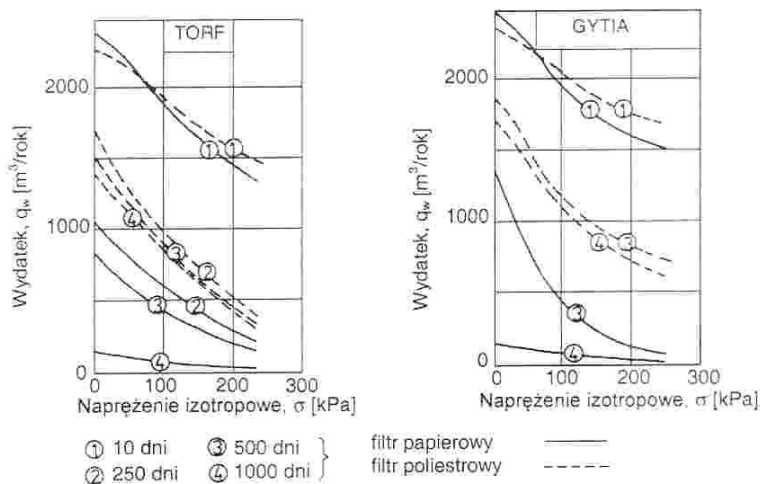


**Rysunek 3.18.** Zależności pomiędzy współczynnikami filtracji  $k_v$  i  $k_h$ , a wskaźnikiem porowatości: 1, 3 – gytia nienaruszona; 2, 4 – torf nienaruszony; 5 – gytia o naruszonej strukturze; 6 – torf o naruszonej strukturze (Szymański i in. 1986)

Laboratoryjne badania wydatku drenów  $q$  przeprowadzone w Katedrze Geotechniki SGGW (Koda i Szymański 1990a) na próbkach pobranych z obiektu doświadczalnego Antoniny wykazały znaczący wpływ środowiska organicznego na wartość wydatku  $q_w$  w zależności od czasu pracy drenażu w podłożu i stanu naprężenia (rys. 3.19).

Z przeprowadzonych badań wynika, że wydatek drenów nie jest wielkością stałą, lecz zmienia się w zależności od rodzaju filtru (papierowy czy poliestrowy), naprężenia efektywnego i czasu. Wydatek obu typów drenów pionowych (geodrenów) z filtrem papierowym i poliestrowym w próbkach przygotowanych w laboratorium (10 dni w gruncie) przy zerowym naprężeniu izotropowym zmienia się nieznacznie w granicach 2250÷2450 m<sup>3</sup>/rok, natomiast przy izotropowym naprężeniu 200 kPa zmniejsza się do ok. 1300÷1600 m<sup>3</sup>/rok.

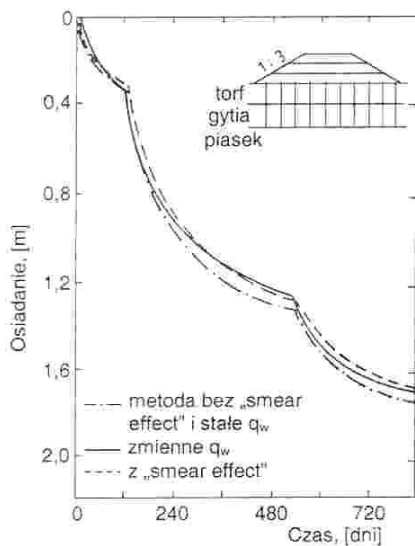
W drenach z filtrem papierowym zaobserwowano przy tym większy wpływ czasu na zmniejszenie wydatku  $q_w$  w stosunku do drenu z filtrem poliestrowym. Przeprowadzone badania wykazały niekorzystny wpływ środowiska organicznego na papierowy filtr drenu. Po 250 dniach pracy drenu w podłożu torfowo-gytiowym nastąpił całkowity rozkład filtru. Powstałe w gruncie w sąsiedztwie plastikowego rdzenia kanaliki zapewniają wprawdzie drenowanie podłoża, jednak ich wydatek jest o połowę mniejszy niż w przypadku drenu z filtrem poliestrowym.



Rysunek 3.19. Wpływ naprężenia izotropowego i czasu na wydatek Geodrenów (Koda i Szymański 1990a)

Analizę wpływu uwzględnienia efektu naruszenia struktury gruntu i zmniejszenia wydatku drenu na uzyskiwane wyniki obliczeń przebiegu odkształceń podłoża oparto na obliczeniach konsolidacji podłoża nasypu w Antoninach (rys. 3.20). Analiza wyników obliczeń wskazuje, że uwzględnienie w obliczeniach efektu naruszenia struktury wpływa mało znacząco na uzyskiwane wyniki obliczeń. Jest to skutkiem małego zasięgu strefy naruszenia struktury gruntu wokół drenu (ok. 0,2 m) oraz dużej zmienności współczynnika filtracji w procesie konsolidacji. W gruntach organicznych na wyniki obliczeń większy wpływ ma uwzględnienie zmienności współczynnika filtracji w czasie niż jego zmniejszenie wokół drenu podczas instalowania drenażu. W wyniku instalowania drenażu współczynnik  $k_f$  wokół drenu ulega zmniejszeniu około 10-krotnie, natomiast zmniejszenie  $k_f$  w wyniku konsolidacji jest 100-krotne.

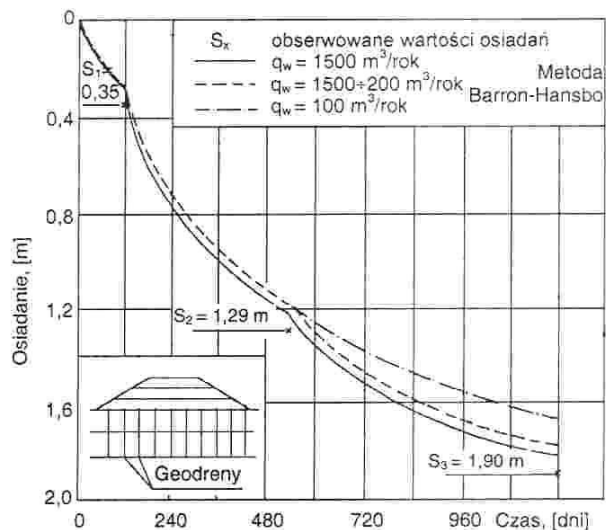
Dalsza obserwacja wyników pozwala również sądzić, że pomimo znaczącego zmniejszenia wydatku drenów  $q_w$  w czasie (od 2300 do 400 m<sup>3</sup>/rok), jego



**Rysunek 3.20.** Wpływ uwzględnienia naruszenia struktury gruntu (smear effect) oraz zmian wydatku drenu na wyniki obliczeń osiadań podłoża nasypu w Antoninach (Szymański 1991)

wpływ na przebieg konsolidacji jest stosunkowo niewielki. Dopiero zmniejszenie wydatku poniżej  $100 \text{ m}^3/\text{rok}$  (rys. 3.21) powoduje znaczące opóźnienie procesu konsolidacji. Wynika to z dużego wydatku drenów pionowych (geodrenów) w okresie do dwóch lat pracy w podłożu, które mimo częściowego zatkania kanałików zachowują nadal wystarczającą drożność na potrzeby konsolidacji.

Porównanie wyników obliczeń przeprowadzonych metodą Barrona-Hansbo z uwzględnieniem zmienności współczynnika filtracji w czasie i początkowych odkształceń podłoża z wynikami pomiarów terenowych wskazuje, że metoda ta daje wyniki zaniżone. Jest to skutkiem przyjętej w tej metodzie analizy konsolidacji w warunkach tzw. małych przemieszczeń, a więc pominięcia zmienności geometrii podłoża w trakcie procesu odkształcania.

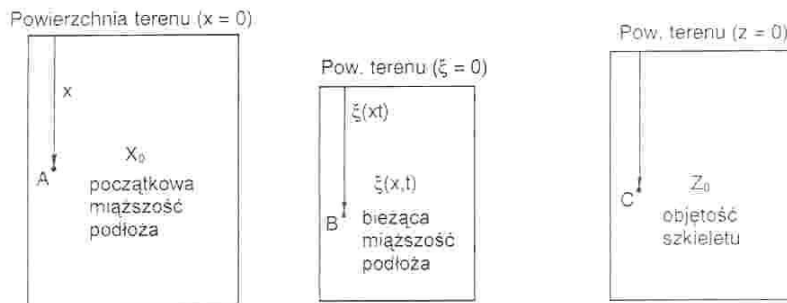


**Rysunek 3.21.** Wpływ zmniejszenia wydatku na obliczone wartości osiadań nasypu badawczego w Antoninach (Koda i Szymański 1990)

### 3.4. Propozycje uwzględnienia dużych odkształceń podłoża w analizie konsolidacji

#### 3.4.1. Analiza konsolidacji w stanie jednowymiarowym

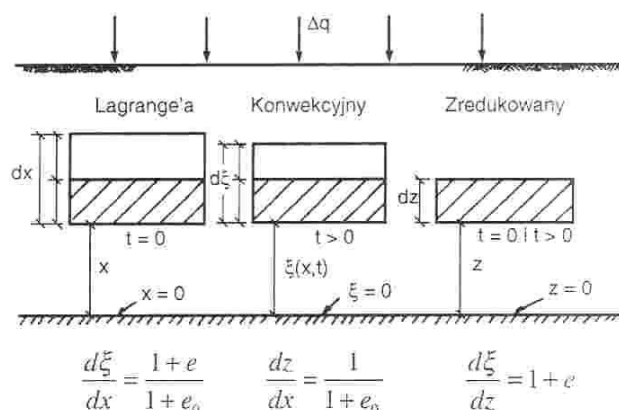
W ocenie konsolidacji obciążonego podłoża zakłada się często jednowymiarowy stan odkształcenia z wykorzystaniem modelu Terzaghi'ego lub dwuwymiarowy stan odkształcenia z wykorzystaniem modelu Biota w opisie zachowania się gruntu pod obciążeniem. Stosowane w praktyce rozwiązania równania Terzaghi'ego lub Biota oparte są na wielu założeniach, z których do gruntów organicznych najczęściej zastrzeżeń budzi przyjęcie stałych parametrów w procesie odkształcenia oraz „małych”, pomijalnych przemieszczeń konsolidowanego ośrodka. Rozwiązania te oparte są na analizie procesu odkształcenia podłoża wykorzystującej klasyczny układ współrzędnych Lagrange'a (rys. 3.22) niezależny od czasu.



Rysunek 3.22. Układy współrzędnych stosowane w analizie konsolidacji: A – współrzędne Lagrange'a, czas  $t = 0$ ; B – współrzędne konwekcyjne, czas  $t$ ; C – współrzędne zredukowane, czas  $t$

Wykorzystanie metody Terzaghi'ego lub Biota w prognozie konsolidacji gruntów organicznych powoduje konieczność stosowania niezmienniej geometrii podłoża w czasie, tj. stałych miąższości warstw obliczeniowych mimo dużych przemieszczeń podłoża pod budowlą, wywołanych postępującą konsolidacją gruntu. Fakt ten uniemożliwia poprawną ocenę rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach w poszczególnych punktach obliczeniowych podłoża, których położenie nie odpowiada faktycznej ich lokalizacji w dowolnym czasie  $t$ .

Uwzględnienie w prognozie konsolidacji właściwości gruntów organicznych wymaga zastosowania do obliczeń w miejsce parametrów konsolidacyjnych charakterystyk materiałowych, opisujących zależności naprężenie-odkształcenie-przepuszczalność, oraz zmiennej w czasie geometrii podłoża z wykorzystaniem opisu konwekcyjnego lub zredukowanego (rys. 3.23).



Rysunek 3.23. Różnicowe elementy gruntu

Rozwój numerycznej techniki obliczeniowej umożliwił zastosowanie w analizie odkształcenia nieliniowych zależności  $e-\sigma'$ ,  $e-k$ , wtórnych odkształceń oraz zmiany geometrii podłoża w czasie jego odkształcania. Uwzględnienie „dużych przemieszczeń” w prognozie konsolidacji słabonośnego podłoża wymaga zastosowania w analizie procesu odkształcenia współrzędnych zmieniających się wraz ze zmianą miąższości podłoża. Jest to możliwe przez zastosowanie w opisie konsolidacji układu konwekcyjnego, w którym współrzędna  $\xi$  jest funkcją współrzędnej Lagrange'a  $x$  (określającej stan podłoża w czasie  $t = 0$ ) oraz czasu  $t$ , lub układu zredukowanego, w którym współrzędna  $z$  jest funkcją materiału (szkieletu gruntu).

Na podstawie analizy konsolidacji podłoża z wykorzystaniem zredukowanego układu współrzędnych Samogyi (1979) otrzymał równanie jednowymiarowej konsolidacji w postaci:

$$\frac{\partial}{\partial z} \left[ \frac{k}{\gamma_w (1+e)} \frac{\partial u}{\partial z} \right] + \frac{de}{d\sigma'} \frac{Du}{Dt} \Big|_x = 0 \quad (3.33)$$

gdzie:

$e$  – wskaźnik porowatości,

$z$  – współrzędna zredukowana,

$\sigma'$  – naprężenie efektywne,

$\frac{Du}{Dt} \Big|_x$  – pochodna materialna

W 1981 roku Gibson i inni, stosując również opis zredukowany, podali równanie konsolidacji w postaci:

$$-\left[\frac{\gamma_s}{\gamma_w} - 1\right] \frac{d}{de} \frac{k}{1+e} \frac{\partial e}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \frac{k}{\gamma_w(1+e)} \frac{d\sigma'}{de} \right] + \frac{De}{Dt} \Big|_x = 0 \quad (3.34)$$

gdzie:

$\gamma_s$  – ciężar właściwy gruntu.

Następną propozycję uwzględnienia „dużych przemieszczeń” w opisie jednowymiarowej konsolidacji jest metoda zaproponowana przez Yonga i Ludwiga (1984), oparta na analizie konsolidacji ośrodka w układzie współrzędnych konwekcyjnych. Równanie Yonga i Ludwiga ma postać:

$$\frac{\partial u}{\partial \xi} \left[ \frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial \xi} \right] + \frac{1}{1+e} \frac{de}{d\sigma'} \frac{Du}{Dt} \Big|_x = 0 \quad (3.35)$$

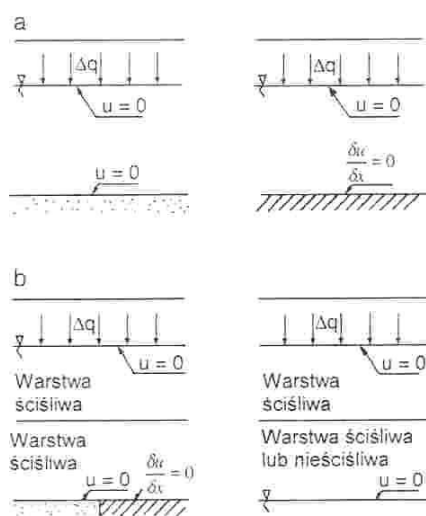
gdzie:

$\xi$  – współrzędna konwekcyjna.

Przedstawione wyżej metody opisu jednowymiarowej konsolidacji z uwzględnieniem „dużych przemieszczeń” opracowano na potrzeby oceny osiadań powierzchni zbiorników odpadów przemysłowych, w których konsolidacja wywołana jest ciężarem własnym materiału wypełniającego zbiornik. Wykonanie obliczeń tymi metodami wymaga wcześniejszego określenia w laboratorium charakterystyk  $e-\sigma'$  i  $e-k$  oraz ciężaru właściwego gruntu.

Przeprowadzone przez McVaya i in. (1986) obliczenia konsolidacji przedstawionymi metodami wykazały nieznaczne różnice w otrzymanych wartościach osiadań i nadwyżek ciśnień wody w porach z poszczególnych metod. Porównanie tych wielkości z obserwacjami uzyskanymi z badań modelowych (centrifuge simulation tests) wskazuje na znaczące różnice w przypadku stosowania charakterystyk  $e-k$  otrzymanych z badań edometrycznych i z badań przepływu.

Analiza wyników otrzymanych przez McVaya wykazała, że do gruntów słabych prognoza konsolidacji może być wykonana z równym powodzeniem przy zastosowaniu zarówno zredukowanego, jak i konwekcyjnego układu współrzędnych. Do tych gruntów bardziej istotny jest dobór charakterystyk materiałowych ze względu na dużą zmienność przepuszczalności w czasie odkształcenia gruntu. Biorąc pod uwagę wniosek McVaya, można sądzić, że na potrzeby numerycznej oceny konsolidacji słabonośnego podłoża nasypu bardziej przydatne jest równanie konsolidacji wykorzystujące współrzędne konwekcyjne. Umożliwia ono bezpośrednie określenie aktualnej miąższości podłoża i wartości nadwyżek ciśnienia wody w porach w przyjętych do obliczeń punktach węzłowych określonych współrzędnymi konwekcyjnymi zależnymi od czasu.



Rysunek 3.24. Warunki graniczne w analizie konsolidacji podłoża: a – jednowarstwowego; b – wielowarstwowego

W numerycznej prognozie konsolidacji gruntów organicznych pod nasypem niezbędne jest określenie zewnętrznych warunków brzegowych (rys. 3.24) oraz warunków granicznych występujących wewnątrz podłoża ściśliwego na styku warstw o znacznie różniących się parametrach.

Uwzględnienie „dużych przemieszczeń” w prognozie konsolidacji jednowymiarowej jest możliwe przez wykorzystanie w opisie procesu odkształcania współrzędnych konwekcyjnych będących funkcją współrzędnych Lagrange’a  $x$  i czasu  $t$ , natomiast uwzględnienie zmienności parametrów przez zastosowanie w obliczeniach charakterystyk  $e-\sigma'$  i  $e-k$ , otrzymywanych z badań laboratoryjnych. W tym przypadku równanie różnicowe konsolidacji ma postać:

$$\frac{u_{i,j+1} - u_{i,j}}{\Delta t} = \frac{1 + e_{i,j}}{a_{v,i,j} \gamma_w} \frac{1}{\Delta \xi} \left[ k_{i+\frac{1}{2},j} \left( \frac{u_{i+1,j} - u_{i,j}}{\Delta \xi} \right) - k_{i-\frac{1}{2},j} \left( \frac{u_{i,j} - u_{i-1,j}}{\Delta \xi} \right) \right] \quad (3.36)$$

gdzie:

$u$  – nadwyżka ciśnienia wody w porach w punkcie  $i$  oraz czasie  $j$ ,

$a_v$  – współczynnik ściśliwości.

Położenie punktów węzłowych „ $p$ ” (rys. 3.25) w czasie  $j$  określane jest przez zmianę wartości  $\Delta \xi$  wyznaczaną z zależności:

$$\Delta \xi = \frac{1 + e_{i,j}}{1 + e_{i,j=1}} \Delta \xi_{i,j=1} \quad (3.37)$$

gdzie:

$\Delta \xi_{i,j=1}$  – początkowa miąższość warstwy obliczeniowej,

$e_{i,j=1}$  – początkowa wartość wskaźnika porowatości,

$e_{i,j}$  – wartość wskaźnika porowatości w czasie  $t$ .

Aktualna wartość wskaźnika porowatości ( $e_{i,j}$ ) obliczana jest z charakterystyki materiałowej: wskaźnik porowatości  $e$  – naprężenie efektywne  $\sigma'$ . Naprężenie efektywne równe jest:

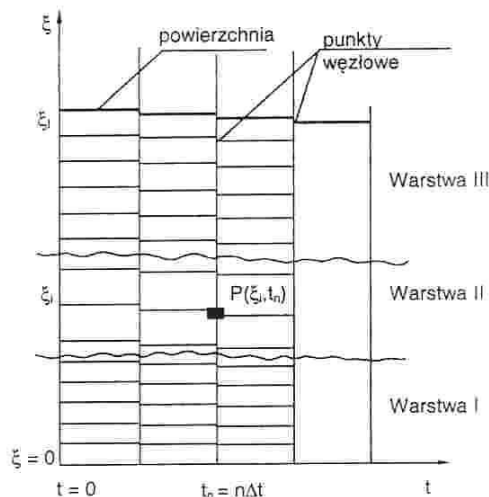


$$\sigma'_{i,j} = \sigma'_{v0} + \sigma_{i,j} - u_{i,j} \quad (3.38)$$

gdzie:

$\sigma'_{v0}$  – efektywne naprężenie „in situ”,

$\sigma_{i,j}$  – przyrost naprężenia całkowitego.



Rysunek 3.25. Schemat dyskretyzacji podłoża w obliczeniach przy uwzględnieniu „dużych przemieszczeń”

Podłoże słabonośne nasypu wykazuje występowanie znaczących odkształceń wtórnych zależnych od czasu  $t$ . Biorąc to pod uwagę w numerycznej ocenie zmian wskaźnika porowatości  $e$ , określanego z charakterystyki  $e-\sigma'$ , uwzględnia się zmianę  $e$  wynikającą z pełzania szkieletu. Zatem:

$$e_{i,j} = (e_{i,j})_p - C_\alpha \log \frac{t_j}{t_{j=1}} \quad (3.39)$$

gdzie:

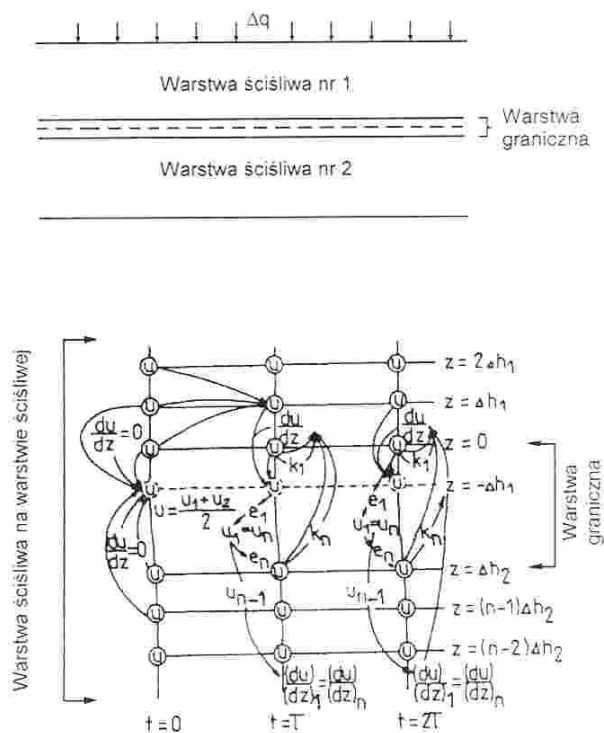
$C_\alpha$  – współczynnik wtórnej ścisłości,

$(e_{i,j})_p$  – wartość wskaźnika porowatości  $e$  określana z charakterystyki  $e-\sigma'$ .

Rozwiązanie metodą różnic skończonych równania konsolidacji podłoża jednorodnego może być wykonane w sposób tradycyjny ze zmianą miąższości warstw obliczeniowych dla każdego kroku czasowego z zależności (3.36). Poważne jednak trudności w numerycznej prognozie konsolidacji występują w przypadku podłoża wielowarstwowego, o znacznie różniących się charakte-

rystykach  $e-\sigma'$  i  $e-k$  dla poszczególnych warstw (np. torf i gytia). Występuje wówczas brak ciągłości rozwiązania w punktach węzłowych, leżących na styku warstw.

Rozwiązanie wewnętrznego problemu granicznego można wykonać przez wprowadzenie do obliczeń dodatkowej przejściowej warstwy stykowej (rys. 3.26) z wewnętrznymi punktami węzłowymi (Cargill 1982, Szymański i Lechowicz 1987a). W przypadku, kiedy warstwa ściśliwa (np. torf) zalega na warstwie ściśliwej (np. gytii) o znacząco różnych charakterystykach materiałowych, obliczenie nadwyżek ciśnienia wody w porach przeprowadza się powyżej i poniżej styku warstw podłoża w sposób tradycyjny, jak dla podłoża jednorodnego.

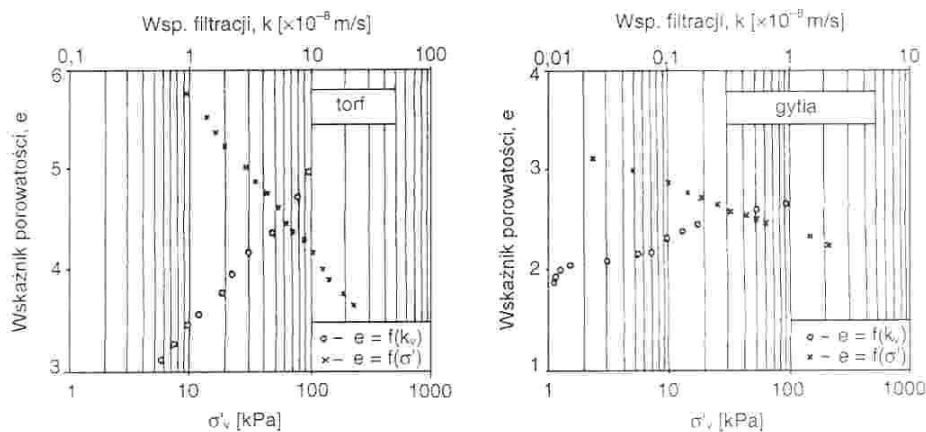


Rysunek 3.26. Schemat numerycznych obliczeń ciśnienia wody w porach na granicach warstw podłoża

Celem uzyskania ciągłości rozwiązania w punktach węzłowych, leżących na styku warstw, wprowadzone dodatkowo wewnętrzne punkty węzłowe w warstwie stykowej pozwalają na uzyskanie rozwiązania wspólnego obu warstwom. Schemat techniki obliczeniowej stosowanej na styku podłoża przedsta-

wiono na rysunku 3.26. Ta iteracyjna procedura numeryczna stwarza poważne trudności przy prowadzeniu obliczeń przebiegu konsolidacji w podłożu słabonośnym, składającym się z kilku warstw o niewielkiej miąższości. W tym przypadku staje się niezbędne rozwiązywanie problemów brzegowych podłoża uwarstwionego za pomocą obliczeń numerycznych, opartych na niejawnym schemacie rozwiązania. Procedurę tę zastosowano do prognozy przebiegu konsolidacji podłoża pod nasypami doświadczalnymi w Białośliwiu i Antoninach.

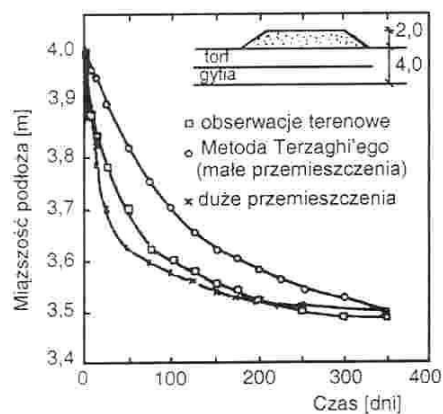
Obliczenia wykonano programem PION opracowanym w Katedrze Geotechniki SGGW-AR (Król i Szymański 1990), wykorzystując charakterystyki torfu i gytii otrzymane w badaniach edometrycznych (rys. 3.12 i 3.27). Wyniki obliczeń klasyczną metodą Terzaghi'ego i programem PION oraz pomiarów terenowych przedstawiono na rysunkach 3.28, 3.29 i 3.30. Analiza otrzymanych wyników wskazuje na dobrą zgodność wartości osiadań i rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach pomierzonych i otrzymanych z obliczeń numerycznych. Zaobserwowane różnice w pomierzonych i obliczonych wartościach osiadań podłoża i rozpraszaniu ciśnienia wody w porach są mało znaczące. Pozwala to sądzić, że zastosowanie współrzędnych konwekcyjnych w numerycznej analizie jednowymiarowej konsolidacji daje możliwość poprawnej prognozy przebiegu odkształceń słabego podłoża organicznego i rozpraszania w nim nadwyżki ciśnienia wody w porach pod osią nasypu.



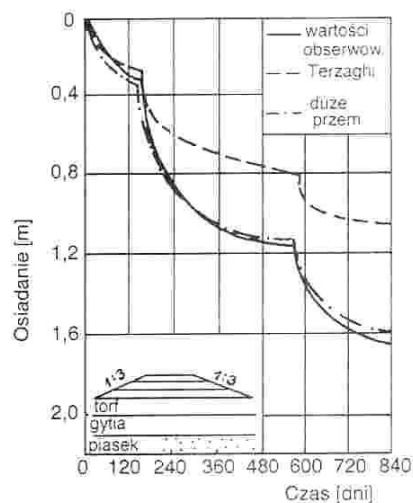
Rysunek 3.27. Charakterystyki konsolidacyjne gruntów organicznych z Antonin

Obserwacja uzyskanych wyników obliczeń wskazuje również na znaczące różnice w przebiegu osiadań podłoża otrzymane z metody Terzaghi'ego w porównaniu do uzyskanych z numerycznej analizy uwzględniającej „duże

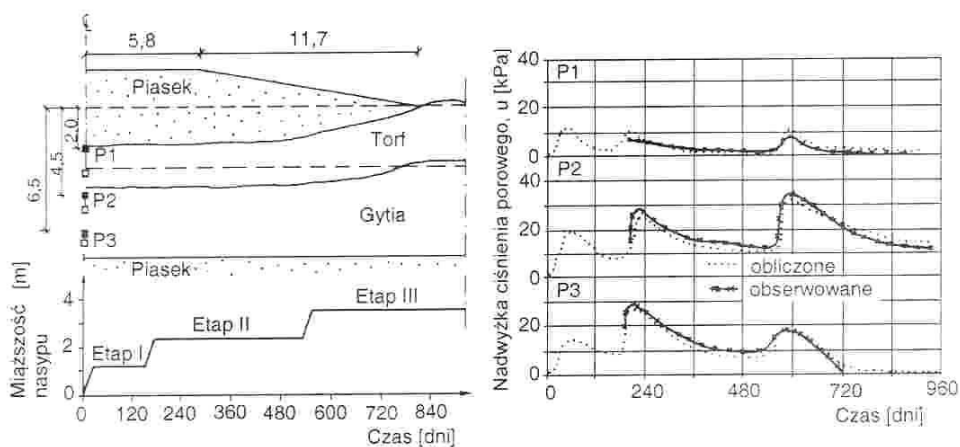
przemieszczenia” konsolidowanego podłoża organicznego. Metodą Terzaghi’ego uzyskano znacznie wolniejszy przebieg procesu konsolidacji. Jest to wynikiem przyjęcia stałej, nie zmieniającej się w czasie drogi odpływu wody z porów gruntowych.



Rysunek 3.28. Porównanie wyników obliczeń z pomiarami terenowymi pod nasypem nr 1 w Białosłiwu (Szymański i Lechowicz 1987a).



Rysunek 3.29. Pomierzone i obliczone wartości osiadań podłoża nasypu nr 3 w Antoninach (Szymański 1991)



Rysunek 3.30. Pomierzone i obliczone wartości nadwyżki ciśnienia wody w porach od obciążenia w podłożu nasypu w Antoninach (Król i Szymański 1990)

### 3.4.2. Analiza konsolidacji w stanie osiowo-symetrycznym

W przypadku stosowania drenażu pionowego do przyspieszenia procesu konsolidacji analiza procesu rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach w podłożu oparta jest na osiowo-symetrycznym przepływie wody w porach. Wówczas równanie konsolidacji wykorzystujące współrzędne konwekcyjne ma postać:

$$\frac{\partial}{\partial \xi} \left[ \frac{k_v}{\gamma_w} \right] \frac{\partial}{\partial \rho} \left[ \frac{k_h}{\gamma_w} \frac{u}{\rho} + \frac{k_h}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial \rho} \right] + \frac{1}{1+e} \frac{de}{d\sigma'} \frac{Du}{Dt} \Big|_x = 0 \quad (3.40)$$

gdzie:

$k_v$  – współczynnik filtracji w kierunku pionowym,  
 $k_h$  – współczynnik filtracji w kierunku poziomym,  
 $\gamma_w$  – ciężar jednostkowy wody.

Wykorzystanie równania różniczkowego do oceny konsolidacji obciążonego podłoża, ze względu na nieliniową zmienność parametrów gruntowych, wymaga zastosowania rozwiązania numerycznego. Numeryczne rozwiązanie równania może być przeprowadzone metodą różnic skończonych z wykorzystaniem schematu podanego na rysunku 3.31, w którym efekt naruszenia struktury gruntu wokół drenu modelowany jest przez wprowadzenie dwóch charakterystyk:  $e-k'_h$  w strefie naruszonej oraz  $e-k_h$  w strefie nienaruszonej, natomiast opór przepływu w drenie poprzez warunek brzegowy:

$$\frac{\partial}{\partial \xi} \left[ \frac{k_w}{\gamma_w} \right] = \frac{2}{\gamma_w} \frac{k_h}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial \rho} \Big|_{\rho=r_w} \quad (3.41)$$

Równanie konsolidacji (3.40) może być zapisane w postaci:

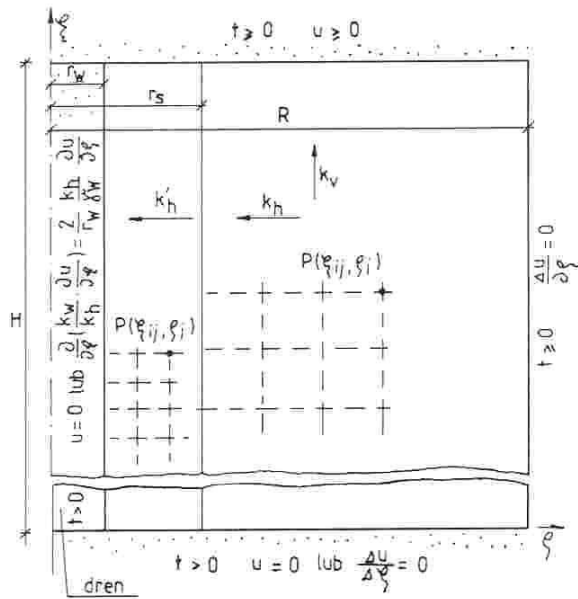
$$\Omega \frac{\partial u}{\partial t} = Lu \quad (3.42)$$

gdzie:

$$\Omega = \frac{-1}{1+e} \frac{de}{d\sigma'} \quad \text{– współczynnik} \quad (3.43)$$

$$Lu = (L_\xi + L_\rho)u \quad \text{– operator} \quad (3.44)$$

$$L_\xi u = \frac{\partial}{\partial \xi} \left[ \alpha \frac{\partial u}{\partial \xi} \right] \quad (3.45)$$



Rysunek 3.31. Schemat dyskretyzacji i warunki brzegowe

$$L_{\rho} u = \frac{\partial}{\partial \rho} \left[ \beta \frac{u}{\rho} + \beta \frac{\partial u}{\partial \rho} \right] \quad (3.46)$$

$$\alpha = \frac{k_r}{\gamma_w} \quad (3.47)$$

$$\beta = \frac{k_r}{\gamma_w} \quad (3.48)$$

Przyjmując, że:  $u^n = u(t = n \cdot \Delta t)$ , w których  $\Delta t$  oznacza krok dyskretyzacji w czasie  $t$ , oraz  $\Lambda^n$  różnicową postać operatora  $L$  (współczynniki  $\alpha$  i  $\beta$  są obliczone w chwili:  $t = n \cdot \Delta t$  można za Samarskim (1977) równanie (3.42) zapisać w postaci następującego układu:

$$\begin{cases} \left[ E\Omega^n - \frac{\Delta t}{2} \Lambda_{\xi}^n \right] v = L^n u^n \\ \left[ E\Omega^n - \frac{\Delta t}{2} \Lambda_{\rho}^n \right] u_t = v \Omega^n \\ u^{n+1} = u^n + \Delta t u_t \end{cases} \quad (3.49)$$

gdzie:

$E$  – operator jednostkowy,

$v, u_j$  – zmienne pomocnicze.

Operatory różnicowe  $\Lambda_\xi$  i  $\Lambda_\rho$  przyjęto w postaci:

$$\Lambda_\xi u = \frac{\alpha_{i+0.5,j} \frac{u_{i+1,j} - u_{i,j}}{\Delta \xi_{i,j}} - \alpha_{i-0.5,j} \frac{u_{i,j} - u_{i-1,j}}{\Delta \xi_{i,j}}}{0.5(\Delta \xi_{i-1,j} + \Delta \xi_{i,j})} \quad (3.50)$$

$$\Lambda_\rho u = \frac{1}{\Delta \rho} \left[ \beta_{i,j+0.5} \left( \frac{u_{i,j+0.5}}{\rho_{i,j+0.5}} + \frac{u_{i,j+1} - u_{i,j}}{\Delta \rho} \right) - \beta_{i,j-0.5} \left( \frac{u_{i,j-0.5}}{\rho_{i,j-0.5}} + \frac{u_{i,j} - u_{i,j-1}}{\Delta \rho} \right) \right] \quad (3.51)$$

gdzie:

$$u_{i,j} = u(\xi_{i,j}, \rho_j) \quad (3.52)$$

$$\rho_j = j \cdot \Delta \rho \quad (3.53)$$

$\Delta \rho$  – krok dyskretyzacji wzdłuż promienia (stały),

$\Delta \xi_{i,j}$  – krok dyskretyzacji wzdłuż osi pionowej w  $j^{\text{m}}$ -tym profilu (zmienny),

$$u_{i+0.5,j} = \frac{1}{2(u_{i,j} + u_{i+1,j})} \quad (3.54)$$

Zmienny w czasie krok dyskretyzacji  $\Delta \xi_{i,j}$  można obliczyć ze wzoru:

$$u_{i+0.5,j} = \frac{1 + e_{i,j}^{n+1}}{1 + e_{i,j}^n} \Delta \xi_{i,j}^n \quad (3.55)$$

gdzie:

$\Delta \xi_{i,j}$  – krok dyskretyzacji w chwili  $n$ ,

$e_{i,j}^n$  – wskaźnik porowatości w punkcie  $i,j$  w chwili  $n$ .

Aktualna wartość wskaźnika porowatości ( $e_{i,j}$ ) obliczana jest z charakterystyki  $e$ - $\sigma'$ . Naprężenie efektywne  $\sigma'_{i,j}$  równe jest:

$$\sigma'_{i,j} = (\sigma'_{\text{sit}})_i + \sigma_{i,j} - u_{i,j} \quad (3.56)$$

gdzie:

$\sigma'_{\text{sit}}$  – efektywne naprężenie „in situ”,

$\sigma_{i,j}$  – przyrost naprężenia całkowitego.

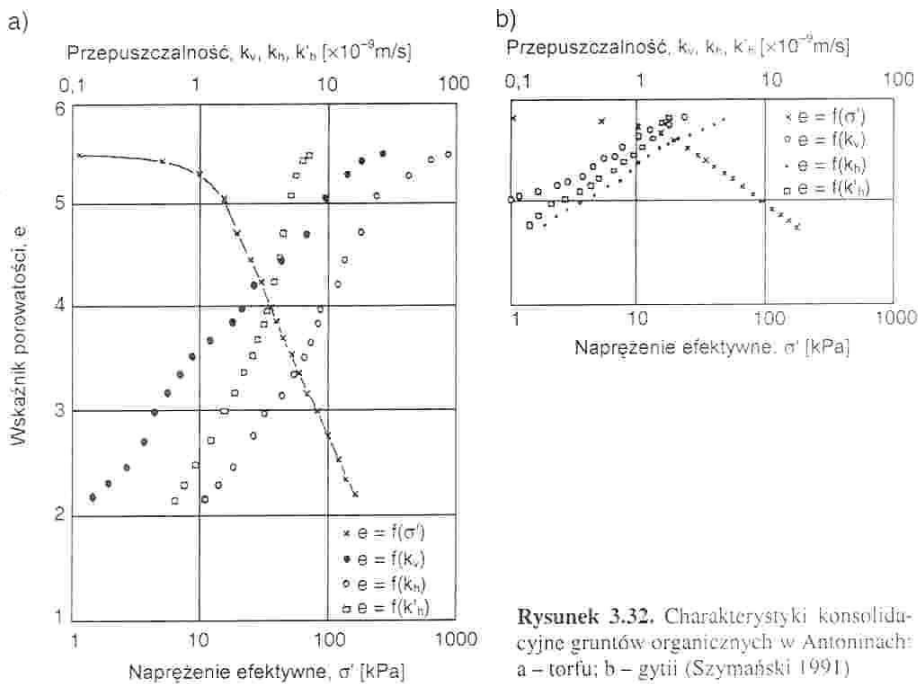
W numerycznej ocenie zmian wskaźnika porowatości  $e$  określanego z charakterystyki  $e-\sigma'$  uwzględnia się zmianę  $e$  wynikającą z pełzania szkieletu. Zatem w punktach, gdzie nadwyżka ciśnienia wody w porach  $u_{ij}$  równa się zero, zmianę wskaźnika porowatości  $e_{i,j}$  można prognozować za pomocą zależności:

$$e_{i,j}^{n+1} = e_{i,j}^n - C_\alpha \log \frac{t^{n+1}}{t^n} \quad (3.57)$$

gdzie:

$C_\alpha$  – współczynnik ściśliwości wtórnej.

Przedstawione równanie różniczkowe konsolidacji oparte na współrzędnych konwekcyjnych wykorzystano do prognozy konsolidacji podłoża w osi nasypu doświadczalnego nr 4 w Antoninach. Charakterystyki gruntu do obliczeń zostały wyznaczone w laboratorium Katedry Geotechniki SGGW (rys. 3.32). Obliczenia wykonano na maszynie cyfrowej IBM-PC/AT, wykorzystując program DREN opracowany zgodnie z prezentowaną propozycją numerycznego rozwiązania równań konsolidacji (Koda i Szymański 1990) oraz wykorzystując klasyczną metodę Barrona-Hansbo.

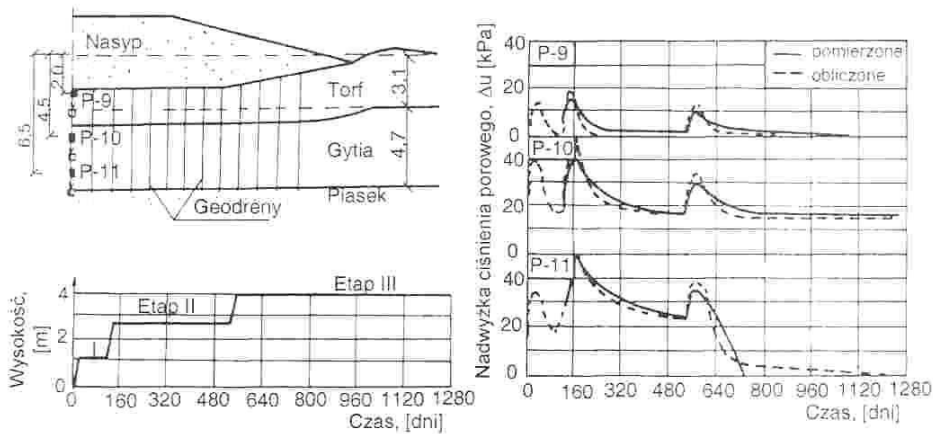
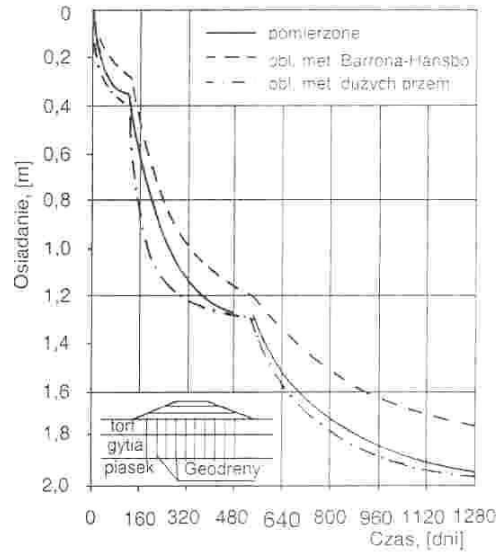


Rysunek 3.32. Charakterystyki konsolidacyjne gruntów organicznych w Antoninach: a – torfu; b – gytii (Szymański 1991)



Wyniki obliczeń oraz pomiarów terenowych przedstawiono na rysunkach 3.33 i 3.34. Analiza otrzymanych wyników wskazuje na dobrą zgodność wartości osiadań i rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach w przypadku wykorzystania do oceny konsolidacji obliczeń numerycznych uwzględniających „duże przemieszczenia” podłoża. Wartości osiadań uzyskane metodą Barrona-Hansbo są zaniżone w stosunku do obserwowanych. Jest to wynikiem zbyt daleko idących założeń upraszczających, przyjętych przez Barrona i Hansbo w rozwiązaniu równania konsolidacji.

Rysunek 3.33. Pomierzone i obliczone osiadanie podłoża nasypu doświadczalnego z drenażem pionowym. (Koda i Szymański 1990b)



Rysunek 3.34. Przebieg pomierzonego i obliczonego rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach od obciążenia w podłożu nasypu doświadczalnego w Antoninach (Koda i Szymański 1990b)

### 3.4.3. Analiza konsolidacji w stanie dwuwymiarowym

Uwzględnienie w numerycznej analizie konsolidacji podłoża organicznego nasypu zmian miąższości warstw ściśliwych w przekrojach leżących poza osią nasypu wymaga wykorzystania współrzędnych konwekcyjnych w opisie procesu konsolidacji w płaskim stanie odkształcenia i przepływu wody w porach. Równanie konsolidacji ma wówczas postać:

$$\frac{\partial}{\partial \xi_v} \left[ \frac{k_v}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial \xi_v} \right] + \frac{\partial}{\partial \xi_h} \left[ \frac{k_h}{\gamma_w} \frac{\partial u}{\partial \xi_h} \right] \frac{1}{1+e} \frac{de}{d\sigma'} \frac{Du}{Dt} \Big|_x = 0 \quad (3.58)$$

gdzie:

$\sigma'$  – średnie naprężenie efektywne,

$\xi_v, \xi_h$  – współrzędne konwekcyjne (w kierunku pionowym i poziomym),

Równanie konsolidacji (3.58) może być zapisane w postaci:

$$\Omega \frac{\partial u}{\partial t} = Lu \quad (3.59)$$

gdzie:

$$\Omega = \frac{-1}{1+e} \frac{de}{d\sigma'} \quad \text{– współczynnik} \quad (3.60)$$

$$Lu = (L_{\xi_v} + L_{\xi_h})u \quad \text{– operator} \quad (3.61)$$

$$L_{\xi_v} = \frac{\partial}{\partial \xi_v} \left[ \alpha \frac{\partial u}{\partial \xi_v} \right] \quad (3.62)$$

$$L_{\xi_h} = \frac{\partial}{\partial \xi_h} \left[ \beta \frac{\partial u}{\partial \xi_h} \right] \quad (3.63)$$

$$\alpha = \frac{k_v}{\gamma_w} \quad (3.64)$$

$$\beta = \frac{k_h}{\gamma_w} \quad (3.65)$$

Przyjmując oznaczenie:  $u^n = u(t = n\Delta t)$ , w którym  $\Delta t$  oznacza krok dyskretyzacji względem czasu  $t$  oraz odpowiednio  $\Lambda^n$  jako różnicową postać operatora  $L$ , można równanie (3.59) zapisać w postaci układu

$$\begin{cases} \left[ E\Omega^n - \frac{\Delta t}{2} \Lambda_{\xi_v}^n \right] v = L^n u^n \\ \left[ E\Omega^n - \frac{\Delta t}{2} \Lambda_{\xi_h}^n \right] u_t = v\Omega^n \\ u^{n+1} = u^n + \Delta t u_t \end{cases} \quad (3.67)$$

gdzie:

$E$  – operator jednostkowy,

$v, u_t$  – zmienne pomocnicze.

Operatory różnicowe  $\Lambda_{\xi_v}$  i  $\Lambda_{\xi_h}$  przyjęto w postaci:

$$\Lambda_{\xi_v} u = \frac{\alpha_{i+0.5,j} \frac{u_{i+1,j} - u_{i,j}}{\Delta \xi_{v_{i,j}}} - \alpha_{i-0.5,j} \frac{u_{i,j} - u_{i-1,j}}{\Delta \xi_{v_{i,j}}}}{0.5(\Delta \xi_{v_{i-1,j}} + \Delta \xi_{v_{i,j}})} \quad (3.68)$$

$$\Lambda_{\xi_h} u = \frac{\left[ \beta_{i,j+0.5} \left( \frac{u_{i,j+1} - u_{i,j}}{\Delta \xi_{i,j}} \right) - \beta_{i,j-0.5} \left( \frac{u_{i,j} - u_{i,j-1}}{\Delta \xi_{i,j-1}} \right) \right]}{0.5(\Delta \xi_{i,j} + \Delta \xi_{i,j-1})} \quad (3.69)$$

gdzie:

$u_{i,j}$  – dyskretna w przestrzeni wartość  $u(\xi_v, \xi_h)$ ,

$\Delta \xi_{h_{i,j}}$  – krok dyskretyzacji wzdłuż osi poziomej,

$\Delta \xi_{v_{i,j}}$  – krok dyskretyzacji wzdłuż osi pionowej,

$$\alpha_{i+0.5,j} = \frac{1}{2(\alpha_{i,j} + \alpha_{i+1,j})} \quad (3.70)$$

Zmienne w czasie kroki dyskretyzacji  $\Delta \xi_v$  i  $\Delta \xi_h$  oblicza się z zależności:

$$\Delta \xi_v^{n+1} \Delta \xi_h^{n+1} = \Delta \xi_v^n \Delta \xi_h^n \frac{1 + e^{n+1}}{1 + e^n} \quad (3.71)$$

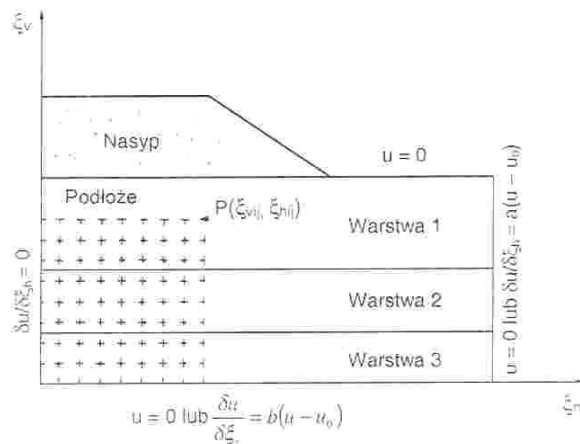
$$\frac{\Delta \xi_i^{n+1} - \Delta \xi_i^n}{\Delta \xi_i^{n+1} - \Delta \xi_i^n} = v^n \frac{\Delta \xi_i^n}{\Delta \xi_i^n} \quad (3.72)$$

W równaniach (3.70) i (3.71) pominięto indeksy  $(i, j)$  określające miejsce w przestrzeni obliczeń celem uproszczenia zapisu równań.

Aktualna wartość współczynnika Poissona  $v^n$  zależna jest od rodzaju gruntu i aktualnej wartości stopnia konsolidacji. Badania terenowe na nasypach doświadczalnych w Antoninach wykazały, że przemieszczenia poziome w gruntach organicznych pojawiają się głównie podczas obciążenia i w okresie intensywnego rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach. Zatem parametr w danym kroku czasowym można obliczyć jako iloczyn początkowej wartości  $v$  i  $u/u_0$  ( $v^n = v_0 u/u_0$ ), gdzie:  $u_0$  – początkowa wartość nadwyżki ciśnienia porowego, przyjmowana jako równa przyrostowi naprężenia całkowitego.

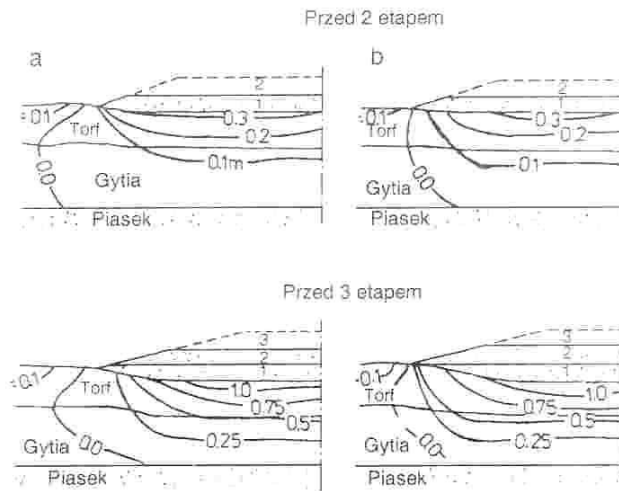
Aktualna wartość wskaźnika porowatości w punkcie  $(e_{ij})$  obliczana jest z charakterystyki materiałowej z uwzględnieniem efektu wtórnej ściśliwości zgodnie z równaniem (3.57).

Przedstawioną metodę rozwiązania równania konsolidacji (3.58) wykorzystano do prognozy przebiegu odkształceń podłoża nasypu doświadczalnego nr 3 w Antoninach, przyjmując schemat dyskretyzacji podłoża i warunki brzegowe podane na rysunku 3.35.

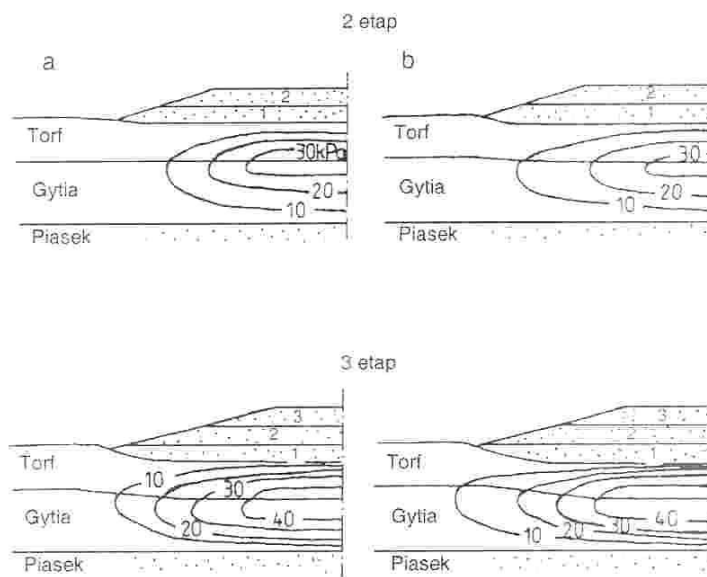


Rysunek 3.35. Schemat dyskretyzacji podłoża i warunki brzegowe przyjęte do obliczeń

Obliczenia wykonano na maszynie cyfrowej IBM-PC/AT, wykorzystując program PŁASKI (Szymański i in. 1991) oraz charakterystyki gruntów podane na rysunku 3.32.

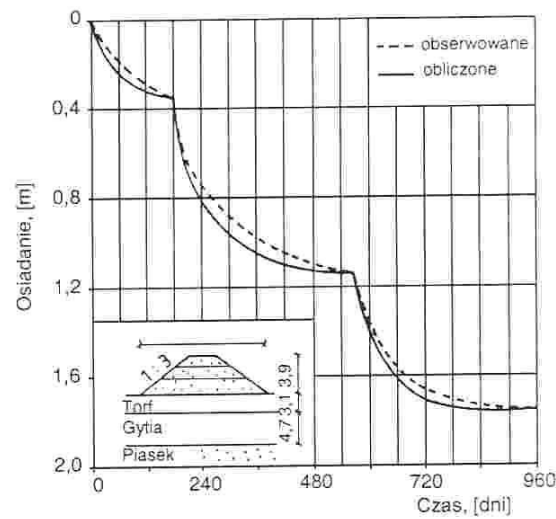


Rysunek 3.36. Izolinie pionowych przemieszczeń w podłożu nasypu doświadczalnego (Szymański 1991)



Rysunek 3.37. Izolinie nadwyżki ciśnienia wody w porach w podłożu nasypu doświadczalnego nr 3 w Antoninach: a – otrzymane z pomiarów terenowych; b – otrzymane z obliczeń (Szymański 1991)

Wyniki obliczeń oraz pomiarów terenowych przedstawiono na rysunkach 3.36–3.38. Analiza otrzymanych wyników wskazuje na dobrą zgodność nr 3 w Antoninach: a – otrzymane z pomiarów terenowych; b – otrzymane z obliczeń pomierzonych i obliczonych wartości pionowych i poziomych przemieszczeń podłoża i rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach. Pozwala to sądzić, że wykorzystanie współrzędnych konwekcyjnych w opisie konsolidacji podłoża organicznego nasypu umożliwia poprawną ocenę przebiegu konsolidacji poszczególnych słabych warstw zalegających w podłożu.



Rysunek 3.38. Obliczone i pomierzone wartości osiadań podłoża w osi nasypu doświadczalnego nr 3 w Antoninach (Szymański 1991)