

## 2.1. Dobór metody obliczeń

Budowa nasypów na gruntach organicznych jest jednym z trudniejszych zadań inżynierskich. Duża wilgotność gruntów organicznych, której towarzyszy niska wytrzymałość oraz znacząca ściśliwość, powoduje, że podczas budowy napotyka się trudności związane z zapewnieniem stateczności nasypu. Dlatego projektowanie nasypów musi być poprzedzone analizą wartości i przebiegu w czasie odkształceń podłoża. Wartość całkowitych odkształceń podłoża prognozowana jest na podstawie wzorów empirycznych opracowanych do danego rodzaju gruntu i wartości obciążenia lub z wykorzystaniem modeli gruntowych opisujących zależność naprężenie-odkształcenie. Analizę przebiegu odkształceń w czasie oraz zmian naprężenia efektywnego w podłożu przeprowadza się przy wykorzystaniu teorii konsolidacji.

Stosowanie odpowiednich metod obliczeniowych do prognozy odkształceń podłoża organicznego nasypów wymaga właściwego doboru metody dla konkretnego przypadku w terenie. Proces odkształcania podłoża uzależniony jest bowiem od rodzaju i zakresu obciążenia oraz od rodzaju i geometrii podłoża.

Analiza odkształceń gruntów organicznych pod nasypami doświadczalnymi wykazuje duże pionowe i poziome przemieszczenia w obciążonej strefie podłoża (Szymański 1991). Jednakże z obserwacji rozwoju odkształceń wynika, że zasadnicza część odkształceń poziomych pojawia się podczas obciążania i krótko po jego zakończeniu. Wyniki te dowodzą, że z wyjątkiem wczesnych faz budowy przemieszczenia poziome nie odgrywają znaczącej roli w przebiegu konsolidacji gruntów organicznych. Fakt ten pozwala na stwierdzenie, że obliczenia przebiegu osiadań i rozproszenia nadwyżki ciśnienia wody w porach w podłożu pod osią nasypu mogą być przeprowadzane przy zastosowaniu jednowymiarowej teorii konsolidacji z uwzględnieniem występowania odkształceń plastycznych, pojawiających się podczas obciążania podłoża.

Ze względu na dużą ściśliwość gruntu w podłożu prognoza odkształceń powinna być jednak oparta na metodzie uwzględniającej nieliniowe charakterystyki gruntu, jak również duże odkształcenia podłoża i efekt pełzania szkieletu.

W szczególnych przypadkach, kiedy niezbędna jest znajomość przemieszczeń gruntu w całym przekroju poprzecznym podłoża nasypu, analiza procesu deformacji podłoża może być uzupełniona dwuwymiarową prognozą odkształceń, wykorzystującą modele gruntowe. Jest to pomocne w analizie odkształceń podłoża słabonośnego o dużej miąższości warstwy słabej i stosunkowo małej podstawie nasypu. W przypadku tym przemieszczenia poziome mogą pojawiać się podczas całego procesu odkształcania.

Dla nasypów posadowionych na warstwie słabego podłoża o małej miąższości określenie wartości odkształceń w osi nasypu jest często wystarczające do zaprojektowania konstrukcji nasypu. Wówczas osiadanie obliczyć można metodami opartymi na teorii jednowymiarowej konsolidacji lub wzorami empirycznymi. Podczas budowy wysokich nasypów na podłożu organicznym o dużej miąższości do oceny stateczności nasypu wymagany jest pełny opis zachowania się podłoża. Stosować należy wtedy metody obliczeniowe, wykorzystujące modele gruntowe z założeniem płaskiego stanu odkształcenia. Pozwala to na określenie przemieszczeń pionowych i poziomych oraz rozkładu naprężeń efektywnych w podłożu.

Uwzględniając dużą zmienność właściwości gruntów organicznych podczas procesu odkształcania oraz możliwości rozwiązań numerycznych, w praktyce projektowej stosuje się głównie nieliniowo-sprężysty model gruntu Duncana-Changa lub sprężysto-plastyczny model Cam-Clay.

Przy stosowaniu uproszczonych rozwiązań teorii konsolidacji prognozę odkształceń należy uzupełnić o natychmiastowe plastyczne przemieszczenia, pojawiające się w początkowym okresie obciążania na skutek odkształceń postaciowych i bocznych przemieszczeń gruntu w podłożu. Całkowite osiadanie stanowi sumę przemieszczeń natychmiastowych  $S_i$  i przemieszczeń końcowych  $S_f$ , będących wynikiem pierwotnej konsolidacji  $S_c$  i ściśliwości wtórnej  $S_s$ :

$$S = S_i + S_f \quad (2.1)$$

lub

$$S = S_i + S_c + S_s \quad (2.2)$$

Należy zauważyć, że natychmiastowe przemieszczenia oraz wtórne odkształcenie podłoża pod nasypem odgrywają znaczącą rolę w przebiegu konsolidacji w gruntach organicznych. Nie należy ich zatem pomijać w analizie odkształceń podłoża.

## 2.2. Ocena osiadań podłoża

### 2.2.1. Odkształcenia początkowe

Podczas budowy nasypów na gruntach słabych obciążenie przykłada się na ograniczonej powierzchni podłoża, wynikającej z wymiarów nasypu. Na skutek tego pojawiają się w podłożu odkształcenia postaciowe, przebiegające w warunkach bez odpływu i powodujące natychmiastowe osiadanie gruntu. Dlatego też obliczenia natychmiastowych osiadań  $S_t$  i przemieszczeń poziomych  $S_h$  prowadzi się przy wykorzystaniu równań teorii sprężystości, w których przyjmuje się współczynnik Poissona  $\nu = 0,5$  i moduł sprężystości bez odpływu  $E_u$ . Teoria sprężystości pozwala na sformułowanie wzorów w postaci:

$$S_t = \frac{I_v q b}{E_u} \quad (2.3)$$

oraz

$$S_h = \frac{I_h q h}{E_u} \quad (2.4)$$

gdzie:

$q$  – obciążenie podłoża,

$b$  – szerokość obciążonej strefy,

$I$  – współczynnik wpływu odkształceń, zależny od geometrii budowli, i podłoża ( $I_v$  i  $I_h$  odnoszą się odpowiednio do kierunków pionowego i poziomego).

$E_u$  – moduł odkształcenia bez odpływu,

$H$  – miąższość warstwy ściśliwej.

Zastosowanie teorii sprężystości do prognozy natychmiastowych przemieszczeń wymaga określenia modułu  $E_u$  na podstawie badań laboratoryjnych lub z empirycznych zależności uzależniających wartości  $E_u$  od wytrzymałości na ścinanie w warunkach bez odpływu. Larsson (1986) wskazuje przedział zmienności modułu odkształcenia bez odpływu od  $E_u = 80\tau_{fu}$  w gruntach organicznych do  $2000\tau_{fu}$  w słaboplastycznych glinach. Wyniki badań prowadzonych przez Foota i Ladda (1981) wykazały, że moduł  $E_u$  gruntów normalnie konsolidowanych można obliczyć z następującego wzoru empirycznego:

$$E_u = \frac{\tau_{fu} \ln \bar{F}}{I_p} \quad (2.5)$$

gdzie:

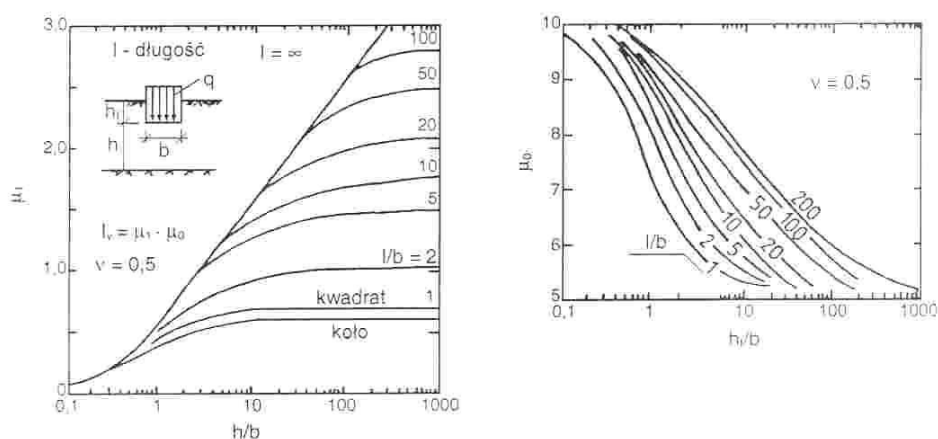
$\tau_{fu}$  – wytrzymałość na ścinanie bez odplywu określana badaniami sondą krzyżową lub badaniami prostego ścinania,

$F$  – współczynnik stateczności,

$I_p$  – wskaźnik plastyczności.

Obliczenie natychmiastowych przemieszczeń plastycznych w słabym podłożu pod nasypem można prowadzić posługując się równaniami (2.3) i (2.4). Wymaga to określenia współczynników  $I_v$  i  $I_h$ , korzystając z klasycznych rozwiązań teorii sprężystości przedstawionych przez Steinbrennera (1934), Janbu i in. (1964) lub Poulusa (1972).

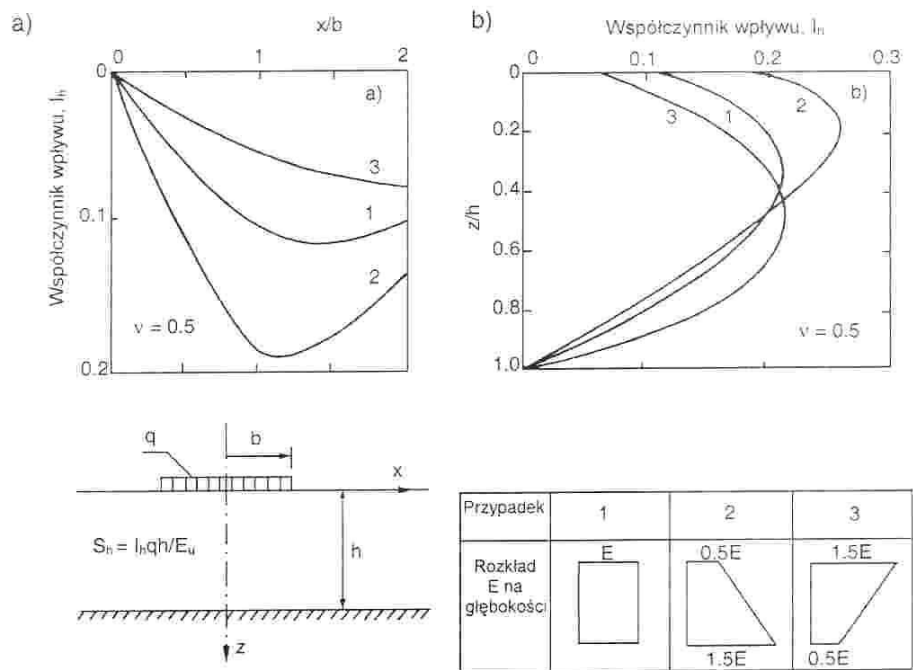
Wpływ warunków geometrycznych na wartości współczynników  $I_v$  i  $I_h$  pokazano na rysunkach 2.1 i 2.2.



Rysunek 2.1. Współczynnik  $I_v$  przemieszczeń pionowych pod jednorodnym obciążeniem pasmowym (Janbu i in. 1964)

Stosowanie wykresu Janbu do określenia wartości  $I_v$  z wymaganą dokładnością dla małych wartości stosunku  $H/B$  jest dość trudne. W takim przypadku współczynnik  $I_v$  można określić bezpośrednio z klasycznego rozwiązania teorii sprężystości (Steinbrenner 1934). Wartość osiadania podłoża w narożu jednorodnie obciążonego pasma wyrażona jest wzorem:

$$S_{iv} = \left( \frac{qb}{E_u} \right) [(1 - \nu^2) f_1 + (1 - \nu - 2\nu^2) f_2] \quad (2.6)$$



Rysunek 2.2. Współczynnik  $I_h$  dla przemieszczeń poziomych pod jednorodnym obciążeniem pasmowym (Poulos 1972): a – poziome przemieszczenia powierzchni, b – poziome przemieszczenia pod krawędzią

$$f_1 = \frac{1}{\pi} \left[ \frac{1}{b} \ln \frac{(1 + \sqrt{c_l}) \sqrt{c_l + c_h} - 2}{\frac{1}{b} (1 + \sqrt{c_l + c_h} - 1)} + \ln \frac{\left(\frac{1}{b} + \sqrt{c_l}\right) \sqrt{c_h}}{\frac{1}{b} + \sqrt{c_l + c_h} - 1} \right] \quad (2.7)$$

gdzie:

$$f_2 = \frac{1}{\pi} \frac{h}{b} \operatorname{arctg} \frac{\frac{1}{b}}{\frac{h}{b} \sqrt{c_l + c_h} - 1} \quad (2.8)$$

gdzie:

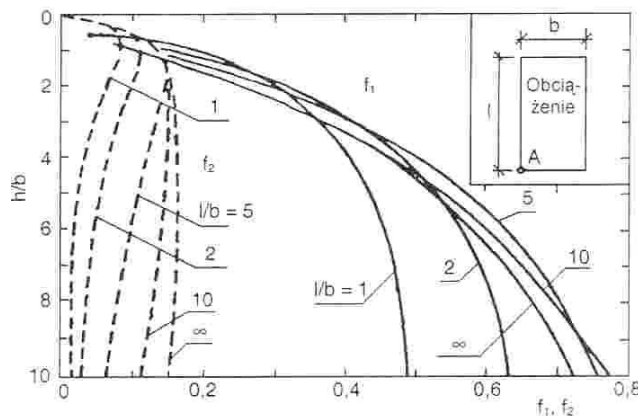
$$c_l = 1 + \left(\frac{l}{b}\right)^2 \quad (2.9)$$

$$c_h = 1 + \left(\frac{h}{b}\right)^2 \quad (2.10)$$

$l$  – długość obciążonej strefy,

$b$  – szerokość obciążonej strefy.

Współczynniki  $f_1$  i  $f_2$  można określić za pomocą wykresu przedstawionego na rysunku 2.3. Celem określenia osiadań natychmiastowych w dowolnym punkcie podłoża za pomocą równania (2.6) należy obciążoną strefę podzielić na cztery części. Osiedlenie wybranego punktu jest równe sumie osiadań poszczególnych naroży. Przedstawiona wyżej metodyka stosowana była do prognozy osiadań natychmiastowych  $S_i$  podłoża nasypów doświadczalnych w Antoninach. Wyniki obliczeń poszczególnych etapów budowy zamieszczono w tabeli 2.1.



Rysunek 2.3. Współczynniki  $f_1$  i  $f_2$  określone wzorem Steinbrennera

Tabela 2.1. Obliczone i pomierzone wartości osiadań natychmiastowych podłoża nasypów w Antoninach

Etap	Osiedlenia $S_i$ [m]		
	Obliczone wg (2.3)	pomierzone reperem hydraulicznym	obliczone z pomiarów inklinometrycznych
	2	3	4
1	0,11	0,10–0,12	0,11
2	0,17	0,15–0,20	0,18
3	0,13	0,08–0,10	0,09

Wyniki obliczeń porównano z pomiarami terenowymi osiadań natychmiastowych podłoża pod koroną nasypów nr 3 i 4 w Antoninach wykonanymi za pomocą reperów hydraulicznych (hose settlement gauge). Ponadto, wykonano

obliczenia osiadań natychmiastowych na podstawie analizy poziomych przemieszczeń występujących podczas obciążania podłoża uzyskanych z pomiarów inklinometrycznych. Analiza otrzymanych wartości osiadań  $S_f$  wskazuje, że powstają one głównie w wyniku poziomych przemieszczeń gruntu w podłożu (zgodność wartości w kolumnach 3 i 4 – tab. 2.1). Obserwacja wartości  $S_f$  obliczonych i pomierzonych (kolumny 2 i 3 – tab. 2.1) wykazuje dobrą ich zgodność. Pozwala to sądzić, że zastosowana do obliczeń metodyka jest poprawna.

### 2.2.2. Osiedlenia końcowe

Osiedlenia końcowe podłoża nasypu oblicza się za pomocą wzorów empirycznych oraz metod opartych na wynikach badań ściśliwości lub parametrów pochodzących z obserwacji zebranych w czasie badań polowych.

**Empiryczna prognoza osiadań.** Prognoza empiryczna osiadań podłoża nasypu może być oparta na metodach podanych przez Ostromeckiego (1956), Drozda i Zajęca (1968), Flaate'a (1968), Nieschego (1977) i Carlstena (1988a).

Wzór Ostromeckiego służy do prognozy osiadań podłoża torfowego o miąższości mniejszej od 4,5 m, pod obciążeniem 10–50 kPa. Równanie ma następującą postać (rys. 2.4):

$$S_f = 1,08Ct_v \quad (2.11)$$

gdzie:

$S_f$  – osiedlenie [m],

$C$  – współczynnik zależny od  $H/t_v$  i  $\gamma_d$ ,

$H$  – miąższość torfu [m],

$t_v = q/7,55$  [m],

$q$  – przyłożone obciążenie [kPa],

$\gamma_d$  – ciężar objętościowy szkieletu gruntowego torfu.

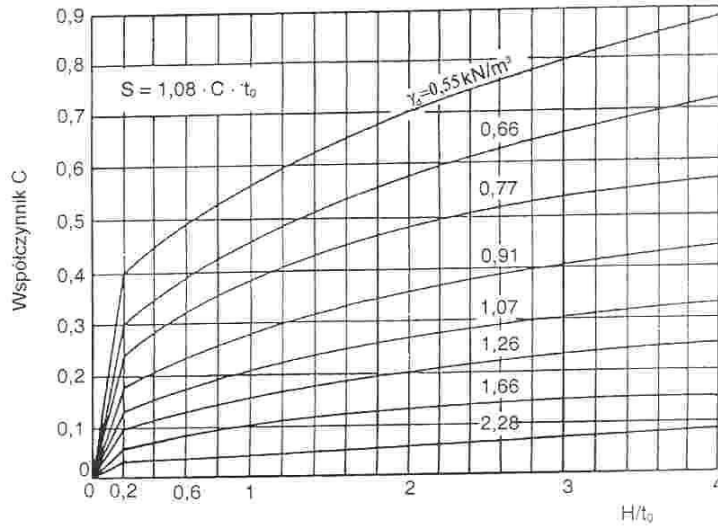
Nomogram służący do wyznaczania współczynnika  $C$  przedstawiono na rysunku 2.4. Obserwacje osiedlenia torfów o różnym stopniu rozkładu umożliwiły Nieschemu opracowanie empirycznej formuły obliczania odkształceń końcowych torfów pod obciążeniem. Przy znanych wartościach obciążenia  $q$  i stopnia rozkładu torfu można z nomogramu (rys. 2.5) określić wartości odkształcenia.

Obliczenia osiadań końcowych gruntów organicznych można również prowadzić za pomocą metody Drozda-Zajęca, korzystając z wzoru empirycznego w postaci:

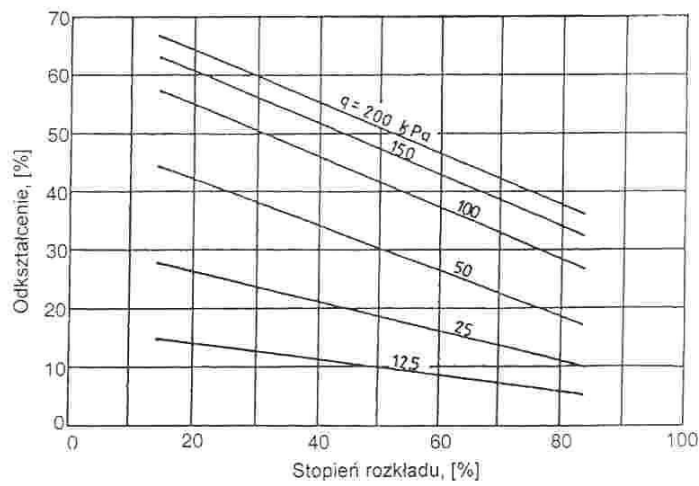
$$S_f = 0,36H \frac{(e_v - 0,36)^{1,1}}{1 + e_v} \log(3,12q \sqrt{e_v}) \quad (2.12)$$

gdzie:

$H$  – miąższość warstwy ściśliwej [m],  
 $e_0$  – początkowy wskaźnik porowatości,  
 $q$  – przyrost naprężenia [ $\text{KG}/\text{cm}^2$ ].



Rysunek 2.4. Wyznaczenie współczynnika  $C$  do wzoru Ostromęckiego

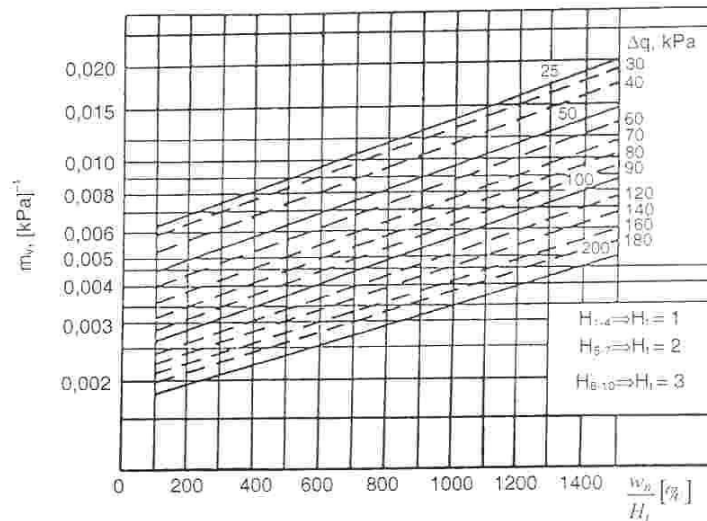


Rysunek 2.5. Wykres Nieschego do obliczeń osiadania torfu



Badania osiadania torfu o różnej wilgotności przeprowadzone przez Flaate'a pozwoliły na skonstruowanie nomogramu, z którego wyznacza się współczynnik zmian objętościowych  $m_v$  (rys. 2.6). Końcowe osiadania obliczane są ze wzoru:

$$S_f = m_v q h \quad (2.13)$$



Rysunek 2.6. Współczynnik zmian objętościowych  $m_v$  jako funkcja wilgotności  $w_w$  i współczynnika rozkładu torfu  $H_r$  (Flaate 1968)

Końcowe osiadanie podłoża torfowego o wilgotności 700–1500% można też określić z wykresu (rys. 2.7) przedstawionego przez Carlstena (1988b). W tym przypadku osiadanie końcowe równe jest:

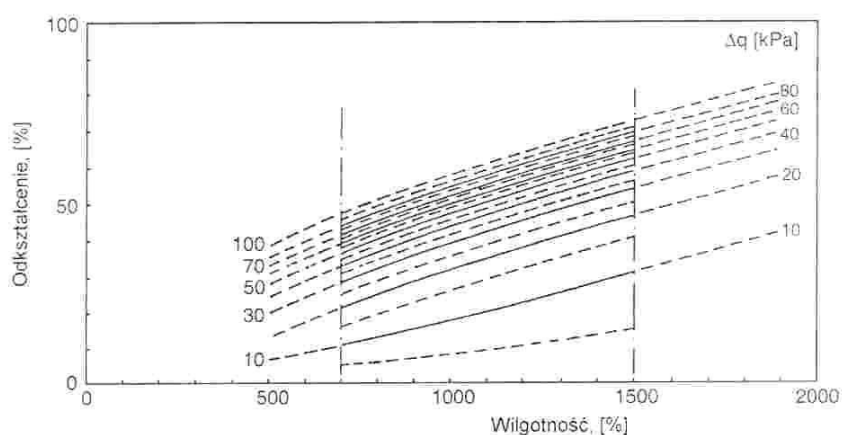
$$S_f = \varepsilon H \quad (2.14)$$

gdzie:

$\varepsilon$  – odkształcenie.

Przedstawione wyżej metody empirycznej oceny osiadań końcowych  $S$  opracowano na podstawie terenowych pomiarów osiadań określonych konstrukcji. Dlatego też wyniki uzyskiwane z tych metod są poprawne dla tych rodzajów podłoża i zakresów obciążeń, dla których wcześniej zostały opracowane. Pominięto w nich bowiem znaczący czynnik warunkujący wartość odkształceń końcowych, tj. efekt prekonsolidacji gruntów organicznych. Poziome naprężenia efektywne w podłożu w istotny sposób wpływa na wartość pier-

wotnych i wtórnych odkształceń. W zakresie naprężeń mniejszych od naprężenia prekonsolidacji ( $\sigma'_v \leq \sigma'_p$ ) obserwuje się mało znaczące odkształcenia podłoża, natomiast po przekroczeniu naprężenia prekonsolidacji ( $\sigma'_v > \sigma'_p$ ) następuje ich gwałtowny przyrost. Nieuwzględnianie tego efektu w obliczeniach prowadzi do znaczących błędów w ocenie osiadań podłoża nasypu (tab. 2.2). Przeprowadzone obliczenia osiadań nasypów w Białosłiwu i Antoninach wykazały, że największa rozbieżność w pomierzonych i obliczonych wartościach osiadań wystąpiła w pierwszym etapie budowy, a więc wtedy, gdy nastąpiło przekroczenie naprężenia efektywnego ponad naprężenie prekonsolidacji. W etapie tym wystąpił więc najbardziej znaczący wpływ efektu prekonsolidacji gruntu na przebieg odkształceń podłoża.



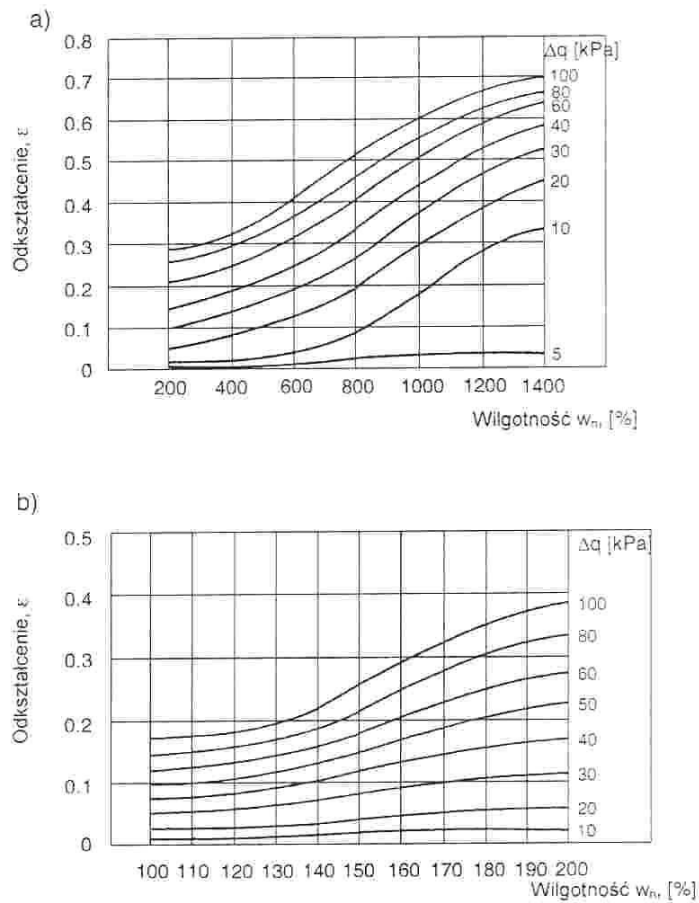
Rysunek 2.7. Wykres Carlstena do określania pionowych odkształceń torfu (Carlsten 1988)

Tabela 2.2. Obliczone i pomierzone wartości osiadań podłoża nasypu w Antoninach

Osiedlenie		Obliczone metodą				Obserwowane [m]
		Nieszego [m]	Ostromięckiego [m]	Flaate'a [m]	Drozda-Zajęca [m]	
Torf	Etap 1	0,56	0,49	0,40	0,12	0,27
	Etap 2	0,84	0,80	0,66	0,48	0,72
	Etap 3	1,14	1,03	0,84	0,66	0,96
Gytia	Etap 1	–	–	–	0,17	0,24
	Etap 2	–	–	–	0,36	0,60
	Etap 3	–	–	–	0,56	1,03
Suma osiadań	Etap 1	–	–	–	0,29	0,51
	Etap 2	–	–	–	0,84	1,32
	Etap 3	–	–	–	1,22	1,99

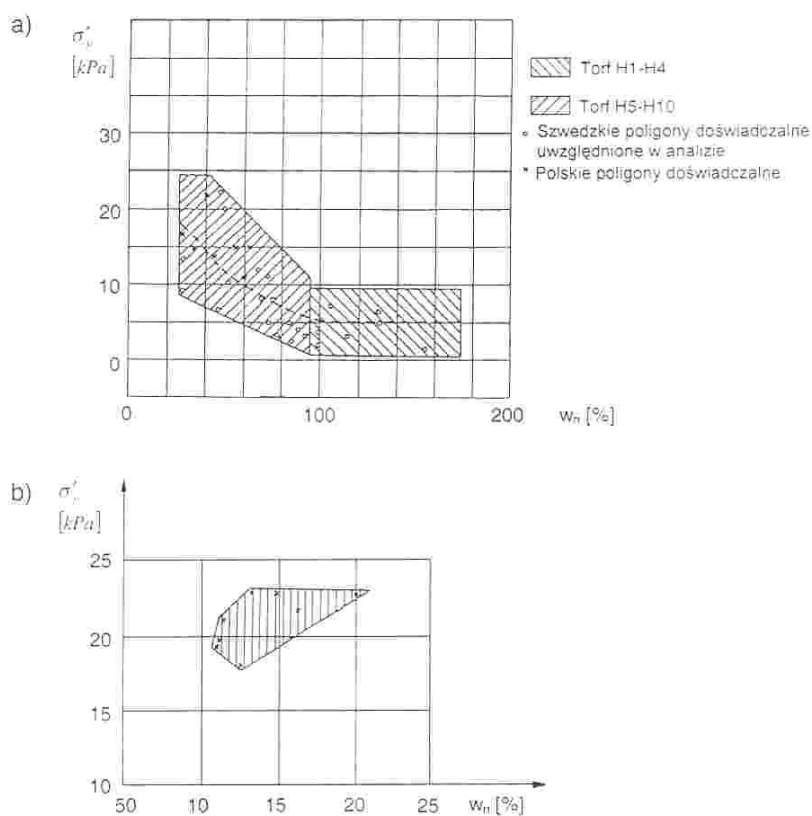
Analiza terenowych i laboratoryjnych badań gruntów organicznych (torfów i gytii) przeprowadzonych na gruntach pochodzących z poligonów Białośliwie, Antoniny, Wonieść, Kostomłoty, Mielimąka i Mrzeżyno oraz analiza dostępnych wyników badań prowadzonych w Szwedzkim Instytucie Geotechnicznym pozwoliła autorom na opracowanie nomogramów, umożliwiających ocenę odkształceń końcowych  $\varepsilon$  torfów i gytii wapiennej, uwzględniających efekt pozornej (strukturalnej) prekonsolidacji gruntów organicznych.

Wartość odkształceń końcowych uzależniono od rodzaju gruntu, jego wilgotności naturalnej  $w_n$  oraz naprężenia prekonsolidacji  $\sigma'_p$  i zakresu przykładowych obciążeń  $\Delta q$  (rys. 2.8). Do określenia wartości przewidywanych



**Rysunek 2.8.** Nomogram do oceny odkształcenia  $\varepsilon$  pod obciążeniem  $\Delta q$ : a – torfu, b – gytii (Szymański 1991)

odkształceń podłoża pod określonym obciążeniem  $\Delta q$  wystarczająca jest znajomość wilgotności naturalnej  $w_n$ . Naprężenie prekonsolidacji  $\sigma'_p$  uwzględniono w prezentowanym nomogramie przez zastosowanie otrzymanych z badań zależności empirycznych między naprężeniem  $\sigma'_p$  a wilgotnością  $w_n$  (rys. 2.9) do oceny parametrów ścisłości. Przyjęto bowiem, że w przypadku przyrostu naprężenia w podłożu  $\sigma'_{vf} \leq \sigma'_p$  odkształcenie  $\varepsilon = (\sigma'_p - \sigma'_{vo})/M_o$ , natomiast dla naprężenia  $\sigma'_{vf} > \sigma'_p$  odkształcenie  $\varepsilon = (\sigma'_p - \sigma'_{vo})/M_o + (\sigma'_{vf} - \sigma'_p)/M$ . Problematykę doboru parametrów  $M_o$  i  $M$  przedstawiono w rozdziale 4.



Rysunek 2.9. Zależność naprężenia prekonsolidacji  $\sigma'_p$  od wilgotności  $w_n$ ; a – torfu, b – gytli (Szymański 1991)

Przy wykorzystywaniu metod empirycznych do oceny osiadań podłoża nasypów należy pamiętać, że zostały one opracowane do ograniczonego zakresu rodzaju gruntów. Stąd też w szczególnych przypadkach uzyskane wyniki mogą być mało wiarygodne. Aby tego uniknąć przy projektowaniu nasypów o dużym

znaczeniu lub posadawianych na niejednorodnym głębokim podłożu organicznym. osiadania końcowe  $S_f$  należy określać metodami opartymi na parametrach wyznaczonych w badaniach polowych lub laboratoryjnych przeprowadzanych najczęściej w jednowymiarowym stanie odkształcenia.

**Prognoza osiadań oparta na wynikach badań ściśliwości.** Obliczenia końcowych odkształceń podłoża nasypów na gruntach organicznych prowadzone są najczęściej z założeniem zerowych odkształceń bocznych. Obliczenia te wykonywane są dla profilów leżących pod środkiem nasypu. Stosowane są również w przypadku innych profilów obliczeniowych, np. pod krawędzią korony lub skarpią nasypu.

Określenie wartości osiadań w jednowymiarowym stanie odkształcenia wymaga znajomości stanu naprężenia, jaki powstał w podłożu na skutek obciążenia nasypem. W praktyce stan naprężenia, tj. wartość pionowej i poziomej składowej, wyznacza się za pomocą teorii sprężystości.

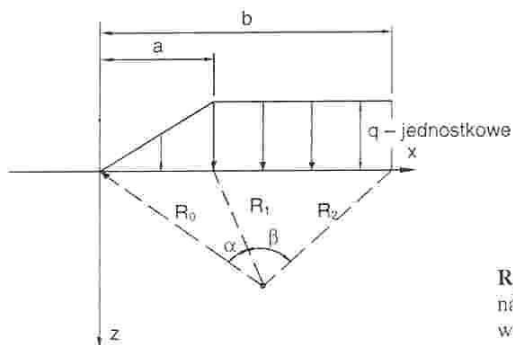
Stan naprężenia w podłożu pod nasypem można określić metodą Graya (1936), przedstawioną na rysunku 2.10, gdzie składowe naprężenia ( $\sigma_v$  – pionowa,  $\sigma_h$  – pozioma,  $\tau$  – naprężenie styczne) oblicza się ze wzorów:

$$\sigma_v = q \frac{\left( \beta + \frac{x\alpha}{a} - z \frac{(x-b)}{R_2^2} \right)}{\pi} \quad (2.15)$$

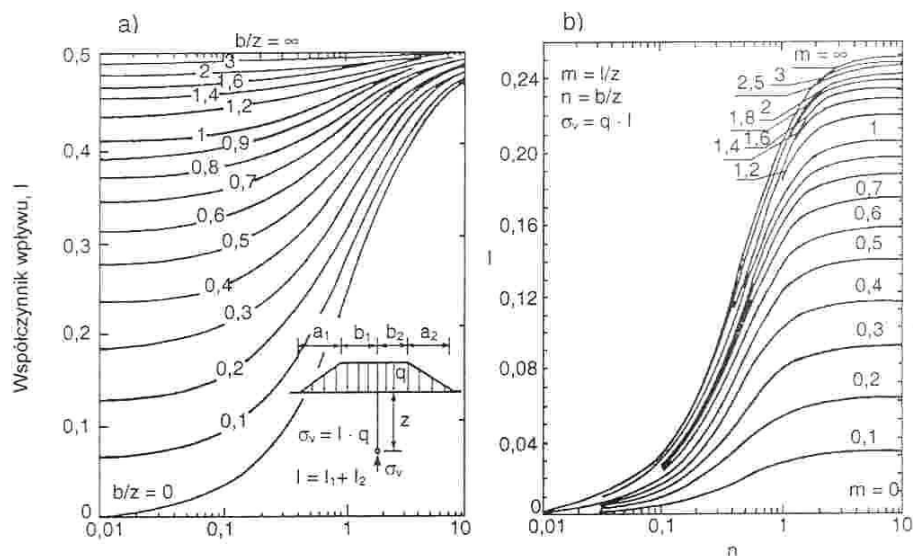
$$\sigma_h = q \frac{\left( \beta + \frac{x\alpha}{a} + z \frac{x-b}{R_2^2} + 2z \ln \left( \frac{R_1}{R_0} \right) a \right)}{\pi} \quad (2.16)$$

$$\tau = -q \left( \frac{\frac{z\alpha}{a} - \frac{z^2}{R^2}}{\pi} \right) / \pi \quad (2.17)$$

Na podstawie tego rozwiązania Osterberg (1957) opracował nomogram, umożliwiający określenie współczynnika wpływu  $I$ , od którego zależy pionowa składowa naprężenia od nasypu o nieograniczonej długości (rys. 2.11a). W przypadku nasypu o ograniczonej długości współczynnik wpływu można oszacować metodą Faduma (1948), korzystając z wykresu dla naroża jednorodnie obciążonego prostokąta (rys. 2.11b). W takim przypadku obciążony obszar powinien być podzielony na cztery części, a składowa pionowa naprężenia w wybranym punkcie będzie sumą składowych naprężenia pod wspólnym narożem czterech części.



Rysunek 2.10. Schemat obliczeń składowych naprężenia w podłożu od obciążenia trapezowego (Gray 1936)



Rysunek 2.11. Współczynnik wpływu  $I$  do składowej naprężenia  $\sigma_v$ : a – wywołanych pasmowym obciążeniem podłoża (Osterberg 1957), b – pod narożem obciążenia prostokątnego (Fadum 1948)

Obliczenia osiadań w jednowymiarowym stanie odkształcenia mogą być prowadzone dla jednej lub więcej warstw podłoża. W przypadku podłoża wielowarstwowego całkowite osiadanie jest sumą osiadania każdej z warstw.

Wartość końcowego osiadania podłoża  $S_f$  oblicza się jako sumę osiadania konsolidacyjnego  $S_c$  i przemieszczeń wywołanych wtórną ścisłością  $S_s$ . Najprostszy sposób obliczenia osiadania konsolidacyjnego określa się z równania:

$$S_c = \frac{\Delta\sigma_v H}{M} \quad (2.18)$$

$$S_r = \varepsilon_r H \quad (2.19)$$

gdzie:

$M$  – moduł ścisłości,

$e_r$  – odkształcenia konsolidacyjne,

$\Delta\sigma_v$  – przyrost pionowej składowej naprężenia,

$H$  – miąższość słabego podłoża.

Równanie (2.18) stosuje się do podłoży jednorodnych o małej zmienności modułów przy wzroście naprężenia.

W innych przypadkach, szczególnie w bardzo ściśliwych gruntach prekonsolidowanych, odkształcenie konsolidacyjne  $\varepsilon_c$  określa się zgodnie z następującym wzorem (rys. 2.12):

$$\varepsilon_c = \frac{\Delta e}{1 + e_0} = \frac{c_r}{1 + e_0} \log \frac{\sigma'_{vf}}{\sigma'_{vp}} + \frac{C_r}{1 + e_0} \log \frac{\sigma'_{vf}}{\sigma'_{vp}} \quad (2.20)$$

gdzie:

$e_0$  – początkowy wskaźnik porowatości,

$\Delta e$  – zmiana wskaźnika porowatości,

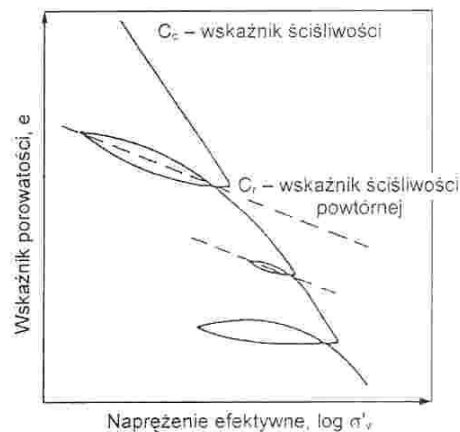
$\sigma'_{v0}$  – początkowe efektywne naprężenie pionowe,

$\sigma'_{vp}$  – naprężenie prekonsolidacji,

$\sigma'_{vf}$  – końcowe efektywne naprężenie pionowe,

$C_r$  – wskaźnik ścisłości dla  $\sigma'_v \leq \sigma'_{vp}$ ,

$C_c$  – wskaźnik ścisłości dla  $\sigma'_v > \sigma'_{vp}$ .

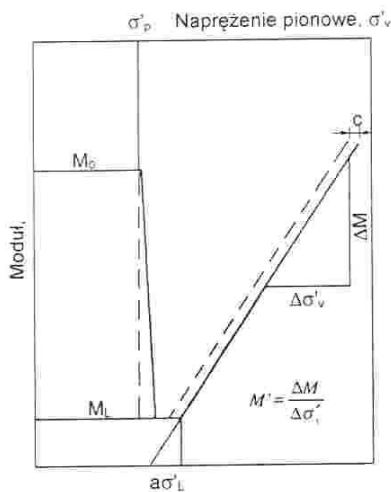


Rysunek 2.12. Parametry ścisłości gruntu

Odształcenie konsolidacyjne w gruntach prekonsolidowanych można również wyznaczyć ze wzoru proponowanego przez Larssona (1981):

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma'_p - \sigma'_{vo}}{M_o} + \frac{\sigma'_L - \sigma'_p}{M_L} + \frac{1}{M'} \ln \frac{(\sigma' - a)M'}{M_L} \quad (2.21)$$

gdzie objaśnienia parametrów zamieszczono na rysunku 2.13.



Rysunek 2.13. Zmienność modułów edometrycznych

W gruntach normalnie konsolidowanych powyższe równanie podlega pewnym modyfikacjom w części dotyczącej naprężenia większego od naprężenia prekonsolidacji  $\sigma'_p$ . Równanie to może być stosowane zarówno do podłoży jednorodnych, jak i wielowarstwowych o różnej miąższości warstw.

Szczegółowe badania gruntów organicznych, prowadzone przez Szwedzki Instytut Geotechniczny, pozwoliły na opracowanie zależności, określających wartości modułów torfu w zależności od jego stopnia rozkładu i wilgotności.

Korzystanie z tych zależności jest jednak kłopotliwe ze względu na dużą dowolność w doborze wartości naprężenia  $\sigma'_L$  i modułu  $M'$ . Z tego względu wydaje się celowe skrócenie równania (2.21) do postaci:

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma'_p - \sigma'_{vo}}{M_o} + \frac{\sigma'_L - \sigma'_p}{M_L} + \frac{1}{M'} \ln \frac{(\sigma' - a)M'}{M_L} \quad (2.22)$$

gdzie:

$M_o$  – początkowa wartość modułu ściśliwości zależna od naprężenia  $\sigma'_p$ ,

$M$  – moduł ściśliwości zależny od aktualnego naprężenia efektywnego.

Przeprowadzone badania ściśliwości na próbkach torfu i gytii pochodzących z obiektów doświadczalnych Katedry Geoinżynierii Szkoły Głównej Gospodarstwa Wiejskiego (SGGW) i Szwedzkiego Instytutu Geotechnicznego pozwoliły na opracowanie nomogramów, pozwalających na dobór parametrów ściśliwości do wzoru (2.22) na podstawie znajomości naturalnej wilgotności gruntu.



Z przedstawionych wzorów (2.20), (2.21) i (2.22) uzyskuje się równoważne wyniki pod warunkiem poprawnego doboru parametrów ścisłości  $C_r$ ,  $C_t$  lub  $M$ , zmiennych wraz ze zmianą stanu naprężenia.

Osiadania wywołane wtórną ścisłością  $S_s$  wyznacza się z następującej zależności:

$$S_s = C_\alpha \log \left( \frac{t_f}{t_p} \right) \frac{H}{1 + e_u} \quad (2.23)$$

lub

$$S_s = C_{\alpha s} \log \left( \frac{t_f}{t_p} \right) H \quad (2.24)$$

gdzie:

$t_f$  – czas; koniec okresu prognozy,

$t_p$  – czas; koniec pierwotnej konsolidacji,

$C_\alpha$  – współczynnik wtórnej ścisłości ( $C_{\alpha s} = C_\alpha / (1 + e_u)$ ).

Współczynnik  $C_\alpha$  można określić na podstawie wyników badań edometrycznych lub korzystając z empirycznych zależności przedstawionych w rozdziale 4.

Przedstawiona metodyka obliczeń osiadań końcowych była wykorzystana do oceny osiadań podłoża w osi nasypów w Białosłiwie i Antoninach. Uzyskane z obliczeń wartości osiadań podłoża są zbliżone do wartości uzyskanych z pomiarów terenowych (tab. 2.3). Wartości końcowych osiadań podłoża nasypów w terenie uzyskano na podstawie wstecznej analizy wyników pomiarów wykorzystując metodę Asaoki (1978).

Tabela 2.3. Obliczone i obserwowane wartości osiadań końcowych podłoża nasypów doświadczalnych

Osiadanie		Białosłiwie		Antoniny	
		obliczone [m]	obserwowane [m]	obliczone [m]	obserwowane [m]
Torf	Etap 1	0,36	0,35	0,28	0,27
	Etap 2	–	–	0,80	0,72
	Etap 3	–	–	1,09	0,96
Gytia	Etap 1	0,24	0,25	0,24	0,24
	Etap 2	–	–	0,57	0,60
	Etap 3	–	–	0,85	1,03
Podłoża	Etap 1	0,60	0,60	0,52	0,51
	Etap 2	–	–	1,37	1,32
	Etap 3	–	–	1,94	1,99

### 2.3. Propozycje wykorzystania modeli gruntowych w analizie odkształcenia podłoża

Podczas budowy nasypów o dużym znaczeniu na słabym podłożu o dużej miąższości, szczególnie w przypadku małej wartości stosunku szerokości podstawy budowli ziemnej  $b$  do miąższości podłoża  $H$  ( $b/H < 2$ ), pomocna jest analiza przemieszczeń podłoża w płaskim stanie odkształcenia. Konieczne jest wówczas wykorzystanie modeli gruntu w opisie zachowania się podłoża pod obciążeniem. Modele gruntowe są równaniami konstytutywnymi, opisującymi zależność pomiędzy naprężeniem a odkształceniem. Spośród wielu istniejących modeli gruntu w rozwiązywaniu zagadnień praktycznych wykorzystywane są trzy podstawowe grupy modeli: sprężyste liniowe i nieliniowe, sprężysto-plastyczne i sprężysto-lepkoplastyczne.

W procesie odkształceń gruntów organicznych pod obciążeniem parametry zmieniają się nieliniowo. Wynika to z dużej ściśliwości i małej wytrzymałości gruntów organicznych, co powoduje, że zakres przyłożonych obciążeń od budowli leży nieznacznie poniżej obciążeń granicznych. Fakt ten zmusza do wykorzystywania modeli nieliniowych w ocenie odkształceń gruntów słabych (Eisenstein i Law 1975, Naylor i in. 1981). Biorąc pod uwagę aktualne możliwości dostępnej techniki obliczeniowej i metodyki uzyskiwania parametrów, podjęto próbę oceny możliwości zastosowania modelu nieliniowo-sprężystego (Duncana-Changa) oraz modelu sprężysto-plastycznego (Cam-Clay) do analizy odkształceń podłoża organicznego obciążonego nasypem. Wykorzystanie modeli sprężysto-lepkoplastycznych (Gryczmański 1983) na obecnym etapie techniki obliczeniowej i pomiarowej jest bardzo utrudnione ze względu na duże trudności identyfikacji parametrów gruntów organicznych.

#### 2.3.1. Wykorzystanie modelu nieliniowo-sprężystego

Model nieliniowo-sprężysty został opracowany przez Kondnera (1963), następnie zaś uzupełniony i zmodyfikowany przez Duncana i Changa (1970). Zakłada on hiperboliczną zależność między naprężeniem i odkształceniem. Równanie modelu ma następującą postać:

$$\{\Delta\sigma\} = [D]\{\Delta\varepsilon\} \quad (2.25)$$

gdzie:

$\{\Delta\sigma\}$  – tensor przyrostu naprężenia,

$\{\Delta\varepsilon\}$  – tensor przyrostu odkształcenia,

$[D]$  – macierz sprężystości,  $D = D(E_i, \nu_i)$ .

Macierz sprężystości w tym modelu jest funkcją stycznego modułu sprężystości  $E_t$  i stycznego współczynnika Poissona  $\nu_t$ .

Model hiperboliczny aproksymuje zachowanie się gruntu według równania:

$$\sigma'_1 - \sigma'_3 = \frac{\varepsilon_1}{a + b\varepsilon_1} \quad (2.26)$$

gdzie:

$\sigma'_1, \sigma'_3$  – naprężenia główne,

$\varepsilon_1$  – odkształcenie pionowe.

$a, b$  – stałe materiałowe mające interpretację geometryczną pokazaną na rysunku 2.14.

Różniczkując równanie (2.26) i wyrażenie na początkowy moduł Younga (Janbu 1967) oraz warunek plastyczności Coulomba-Mohra, otrzymuje się związek na styczny moduł Younga i styczny współczynnik Poissona:

$$E_t = \left[ 1 - \frac{R_f(1 - \sin\phi')(\sigma'_1 - \sigma'_3)}{2c'\cos\phi' + 2\sigma'_3\sin\phi'} \right]^2 kP_a \left[ \frac{\sigma'_3}{P_a} \right] \quad (2.27)$$

$$\nu_t = \frac{G - F \log \left[ \frac{\sigma'_3}{P_a} \right]}{1 - \frac{(\sigma'_1 - \sigma'_3)d}{E_t}} \quad (2.28)$$

gdzie:

$c'$  – spójność gruntu,

$\phi'$  – kąt tarcia wewnętrznego,

$p_a$  – ciśnienie atmosferyczne,

$R_f$  – współczynnik obciążenia granicznego,

$K, n$  – stałe bezwymiarowe określające zależność początkowego modułu od naprężenia konsolidującego,

$G, F$  – stałe bezwymiarowe określające zależność początkowego współczynnika Poissona od naprężenia konsolidującego,

$d$  – stała bezwymiarowa określająca stosunek  $\varepsilon_1/\varepsilon_3$ .

Model ten jest podstawowym równaniem konstytutywnym w analizie deformacji podłoża i budowli ziemnych. Wyznaczenie jego parametrów wymaga odpowiednio przystosowanej aparatury pomiarowej. Szczególnie trudne jest wyznaczenie odkształceń bocznych i krzywoliniowej zmienności współczynnika Poissona. Z tego powodu Duncan (1980) zaleca stosowanie modułu

odkształcenia objętościowego  $B_t$  zamiast współczynnika Poissona  $\nu$ . Wówczas równania konstytutywne w płaskim stanie odkształcenia przedstawiane są w postaci:

$$\begin{pmatrix} \Delta\sigma'_x \\ \Delta\sigma'_y \\ \Delta\tau_{xy} \end{pmatrix} = \frac{3B_t}{9B_t - E_t} \begin{pmatrix} (3B_t + E_t) & (3B_t - E_t) & 0 \\ (3B_t - E_t) & (3B_t + E_t) & 0 \\ 0 & 0 & E_t \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta\varepsilon_x \\ \Delta\varepsilon_y \\ \Delta\gamma_{xy} \end{pmatrix} \quad (2.29)$$

gdzie:

$\Delta\sigma'_x, \Delta\sigma'_y, \Delta\tau_{xy}$  – przyrosty składowych naprężenia efektywnego.

$\Delta\varepsilon_x, \Delta\varepsilon_y, \Delta\gamma_{xy}$  – przyrosty składowych odkształcenia,

$E_t$  – styczny moduł Younga,

$B_t$  – styczny moduł odkształcenia objętościowego.

Wartość stycznego modułu Younga oblicza się z wzoru (2.27). Celem określenia wartości modułu odkształcenia objętościowego Duncan założył, że wartość  $B_t$  nie zależy od dewiatora naprężenia ( $\sigma'_1 - \sigma'_3$ ) i według teorii sprężystości można ją obliczyć z wzoru:

$$B_t = \frac{\Delta\sigma'_1 + \Delta\sigma'_2 + \Delta\sigma'_3}{3\Delta\varepsilon_v} \quad (2.30)$$

gdzie:

$\Delta\varepsilon_v$  – przyrost odkształcenia objętościowego.

Moduł odkształcenia objętościowego zmienia się jednak wraz ze zmianą naprężenia konsolidującego  $\sigma'_3$  i można go obliczyć według propozycji Janbu:

$$B_t = K_b p_a \left[ \frac{\sigma'_3}{p_a} \right]^m \quad (2.31)$$

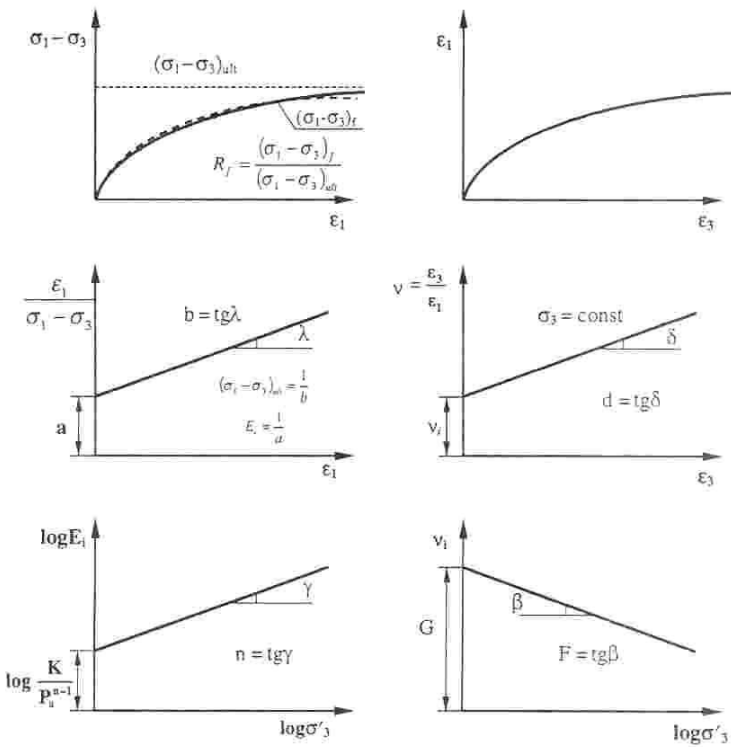
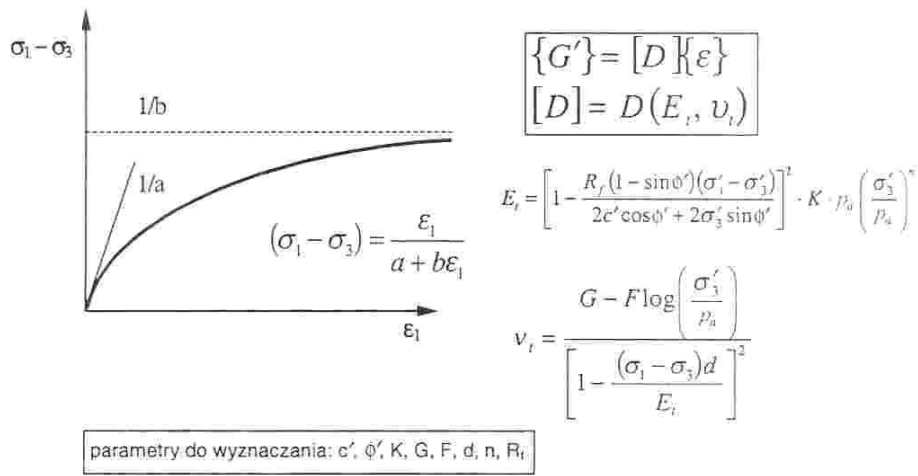
gdzie:

$K_b, m$  – parametry wyznaczone w laboratorium,

$\sigma'_3$  – naprężenie konsolidujące.

W Polsce badania zmienności modułu  $E_t$  przy wykorzystaniu nieliniowego opisu Kondnera prowadził Przysański (1984). Badania te wykazały, że wartość graniczną oporu ścinania ( $\sigma'_1 - \sigma'_3$ ) można określić za pomocą zależności:

$$(\sigma'_1 - \sigma'_3)_{ult} = K'_2 p_a \left[ \frac{\sigma'_3}{p_a} \right]^{n_1} \quad (2.32)$$



Rysunek 2.14. Model hiperboliczny Duncan-Changa

Według propozycji Przysiańskiego wartość  $\bar{E}_t$  można określić za pomocą równania:

$$E_t = \left[ 1 - \frac{\sigma'_1 - \sigma'_3}{K'_2 p_a \left( \frac{\sigma'_3}{p_a} \right)^{n'_2}} \right] K'_1 p_a \left[ \frac{\sigma'_3}{p_a} \right]^{n'_1} \quad (2.33)$$

gdzie:

$K'_2, n'_2, K'_1, n'_1$  – parametry modelu,  
 $(\sigma'_1 - \sigma'_3)$  – dewiator naprężenia.

Współczynniki reprezentujące nieliniowy związek naprężenie-odkształcenie, tj.  $K, n, R_f, K_b, m$ , wyznacza się w konwencjonalnych badaniach trójosiowych CD przy założeniu, że krzywą naprężenie-odkształcenie można aproksymować równaniem hiperboli. W przyrostowej analizie odkształceń gruntu poziome naprężenie zmienia się wraz ze zmianą obciążenia. Zatem w badaniach trójosiowych dla każdego naprężenia konsolidującego  $\sigma'$  otrzymuje się odpowiednią krzywą hiperboliczną  $(\sigma'_1 - \sigma'_3) = f(\varepsilon_1)$  (rys. 2.14). Według Duncana, analizę zależności naprężenie-odkształcenie powinno się przeprowadzać wykorzystując dwa punkty: punkt odpowiadający 70%  $(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f$  oraz punkt odpowiadający 95%  $(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f$ . Wykonując badania na kilku próbkach przy różnych wartościach  $\sigma'_3$ , uzyskuje się różne wartości  $E_t$ , które pozwalają na określenie współczynników  $K$  i  $n$ .

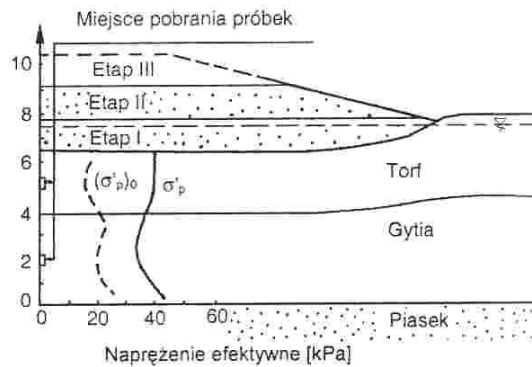
Z badań otrzymuje się również zależność  $\varepsilon_v = f(\varepsilon_1)$ . Celem określenia wartości  $B_t$  Duncan proponuje następujące kryteria wyznaczania modułu  $B_t$ :

- jeżeli krzywa  $\varepsilon_v = f(\varepsilon_1)$  nie dąży do asymptoty poziomej, to obliczenia parametru  $b$  przeprowadza się dla wartości  $(\sigma'_1 - \sigma'_3) = 70\% (\sigma'_1 - \sigma'_3)_f$ , przy czym ścięcie przyjmuje się w punkcie, gdzie dewiator naprężenia osiąga maksimum; zaznaczając punkty na wykresach  $(\sigma'_1 - \sigma'_3) = f(\varepsilon_1)$  i  $\varepsilon_v = f(\varepsilon_1)$ , w których wartość  $(\sigma'_1 - \sigma'_3)$  osiąga 70%  $(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f$ , określa się  $(\sigma'_1 - \sigma'_3)$  i  $\varepsilon_v$ , a następnie oblicza się wartość modułu  $B_t$ .
- jeżeli zależność  $\varepsilon_v = f(\varepsilon_1)$  dąży do poziomej asymptoty przed wartością 70%  $(\sigma'_1 - \sigma'_3)_f$ , to moduł  $B_t$  określa się w punkcie na wykresie  $\varepsilon_v = f(\varepsilon_1)$ , w którym krzywa styka się z asymptotą.

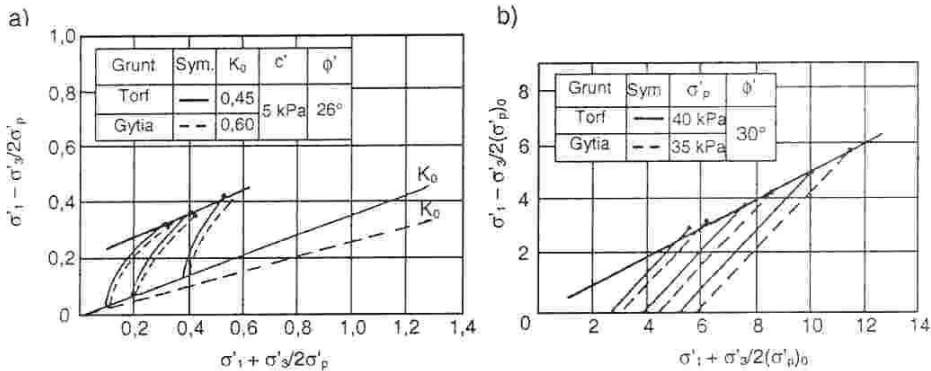
Analizując wyniki badań wykonanych na kilku próbkach przy różnej wartości  $\sigma'_3$ , uzyskuje się różne wartości  $B_t$ , które naniesione na wspólny wykres pozwalają na wyznaczenie współczynników  $K_b$  i  $m$ .

Celem oceny przydatności modelu Duncana-Changa do prognozy odkształceń podłoża organicznego obciążonego nasypem przeprowadzono laboratoryjne

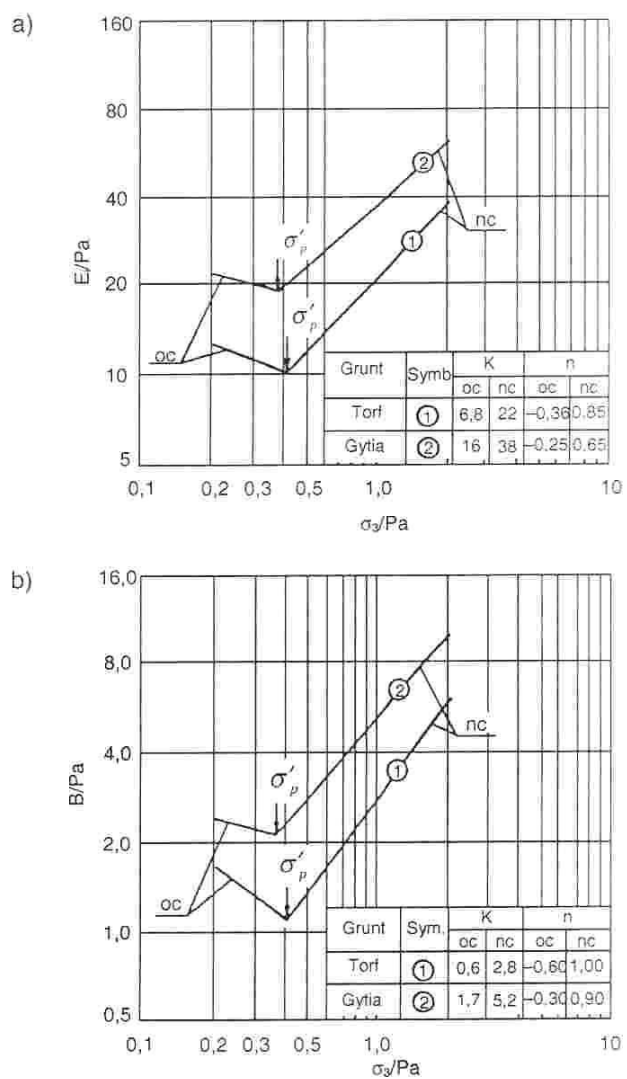
badania torfu i gytii z Antoniny oraz wykonano obliczenia przemieszczeń podłoża nasypu doświadczalnego. Próbkę do badań pobrano z podłoża nasypu (rys. 2.15) po wykonaniu drugiego etapu budowy. Wybór terminu poboru próbek był podyktowany potrzebą zwiększenia naprężenia prekonsolidacji w podłożu z  $(\sigma'_p)_0$  do  $\sigma'_p$  celem umożliwienia przeprowadzenia badań trójosiowych w zakresie naprężeń mniejszych i równych naprężeniu prekonsolidacji  $\sigma'_p$  i na tyle dużych, by możliwe było przeprowadzenie badań o należytej jakości. Z przeprowadzonych badań uzyskano parametry wytrzymałościowe  $c'$  i  $\phi'$  (rys. 2.16), zależność początkowego modułu  $E_i$  od naprężenia (rys. 2.17a) oraz współczynnik obciążenia granicznego  $R_f$  (tab. 2.4) do oceny zmienności stykowego modułu odkształcenia  $E_t$  wraz ze zmianą stanu naprężenia zgodnie z równaniem (2.27). Uzyskano również zależność modułu odkształcenia objętościowego  $B$ , od naprężenia  $\sigma'_3$  (rys. 2.17b).



Rysunek 2.15. Lokalizacja miejsc pobrania próbek (Antoniny)



Rysunek 2.16. Charakterystyki wytrzymałościowe: a – prekonsolidowanego torfu i gytii, b – normalnie konsolidowanego torfu i gytii (Szymański 1991)

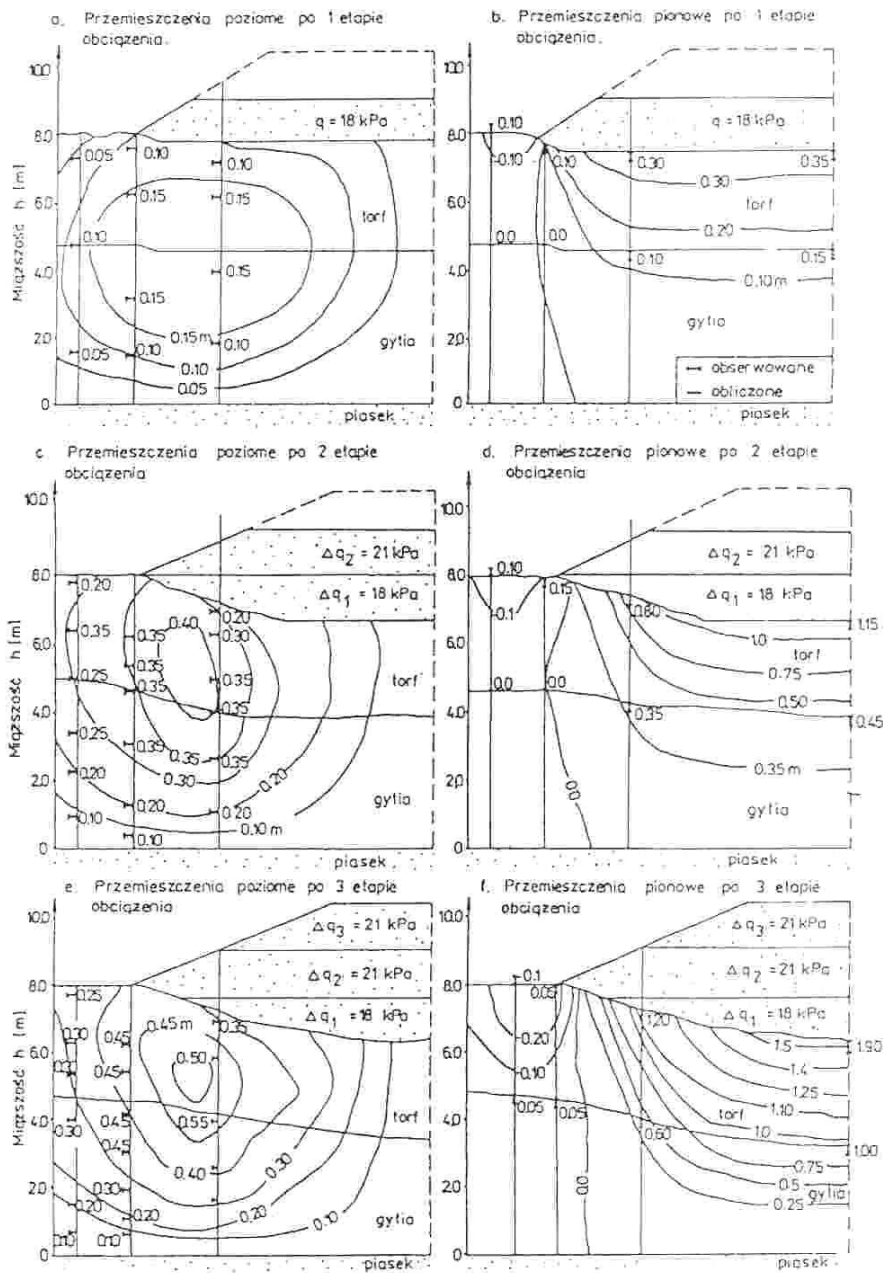


Rysunek 2.17. Zależność: a – modułu początkowego  $E_i$  od naprężenia  $\sigma'_3$ , b – modułu odkształcenia  $B$ , od naprężenia  $\sigma'_3$  (Szymański 1991)

Tabela 2.4. Wartości współczynnika obciążenia granicznego  $R_f$  określone dla torfu i gytii z Antonin

	Torf		Gytia	
	OC	NC	OC	NC
$R_f$	0,61	0,55	0,60	0,54





Rysunek 2.18. Porównanie pomierzonych i obliczonych modelem Duncana-Changa przemieszczeń podłoża nasypu w Antoninach (Szymański 1991)

Określone w badaniach trójosiowych parametry zastosowano do obliczeń przemieszczeń podłoża organicznego nasypu nr 3 w Antoninach. Obliczenia wykonano metodą opartą na analizie przemieszczeń i naprężeń w płaskim stanie odkształcenia i nieliniowym modelu Duncana-Changa z wykorzystaniem metody elementów skończonych. W obliczeniach wykorzystano program CHINHELT opracowany w Katedrze Geoinżynierii SGGW. Wartości obliczonych przemieszczeń porównano z wynikami pomiarów w terenie (rys. 2.18).

Analizując wyniki obliczeń można stwierdzić, że w gruntach organicznych obciążonych nasypem występują duże przemieszczenia pionowe i poziome. Po pierwszym etapie obciążania przemieszczenie pionowe wynosiło 0,38 m, a przemieszczenie poziome 0,15 m, po etapie drugim przemieszczenie pionowe osiągnęło wartość 1,3 m, a poziome 0,45 m, natomiast po trzecim etapie przemieszczenie pionowe wynosiło 1,95 m, a poziome 0,60 m. Porównanie wyników obliczeń z obserwacjami wykonanymi na nasypie doświadczalnym wykazuje dobrą zgodność pomierzonych i obliczonych wartości przemieszczeń w pierwszym i drugim etapie budowy (różnice  $< \pm 10\%$ ). W etapie trzecim, w którym nastąpił znaczący przyrost naprężenia efektywnego w podłożu ( $\sigma'_v = 60$  kPa), wystąpiły już różnice większe (ok. 20%). Można sądzić, że zostało to spowodowane znaczącym przyrostem dewiatora naprężenia pod skarpami nasypu, powodującym uplastycznienie gruntu, które w modelu Duncana-Changa nie jest uwzględniane.

Zatem model Duncana-Changa, ze względu na łatwość wyznaczania parametrów i prowadzenia obliczeń, może być stosowany do analizy przemieszczeń podłoża organicznego obciążonego nasypem, powodujących przyrost naprężenia efektywnego nieznacznie przekraczającego naprężenie prekonsolidacji gruntu. Wydaje się również możliwe stosowanie tego modelu do obciążeń większych, w przypadku nasypów o dużej szerokości podstawy, posadawianych na podłożu o małej miąższości. Wówczas przemieszczenia poziome odgrywają mniej znaczącą rolę w procesie deformacji gruntu pod obciążeniem.

### 2.3.2. Wykorzystanie modelu sprężysto-plastycznego

W przypadku posadawiania nasypów z wykorzystaniem etapowego ich wznoszenia na gruntach organicznych o dużej miąższości zachodzi konieczność analizy odkształceń podłoża z uwzględnieniem plastycznych deformacji gruntu. Ocenę taką umożliwiają modele sprężysto-plastyczne, wśród których najczęściej wykorzystywany jest zmodyfikowany model Cam-Clay. Model ten zaproponowali Roscoe i Burland (1968). Założenia modelu są oparte na teorii stanu krytycznego. Jest on modelem sprężysto-plastycznym z jednoparametrowym izotropowym wzmocnieniem.

Całkowity przyrost odkształcenia obliczany jest jako suma dwóch składowych:

$$\Delta \varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (2.34)$$

gdzie:

$\varepsilon^e$  – przyrost odkształceń sprężystych,

$\varepsilon^p$  – przyrost odkształceń plastycznych.

Do obliczeń numerycznych niezbędne jest określenie obwiedni plastyczności, rozdzielającej odkształcenia sprężyste od plastycznych. Obwiednia plastyczności w modelu Cam-Clay opisana jest równaniem elipsy:

$$q^2 - M^2(p_v p - p^2) = 0 \quad (2.35)$$

gdzie:

$q$  – dewiator naprężenia,

$M$  – parametr wzmocnienia,

$p_v$  – naprężenie izotropowe równoważne naprężeniu prekonsolidacji,

$p$  – średnie naprężenie normalne.

Zależność naprężenie-odkształcenie wyrażana jest w postaci:

$$\Delta \varepsilon_v = \frac{\lambda}{\Gamma} \left[ \frac{dp}{p} + \left( 1 - \frac{\kappa}{\lambda} \right) \frac{2\eta d\eta}{M^2 + \eta^2} \right] \quad (2.36)$$

$$\Delta \varepsilon_s = \frac{\lambda - \kappa}{\lambda} \left( \frac{dp}{p} + \frac{2\eta d\eta}{M^2 + \eta^2} \right) \frac{2\eta}{M^2 - \eta^2} \quad (2.37)$$

gdzie:

$\Delta \varepsilon_v$ ,  $\Delta \varepsilon_s$  – przyrosty odkształceń objętościowych i postaciowych,

$\eta = q/p$ ,

$\lambda$ ,  $\kappa$ ,  $M$ ,  $\Gamma$  – parametry modelu.

Prowadzenie numerycznej analizy odkształceń podłoża z wykorzystaniem modelu Modified Cam-Clay wymaga określenia pięciu parametrów opisujących kształt i położenie obwiedni plastyczności oraz właściwości sprężystych gruntu (Wroth i Houlsby 1980). Parametrami tymi są (rys. 2.19):

$\lambda$  – nachylenie linii konsolidacji,

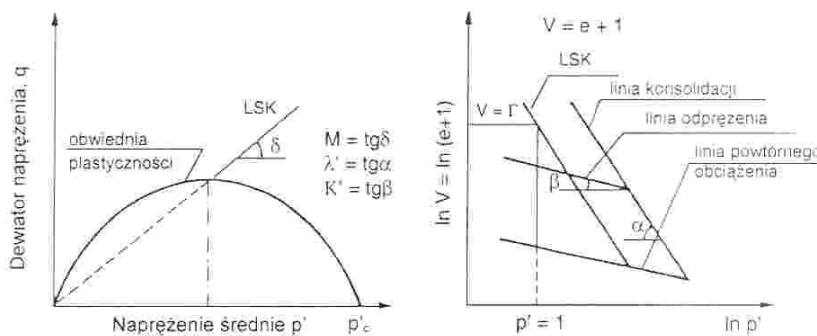
$\kappa$  – nachylenie linii odprężenia,

$M$  – nachylenie linii stanu krytycznego  $q - p'$ ; powiązany jest on z kątem tarcia wewnętrznego normalnie skonsolidowanych ilów przez równanie:  $M = 6 \sin \phi' / (3 - \sin \phi')$ ,

$\Gamma$  – parametr równy wartości:  $V = e + 1$ , przy naprężeniu średnim,  $p'_i = 1$  ( $e$  – wskaźnik porowatości),

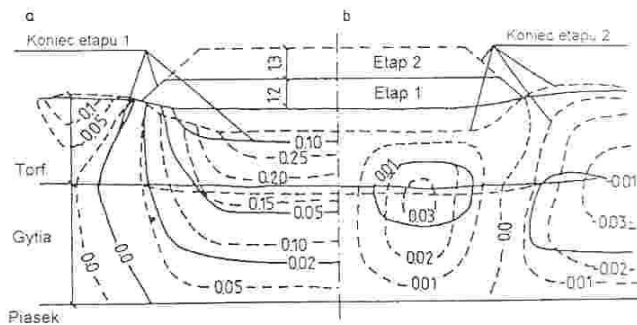
$p'$  – naprężenie średnie, odpowiadające naprężeniu prekonsolidacji.

Poprawność wyników otrzymanych z analizy odkształceń, wykorzystującej modele sprężysto-plastyczne, uwarunkowana jest zgodnością kształtu i położenia obwiedni plastyczności, przyjętej w modelu z obwiednią uzyskiwaną z badań dla poszczególnych rodzajów gruntów. W modelu Modified Cam-Clay, opracowanym dla glin, zakłada się eliptyczną obwiednię plastyczności symetryczną względem linii  $p'$ . Badania laboratoryjne przeprowadzone na słabych gruntach mineralnych (Tavenas i Leroueil 1977, Larsson i Sällfors 1981) wykazały, że kształt obwiedni plastyczności różni się znacznie od obwiedni teoretycznej materiału izotropowego.



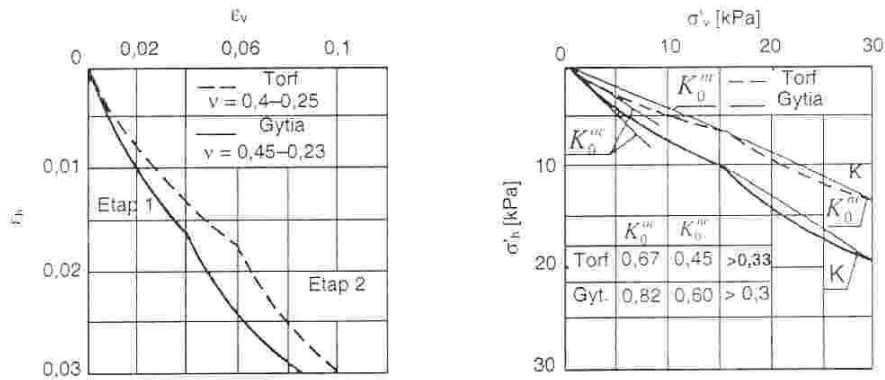
Rysunek 2.19. Parametry modelu Modified Cam-Clay

Terenowe badania na nasypie doświadczalnym w Antoninach wykazały, że wraz z rozwojem procesu deformacji zmienia się stosunek składowej poziomej odkształcenia  $\varepsilon_h$  do składowej pionowej  $\varepsilon_v$  (rys. 2.20).



Rysunek 2.20. Izolinie pionowych i poziomych odkształceń w podłożu nasypu w Antoninach (Lechowicz i Szymański 1988): a – rozkład pionowych odkształceń, b – rozkład poziomych odkształceń

Wykorzystując klasyczną zależność z teorii sprężystości  $\kappa = \nu/(1 - \nu)$ , gdzie  $\nu = \sigma_h/\sigma_v$ , można sądzić, że wraz ze zmianą stosunku składowych odkształceń zmienia się również stosunek składowych naprężeń  $K = \sigma'_h/\sigma'_v$  (rys. 2.21)



Rysunek 2.21. Zależności pomiędzy  $\epsilon_h - \epsilon_v$  i  $\sigma'_h - \sigma'_v$  określone w badaniach terenowych (Lechowicz i Szymański 1988)