

### 4.1. Wybór zakresu analizy stateczności

W fazie projektowania nasypu na gruntach organicznych jednym z podstawowych problemów obliczeniowych jest ocena stateczności. Analizę stateczności przeprowadza się według charakterystycznych układów obciążenia, odpowiadających różnym fazom wykonywania i eksploatacji nasypu. Schematy przyjęte w obliczeniach stateczności, dotyczące okresu budowy nasypu, wynikają ze zmian obciążenia wywołanych jedno- lub wieloetapowym wznoszeniem nasypu. Zastosowanie techniki czasowego przeciążenia, stosowanej często w celu ograniczenia osiadań występujących po zakończeniu budowy, wymaga oceny stateczności w warunkach dodatkowego obciążenia przekraczającego obciążenie końcowe. Z praktycznego punktu widzenia przy posadowieniu nasypów na podłożu organicznym najbardziej krytyczne warunki stateczności pojawiają się w okresie budowy. Jednakże przeprowadzenie oceny stateczności jest wymagane również po zakończeniu budowy według schematów reprezentujących obciążenia użytkowe oraz przewidywane w okresie eksploatacji obciążenia dodatkowe. Podstawą ekonomicznego i bezpiecznego projektowania nasypu na gruntach organicznych jest poprawna ocena przebiegu wzmocnienia podłoża nie tylko podczas budowy nasypu, ale również w okresie jego eksploatacji.

Analiza stateczności nasypu na gruntach organicznych ze względu na sposób realizacji obciążenia obejmuje dwa główne przypadki:

- obciążanie w jednym etapie – początkowa wytrzymałość na ścinanie podłoża organicznego jest wystarczająca, aby bezpiecznie przenieść pełne obciążenie nasypu,
- obciążanie w wielu etapach – do zaprojektowania bezpiecznego przebiegu realizacji poszczególnych etapów wymagana jest prognoza wzrostu wytrzymałości na ścinanie.

Duża ściśliwość gruntów organicznych pod obciążeniem powoduje, że przepuszczalność tych gruntów w procesie konsolidacji jest stosunkowo mała nawet w gruntach charakteryzujących się dość dużą przepuszczalnością początkową (Szymański i Lechowicz 1984, 1987b, Hansbo 1989). Mała przepusz-

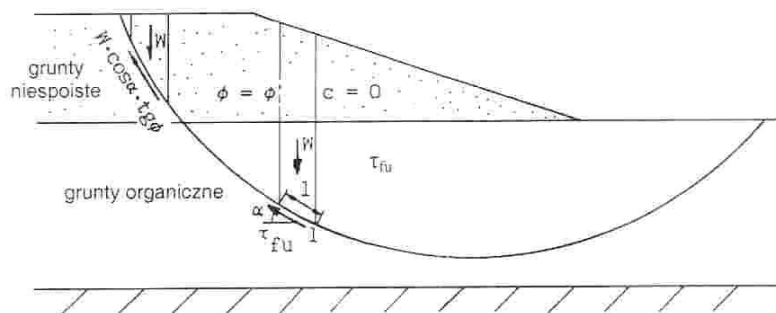
czalność gruntów organicznych przy stosowanym w praktyce tempie wznoszenia nasypów powoduje, że przekazywanie obciążenia w trakcie budowy nasypu najczęściej odbywa się w warunkach bez odpływu. W przypadku prekonsolidowanych gruntów organicznych nadwyżka ciśnienia wody w porach  $n$ , powstająca w fazie wstępnej obciążania, jest znacznie mniejsza od przyrostu naprężenia, co wywołuje przyrost naprężenia efektywnego. Jednakże gdy składowa pionowa naprężenia osiągnie wartość naprężenia prekonsolidacji, wzrost naprężenia efektywnego zostaje zahamowany. Dalsze obciążanie przebiega w warunkach bez odpływu, powodując przyrost ciśnienia wody w porach równy przyrostowi składowej pionowej naprężenia całkowitego. W strefach podłoża, gdzie następuje zmiana kierunków składowych głównych naprężenia, przyrost ciśnienia wody w porach może być nawet większy od przyrostu składowej pionowej.

Biorąc pod uwagę sposób uwzględnienia wytrzymałości na ścinanie wzdłuż potencjalnej powierzchni poślizgu oraz sposób obliczania współczynnika stateczności, można wyróżnić dwa główne rodzaje analizy stateczności:

- w naprężeniach całkowitych,
- w naprężeniach efektywnych.

W analizie stateczności nasypu na podłożu organicznym prowadzonej w naprężeniach całkowitych zakłada się, iż zmiana obciążenia w rozpatrywanym etapie przebiega w warunkach bez odpływu. Założenie to obowiązuje jedynie do słabo przepuszczalnych gruntów, których właściwości wytrzymałościowe w takim przypadku charakteryzuje wytrzymałość na ścinanie bez odpływu. Do dobrze przepuszczalnych gruntów niespoistych przyjmuje się jednak warunki z odpływem, a zatem efektywne parametry wytrzymałościowe. Liczne wyniki badań wskazują, że wartość wytrzymałości na ścinanie bez odpływu zależy przede wszystkim od stanu naprężenia efektywnego. Fakt ten spowodował wprowadzenie w analizie stateczności zmodyfikowanego podejścia w naprężeniach całkowitych, polegającego na doborze wytrzymałości na ścinanie bez odpływu na podstawie stanu naprężenia efektywnego, wywołanego zmianami poprzedzającymi rozpatrywany etap obciążenia (Tavenas i in. 1978, 1980). W analizie stateczności nasypu wznoszonego w jednym etapie użyta w obliczeniach wytrzymałość na ścinanie bez odpływu gruntów organicznych odpowiada pomierzonej lub obliczonej wartości, reprezentującej stan naprężenia efektywnego przed obciążeniem. Ocena stateczności nasypu budowanego etapowo dodatkowo wymaga oszacowania zmiany wytrzymałości na ścinanie gruntów organicznych, wywołanej zmianą stanu naprężenia efektywnego w okresie poprzedzającym rozpatrywany etap budowy.

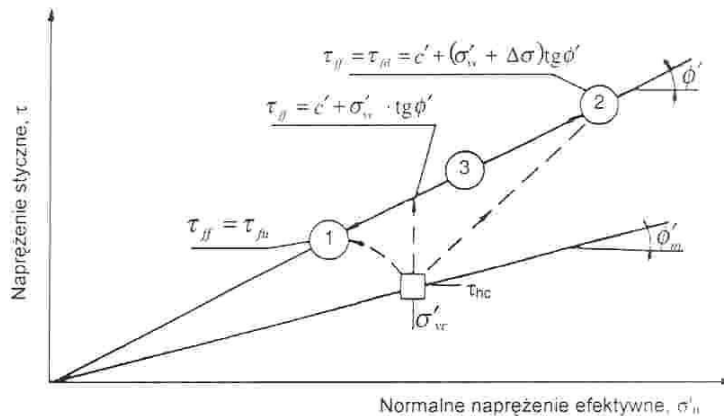
W przypadku nasypu zbudowanego z gruntu niespoistego, posadowionego na podłożu organicznym, zmobilizowana wytrzymałość na ścinanie wzdłuż powierzchni poślizgu, przyjęta w analizie stateczności w naprężeniach całkowitych, składa się nie tylko z wytrzymałości na ścinanie bez odpływu gruntów organicznych, ale również z wytrzymałości na ścinanie z odpływem gruntu w nasypie (rys. 4.1). Gdy w podłożu organicznym przewidywane są duże odkształcenia, efektywny kąt tarcia wewnętrznego przyjęty w niespoistym gruncie w nasypie powinien być odniesiony do stanu krytycznego, odpowiadającego warunkom ścinania przy stałej objętości. W przybliżonej ocenie stateczności niskich nasypów, podobnie jak w uproszczonych sposobach oceny stateczności, wytrzymałość na ścinanie gruntu w nasypie może być pominięta.



**Rysunek 4.1.** Wytrzymałość na ścinanie wzdłuż powierzchni poślizgu przyjmowana w analizie stateczności w naprężeniach całkowitych w przypadku nasypów z gruntów niespoistych posadowionych na podłożu organicznym

Analiza stateczności w naprężeniach efektywnych opiera się na efektywnych parametrach wytrzymałościowych, przy czym warunki odpływu modelowane są za pomocą wartości ciśnienia wody w porach przyjmowanych w obliczeniach (Hanzawa i in. 1982). Stosowane dość często w praktyce projektowej wykorzystanie ciśnień wody w porach, odpowiadających stanowi przed obciążeniem, reprezentuje skrajny przypadek, tzn. analizę stateczności w warunkach z odpływem. W przypadku tym zakłada się zatem całkowite rozproszenie nadwyżki ciśnienia wody w porach, wywołanej zmianą obciążenia w rozpatrywanym etapie budowy. Obliczenia stateczności w naprężeniach efektywnych odzwierciedlają warunki częściowego odpływu w zależności od tego, w jakim stopniu wartości powstałej nadwyżki ciśnienia wody w porach zostaną użyte do zwiększenia początkowej wartości tego ciśnienia (Leroueil i in. 1983). Przy uwzględnieniu całkowitej wartości nadwyżki ciśnienia wody w porach, wynikającej ze zwiększenia obciążenia, obliczenia stateczności w naprężeniach

efektywnych wykonywane są w warunkach bez odpływu (rys. 4.2). Analiza stateczności nasypu na podłożu organicznym prowadzona w naprężeniach efektywnych musi się zatem opierać nie tylko na pomierzonej lub obliczonej początkowej wartości tego ciśnienia, ale również na prognozowanej nadwyżce ciśnienia wody w porach, powstałej podczas zwiększania obciążenia.



**Rysunek 4.2.** Porównanie analizy stateczności w naprężeniach całkowitych i efektywnych: 1 – analiza w naprężeniach całkowitych w warunkach bez odpływu, 2 – analiza w naprężeniach efektywnych w warunkach z odpływem, 3 – analiza w naprężeniach efektywnych w warunkach częściowego odpływu

W porównaniu z analizą stateczności w naprężeniach całkowitych konieczność poprawnego określenia zmiany nadwyżki ciśnienia wody w porach podczas zwiększania obciążenia stanowi dodatkowe wymaganie. Wymóg ten jest szczególnie trudny w realizacji w przypadku nasypów wznoszonych etapowo (Dauncey i in. 1987).

Biorąc powyższe pod uwagę, w praktyce analiza stateczności nasypu na podłożu organicznym jest częściej wykonywana w odniesieniu do naprężeń całkowitych, przy wykorzystaniu wytrzymałości na ścinanie bez odpływu do scharakteryzowania gruntów organicznych. Zastosowana w obliczeniach wytrzymałość na ścinanie bez odpływu gruntów organicznych powinna odpowiadać stanowi naprężenia efektywnego, wynikającego ze zmian poprzedzających rozpatrywany etap obciążenia. Analiza tego rodzaju umożliwi również bardziej realistyczne uwzględnienie wpływu historii naprężenia oraz warunków ścinania na wartość wytrzymałości na ścinanie przyjętej w obliczeniach.

We wstępnym etapie projektowania stateczność nasypu można ocenić na podstawie prostych wzorów lub nomogramów (Baikie 1987). Wstępne oszaco-

wanie bezpiecznej wysokości nasypu może być przeprowadzone przy wykorzystaniu równania Terzaghi'ego lub nomogramu stateczności Taylora.

W projektowaniu nasypów posadawianych na podłożu organicznym do oceny stateczności stosowane są powszechnie metody należące do grupy metod pasków, zakładające płaski stan odkształcenia (Fredlund i Krahn 1977, Madej 1981, Komornik 1985). Wśród najczęściej stosowanych można wymienić metody:

- szwedzką i uproszczoną Bishopa, zakładające walcową powierzchnię poślizgu,
- Janbu i Morgensterna-Price'a, umożliwiające przyjęcie powierzchni poślizgu o dowolnym kształcie.

W praktyce w wielu przypadkach założenie walcowej powierzchni poślizgu w analizie ograniczonej do dwóch wymiarów jest wystarczająco dokładnym przybliżeniem.

Wykorzystanie metod umożliwiających przyjęcie niewalcowej powierzchni poślizgu wymagane jest w przypadku występowania najłagodniejszej warstwy na stosunkowo dużej głębokości oraz w przypadku nasypów z bankietem dociążającym.

Występująca wzdłuż nasypu zmienność właściwości i geometrii podłoża, zróżnicowanie wartości obciążenia oraz ograniczone wymiary nasypu powodują niejednakowy wzrost wytrzymałości na ścinanie w różnych strefach podłoża. W takim przypadku analizę stateczności należy przeprowadzić na podstawie trójwymiarowej analizy stateczności.

W sprawdzeniu warunków stateczności nasypu posadowionego na podłożu organicznym o dużej miąższości pomocna jest analiza wyników obliczeń numerycznych opartych na sprężysto-plastycznym modelu gruntu. Otrzymany z analizy numerycznej rozkład naprężenia normalnego i stycznego może być wykorzystany w obliczeniach wartości globalnego współczynnika stateczności. W ocenie stateczności mogą być również wykorzystane informacje o zasięgu strefy osiągnięcia stanu krytycznego oraz przebiegu ścieżki naprężenia efektywnego.

## 4.2. Dobór metody analizy stateczności

### 4.2.1. Uproszczone sposoby oceny stateczności

Do określenia bezpiecznej wysokości nasypu  $H_s$ , posadowionego na jednorodnym podłożu organicznym, można wykorzystać równanie Terzaghi'ego (1956):

$$H_s = \frac{N_c \cdot \tau_{fu}}{F \cdot \gamma_n} \quad (4.1)$$

gdzie:

$N_c$  – parametr stateczności, przy kołowej powierzchni poślizgu przyjmuje się zwykle  $N_c = 5,52$ ,

$F$  – współczynnik stateczności,

$\gamma_n$  – ciężar objętościowy gruntu w nasypie [ $\text{kN/m}^3$ ].

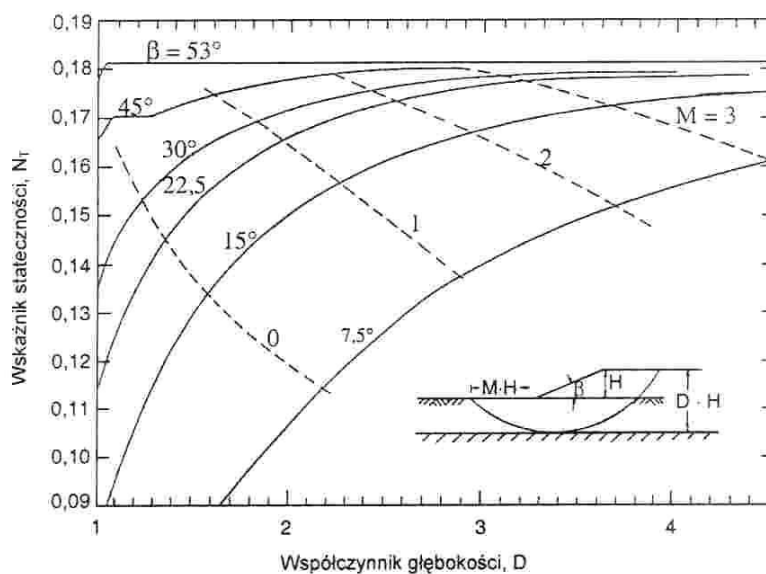
Bezpieczną wysokość nasypu  $H_s$  można także określić na podstawie nomogramu stateczności opracowanego przez Taylora (1956) i zależności:

$$H_s = \frac{\tau_{fu}}{F \cdot N_i \cdot \gamma_n} \quad [\text{m}] \quad (4.2)$$

gdzie:

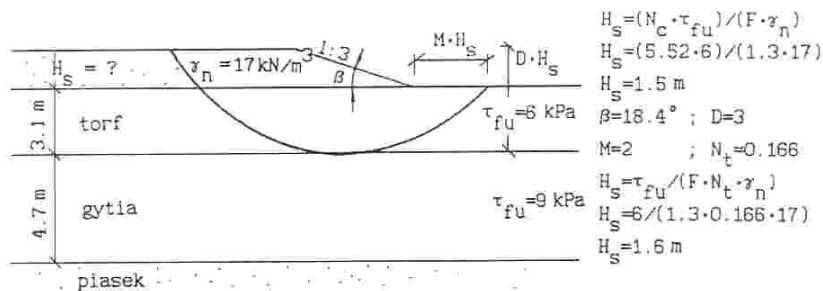
$N_i$  – wskaźnik stateczności.

Nomogram, pozwalający wyznaczyć wartość wskaźnika stateczności  $N_i$  w zależności od współczynnika głębokości  $D$ , kąta nachylenia skarpy  $\beta$  i parametru  $M$  definiującego położenie rozważanej krzywej poślizgu przedstawiono na rysunku 4.3.



Rysunek 4.3. Nomogram stateczności Taylora w przypadku  $\phi_u = 0$  (Taylor 1956)

Przykład wykorzystania nomogramu Taylora do określenia bezpiecznej wysokości nasypu doświadczalnego w Antoninach w pierwszym etapie budowy pokazano na rysunku 4.4. Aby znaleźć przybliżone wartości parametrów  $D$  i  $M$ , w pierwszym kroku wysokość nasypu obliczono według równania (4.2).



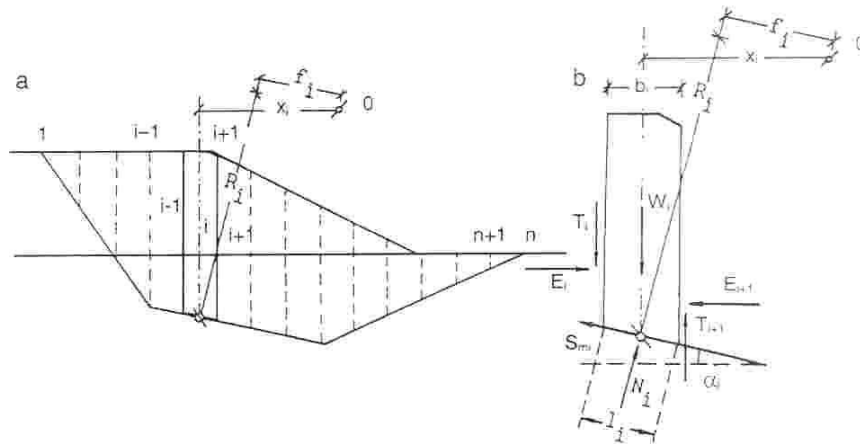
Rysunek 4.4. Przykład wykorzystania nomogramu Taylora do określenia bezpiecznej wysokości nasypu w Antoninach w pierwszym etapie budowy

Należy podkreślić, że w wymienionych uproszczonych sposobach oceny stateczności pomija się wytrzymałość na ścinanie gruntu w nasypie. Właściwości wytrzymałościowe podłoża organicznego reprezentowane są przez wytrzymałość na ścinanie bez odpływu. Przy ocenie stateczności nasypu na podłożu uwarstwowionym, w przypadku gdy krzywa poślizgu przechodzi przez więcej niż jedną warstwę, ze względu na możliwość przyjęcia do obliczeń tylko jednej wartości wytrzymałość na ścinanie powinno przyjmować się jako wartość uśrednioną, wynikającą z właściwości warstw podłoża objętych powierzchnią poślizgu.

#### 4.2.2. Wykorzystanie metod równowagi granicznej

W praktyce do oceny stateczności najczęściej wykorzystywana jest metoda pasków, stanowiąca jeden z wariantów ogólnej metody równowagi granicznej (Dembicki i Tejchman 1981).

W metodzie pasków, przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia, masyw potencjalnego osuwiska o szerokości jednostkowej (przyjętej w dalszej części rozważań jako 1 m) dzieli się na pionowe elementy (paski). Siły działające na pojedynczy pasek ( $i$ ) przedstawiono na rysunku 4.5. Siła  $W_i$  jest siłą masową, zależną od objętości paska i ciężaru objętościowego gruntu. Na bokach paska występują siły wzajemnego oddziaływania pasków  $X_i$  i  $X_{i+1}$ , które można przedstawić za pomocą składowych pionowych  $T_i$  i  $T_{i+1}$  i składowych poziomych  $E_i$  i  $E_{i+1}$ . Na podstawie paska o nachyleniu  $\alpha_i$  i długości  $l_i$  działa wzbudzona siła oporu gruntu na ścinanie  $S_{mi}$  i siła normalna  $N_i$ .



**Rysunek 4.5.** Siły rozpatrywane w metodzie pasków: a – podział masyw osuwiska na paski, b – siły działające na pojedynczy pasek

Równania opisujące warunek równowagi sumy rzutów sił na kierunek pionowy i poziomy mają postać:

$$\sum_{i=1}^{i=n} [F_v]_i = 0 \quad (4.3)$$

$$\sum_{i=1}^{i=n} [W_i - (T_{i+1} - T_i) - N_i \cdot \cos \alpha_i - S_{mi} \cdot \sin \alpha_i] = 0 \quad (4.4)$$

$$\sum_{i=1}^{i=n} [F_h]_i = 0 \quad (4.5)$$

$$\sum_{i=1}^{i=n} [N_i \cdot \sin \alpha_i - S_{mi} \cdot \cos \alpha_i - (E_{i+1} - E_i)] = 0 \quad (4.6)$$

Warunek równowagi momentów względem środka obrotu  $O$  ma postać (rys. 4.5):

$$\sum_{i=1}^{i=n} [M_0]_i = 0 \quad (4.7)$$

$$\sum_{i=1}^{i=n} [W_i \cdot x_i - S_{mi} \cdot R_i - N_i \cdot f_i] = 0 \quad (4.8)$$

gdzie:  $x_i, R_i, f_i$  – ramiona działania sił  $W_i, S_{mi}, N_i$  względem punktu obrotu  $O$ .



Wartość siły oporu gruntu na ścinanie  $S_{mi}$ , wzbudzonej wzdłuż podstawy paska (i) o długości  $l_i$ , wynikająca z wytrzymałości na ścinanie  $\tau_{fi}$  gruntów występujących w podstawie paska jest określona równaniem:

$$S_{mi} = \frac{\tau_{fi} \cdot l_i \cdot 1}{F} \quad (4.9)$$

W praktyce inżynierskiej do zdefiniowania wytrzymałości na ścinanie najczęściej stosowane jest kryterium wytrzymałościowe Coulomba-Mohra. W kryterium tym przyjęto liniową zależność pomiędzy działającą w płaszczyźnie zniszczenia składową styczną granicznego naprężenia a jego składową normalną. W uogólnionej postaci równania obwiedni zniszczenia właściwości wytrzymałościowe gruntu opisane są dwoma parametrami wytrzymałościowymi: kątem tarcia wewnętrznego  $\phi$  i spójnością  $c$ . Parametry wytrzymałościowe, w zależności od przyjętych składowych normalnych naprężenia, mogą być odniesione do naprężeń całkowitych lub efektywnych.

Wyniki doświadczeń przytoczone w części I wskazują, że wytrzymałość na ścinanie, a zatem również wartość parametrów wytrzymałościowych, zależy przede wszystkim od warunków odpływu, sposobu obciążania oraz od stanu i historii naprężenia efektywnego. Przeprowadzenie analizy stateczności nasypu na podłożu organicznym wymaga więc uwzględnienia wymienionych czynników przy doborze parametrów wytrzymałościowych w zależności od analizowanych warunków w terenie.

W analizie stateczności w naprężeniach całkowitych stosowane jest założenie, że w przypadku gruntów słabo przepuszczalnych całkowicie nasyconych kąt tarcia wewnętrznego  $\phi_u = 0$ . Właściwości wytrzymałościowe tych gruntów charakteryzuje wytrzymałość na ścinanie bez odpływu  $\tau_{fu}$ , która jest równa spójności  $c_u$ , przy czym wartość wytrzymałości na ścinanie bez odpływu  $\tau_{fu}$  przyjęta w obliczeniach powinna odpowiadać aktualnemu stanowi naprężenia efektywnego. W przypadku gruntów dobrze przepuszczalnych wartości parametrów wytrzymałościowych przyjętych w analizie stateczności w naprężeniach całkowitych są równe wartościom efektywnych parametrów.

W analizie stateczności w naprężeniach efektywnych właściwości wytrzymałościowe gruntów opisane są wartościami efektywnych parametrów wytrzymałościowych  $c'$  i  $\phi'$ . Należy podkreślić, że w przypadku prekonsolidowanych gruntów organicznych przyjęte w poszczególnych warstwach wartości parametrów wytrzymałościowych  $c'$  i  $\phi'$  powinny odpowiadać wywołanemu w tej warstwie zakresowi naprężeń.

Wartość wzbudzonej siły oporu gruntu na ścinanie  $S_{mi}$ , w podstawie paska (i) przy uwzględnieniu kryterium wytrzymałościowego Coulomba-Mohra w warunkach naprężeń efektywnych, można określić równaniem:

$$S_{mi} = \frac{(N_i - u_i \cdot l_i) \operatorname{tg} \phi'_i + c'_i \cdot l_i}{F} \quad (4.10)$$

gdzie:

$u_i$  – ciśnienie wody w porach [kPa];

$\phi'_i$  – efektywny kąt tarcia wewnętrznego [°];

$c'_i$  – efektywna spójność [kPa].

W przypadku słabo przepuszczalnych gruntów całkowicie nasyconych wartość wzbudzonej siły oporu gruntu na ścinanie  $S_{mi}$  (w naprężeniach całkowitych w warunkach bez odpływu) jest określona równaniem:

$$S_{mi} = \frac{\tau_{fui} \cdot l_i}{F} \quad (4.11)$$

gdzie:  $\tau_{fui}$  – wytrzymałość na ścinanie bez odpływu [kPa].

Równanie określające wartość składowej normalnej siły  $N_i$ , działającej prostopadłe do podstawy paska (i) w naprężeniach efektywnych, ma postać:

$$N_i = \frac{\left[ W_i - (T_{i+1} - T_i) - \frac{c'_i \cdot l_i \cdot \sin \alpha_i}{F} + \frac{u_i \cdot l_i \cdot \operatorname{tg} \phi'_i \cdot \sin \alpha_i}{F} \right]}{m_{\alpha}} \quad (4.12)$$

gdzie:

$$m_{\alpha} = \cos \alpha_i \left( 1 + \frac{\operatorname{tg} \alpha_i \cdot \operatorname{tg} \phi'_i}{F} \right) \quad (4.13)$$

W przypadku słabo przepuszczalnych gruntów całkowicie nasyconych wartość siły normalnej  $N_i$ , odniesionej do naprężeń całkowitych w warunkach bez odpływu, określa się równaniem:

$$N_i = \frac{\left[ W_i - (T_{i+1} - T_i) - \frac{\tau_{fui} \cdot l_i \cdot \sin \alpha_i}{F} \right]}{\cos \alpha_i} \quad (4.14)$$

Biorąc pod uwagę fakt, że liczba niewiadomych występujących w podanych powyżej równaniach przekracza liczbę równań, celem uzyskania rozwiązania

konieczne jest przyjęcie dodatkowych założeń w odniesieniu do sił wzajemnego oddziaływania pasków. W zależności od poczynionych założeń powstało wiele propozycji metod analizy stateczności. W dalszej części rozdziału będą przedstawione niektóre z istniejących metod, wybrane pod kątem możliwości ich wykorzystania do analizy stateczności nasypu na podłożu organicznym.

**Metody zakładające walcową powierzchnię poślizgu.** Spośród rozwiązań uproszczonych, przyjmujących walcową powierzchnię poślizgu, metoda szwedzka i uproszczona metoda Bishopa znalazły najszersze zastosowanie w praktyce.

Metoda szwedzka (Fellenius 1936) opiera się na założeniu, że wypadkowa sił wzajemnego oddziaływania pasków  $X$  jest w każdym pasku równoległa do jego podstawy. Założenie to powoduje istotne zaniżenie obliczonej wartości współczynnika stateczności (Whitman i Bailey 1967). Jednak ze względu na prostotę obliczeń metoda szwedzka jest często stosowana, szczególnie w obliczeniach przybliżonych.

Współczynnik stateczności  $F$  w metodzie szwedzkiej, wyznaczony z warunku równowagi momentów względem punktu obrotu  $O$ , w naprężeniach efektywnych określa się z równania:

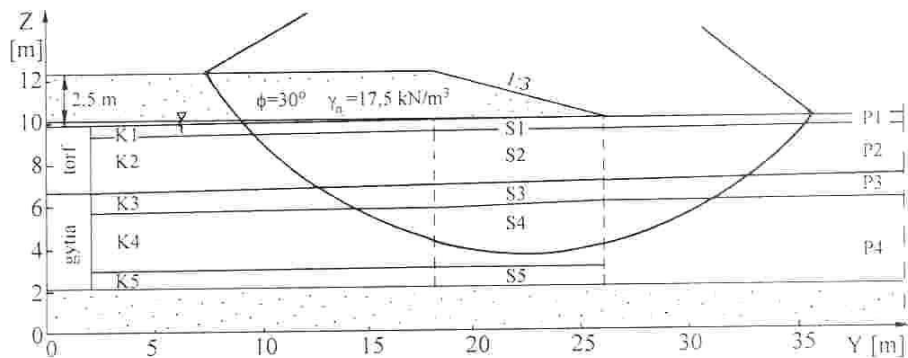
$$F = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} (W_i \cdot \cos\alpha_i - u_i \cdot l_i) \operatorname{tg}\phi'_i + \sum_{i=1}^{i=n} c'_i \cdot l_i}{\sum_{i=1}^{i=n} W_i \cdot \sin\alpha_i} \quad (4.15)$$

Postać równania (4.15) ma charakter ogólny, zatem może być ono wykorzystane do obliczeń współczynnika stateczności  $F$  w naprężeniach całkowitych. Wykorzystując równanie (4.15) w obliczeniach stateczności w naprężeniach całkowitych należy pominąć ciśnienie wody w porach. W przypadku analizy stateczności nasypu, zbudowanego z gruntu niespoistego do gruntów organicznych znajdujących się w podłożu, w miejsce spójności  $c'_i$  podstawia się wytrzymałość na ścinanie bez odpływu  $\tau_{hu}$ . Wytrzymałość gruntu niespoistego w nasypie charakteryzowana jest jedynie przez kąt tarcia wewnętrznego.

W przybliżonej ocenie stateczności niskich nasypów, zbudowanych z gruntów niespoistych posadowionych na podłożu organicznym, wytrzymałość na ścinanie gruntu w nasypie może być pominięta. W analizie stateczności w naprężeniach całkowitych współczynnik stateczności  $F$  można obliczyć jedynie na podstawie wytrzymałości na ścinanie bez odpływu gruntów organicznych z równania:

$$F = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} \tau_{fui} \cdot l_i}{\sum_{i=1}^{i=n} W_i \cdot \sin \alpha_i} \quad (4.16)$$

Przykładowe obliczenie współczynnika stateczności  $F$  metodą szwedzką przeprowadzono dla nasypu doświadczalnego w Antoninach, podwyższonego w drugim etapie budowy do wysokości 2,5 m. Przyjęty w analizie stateczności w naprężeniach całkowitych schemat podziału podłoża organicznego przedstawiono na rysunku 4.6. Podłoże organiczne zostało podzielone na 3 strefy (pod koroną, pod skarpą i poza nasypem). Każdą strefę podzielono na warstwy obliczeniowe, charakteryzujące się jednakową wartością wytrzymałości na ścinanie bez odpływu  $\tau_{fu}$ .



**Rysunek 4.6.** Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności metodą szwedzką i uproszczoną metodą Bishopa w naprężeniach całkowitych nasypu w Antoninach w drugim etapie budowy

Przyjęta w obliczeniach wytrzymałość na ścinanie  $\tau_{fu}$  odpowiada wartościom uzyskanym z pomiarów połową sondą krzyżakową, skorygowanym zgodnie z propozycją Szwedzkiego Instytutu Geotechnicznego (Larsson i in. 1984) (tab. 4.1). Obliczenia współczynnika stateczności  $F$  przeprowadzono do dwóch przypadków: z uwzględnieniem i bez uwzględnienia wytrzymałości piasku w nasypie. W obliczeniach wykorzystano program umożliwiający wyszukiwanie położenia krytycznej powierzchni poślizgu. Różnica między otrzymanymi wartościami współczynnika stateczności  $F$  z obu przypadków jest znaczna (tab. 4.2).

Tabela 4.1. Zestawienie parametrów przyjętych w podłożu organicznym w analizie stateczności w naprężeniach całkowitych nasypu w Antoninach w drugim etapie budowy (Lechowicz 1992)

Podział strefy								
pod koroną			pod skarpą			poza nasypem		
warstwa	$\gamma$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$\tau_{fu}$ [kPa]	warstwa	$\gamma$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$\tau_{fu}$ [kPa]	warstwa	$\gamma$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$\tau_{fu}$ [kPa]
K1	11,0	17,5	S1	10,9	13,0	P1	10,8	12,5
K2	11,0	10,0	S2	10,9	8,0	P2	10,8	6,0
K3	13,3	10,5	S3	13,2	10,0	P3	13,0	10,0
K4	13,3	9,0	S4	13,3	9,0	P4	13,3	9,0
K5	13,4	13,0	S5	13,4	11,0			

Tabela 4.2. Porównanie wartości współczynnika stateczności nasypu w Antoninach w drugim etapie budowy określonych w dwóch przypadkach: 1 – z uwzględnieniem wytrzymałości piasku w nasypie, 2 – bez uwzględnienia wytrzymałości piasku w nasypie (Lechowicz 1992)

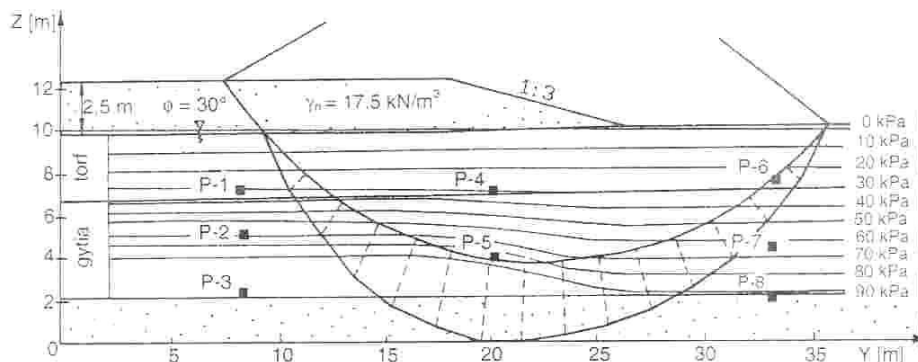
Przypadek	Metoda szwedzka		Metoda uproszczona Bishopa	
	współczynnik stateczności w naprężeniach			
	całkowitych	efektywnych	całkowitych	efektywnych
1	1,42	1,47	1,49	1,77
2	1,33	1,35	1,33	1,62

Do opisanego przypadku przeprowadzono obliczenia współczynnika stateczności również metodą szwedzką w naprężeniach efektywnych. Schemat podziału podłoża organicznego na warstwy obliczeniowe wraz z izoliniami ciśnienia wody w porach przedstawiono na rysunku 4.7. Izolinie ciśnienia wody w porach ustalono na podstawie pomiarów wykonanych na zakończenie budowy drugiego etapu. Dobór wartości efektywnych parametrów wytrzymałościowych  $c'$  i  $\phi'$ , w warstwach obliczeniowych wydzielonych w podłożu organicznym przeprowadzono na podstawie wywołanego w tej warstwie zakresu naprężenia efektywnego.

Drugą metodą, często stosowaną w praktyce, jest uproszczona metoda Bishopa. W uproszczonej metodzie Bishopa (Bishop 1955) uwzględniona jest tylko pozioma składowa  $E$  sił wzajemnego oddziaływania pasków, a składowa pionowa  $T$  zostaje pominięta (rys. 4.5).

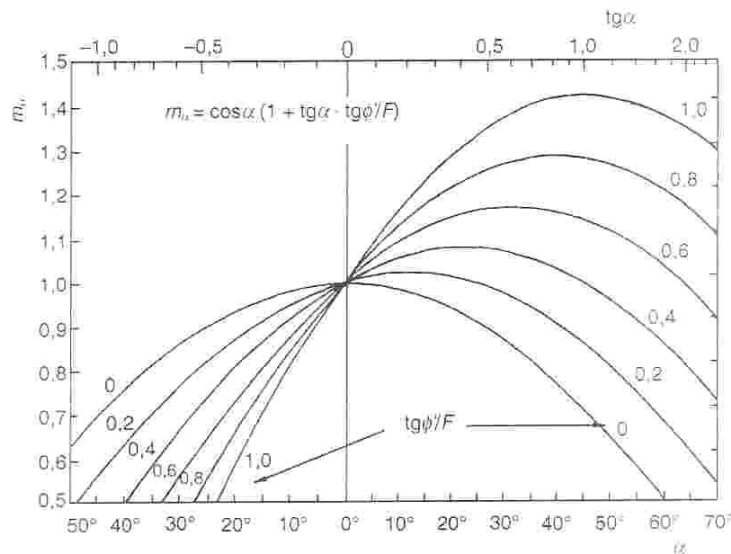
Współczynnik stateczności  $F$  w uproszczonej metodzie Bishopa, wyznaczony z warunku równowagi momentów względem punktu obrotu  $O$ , w naprężeniach efektywnych określa się z równania:

$$F = \frac{\sum_{i=l}^{i=n} [(W_i - u_i \cdot b_i) \cdot \operatorname{tg}\phi'_i + c'_i \cdot b_i] / m_{\alpha i}}{\sum_{i=l}^{i=n} W_i \cdot \sin\alpha_i} \quad (4.17)$$



Rysunek 4.7. Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności metodą szwedzką i uproszczoną metodą Bishopa w naprężeniach efektywnych nasypu w Antoninach w drugim etapie budowy

Współczynnik stateczności  $F$  występuje po obu stronach równania, zatem uzyskanie rozwiązania wymaga stosowania metody iteracyjnej. Na rysunku 4.8 przedstawiono wykres zależności parametru  $m_\alpha$  i kąta nachylenia powierzchni poślizgu  $\alpha$  oraz  $\text{tg}\alpha$  przy różnych wartościach stosunku  $\text{tg}\phi/F$ .



Rysunek 4.8. Wartości  $m$  jako funkcja  $\text{tg}\alpha$ , stosunku  $\text{tg}\phi/F$  (Janbu 1973)

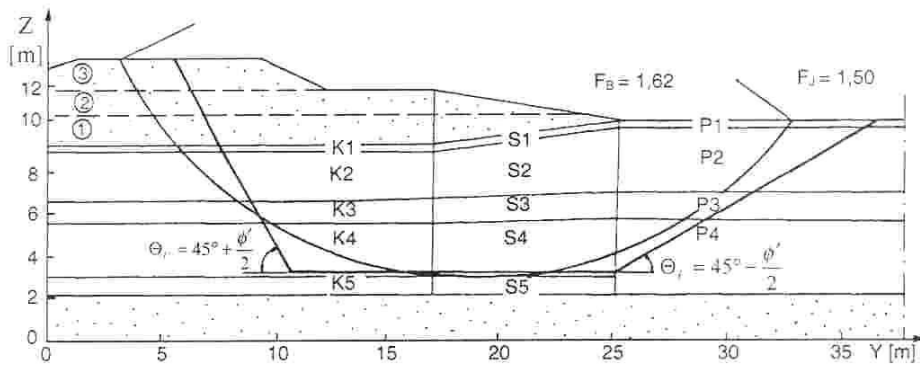
Obliczenie współczynnika stateczności uproszczoną metodą Bishopa w naprężeniach całkowitych przeprowadzono do przykładu przedstawionego na rysunku 4.6. Podobnie jak przy zastosowaniu metody szwedzkiej, obliczenia

wykonano w dwóch przypadkach różniących się między sobą uwzględnieniem wytrzymałości piasku w nasypie (tab. 4.2). Przy pominięciu wytrzymałości piasku w nasypie współczynnik stateczności z analizy w naprężeniach całkowitych uzyskany z uproszczonej metody Bishopa równa się współczynnikowi stateczności z metody szwedzkiej (wynika to ze wzorów (4.15), (4.16) i (4.17)).

Analizę stateczności uproszczoną metodą Bishopa w naprężeniach efektywnych wykonano do schematu wykorzystanego w obliczeniach metodą szwedzką (rys. 4.7).

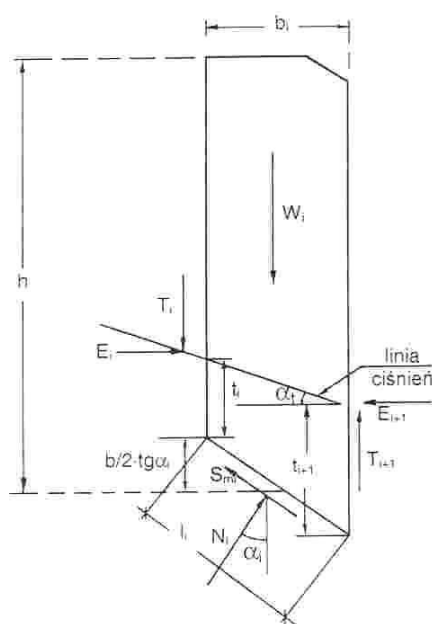
Współczynniki stateczności, obliczone uproszczoną metodą Bishopa nasypów na gruntach słabonośnych, różnią się nieznacznie od współczynników otrzymanych z metod dokładnych, uwzględniających obie składowe siły wzajemnego oddziaływania pasków. Błędy te nie przekraczają najczęściej 10% i są po „bezpiecznej” stronie, czyli obliczony współczynnik stateczności jest zaniżony (Wright i in. 1973). Fakt ten powoduje, że uproszczona metoda Bishopa jest podstawową metodą wykorzystywaną w projektowaniu nasypów na podłożu organicznym.

**Metody zakładające powierzchnię poślizgu o dowolnym kształcie.** W analizie stateczności nasypu na podłożu organicznym, zawierającym najszabszą warstwę na stosunkowo dużej głębokości oraz w przypadku nasypów z bankietami dociążającymi, współczynnik stateczności należy obliczać na podstawie metod umożliwiających przyjęcie niewalcowej powierzchni poślizgu. Gdy najszabsza warstwa wykazuje stosunkowo małą miąższość i znaczna część powierzchni poślizgu jest pozioma, można stosować powierzchnię poślizgu o kształcie przedstawionym na rysunku 4.9.



Rysunek 4.9. Powierzchnia poślizgu o złożonym kształcie przyjęta w analizie stateczności nasypu z ławką dociążającą

Spośród wielu propozycji umożliwiających przyjęcie powierzchni poślizgu o dowolnym kształcie najbardziej znane są metoda Janbu (1973) i metoda Morgensterna-Price'a (1965), jednakże ze względu na przyjęte w metodach tych uproszczenia nie są spełnione wszystkie warunki równowagi statycznej. Z grupy dokładnych rozwiązań metody pasków należy wyróżnić metodę Spencera (1973) oraz metodę Madeja (1973). Ze względu na złożoność techniki obliczeniowej praktyczne stosowanie jakiegokolwiek propozycji dokładnego rozwiązania metody pasków wymaga użycia programu numerycznego. Zatem wybór danej metody jest istotnie ograniczony dostępnością programu umożliwiającego jej wykorzystanie.



Rysunek 4.10. Siły działające na pojedynczy pasek w metodzie Janbu (Janbu 1973)

Szczegółową analizę dokładnych rozwiązań metody pasków przedstawił Madej (1981), natomiast przykłady zastosowania tych metod można prześledzić w literaturze (Fredlund i Krahn 1977, Fredlund i in. 1981).

W metodzie Janbu uwzględniono obie składowe siły wzajemnego oddziaływania pasków. Dodatkowym założeniem umożliwiającym uzyskanie rozwiązania jest przyjęcie położenia linii ciśnienia, wyznaczającej punkty działania tych składowych na granicy między paskami. Położenie linii ciśnienia określone jest przez pionową odległość od podstawy paska do tej linii, tj.  $t_i$  po lewej stronie i  $t_{i+1}$  po prawej stronie paska, oraz kąt  $\alpha_i$  nachylenia tej linii do poziomu (rys. 4.10).

Współczynnik stateczności  $F$  w metodzie Janbu, określony z warunku równowagi sumy rzutów sił na kierunku poziomy, w naprężeniach efektywnych można wyznaczyć z równania:

$$F = \frac{\sum_{i=1}^{i=N} [(N_i - u_i \cdot l_i) \cdot \operatorname{tg} \phi'_i + c'_i \cdot l_i] \cdot \cos \alpha_i}{\sum_{i=1}^{i=N} N_i \cdot \sin \alpha_i} \quad (4.18)$$



W pierwszej iteracji przy obliczaniu siły normalnej  $N_i$  przyjmuje się zero-  
we wartości składowych pionowych  $T_{i+1}$ ,  $T_i$  sił wzajemnego oddziaływania  
pasków. W kolejnych iteracjach wartości składowych pionowych w kolejnych  
paskach oblicza się zgodnie z równaniem:

$$T_{i+1} = E_{i+1} \cdot \operatorname{tg} \alpha_i - (E_{i+1} - E_i) T_{i+1} / b \quad (4.19)$$

Składowe poziome  $E$  sił wzajemnego oddziaływania pasków określa się  
z równania:

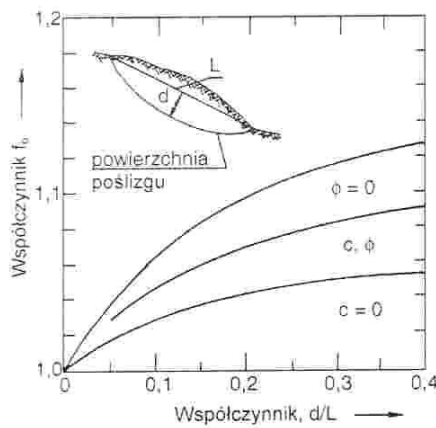
$$(E_{i+1} - E_i) = N_i \cdot \cos \alpha_i - S_{mi} \cdot \sin \alpha_i \quad (4.20)$$

Podobnie jak w metodzie Bishopa, w metodzie Janbu współczynnik sta-  
teczności występuje po obu stronach równania, zatem uzyskanie rozwiązania  
wymaga zastosowania metody iteracyjnej.

Metodę Janbu wykorzystano do oceny stateczności nasypu z ławką docią-  
żającą, wznoszonego w trzech etapach na głębokim podłożu organicznym  
(rys. 4.9). Podczas dwóch etapów nastąpiło wzmocnienie podłoża organicznego,  
przy czym najsłabsza warstwa pod nasypem występuje na znacznej głębokości.  
Biorąc pod uwagę powstały układ warstw o zwiększonej wytrzymałości na  
ściananie oraz kształt nasypu rozbudowany w trzecim etapie o ławkę dociążają-  
cą, analizę stateczności przeprowadzono przy założeniu niewalcowej  
powierzchni poślizgu. Wykorzystano w obliczeniach wytrzymałość na ściananie  
 $\tau_{ju}$  odpowiada wartościom uzyskanym z badań połową sondą krzyżakową po  
zakończeniu drugiego etapu, skorygowanym zgodnie z zaleceniami Szwedz-  
kiego Instytutu Geotechnicznego (tab. 4.3). Obliczenia współczynnika statecz-  
ności przeprowadzono również za pomocą uproszczonej metody Bishopa.  
Uzyskane wyniki wskazują, że mniejszą wartość współczynnika stateczności  
otrzymano z metody Janbu.

**Tabela 4.3.** Zestawienie parametrów przyjętych do podłoża organicznego w analizie stateczności  
w naprężeniach całkowitych wykorzystanych w obliczeniach nasypu z ławką dociążającą oraz nasypu  
w Antoninach w trzecim etapie budowy (Lechowicz 1992)

Podział strefy								
pod korona			pod skarpą			poza nasypem		
warstwa	$\gamma$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$\tau_{ju}$ [kPa]	warstwa	$\gamma$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$\tau_{ju}$ [kPa]	warstwa	$\gamma$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$\tau_{ju}$ [kPa]
K1	11,1	20,0	S1	11,0	15,0	P1	10,8	12,5
K2	11,0	16,5	S2	10,9	13,0	P2	10,8	6,0
K3	13,8	15,0	S3	13,4	14,0	P3	13,0	10,0
K4	13,6	13,0	S4	13,6	11,0	P4	13,3	9,0
K5	13,8	17,0	S5	13,4	14,0			



Rysunek 4.11. Współczynnik poprawkowy  $f_0$  stosowany w uproszczonej metodzie Janbu (Janbu 1973)

Skorygowaną wartość współczynnika stateczności  $F$  w uproszczonej metodzie Janbu określa się jako:

$$F = f_0 \cdot F_0 \quad (4.21)$$

W metodzie Morgensterna-Price'a (Morgenstern i Price 1965) dodatkowym założeniem umożliwiającym uzyskanie rozwiązania jest przyjęcie nachylenia wypadkowej sił wzajemnego oddziaływania pasków. Zależność opisująca nachylenie wypadkowej do poziomu ma postać:

$$\frac{T}{E} = \lambda_f \cdot f(x) \quad (4.22)$$

gdzie:

$T, E$  – pionowa i pozioma składowa sił wzajemnego oddziaływania pasków [kN],

$\lambda_f$  – stała,

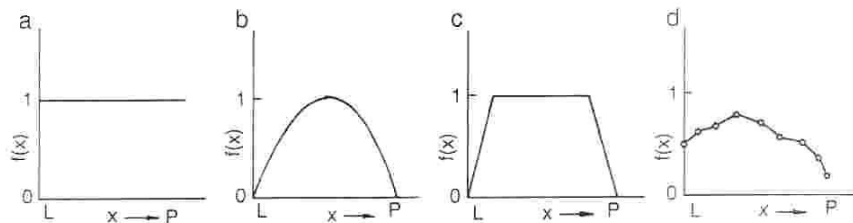
$f(x)$  – funkcja opisująca przebieg stosunku  $T/E$  wzdłuż powierzchni poślizgu.

Na rysunku 4.12 zamieszczono przykłady typowego przebiegu funkcji  $f(x)$ .

W metodzie Spencera (1973) dodatkowym założeniem jest przyjęcie nachylenia wypadkowej sił wzajemnego oddziaływania pasków. Dzięki temu jest ona bardzo zbliżona do rozwiązania Morgensterna-Price'a. W metodzie Spencera dodatkowy związek między siłami działającymi na pojedynczy pasek wyprowadzono z warunku równowagi sumy rzutów sił na kierunek normalny i styczny do podstawy paska. W metodzie Madeja (1973) dodatkowym założe-

W uproszczonej metodzie Janbu (1973) zakłada się, że w równaniu definiującym siłę normalną  $N_i$  składowe pionowe sił wzajemnego oddziaływania pasków mogą być pominięte. W celu skorygowania pierwotnej wartości współczynnika stateczności  $F_0$ , stosowany jest współczynnik poprawkowy  $f_0$ , zwiększający obliczoną wartość współczynnika stateczności  $F_0$ . Współczynnik poprawkowy  $f_0$  zależy od rodzaju gruntu oraz kształtu powierzchni poślizgu (rys. 4.11). Pierwotną wartość współczynnika stateczności  $F_0$  oblicza się z równania (4.18), korzystając ze zredukowanej formy równania (4.12).

niem jest przyjęcie funkcji rozkładu składowej pionowej  $T$  sił wzajemnego oddziaływania pasków wzdłuż powierzchni poślizgu. Współczynnik stateczności uzyskuje się metodą kolejnych przybliżeń, aż do uzyskania rozkładu składowej pionowej  $T$ , przy którym spełnione są wszystkie warunki równowagi statycznej.



Rysunek 4.12. Przykłady funkcji  $f(x)$  stosowanej w metodzie Morgensterna-Price'a a –  $f(x) = \text{const.}$ , b –  $f(x) = \text{sinusoida}$ , c –  $f(x) = \text{ścięta sinusoida}$ , d –  $f(x) = \text{dowolnie przyjęta}$  (Chowdhury 1978).

**Trójwymiarowa analiza stateczności.** Powszechnie stosowane metody analizy stateczności opierają się na założeniu płaskiego stanu odkształcenia. Stateczność nasypu sprawdzana jest zatem na podstawie wycinka o szerokości jednostkowej, co odpowiada masywowi osuwiska o nieskończonej długości. Obserwowane w praktyce osuwiska nasypów na podłożu organicznym wykazują jednak ograniczony zasięg, co wynika:

- ze zróżnicowania wartości, rozkładu i przebiegu obciążenia,
- z ograniczonej długości nasypu,
- ze zmienności właściwości i geometrii podłoża,
- ze zróżnicowania wartości i rozkładu ciśnienia wody w porach.

Problemy praktyczne, dla których spodziewane jest istotne ograniczenie długości potencjalnego osuwiska, wymagają przeprowadzenia trójwymiarowej analizy stateczności (Azzouz i in. 1981). W trójwymiarowej analizie stateczności zamiast walca o nieskończonej długości, przyjętego w analizie w stanie płaskim, masyw osuwiska jest przedstawiony w postaci wycinka walca z dołączonymi końcówkami o wybranym kształcie, jak na rysunku 4.13 (Baligh i Azzouz 1975).

Jednym ze stosunkowo prostych sposobów przeprowadzenia trójwymiarowej analizy stateczności jest przyjęcie masywu osuwiska w postaci wycinka walca o ograniczonej długości i o płasko zakończonych podstawach (Gens i in. 1988). W tym przypadku, przy obliczeniach współczynnika stateczności, do sumy momentów powierzchni walcowej należy dodać sumę momentów wynikających z każdego płaskiego zakończenia (rys. 4.14). Tak więc współczynnik stateczności w stanie przestrzennym  $F_{3D}$  można obliczyć na podstawie współ-

czynnika stateczności w stanie płaskim  $F_{2D}$  (Gens i in. 1988, Cavounidis 1985) jako:

$$F_{3D} = F_{2D} \left( 1 + \frac{R_c}{L_s} \cdot \Omega \right) \quad (4.23)$$

gdzie:

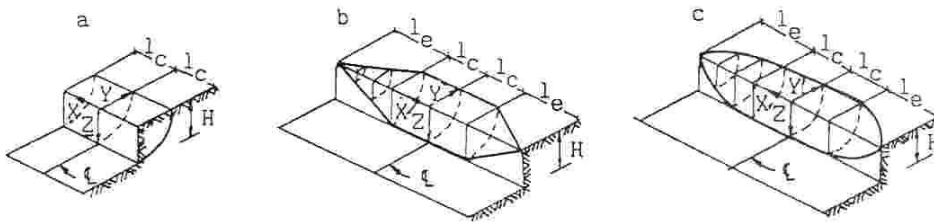
$R_c$  – promień walcowej części powierzchni poślizgu [m],

$L_s$  – całkowita długość osuwiska [m],

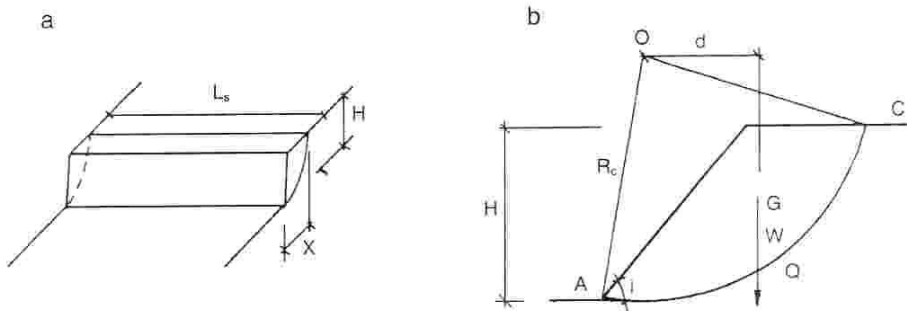
$$\Omega = \frac{2 \cdot M_e}{AQC \cdot R_c^2} \quad (4.24)$$

$M_e$  – suma momentów obszaru każdej płaskiej końcówki, obliczona przy założeniu jednostkowej wytrzymałości na ścinanie [ $m^4$ ],

$AQC$  – pole powierzchni poślizgu [ $m^2$ ].



Rysunek 4.13. Powierzchnie poślizgu o kształcie walcowym z dołączonymi końcówkami o kształcie: a – płaskim, b – stożkowym, c – elipsoidalnym (Baligh i Azzouz 1975)



Rysunek 4.14. Powierzchnia poślizgu z płaskimi zakończeniami: a – widok ogólny, b – przekrój (Gens i in. 1988)

Gens i in. (1988) przeprowadzili analizę kilku przypadków trójwymiarowej analizy stateczności przy założeniu różnych kształtów zakończeń powierzchni poślizgu. Uzyskane wyniki wskazują, że założenie płaskich zakończeń powierzchni poślizgu powoduje istotne zawyżenie uzyskanego współczynnika stateczności. Najmniejsze wartości współczynnika stateczności otrzymano stosując funkcje potęgowe do opisu kształtu zakończeń powierzchni poślizgu. Według Gensa i in. (1988), różnica w wartościach współczynnika stateczności, wynikająca z traktowania problemu stateczności jako zagadnienia dwuwymiarowego, sięga do 30% (Cavounidis 1987). Kiedy długość nasypu jest niewielka, współczynnik z trójwymiarowej analizy stateczności jest zawsze większy od współczynnika stateczności z analizy dwuwymiarowej.

Propozycję uproszczonej analizy stateczności w ujęciu przestrzennym, przy wykorzystaniu uproszczonej metody Bishopa, przedstawili Gajewski i Madej (1987). W metodzie tej masyw osuwiska przyjmuje się w formie bryły obrotowej, składającej się z wycinka walca i dołączonych doń fragmentów półelipsoidy lub stożka. Przestrzenny współczynnik stateczności  $F_{3D}$  określa się jako średnią ważoną wartość ze współczynników stateczności w stanie płaskim, wyznaczonych dla poszczególnych plastrów dokonanego podziału, przy założeniu masy pojedynczego plastra jako wagi według wzoru:

$$F_{3D} = \frac{F_c \cdot L_c \cdot M_c + \sum F_{ei} \cdot M_i \cdot 1.0}{L_c \cdot M_c + \sum M_i \cdot 1.0} \quad (4.25)$$

gdzie:

$F_c$  – współczynnik stateczności określony do części walcowej,

$F_{ei}$  – współczynnik stateczności w  $i$ -tym plastrze części dołączonej,

$M_c$  – masa jednostkowego plastra w części walcowej [Mg],

$M_i$  – masa  $i$ -tego plastra w części dołączonej [Mg],

$L_c$  – długość części walcowej [m].

Rozszerzenie uproszczonej metody Bishopa do analizy trójwymiarowej zaprezentował Hungr (1987). Propozycja ta umożliwia łatwą modyfikację istniejących programów komputerowych wykorzystywanych w dwuwymiarowej analizie stateczności do wymogów analizy trójwymiarowej. W propozycji Hungra masyw osuwiska dzieli się na pionowe elementy o przekroju prostokątnym. Kształt podstawy elementu wynika z przyjętego kształtu powierzchni poślizgu, składającej się z części walcowej i półelipsoidalnej (rys. 4.15).

Współczynnik stateczności  $F_{3D}$  w trójwymiarowej analizie uproszczoną metodą Bishopa, otrzymany z warunku równowagi momentów, w naprężeniach efektywnych jest równy:

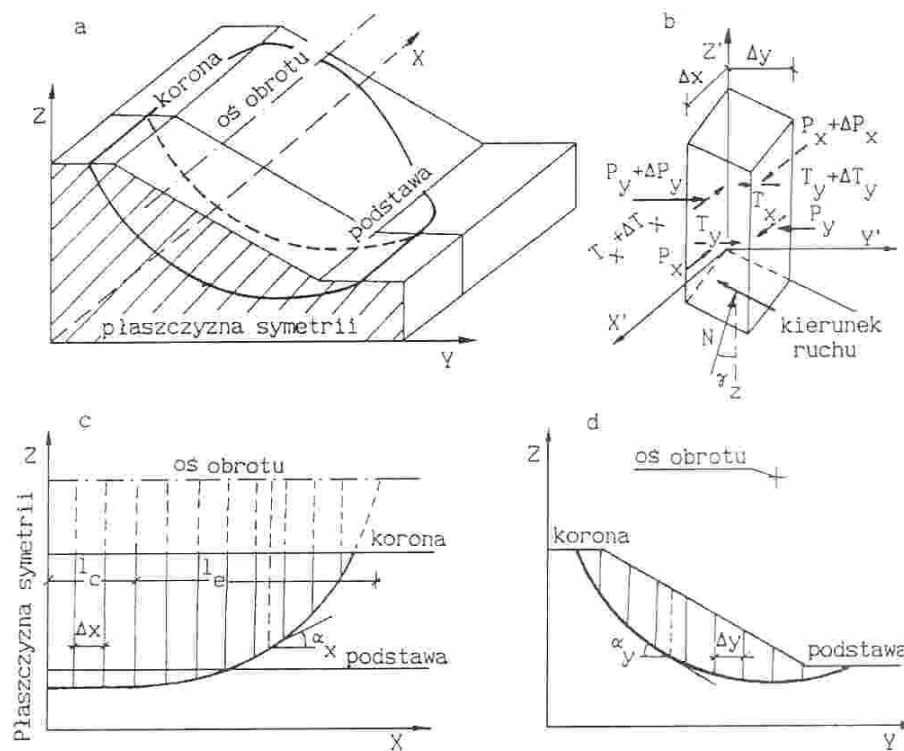
$$F_{yD} = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} [(W_c - u_b \cdot A \cdot \cos \alpha \cdot \gamma_z) \cdot \operatorname{tg} \phi' + c' \cdot A \cdot \cos \gamma_z] / M_{\alpha}}{\sum_{i=1}^{i=n} W_c \cdot \sin \alpha_y} \quad (4.26)$$

gdzie:

$W_c$  – całkowity ciężar elementu [kN],

$A$  – powierzchnia podstawy elementu [m<sup>2</sup>],

$$A = \frac{\Delta x \cdot \Delta y (1 - \sin^2 \alpha_x \cdot \sin^2 \alpha_y)^{0.5}}{\cos \alpha_x \cdot \cos \alpha_y} \quad (4.27)$$



Rysunek 4.15. Powierzchnia poślizgu w trójwymiarowej uproszczonej metodzie Bishopa: a – połowa masywu osuwiska, b – siły działające na pojedynczy element, c – pionowy przekrój masywu osuwiska w płaszczyźnie X-Z, d – pionowy przekrój masywu osuwiska w płaszczyźnie Y-Z. (Hungri 1987)

$$\cos \gamma_z = \left[ \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \alpha_y + \operatorname{tg}^2 \alpha_x + 1} \right]^{0.5} \quad (4.28)$$

$$M_u = \cos \gamma_z \left[ 1 + \frac{(\sin \alpha_y \cdot \operatorname{tg} \phi')}{F \cdot \cos \gamma_z} \right] \quad (4.29)$$

$u_b$  – ciśnienie wody w porach działające w środku podstawy elementu [kPa].

### 4.2.3. Wykorzystanie modeli gruntowych w ocenie stateczności

Analiza stateczności oparta na powyżej opisanych metodach narzuca konieczność oddzielenia oceny zmian właściwości podłoża organicznego, zachodzących podczas obciążania, od oceny warunków równowagi. Łączny opis zachowania się podłoża organicznego pod obciążeniem umożliwia analiza numeryczna, prowadzona przy zastosowaniu metody elementów skończonych, oparta na odpowiednim modelu gruntu. W celu uzyskania poprawnego rozwiązania (szczególnie przy etapowej budowie nasypu) konieczne jest jednak przyjęcie dość złożonego modelu gruntu. Fakt ten powoduje, że w praktyce wykorzystanie analizy numerycznej w ocenie stateczności jest ograniczone. Biorąc pod uwagę perspektywę szerszego udostępnienia opracowanych programów numerycznych oraz wprowadzane udoskonalenia metodyki badań, umożliwiające wyznaczenie wymaganych charakterystyk i parametrów, poniżej podano niektóre uwagi dotyczące tego zagadnienia. W grupie sprężysto-plastycznych modeli gruntu najszersze zastosowanie znalazł model Cam-Clay oparty na założeniach teorii stanu krytycznego. W zmodyfikowanej wersji tego modelu, zaproponowanej przez Roscoe'a i Burlanda (1968), obwiednia plastyczności opisana jest równaniem elipsy (rys. 4.16a) (Wroth i Houlsby 1980):

$$\frac{q^2}{M^2 \cdot p'_x{}^2} + \frac{(p' - p'_x)^2}{p'_s{}^2} = 1 \quad (4.30)$$

gdzie:

$q$  – naprężenie dewiatorowe [kPa],

$p'$  – średnie naprężenie efektywne [kPa],

$M$  – nachylenie linii stanu krytycznego w układzie  $q - p'$ ,

$p'_x = 0,5 p'_v$  – połowa długości dużej osi elipsy [kPa],

$p'_v$  – izotropowe naprężenie efektywne, odpowiadające naprężeniu prekonsolidacji [kPa].

Równanie izotropowej obwiedni plastyczności przy uwzględnieniu wpływu prekonsolidacji na położenie linii stanu krytycznego przedstawili Zienkiewicz i in. (1975) (rys. 4.16b):

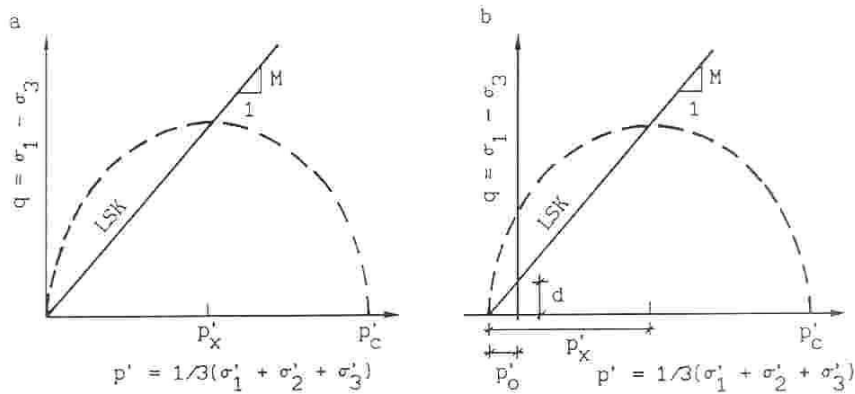
$$\frac{q^2}{M^2 \cdot p_x'^2} + \frac{(p' - p_x' + p_o')^2}{p_x'^2} = 1 \quad (4.31)$$

$$p_x' = 0,5(p_o' + p_o') \quad [\text{kPa}] \quad (4.32)$$

gdzie:

$d$  – parametr linii stanu krytycznego w układzie  $q - p'$  [kPa].

$$p_o' = \frac{d}{M} \quad [\text{kPa}] \quad (4.33)$$



**Rysunek 4.16.** Izotropowe obwiednie plastyczności w modelu Cam-Clay: a – do gruntów normalnie konsolidowanych, równanie (4.30), b – do gruntów prekonsolidowanych, równanie (4.31)

Na uwagę zasługuje fakt, że przedstawione powyżej obwiednie plastyczności są symetryczne względem osi  $p'$ , a zatem poprawnie opisuje się nimi przypadek zachowania się gruntów konsolidowanych izotropowo. Badania laboratoryjne przeprowadzone na mineralnych gruntach słabych (Tavenas i Leroueil 1977, Becker i in. 1984, Crooks i in. 1984) wykazały, że kształt obwiedni plastyczności różni się znacznie od obwiedni gruntów konsolidowanych izotropowo. Badania trójosiowe obwiedni plastyczności, wykonane na gruntach organicznych z Antonin (część I), potwierdziły wpływ historii i anizotropii naprężenia na położenie i kształt obwiedni plastyczności (Lechowicz i Szymański 1988a).



Zgodnie z propozycją autorów, równanie obwiedni plastyczności, uwzględniające efekt anizotropii naprężenia w gruntach organicznych prekonsolidowanych i normalnie konsolidowanych, ma postać (rys. 4.17):

$$\frac{[(p' - p'_B) \cos \psi + (q - q_B) \sin \psi]^2}{a^2} + \frac{[(p'_B - p') \sin \psi + (q - q_B) \cos \psi]^2}{b^2} = 1 \quad (4.34)$$

gdzie:

$$p'_B = 0,5 (p'_1 + p'_A) \quad [\text{kPa}] \quad (4.35)$$

$$p'_1 = \frac{p'_c \cdot \sin \psi'_p \cdot \cos \psi}{\sin \psi_c} \quad [\text{kPa}] \quad (4.36)$$

$$p'_A = \frac{d}{\eta - M} \quad [\text{kPa}] \quad (4.37)$$

$$\eta = \frac{3(1 - K_o)}{1 + 2K_o} \quad (4.38)$$

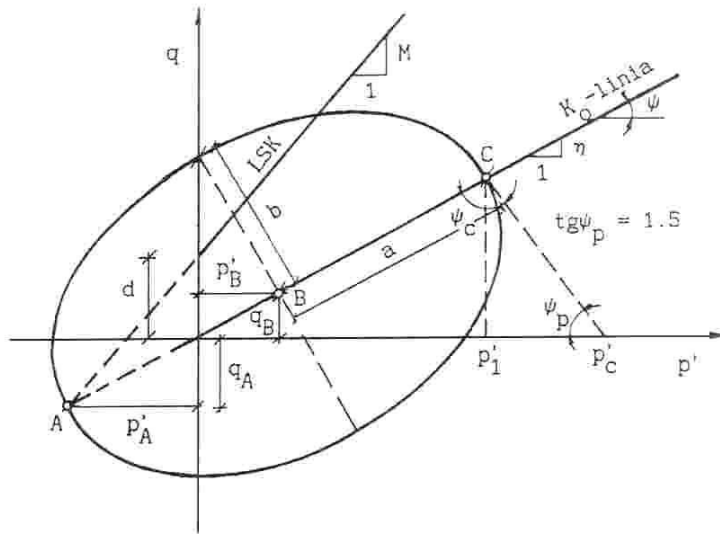
$$q_A = \frac{\eta \cdot d}{\eta - M} \quad [\text{kPa}] \quad (4.39)$$

$$q_B = \eta \cdot p'_B \quad [\text{kPa}] \quad (4.40)$$

$$a = 0,5 \left[ \frac{p'_c \cdot \sin \psi'_p}{\sin \psi_c} + \sqrt{q_A^2 + p_A'^2} \right] \quad [\text{kPa}] \quad (4.41)$$

$$b = a \cdot K_o \cdot \sqrt{M^2 - \eta^2} \quad [\text{kPa}] \quad (4.42)$$

Zatem przy wykorzystaniu sprężysto-plastycznego modelu gruntu w analizie zmian stanu naprężenia i odkształcenia, służącej ocenie wzmocnienia podłoża organicznego obciążonego nasypem, należy wykorzystać obwiednię plastyczności, której położenie i kształt zależy od historii i anizotropii stanu naprężenia.



Rysunek 4.17. Anizotropowa obwiednia plastyczności w prekonsolidowanych i normalnie konsolidowanych gruntach organicznych, równanie (4.34)

Informacje o stanie naprężenia i odkształcenia otrzymane z analizy numerycznej, opartej na odpowiednim modelu gruntu, mogą być wykorzystane w ocenie stateczności nasypu posadowionego na podłożu organicznym. Porównanie wytrzymałości na ścinanie z naprężeniem stycznym pozwala określić stopień wzbudzenia oporu gruntu na ścinanie w dowolnym punkcie analizowanego obszaru. Jako lokalny współczynnik stateczności  $F_l$  można więc przyjąć stosunek wytrzymałości na ścinanie do naprężenia stycznego w rozpatrywanym punkcie (Chen i Chameau 1982):

$$F_l = \frac{c' + \sigma'_n \cdot \operatorname{tg} \phi'}{\tau} \quad (4.43)$$

gdzie:

$c'$  – spójność efektywna [kPa],

$\sigma'_n$  – składowa normalna naprężenia efektywnego [kPa],

$\phi'$  – efektywny kąt tarcia wewnętrznego [°].

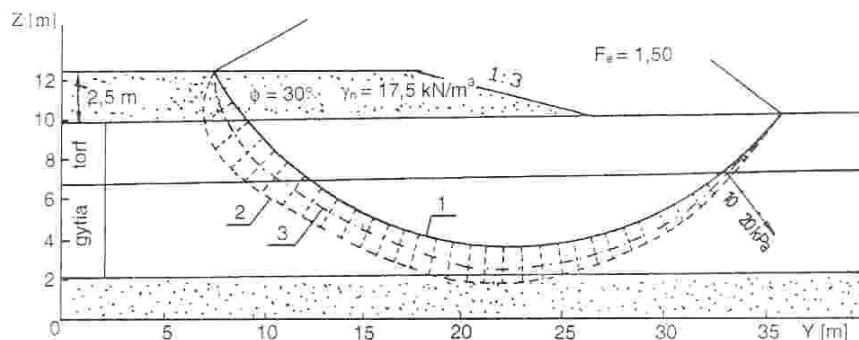
Globalny współczynnik stateczności dla założonej powierzchni poślizgu jest określony równaniem:

$$F = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} (c' + \sigma'_{ni} \cdot \operatorname{tg} \phi')}{\sum_{i=1}^{i=n} \tau dA} \quad (4.44)$$

gdzie:

$dA$  – powierzchnia podstawy elementu pionowego [m<sup>2</sup>].

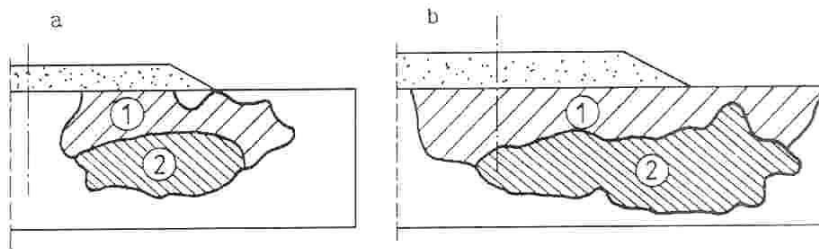
Wyniki analizy numerycznej opartej na zmodyfikowanym modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności, przeprowadzonej w celu obliczenia współczynnika stateczności nasypu doświadczalnego w Antoninach w drugim etapie budowy, pokazano na rysunku 4.18. Globalny współczynnik stateczności obliczono dla krytycznej powierzchni poślizgu, uzyskanej z analizy uproszczonej metodą Bishopa zamieszczoną na rysunku 4.7. W obliczeniach globalnego współczynnika stateczności wykorzystano otrzymane z analizy numerycznej rozkład składowych normalnych i stycznych naprężenia. Wytrzymałość na ścinanie do wzoru (4.44) określono na podstawie efektywnych parametrów wytrzymałościowych  $c'$  i  $\phi'$  (podanych do gruntów organicznych część I, a do nasypu na rys. 4.7), wykorzystując otrzymane z analizy numerycznej rozkład składowej normalnej naprężenia efektywnego.



**Rysunek 4.18.** Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności nasypu w Antoninach w drugim etapie budowy przy wykorzystaniu zmodyfikowanego modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności: 1 – krytyczna powierzchnia poślizgu uzyskana z analizy uproszczonej metodą Bishopa, 2 – rozkład naprężenia normalnego, 3 – rozkład naprężenia stycznego

Istnieją również inne sposoby wykorzystania wyników analizy numerycznej w ocenie stateczności (Chowdhury 1978, Madej 1981, Teunissen i in. 1986). Jednym z nich jest ocena stateczności na podstawie propagacji stref uplastycznienia (Lo i Lee 1973, Lacasse i in. 1977, Foott i Ladd 1977, Garbulewski 1984).

Almeida i Ramalho-Ortigao (1982) podali przykład wykorzystania programu CRISP, opartego na zmodyfikowanym modelu Cam-Clay z izotropową obwiednią plastyczności, w ocenie zachowania się słabonośnego podłoża obciążonego etapowo wznoszonym nasypem. Uzyskane przez nich strefy uplastycznienia oraz strefy osiągnięcia stanu krytycznego pokazano na rysunku 4.19.



Rysunek 4.19. Stan podłoża podczas etapowego obciążania przy wysokości nasypu: a -  $h = 2.0$  m, b -  $h = 2.8$  m; z wydzieleniem: 1 - strefy uplastycznienia, 2 - strefy osiągnięcia stanu krytycznego (Almeida i Ramalho-Ortigao 1982)

Celem lepszego zobrazowania stanu naprężenia pod względem osiągnięcia stanu krytycznego w ocenie stateczności nasypu posadowionego na podłożu organicznym, zgodnie z propozycją autorów, można wykorzystać wskaźnik stanu krytycznego  $W_{sk}$  zdefiniowany w postaci:

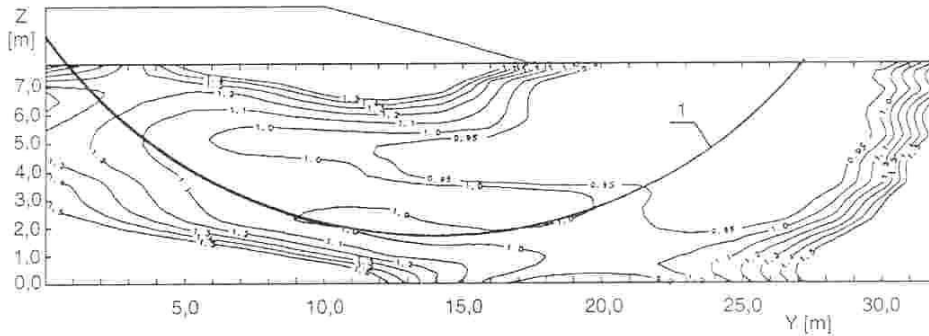
$$W_{sk} = \frac{q_{LSK}(p', e)}{q(p', e)} \quad (4.45)$$

gdzie:

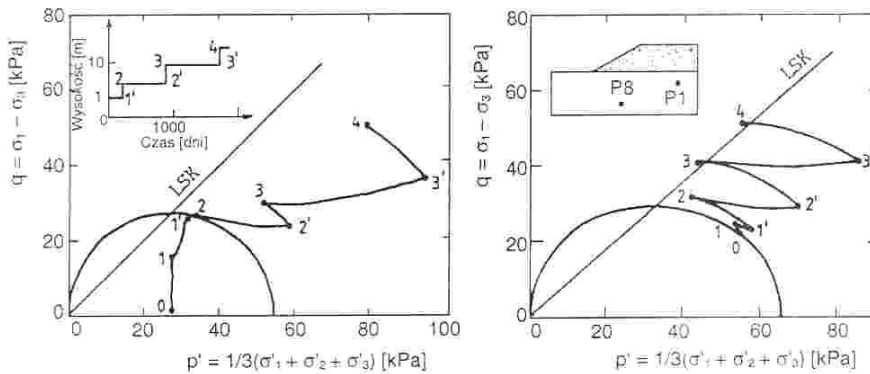
$q_{LSK}(p', e)$  – naprężenie dewiatorowe na linii stanu krytycznego, odpowiadające danemu stanowi gruntu określonego współrzędnymi  $(p', e)$  uzyskane przy przyroście naprężenia dewiatorowego w warunkach bez odpływu [kPa],

$q(p', e)$  – naprężenie dewiatorowe wywołane w gruncie przy średnim naprężeniu efektywnym  $p'$  oraz danym wskaźniku porowatości  $e$  [kPa].

Wyniki obliczeń przeprowadzonych przy wykorzystaniu zmodyfikowanego modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności, przedstawione w postaci izolinii wskaźnika stanu krytycznego  $W_{sk}$  uzyskanych pod nasypem doświadczalnym w Antoninach w drugim etapie budowy, pokazano na rysunku 4.20.



Rysunek 4.20. Izolinie wskaźnika stanu krytycznego  $W_{sk}$  obliczone pod nasypem w Antoninach w drugim etapie budowy przy wykorzystaniu zmodyfikowanego modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności. 1 – krytyczna powierzchnia poślizgu uzyskana z analizy uproszczonej metodą Bishopa (Lechowiec 1992)



Rysunek 4.21. Obliczony przebieg ścieżki naprężenia efektywnego podczas etapowego obciążania w punkcie lokalizacji: a – piezometru P1, b – piezometru P8 (Almeida i in. 1982)

W ocenie stateczności pomocna jest także analiza przebiegu ścieżki naprężenia efektywnego w odniesieniu do położenia obwiedni plastyczności i linii stanu krytycznego (Tavenas i in. 1978, Folkes i Crooks 1985, Crooks 1987, Jardine i Hight 1987a). Przykład tego rodzaju analizy przeprowadzonej do słabonośnego podłoża podczas etapowego wznoszenia nasypu został przedstawiony przez Almeida i in. (1986). W obliczeniach wykorzystali oni wcześniej wspomniany program CRISP (oparty na zmodyfikowanym modelu Cam-Clay z izotropową obwiednią plastyczności), wprowadzając w prognozie konsolidacji nieliniowe charakterystyki przepływu. Obliczony przebieg ścieżki naprężenia efektywnego do dwóch wybranych punktów podłoża podczas pięciu etapów

budowy nasypu przedstawiono na rysunku 4.21. Uzyskane wyniki wskazują, że w punkcie lokalizacji piezometru P8, położonym pod skarpą nasypu w dolnej części normalnie konsolidowanej warstwy łu, pod koniec trzeciego etapu ścieżka naprężenia efektywnego zbliżyła się bardzo blisko do linii stanu krytycznego. Powstanie w podłożu strefy, w której osiągnięto stan krytyczny spowodowało, że w kolejnym etapie obciążania w wyniku rozszerzania się tej strefy nastąpiła utrata stateczności, co zostało potwierdzone wynikami obserwacji terenowych.

### 4.3. Stateczność jednoetapowego nasypu

#### 4.3.1. Dobór metodyki oszacowania wytrzymałości na ścinanie

Gdy początkowa wytrzymałość na ścinanie podłoża organicznego jest wystarczająca do zapewnienia stateczności przy pełnym obciążeniu nasypem, nasyp może być wznoszony bez przerw aż do uzyskania całkowitej wysokości. Ze względu na niewielką początkową wytrzymałość na ścinanie w większości przypadków na podłożu organicznym mogą być wznoszone jednoetapowo tylko niskie nasypy.

W celu przeprowadzenia oceny stateczności nasypu konieczne jest oszacowanie wytrzymałości na ścinanie podłoża organicznego. Jak wynika z wcześniej podanych uwag, w przypadku posadowienia nasypu na podłożu organicznym preferowane jest wykorzystanie analizy stateczności w naprężeniach całkowitych, opartej na wytrzymałości na ścinanie bez odpływu  $\tau_{fu}$ . Analiza stateczności w naprężeniach efektywnych, oprócz efektywnych parametrów wytrzymałościowych  $c'$  i  $\phi'$ , wymaga oszacowania rozkładu ciśnienia wody w porach. Na wartość ciśnienia wody w porach składa się jej początkowe ciśnienie oraz nadwyżka tego ciśnienia wywołana podczas wznoszenia nasypu. Poprawna prognoza nadwyżki ciśnienia wody w porach w całym obszarze rozpatrywanego podłoża wymaga wykorzystania złożonych metod obliczeniowych.

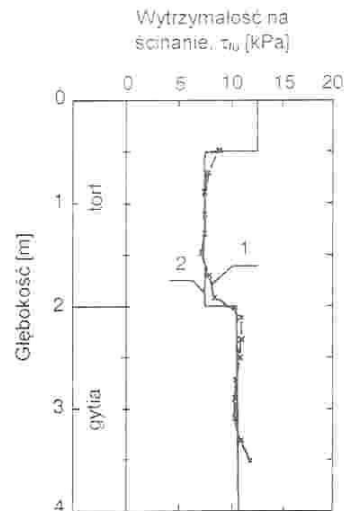
We wstępnej ocenie stateczności nasypu wytrzymałość na ścinanie bez odpływu  $\tau_{fu}$  może być określona przy wykorzystaniu zależności empirycznych przedstawionych w części I. Obliczone wartości wytrzymałości na ścinanie torfu i gytii z Białosłiwia zestawiono w tabeli 4.4. Zbliżone wartości uzyskano z nomogramów opracowanych przez Gołębiowską (1976) i Lechowicza (1992). Porównanie obliczonych wartości z wynikami badań sondą PSO-1, skorygowanymi według metody SGI, wskazuje na dobrą zgodność otrzymanych wartości. Wytrzymałość na ścinanie obliczona dla torfu ze wzoru proponowanego przez Amaryana i in. (1972) jest nieco mniejsza.

Tabela 4.4. Wartości wytrzymałości na ścinanie w warunkach bez odpływu torfu i gytii z Białosłiwia określone z metod empirycznych (Lechowicz 1992)

Grunt	Amaryan i in. (1972)				Gołębiewska (1976)			Autor		
	$w_n$ [%]	$w_n$ [%]	$\bar{\tau}_{pc}$ [kPa]	$\bar{\tau}_{pb}$ [kPa]	$\rho_d$ [t/m <sup>3</sup> ]	$\bar{\tau}_{pc}$ [kPa]	$\bar{\tau}_{pb}$ [kPa]	$\sigma'_1$ [kPa]	$OCR$ [-]	$\bar{\tau}_{pb}$ [kPa]
Torf	430	60	11,1	5,6	0,20	14,0	7,0	5,0	4,0	7,6
Gytia	130	–	–	–	0,59	17,0	11,9	9,0	4,0	10,9

W fazie projektowania niskich nasypów, wznoszonych w jednym etapie, analiza stateczności prowadzona w naprężeniach całkowitych oparta jest najczęściej na wytrzymałości na ścinanie określonej z badań połową sondą krzyżakową. W tym przypadku zalecane jest skorygowanie pomierzonej wytrzymałości na ścinanie przez wykorzystanie współczynników poprawkowych określonych według metody Szwedzkiego Instytutu Geotechnicznego. Profil skorygowanej wytrzymałości na ścinanie, uzyskanej z badań sondą PSO-1, wykorzystany przy podziale na warstwy obliczeniowe podłoża organicznego w Białosłiwia przedstawiono na rysunku 4.22.

Wyniki licznych doświadczeń wskazują istotne znaczenie wydzielenia w warstwie torfu słabo rozłożonej części powierzchniowej, charakteryzującej się zwiększoną wytrzymałością na ścinanie (Helenelund i Hartikainen 1972, Raymond 1974). Ze względu na niewielkie różnicowanie charakteru zachowania się podłoża organicznego w wyniku obciążenia niskim nasypem w schemacie podziału podłoża na warstwy obliczeniowe nie jest konieczne wydzielenie dodatkowych stref wynikających z różnego mechanizmu oddziaływania obciążenia.



Rysunek 4.22. Podział podłoża organicznego pod nasypem w Białosłiwia na warstwy obliczeniowe: 1 – wytrzymałość na ścinanie pomierzona sondą PSO-1 skorygowana wg metody SGI, 2 – wytrzymałość na ścinanie przyjęta w analizie stateczności (Lechowicz 1992)

### 4.3.2. Wykorzystanie metod analizy stateczności

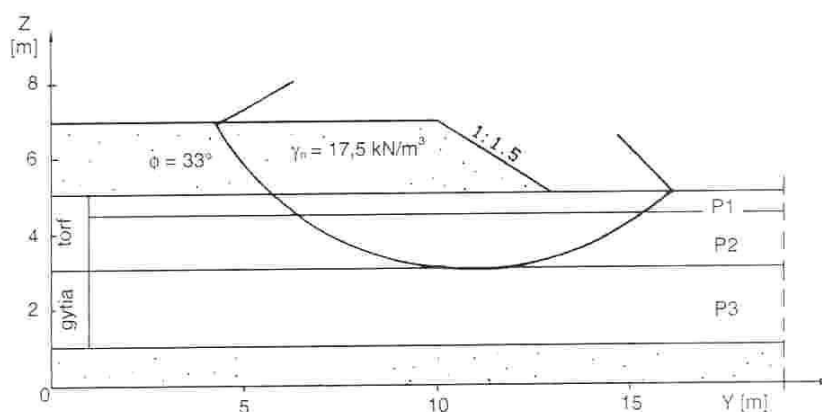
We wstępnej ocenie stateczności jednoetapowego nasypu można wykorzystać jeden z wcześniej opisanych uproszczonych sposobów obliczania współczynnika stateczności. Współczynniki stateczności określone z metody Terzaghi'ego

i metody Taylora do nasypu w Białośliwiu zamieszczono w tabeli 4.5. Obliczenia metodą Taylora przeprowadzono przy założeniu powierzchni poślizgu przechodzącej stycznie do stropu warstwy gytii (rys. 4.23).

**Tabela 4.5.** Porównanie wartości współczynnika stateczności nasypu w Białośliwiu obliczonych według metody Terzaghi'ego i metody Taylora (Lechowicz 1992)

Nasyp $\gamma_n$ [kN/m <sup>3</sup> ]	$\tau_{fa}$ [kPa]		Metoda Terzaghi'ego		Metoda Taylora				
	torf	gytia	$N_r$	$F$	$D$	$\beta$ [°]	$M$	$N_t$	$F$
17,5	7,6	10,9	5,52	1,20	2	33,7	1,55	0,172	1,26

Uwzględniając fakt pominięcia w obliczeniach wytrzymałości gruntu w nasypie, otrzymane wartości współczynnika stateczności można uznać za wystarczające.



**Rysunek 4.23.** Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności uproszczoną metodą Bishopa i metodą szwedzką w naprężeniach całkowitych nasypu w Białośliwiu

Właściwa ocena stateczności nasypu powinna jednak opierać się na wynikach analizy przeprowadzonej przy wykorzystaniu wybranej metody pasków. Ma to szczególne znaczenie w uwarstwowionym podłożu organicznym przy braku znacznego wzrostu wytrzymałości na ścinanie wraz z głębokością. Zastosowanie metody pasków jest również zalecane w przypadku konieczności uwzględnienia wytrzymałości gruntu w nasypie, w szczególności przy złożonej geometrii nasypu. Stosowanie uproszczonej metody Bishopa, zakładającej walcowy kształt powierzchni poślizgu, zalecane jest jako podstawowa metoda analizy stateczności. Możliwość wykorzystania w praktyce uproszczonej metody Bishopa uległa znacznemu rozszerzeniu dzięki rozpowszechnieniu programów



opracowanych na mikrokomputery. Podstawową ich zaletą jest to, iż najczęściej umożliwiają one poszukiwanie położenia krytycznej powierzchni poślizgu przy uwzględnieniu uwarstwienia podłoża oraz złożonej geometrii nasypu. W szczególnych przypadkach występowania najsłabszej warstwy o stosunkowo małej miąższości na znacznej głębokości wskazane jest wykorzystanie jednej z metod umożliwiających przyjęcie niewalcowej powierzchni poślizgu.

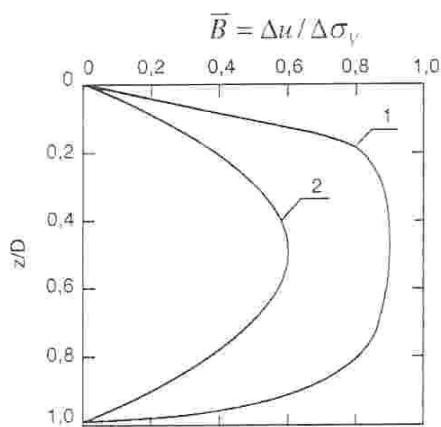
Dopuszczalna wartość współczynnika stateczności w fazie budowy przyjmowana jest zwykle jako 1,3–1,5. Mniejsze wartości z przedstawionego przedziału są możliwe do zaakceptowania przy szczegółowym rozpoznaniu podłoża, któremu towarzyszy staranne określenie wytrzymałości na ścinanie bez odpływu. Ponadto, w analizie w naprężeniach całkowitych mniejsze wartości współczynnika stateczności, nieznacznie przekraczające 1,3, można uznać za wystarczające w przypadku wykorzystania metody szwedzkiej, zawierającej ukryty zapas bezpieczeństwa. Wartości większe od 1,5 przyjmowane są wtedy, gdy konieczne jest znaczne ograniczenie odkształceń poziomych.

Obliczenia współczynnika stateczności  $F$  uproszczoną metodą Bishopa przeprowadzono dla nasypu w Białosłiwu. Przyjęty w analizie stateczności w naprężeniach całkowitych schemat podziału podłoża organicznego pokazano na rysunku 4.23. Wykorzystana w obliczeniach wytrzymałość na ścinanie bez odpływu  $\tau_{fi}$  odpowiada wartościom skorygowanej wytrzymałości na ścinanie, uzyskanej z badań połową sondą krzyżakową (rys. 4.22). Uwzględniając dużą ściśliwość podłoża organicznego, przyjęto dla piasku w nasypie stosunkowo małą wartość kąta tarcia wewnętrznego, odpowiadającą warunkom stanu krytycznego. Obliczenia współczynnika stateczności wykonano dla dwóch przypadków: z uwzględnieniem i bez uwzględnienia wytrzymałości piasku w nasypie. Przy wysokości nasypu wynoszącej 2 m różnica między otrzymanymi z obu przypadków wartościami współczynnika stateczności wynosi około 15% (tab. 4.6). W tabeli 4.6 zamieszczono również wyniki analizy stateczności w naprężeniach całkowitych przeprowadzonych metodą szwedzką. Przy małej wysokości nasypu uzyskane różnice zwykle nie przekraczają 10%.

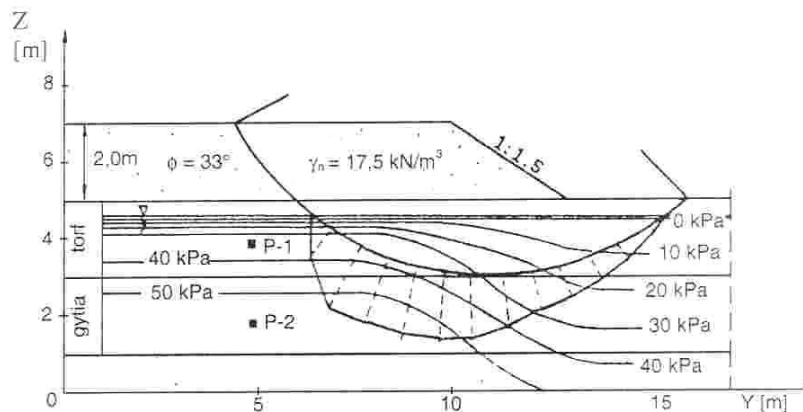
**Tabela 4.6.** Porównanie wartości współczynnika stateczności nasypu w Białosłiwu określonego: 1 – w przypadku uwzględnienia wytrzymałości piasku w nasypie, 2 – w przypadku nieuwzględnienia wytrzymałości piasku w nasypie

Przypadek	Metoda uproszczona Bishopa		Metoda szwedzka	
	współczynnik stateczności w naprężeniach			
	całkowitych	efektywnych	całkowitych	efektywnych
1	1,55	1,62	1,46	1,27
2	1,33	1,36	1,33	1,10

Dla nasypu w Białosłiwii przeprowadzono również obliczenia współczynnika stateczności w naprężeniach efektywnych. Porównanie profilu współczynnika nadwyżki ciśnienia wody w porach  $\bar{B}$ , obliczonego zgodnie z propozycją Tavenas i Leroueil (1980), z profilem uzyskanym z pomiarów prowadzonych w fazie budowy nasypu wskazuje na znaczne różnice w uzyskanych wartościach (rys. 4.24). Fakt ten świadczy o tym, iż nawet w profilu pod osią korony nasypu napotyka się na trudności w poprawnej prognozie nadwyżki ciśnienia wody w porach, powstającej w okresie wznoszenia nasypu. W analizie stateczności wykorzystano zatem rozkład ciśnienia wody w porach ustalony na podstawie wyników pomiarów, wykonanych na zakończenie fazy wznoszenia nasypu (rys. 4.25).



**Rysunek 4.24.** Zmienność współczynnika nadwyżki ciśnienia wody w porach  $\bar{B}$  wraz z głębokością pod koroną w Białosłiwii: 1 – wartości pomierzone, 2 – wartości obliczone wg wzoru Tavenas i Leroueil (1980)



**Rysunek 4.25.** Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności uproszczoną metodą Bishopa i metodą szwedzką w naprężeniach efektywnych nasypu w Białosłiwii

Porównanie wartości współczynnika stateczności uzyskanych z analizy w naprężeniach całkowitych i efektywnych wskazuje, że zbliżone wartości otrzymano w przypadku uproszczonej metody Bishopa (tab. 4.6). W przypadku analizy stateczności w naprężeniach efektywnych różnica w wartościach współczynnika stateczności uzyskanych z metody szwedzkiej i Bishopa znacznie wzrosła, przekraczając 20%. Wynika to z faktu, iż efekt nieuwzględnienia sił wzajemnego oddziaływania pasków w metodzie szwedzkiej w analizie w naprężeniach efektywnych dotyczy również podłoża organicznego.

Do pełnej oceny stateczności nasypu często konieczne jest przeprowadzenie analizy stateczności według schematu obciążenia i warunków ciśnienia wody w porach, różniących się od występujących podczas zmiany obciążenia w trakcie budowy. Fakt ten dotyczy przede wszystkim nasypów hydrotechnicznych (tj. wałów przeciwpowodziowych, grobli stawowych, zapór i obwałowań zbiorników wodnych), dla których należy dodatkowo przeprowadzić analizę stateczności w naprężeniach efektywnych, opartą na obliczonym rozkładzie ciśnienia wody w porach, w przypadku pierwszego napelniania oraz przewidywanych warunków eksploatacji. W przypadku nasypu drogowego w analizie stateczności konieczne jest uwzględnienie obciążeń użytkowych, wynikających z konstrukcji i eksploatacji drogi. Wpływ dodatkowych obciążeń na stateczność ma większe znaczenie w przypadku niskich nasypów posadowionych na bardzo słabym podłożu organicznym.

## 4.4. Stateczność nasypu wznoszonego etapowo

### 4.4.1. Dobór metodyki oszacowania wytrzymałości na ścinanie

Jeżeli analiza stateczności prowadzona w końcowym etapie budowy nasypu wykazuje niedostateczny współczynnik stateczności, to w celu wykorzystania konsolidacyjnego wzmocnienia podłoża organicznego budowę nasypu należy podzielić na dwa lub więcej etapów (Dembicki i in. 1983). Analiza stateczności prowadzona w naprężeniach całkowitych w kolejnych etapach budowy wymaga przeprowadzenia prognozy wzrostu wytrzymałości na ścinanie, wywołanego częściową konsolidacją podłoża organicznego. W obliczeniach wzrostu wytrzymałości na ścinanie konieczna jest znajomość zmiany stanu naprężenia efektywnego w procesie konsolidacji. Prognoza przebiegu konsolidacji podłoża organicznego powinna uwzględniać nieliniowość konsolidacyjnych charakterystyk, jak również duże zmiany geometrii podłoża (Wolski 1988, Yong i in. 1988, Szymański 1991). Właściwe oszacowanie wzrostu wytrzymałości na ścinanie podłoża organicznego podczas etapowego wznoszenia nasypu jest czynnikiem decydującym o poprawnej ocenie jego stateczności.

Istnieje wiele sposobów, mniej lub bardziej skomplikowanych, określania i późniejszego uwzględnienia w analizie stateczności wzrostu wytrzymałości na ścinanie bez odpływu. Sposoby te zależą od stosowanej metody prognozy wzrostu wytrzymałości na ścinanie oraz od metody oceny stateczności (Ladd 1991).

Do płytkich podłoży organicznych, obciążonych stosunkowo niskim nasypem, oszacowania wzrostu wytrzymałości na ścinanie wybranego etapu konsolidacji można dokonać z wystarczającą dokładnością wykorzystując jedną z metod opisujących zmianę wytrzymałości na ścinanie na podstawie aktualnego stanu naprężenia efektywnego. W warunkach występowania prekonsolidowanych gruntów organicznych, gdy obciążenie nasypem powoduje, że wywołane w podłożu naprężenie efektywne kilkakrotnie przekracza początkową wartość naprężenia prekonsolidacji, wskazane jest wykorzystanie metody podanej przez autorów, uwzględniającej w opisie zmiany wytrzymałości na ścinanie oraz wpływ stanu i historii naprężenia efektywnego. Zasięg obszaru podłoża organicznego, w którym uwzględnia się wzrost wytrzymałości na ścinanie, jest najczęściej ograniczony do środka skarpi nasypu. Dla wyższych nasypów, przy łagodnym nachyleniu skarpy, w obliczeniach wzrostu wytrzymałości na ścinanie stosowane jest wydzielenie w podłożu organicznym strefy pod koroną i strefy pod skarpią nasypu. W przypadku istotnego zróżnicowania wraz z głębokością składowej pionowej naprężenia oprócz wydzielenia różnych rodzajów gruntów organicznych wskazany jest podział podłoża organicznego na dodatkowe warstwy obliczeniowe.

Cechą charakterystyczną głębokiego podłoża organicznego jest duża zmienność wraz z głębokością początkowego stanu naprężenia efektywnego. Istotne opóźnienie rozpraszania nadwyżki ciśnienia wody w porach powoduje, że w procesie konsolidacji następuje dodatkowe zróżnicowanie wartości i przebiegu zmian naprężenia efektywnego. Dużą rolę w przebiegu wzrostu wytrzymałości na ścinanie głębokiego podłoża organicznego odgrywa nie tylko stan naprężenia efektywnego, ale również jego historia. Dlatego też w prognozie wzrostu wytrzymałości na ścinanie głębokiego podłoża zalecane jest wykorzystanie jednej z metod opisanych przez Lechowicza (1992).

Obliczenia wzrostu wytrzymałości na ścinanie głębokiego podłoża organicznego powinny być prowadzone przy podziale podłoża na warstwy obliczeniowe. Przy posadowieniu niskich nasypów o stromych skarpach poziomy zasięg wydzielonych warstw obliczeniowych ograniczony jest najczęściej do środka skarpi nasypu. W ramach tego samego rodzaju gruntu organicznego, w tak wydzielonych warstwach obliczeniowych, możliwe jest przyjęcie jednego zestawu wartości parametrów wzrostu wytrzymałości na ścinanie  $S$ ,  $m_{1\sigma}$  i  $m_{1\sigma}$ .

Przy posadowieniu wyższych nasypów na głębokim podłożu organicznym (szczególnie przy wieloetapowej budowie nasypu) przyjęcie jednakowego

przebiegu procesu wzmocnienia wzdłuż całego nasypu jest zbyt dużym uproszczeniem. W tych warunkach analiza procesu wzmocnienia powinna uwzględniać również wpływ składowej poziomej naprężenia. Wymaga to jednak zastosowania złożonej techniki obliczeniowej, umożliwiającej analizę procesu wzmocnienia w płaskim stanie odkształcenia (Lechowicz, 1992).

Zalecanym sposobem, z punktu widzenia praktyki, jest wydzielenie w podłożu organicznym pionowych stref, dla których prowadzone są obliczenia w jednowymiarowym stanie odkształcenia. Aby uzyskać poprawne wyniki, należy zwrócić uwagę na właściwy dobór wartości wywołanych obciążeń oraz wartości parametrów wzrostu wytrzymałości na ścinanie  $S$ ,  $m_{uc}$  i  $m_{ms}$ , które powinny odpowiadać zachowaniu się podłoża w analizowanej strefie. Parametry wzrostu wytrzymałości na ścinanie w strefie pod koroną nasypu przyjmuje się na podstawie badań trójosiowych przy ściskaniu, natomiast w strefie pod skarpią z badań prostego ścinania.

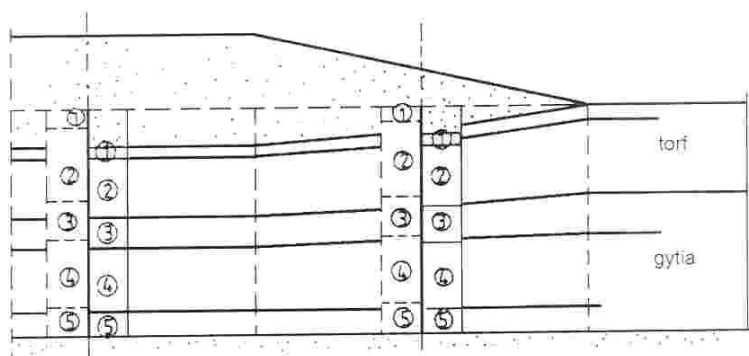
Przykładowe wyniki obliczeń wzrostu wytrzymałości na ścinanie podłoża organicznego w Antoninach na zakończenie drugiego etapu zestawiono w tabeli 4.7. Podłoże organiczne podzielono na strefę pod koroną i pod skarpią. W każdej strefie dodatkowo wydzielono dwie warstwy obliczeniowe w warstwie torfu i trzy warstwy obliczeniowe w warstwie gytii. Wykorzystany w obliczeniach wzrostu wytrzymałości na ścinanie podział podłoża organicznego przedstawiono na rysunku 4.26. Prognozę wzrostu wytrzymałości na ścinanie przeprowadzono na podstawie metody opracowanej przez Lechowicza (1992).

Tabela 4.7. Zestawienie wyników obliczeń wzrostu wytrzymałości na ścinanie podłoża organicznego w Antoninach na zakończenie drugiego etapu (Lechowicz 1992)

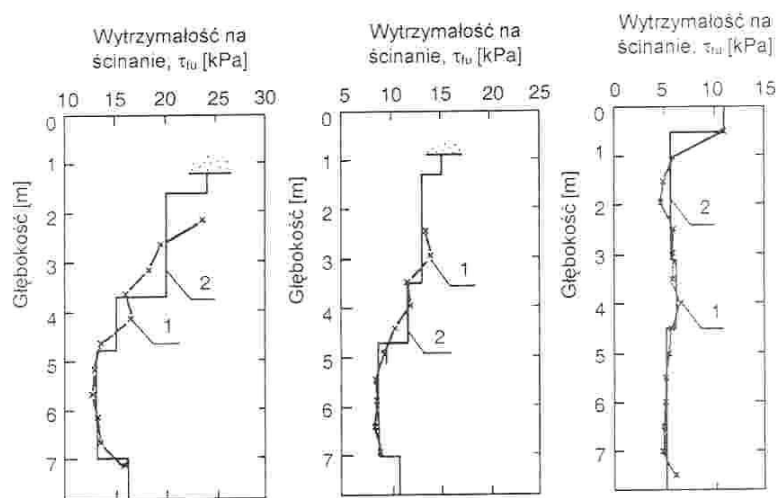
Warstwa	Rzędna	$(\sigma'_p)_0$ [kPa]	Pod koroną				Pod skarpią				
			rzędna [m]	$\sigma'_v$ [kPa]	$K_v$	$\tau_{pu}$ [kPa]	rzędna [m]	$\sigma'_v$ [kPa]	$K_a$	$\tau_{pu}$ [kPa]	
Torf	1	7.8	19.0	6.6	42.0	0.44	18.5	6.9	34.0	0.42	14.3
	2	7.3	15.5	6.2	41.5	0.43	17.8	6.5	32.0	0.42	13.4
Gytia	3	4.7	23.0	4.1	33.5	0.43	14.4	4.3	29.0	0.34	9.9
	4	3.3	20.0	3.0	27.0	0.43	11.6	3.1	25.0	0.34	8.5
	5	1.0	24.0	0.8	37.0	0.42	15.5	0.8	27.5	0.34	9.4
		0.0		0.0				0.0			

W celu podjęcia ostatecznej decyzji dotyczącej wysokości kolejnego etapu oraz sprawdzenia uzyskanego wzmocnienia na zakończenie etapu zalecane jest wykonanie badań połową sondą krzyżakową. Wyniki badań sondą PSO-I, przeprowadzone w podłożu organicznym w Antoninach na zakończenie dru-

giego etapu, skorygowane wg współczynników poprawkowych  $\mu_{TC}$ ,  $\mu_{DSS}$  i  $\mu_{TE}$ , pokazano na rysunku 4.27. Na potrzeby analizy stateczności w trzecim etapie wyniki otrzymane z badań połową sondą krzyżkową wykorzystano przy podziale podłoża na warstwy obliczeniowe i doborze wytrzymałości na ścinanie  $\tau_{tu}$ .



Rysunek 4.26. Podział podłoża organicznego na warstwy obliczeniowe w prognozie wzrostu wytrzymałości na ścinanie na zakończenie drugiego etapu



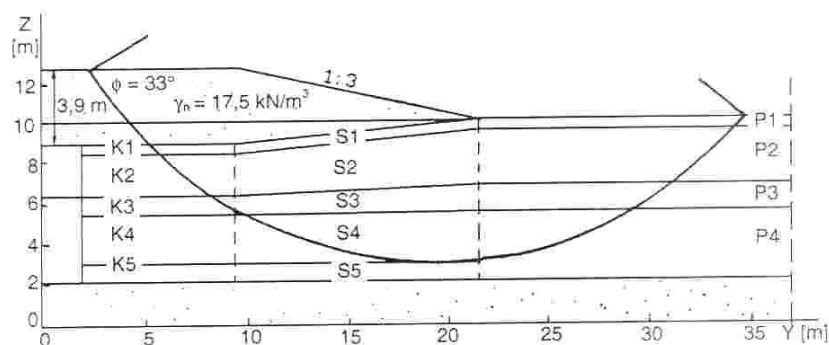
Rysunek 4.27. Podział podłoża organicznego na warstwy obliczeniowe na podstawie wyników badań sondą PSO-1 skorygowane wg współczynników poprawkowych: a –  $\mu_{TC}$  (pod koroną), b –  $\mu_{DSS}$  (pod skarpy), c –  $\mu_{TE}$  (poza nasypem); 1 – wartości skorygowane, 2 – wartości przyjęte w analizie stateczności (Lechowicz 1992)

#### 4.4.2. Wykorzystanie metod analizy stateczności

W większości przypadków nasypów budowanych etapowo na podłożu organicznym najbardziej krytyczne warunki stateczności pojawiają się w trakcie budowy. Głównym celem analizy stateczności jest ustalenie wartości obciążenia w każdym etapie w nawiązaniu do wzmocnienia podłoża organicznego, wywołanego częściową konsolidacją. Zalecanym sposobem oceny stateczności jest wykorzystanie analizy stateczności w naprężeniach całkowitych, opartej na oszacowanym wzroście wytrzymałości na ścinanie bez odpływu. W praktyce zastosowanie uproszczonej metody Bishopa, zakładającej walcowy kształt powierzchni poślizgu, umożliwia przeprowadzenie oceny stateczności z wystarczającą dokładnością. Jednakże występowanie w podłożu organicznym najsłabszej warstwy, o stosunkowo małej miąższości na znacznej głębokości, wymaga sprawdzenia stateczności przy zastosowaniu metody umożliwiającej przyjęcie powierzchni poślizgu o niewalcowym kształcie. Doboru wartości obciążenia w pierwszym etapie dokonuje się podobnie jak dla jednoetapowego nasypu. Podobnie jak w przypadku nasypów budowanych w jednym etapie, celem pełnej oceny stateczności konieczne jest często sprawdzenie warunków stateczności według schematów obciążenia, występujących po zakończeniu budowy.

Schemat podziału podłoża w analizie stateczności wieloetapowego nasypu różni się od przyjmowanego do nasypu wznoszonego w jednym etapie uwzględnieniem większej liczby warstw obliczeniowych. Przy wydzieleniu warstw obliczeniowych często konieczny jest dodatkowy podział poziomy, wynikający z różnego wzrostu wytrzymałości na ścinanie podłoża organicznego. Przy pionowym podziale podłoża organicznego niezbędne jest co najmniej oddzielenie strefy wzmocnionej od pozostałej części podłoża. Częstym przypadkiem jest jednak konieczność dokonania dodatkowego podziału również w ramach strefy wzmocnionej, na przykład na strefę pod koroną i strefę pod skarpią.

Analizę stateczności uproszczoną metodą Bishopa w naprężeniach całkowitych przeprowadzono w etapowo wznoszonym nasypie w Antoninach w trzecim etapie budowy, przyjmując schemat podziału podłoża organicznego przedstawiony na rysunku 4.28. W obliczeniach wykorzystano prognozowane wartości wytrzymałości na ścinanie bez odpływu  $\tau_{fu}$  zamieszczone w tabeli 4.7. Celem porównania uzyskanego współczynnika stateczności obliczenia wykonano przyjmując wytrzymałość na ścinanie wyznaczoną z badań połową sondą krzyżkową. Przyjęta w obliczeniach wytrzymałość na ścinanie odpowiada czterem wariantom, różniącym się między sobą wartościami zastosowanych współczynników poprawkowych (tab. 4.8). Obliczenia przeprowadzono w dwóch przypadkach: z uwzględnieniem i bez uwzględnienia wytrzymałości piasku w nasypie.



Rysunek 4.28. Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności uproszczoną metodą Bishopa w naprężeniach całkowitych nasypu w Antoninach w trzecim etapie budowy

Tabela 4.8. Porównanie wartości współczynnika stateczności nasypu w Antoninach w trzecim etapie budowy określonych uproszczoną metodą Bishopa: 1 – w przypadku uwzględnienia wytrzymałości piasku w nasypie, 2 – w przypadku nieuwzględnienia wytrzymałości piasku w nasypie

Przypadek	Współczynnik stateczności						
	w naprężeniach całkowitych					w naprężeniach efektywnych	
	a	b	c	d	e	f	g
1	1,31	2,23	1,49	1,29	1,30	1,70	1,58
2	1,14	2,02	1,32	1,12	1,13	1,43	1,32

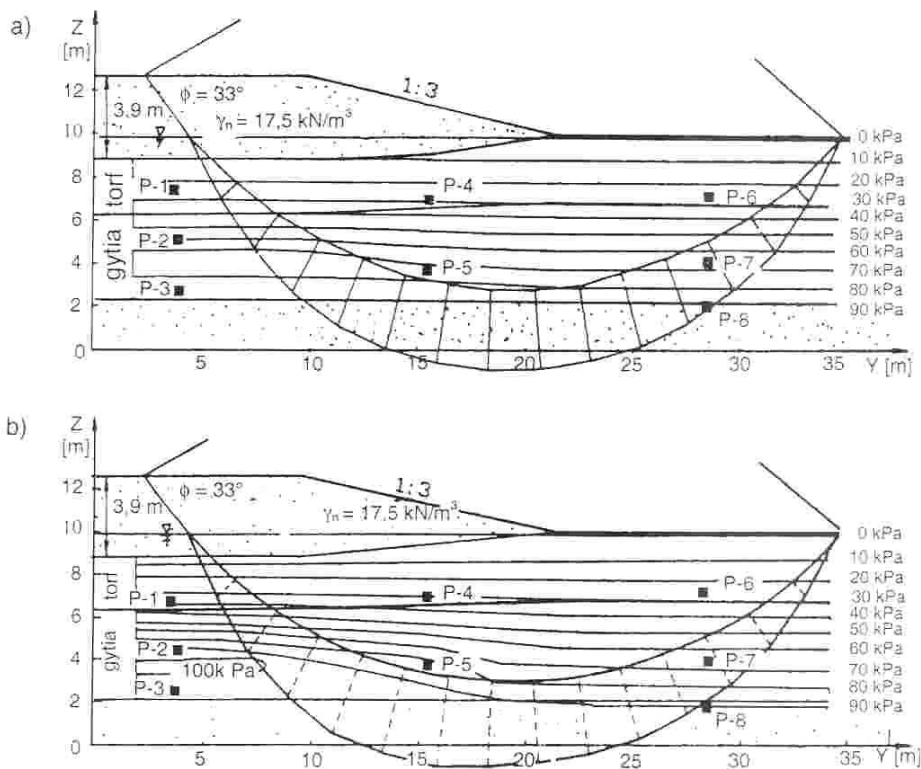
Wytrzymałość na ścinanie: a – prognozowana, b – pomierzona sondą PSO-1, c – skorygowana według metody SGI, d – skorygowana według współczynników poprawkowych  $\mu_{LAB}$ , e – skorygowana według współczynników poprawkowych  $\mu_{TC}$ ,  $\mu_{DSS}$  i  $\mu_{TE}$ . Ciśnienie wody w porach pomierzone: f – na zakończenie drugiego etapu, g – na zakończenie fazy obciążania w trzecim etapie

Analiza wyników wskazuje, że zbliżone wartości współczynników stateczności uzyskano przy wykorzystaniu prognozowanej wytrzymałości na ścinanie oraz skorygowanych wartości, uzyskanych za pomocą współczynników poprawkowych  $\mu_{LAB}$  różnych współczynników poprawkowych w wydzielonych strefach. Wartość współczynnika stateczności większa od wymienionych o ponad 10% otrzymano, przyjmując wytrzymałość na ścinanie skorygowaną według zaleceń Szwedzkiego Instytutu Geotechnicznego.

Większa wartość współczynnika stateczności wynika z faktu, że współczynniki poprawkowe uzyskane z metody SGI w przypadku gytii z Antonin są zawyżone. Współczynnik stateczności uzyskany z analizy opartej na pomierzonych wartościach wytrzymałości na ścinanie był znacznie większy i przekraczał 2. W nasypie o wysokości około 4 m pominięcie wytrzymałości piasku w nasypie spowodowało około 15-procentowe zmniejszenie wartości uzyskanych współczynników stateczności.



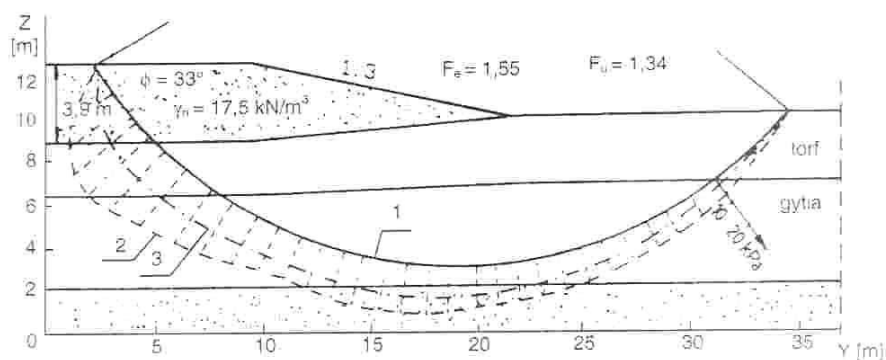
Dla nasypu w Antoninach przeprowadzono również obliczenia współczynnika stateczności uproszczoną metodą Bishopa w naprężeniach efektywnych. W analizie stateczności wykorzystano rozkład ciśnienia wody w porach uzyskany z pomiarów wykonanych na zakończenie drugiego etapu (rys. 4.29a) oraz na zakończenie fazy obciążania w trzecim etapie (rys. 4.29b). Porównanie wyników wskazuje, że dla obu wariantów wartości współczynnika stateczności otrzymane z analizy w naprężeniach efektywnych są większe od współczynników stateczności z analizy w naprężeniach całkowitych.



Rysunek 4.29. Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności uproszczoną metodą Bishopa w naprężeniach efektywnych nasypu w Antoninach w trzecim etapie budowy przy rozkładzie ciśnienia wody w porach pomierzonym na zakończenie: a – drugiego etapu, b – fazy obciążania w trzecim etapie

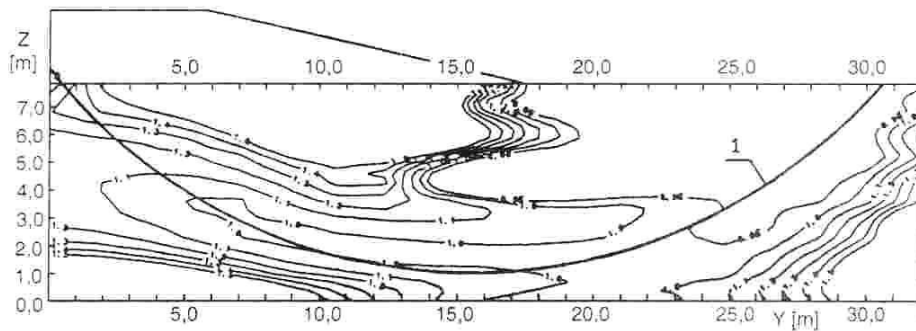
Ocenę stateczności nasypu doświadczalnego w Antoninach w trzecim etapie budowy przeprowadzono również na podstawie wyników analizy numerycznej, opartej na zmodyfikowanym modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności. Globalny współczynnik stateczności obliczono według krytycznej

powierzchni poślizgu, uzyskanej z analizy uproszczoną metodą Bishopa, zamieszczonej na rysunku 4.28. Obliczenia globalnego współczynnika stateczności przeprowadzono w dwóch wariantach. W pierwszym wariantcie wytrzymałość na ścinanie do wzoru (4.44) określono na podstawie efektywnych parametrów wytrzymałościowych  $c'$  i  $\phi'$ , wykorzystując otrzymane z analizy numerycznej rozkład normalnego naprężenia efektywnego (rys. 4.30). W drugim wariantcie przyjęto, że właściwości wytrzymałościowe gruntów organicznych reprezentuje wytrzymałość na ścinanie bez odplywu  $\tau_{ju}$ . Porównanie wyników uzyskanych z obu wariantów wskazuje, że wartość współczynnika stateczności  $F_e$  otrzymana z analizy w naprężeniach efektywnych jest większa od współczynnika stateczności  $F_u$  z analizy przeprowadzonej przy wykorzystaniu wytrzymałości na ścinanie bez odplywu  $\tau_{ju}$ . Wynika to z faktu, że wytrzymałość na ścinanie przy danym naprężeniu efektywnym określona na podstawie efektywnych parametrów wytrzymałościowych w porównaniu z wytrzymałością na ścinanie bez odplywu  $\tau_{ju}$  jest większa, ponieważ w tym przypadku nie zostaje uwzględniona nadwyżka ciśnienia wody w porach, powstająca w warunkach bez odplywu (rys. 4.30).



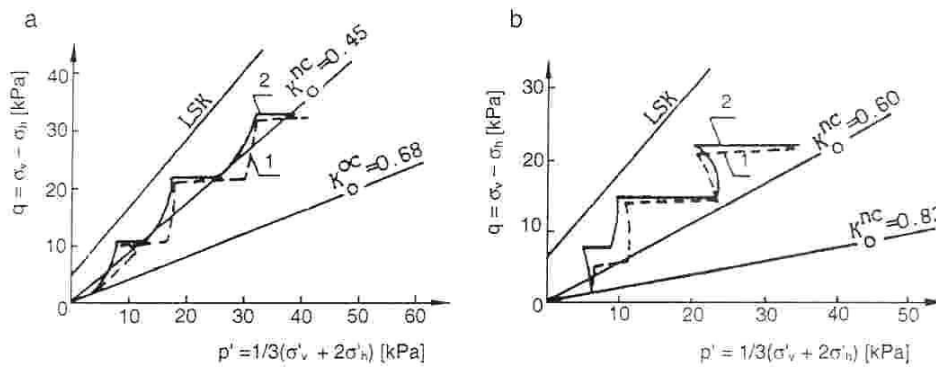
Rysunek 4.30. Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności nasypu w Antoninach w trzecim etapie budowy przy wykorzystaniu zmodyfikowanego modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności: 1 – krytyczna powierzchnia poślizgu uzyskana z analizy uproszczoną metodą Bishopa; rozkład naprężenia: 2 – normalnego, 3 – stycznego

Wyniki analizy numerycznej, przeprowadzonej przy wykorzystaniu zmodyfikowanego modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności, przedstawione w postaci izolinii wskaźnika stanu krytycznego  $W_{sk}$  pod nasypem doświadczalnym w Antoninach w trzecim etapie budowy pokazano na rysunku 4.31. Na uwagę zasługuje fakt, że zasięg strefy o najniższych wartościach wskaźnika stanu krytycznego  $W_{sk}$  odpowiada położeniu krytycznej krzywej poślizgu uzyskanej z analizy stateczności uproszczoną metodą Bishopa.



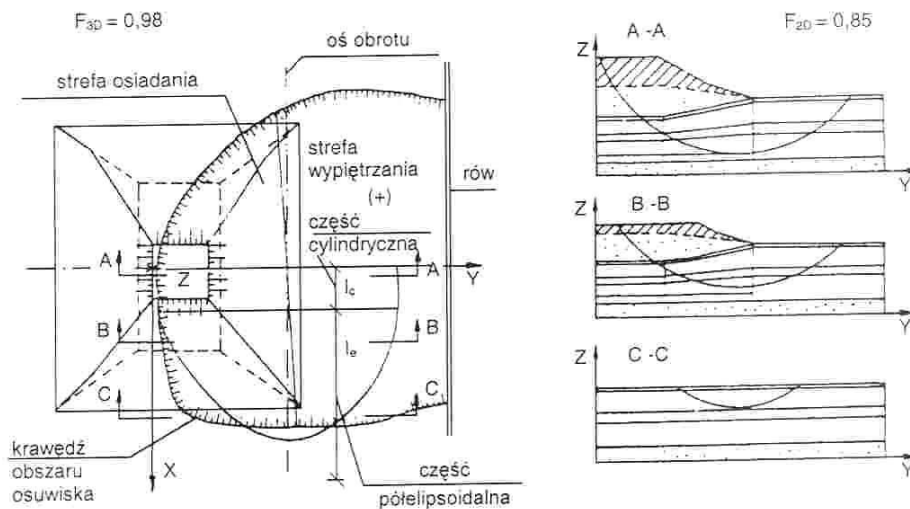
Rysunek 4.31. Izolinie wskaźnika stanu krytycznego  $W_{sk}$  obliczone pod nasypem w Antoninach w trzecim etapie budowy przy wykorzystaniu zmodyfikowanego modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności; 1 – krytyczna powierzchnia poślizgu uzyskana z analizy uproszczonej metodą Bishopa (Lechowicz 1992)

Celem oceny stateczności etapowo wznoszonego nasypu w Antoninach przeprowadzono również analizę przebiegu ścieżki naprężenia efektywnego w zdyskretyzowanym podłożu organicznym. Obliczony przebieg ścieżki naprężenia efektywnego w dwóch wybranych punktach podłoża podczas trzech etapów budowy nasypu przedstawiono na rysunku 4.32. Uzyskane wyniki obliczeń porównane z obserwacjami terenowymi wskazują na ich dobrą zgodność. Z punktu widzenia oceny stateczności nasypu budowanego etapowo obciążenie w drugim etapie budowy spowodowało w gytii (stanowiącej najłagodszą warstwę podłoża organicznego) najbardziej niebezpieczne zbliżenie się ścieżki naprężenia efektywnego do linii stanu krytycznego.



Rysunek 4.32. Przebieg ścieżki naprężenia efektywnego pod osią nasypu w Antoninach podczas trzech etapów budowy: a – w środku warstwy torfu, b – w środku warstwy gytii; 1 – wartości obliczone przy wykorzystaniu zmodyfikowanego modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności; 2 – wartości uzyskane z pomiarów terenowych (Lechowicz 1992)

Ze względu na ograniczone wymiary nasypu w Antoninach w czwartym etapie podczas podwyższania nasypu do utraty stateczności analizę stateczności przeprowadzono w ujęciu przestrzennym. Obliczenia współczynnika stateczności wykonano za pomocą trójwymiarowej uproszczonej metody Bishopa. W końcowej fazie podwyższania nasyp miał kształt ściętego ostrosłupa. Połowę masywu osuwiska nasypu podzielono na część walcową o szerokości  $l_c$  i część półelipsoidalną o szerokości  $l_e$  (rys. 4.33). Obie części podzielono na plastry o jednakowej szerokości. Każdy plaster dodatkowo podzielono na pionowe elementy o przekroju prostokątnym i kształcie podstawy wynikającym z przyjętego w tym rejonie kształtu powierzchni poślizgu.



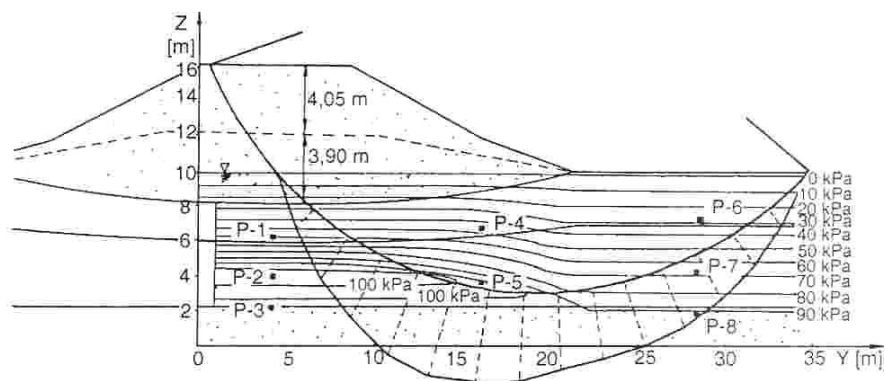
**Rysunek 4.33.** Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności nasypu w Antoninach podczas podwyższania do utraty stateczności przy użyciu trójwymiarowej uproszczonej metody Bishopa (Lechowicz 1992)

Na podstawie zarysu nasypu uzyskanego na zakończenie trzeciego etapu podłoże organiczne podzielono na strefy: pod koroną, pod skarpami i poza nasypem. W strefach tych dodatkowo wydzielono warstwy obliczeniowe, charakteryzujące się jednakową wytrzymałością na ścinanie  $\tau_{it}$ . W analizie stateczności wykorzystano wytrzymałość na ścinanie otrzymaną z badań połową sondą krzyżakową, przeprowadzonych na zakończenie trzeciego etapu, skorygowanych przy wykorzystaniu współczynników poprawkowych  $\mu_{TC}$ ,  $\mu_{DSS}$  i  $\mu_{TE}$ . W obliczeniach stateczności uwzględniono wytrzymałość piasku w nasypie.

Trójwymiarowa analiza stateczności dla końcowej fazy podwyższania nasypu wykazała, że współczynnik stateczności był nieco mniejszy od jedności.

Z analizy dwuwymiarowej, przeprowadzonej uproszczoną metodą Bishopa w środkowym przekroju w części walcowej, otrzymano współczynnik stateczności równy 0,85. Wykorzystując niewalcowy kształt powierzchni poślizgu, obserwowany w części centralnej osuwiska, analizę stateczności w płaskim stanie wykonano za pomocą metody Janbu. Uzyskany z tej analizy współczynnik stateczności wynosi 0,9.

Dla końcowego etapu podwyższania nasypu do utraty stateczności wykonano również analizę stateczności w naprężeniach efektywnych, stosując dwuwymiarową uproszczoną metodę Bishopa (rys. 4.34). Zastosowany w obliczeniach rozkład ciśnienia wody w porach określono na podstawie pomiarów przeprowadzonych bezpośrednio po przyłożeniu końcowego obciążenia. Otrzymany współczynnik stateczności wynosi 0,88, a zatem jest nieco większy od wartości współczynnika obliczonego przy użyciu analizy dwuwymiarowej w naprężeniach całkowitych.

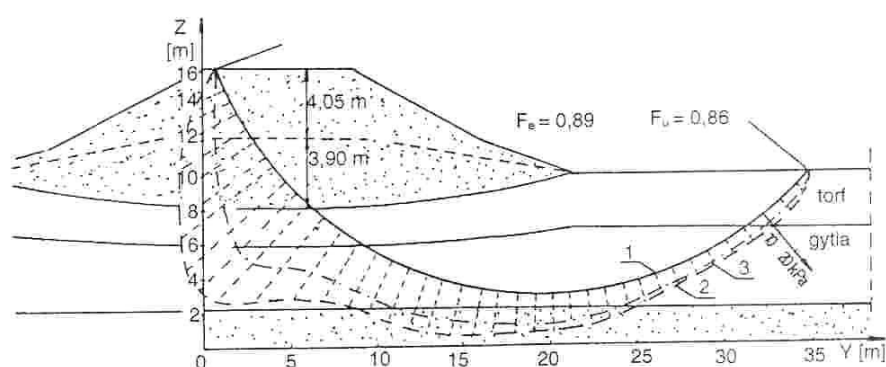


Rysunek 4.34. Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności w naprężeniach efektywnych nasypu w Antoninach podczas podwyższania do utraty stateczności przy użyciu dwuwymiarowej uproszczonej metody Bishopa i rozkładu pomierzonego ciśnienia wody w porach (Wolski i in. 1989)

Ocenę zachowania się podłoża organicznego w Antoninach w czwartym etapie, podczas podwyższania nasypu do utraty stateczności, przeprowadzono również na podstawie analizy numerycznej w dwuwymiarowym stanie odkształcenia. W obliczeniach wykorzystano wersję programu opartą na zmodyfikowanym modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności. Wartość obciążenia w czwartym etapie wywołaną kolejnymi sześcioma warstwami przyjęto na podstawie harmonogramu wznoszenie nasypu. Schemat przyjęty w obliczeniach globalnego współczynnika stateczności wraz z kry-

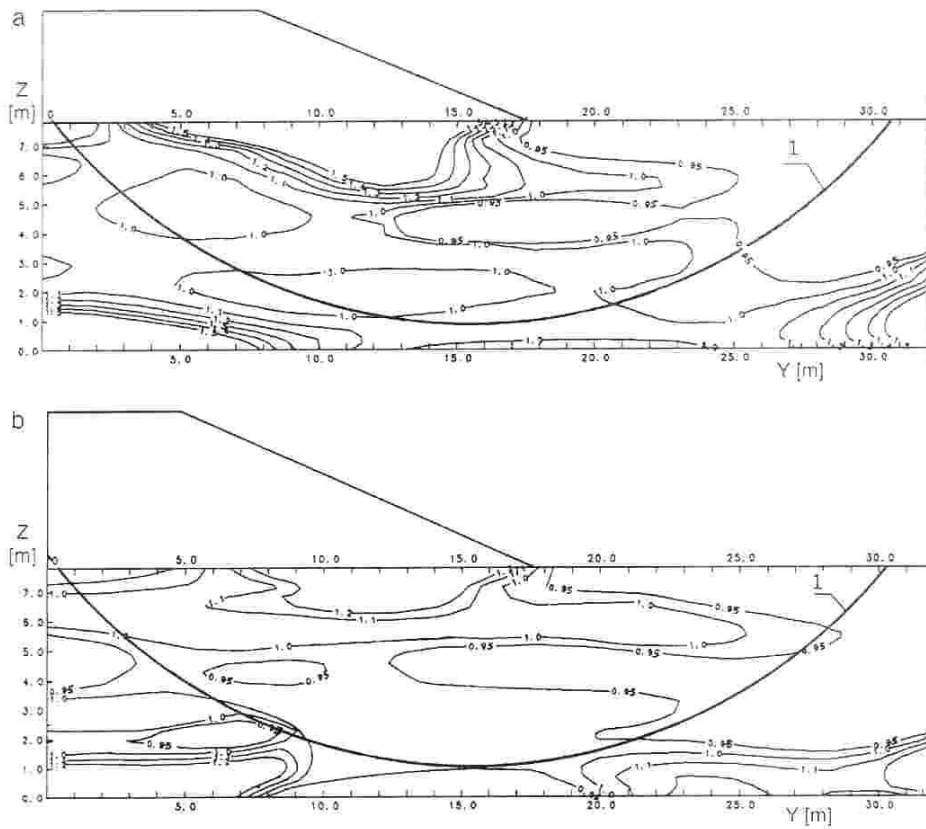
tyczną powierzchnią poślizgu oraz rozkładem normalnego i stycznego naprężenia podczas obciążenia szóstą warstwą zamieszczono na rysunku 4.35.

Obliczenia globalnego współczynnika stateczności, podobnie jak w przypadku oceny stateczności w trzecim etapie budowy, przeprowadzono w dwóch wariantach. W pierwszym wariantcie wytrzymałość na ścinanie według wzoru (4.44) określono na podstawie efektywnych parametrów wytrzymałościowych  $c'$  i  $\phi'$ , wykorzystując otrzymany z analizy numerycznej rozkład normalnego naprężenia efektywnego, natomiast w drugim wariantcie właściwości wytrzymałościowe gruntów organicznych reprezentuje wytrzymałość na ścinanie bez odpływu  $\tau_{fu}$ .



**Rysunek 4.35.** Schemat przyjęty w obliczeniach współczynnika stateczności nasypu w Antoninach podczas podwyższania do utraty stateczności przy wykorzystaniu zmodyfikowanego modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności: 1 – krytyczna powierzchnia poślizgu uzyskana z analizy uproszczonej metodą Bishopa; rozkład naprężenia: 2 – normalnego, 3 – stycznego (Lechowicz 1992)

Analizując uzyskane wyniki można stwierdzić, że współczynnik stateczności  $F_c$  otrzymany z analizy w naprężeniach efektywnych jest nieco większy od wartości współczynnika  $F_u$  uzyskanego z analizy przeprowadzonej przy wykorzystaniu wytrzymałości na ścinanie bez odpływu  $\tau_{fu}$ . Wartości współczynnika stateczności z obu wariantów, obliczone dla końcowej fazy obciążania, w której nastąpiła utrata stateczności, są znacząco mniejsze od jednośi. Należy sądzić, że w przypadku analizy nasypu w Antoninach w czwartym etapie uzyskane różnice spowodowane są koniecznością uwzględnienia przestrzennego charakteru zachowania się podłoża organicznego w tej fazie podwyższania nasypu. Fakt ten potwierdzają również otrzymane z obliczeń izolinie wskaźnika stanu krytycznego  $W_{sk}$ . Uzyskane wyniki obliczeń wskazują, że krytyczne warunki stateczności osiągnięto już po obciążeniu piątą warstwą (rys. 4.36).



**Rysunek 4.36.** Izolinie wskaźnika stanu krytycznego  $W_{cr}$  obliczone pod nasypem w Antoninach podczas podwyższania do utraty stateczności przy wykorzystaniu zmodyfikowanego modelu Cam-Clay z anizotropową obwiednią plastyczności: a – obciążenie drugą warstwą, b – obciążenie piątą warstwą; I – krytyczna powierzchnia poślizgu uzyskana z analizy uproszczonej metodą Bishopa (Lechowicz 1992)