

UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA  
FACULTATEA DE CONSTRUCȚII

Ing. Petru MIHU

CONTRIBUȚII LA STUDIUL  
POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE A PĂMÂNTURILOR  
PRIN FOLOSIREA PENETRĂRII CU CON

TEZĂ DE DOCTORAT

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC  
Prof. dr. ing. Marin PĂUNESCU

BIBLIOTECA CENTRALĂ  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMIȘOARA

619.482  
366 C

Timișoara 1997



## MULȚUMIRI

Pe tot parcursul perioadei de efectuare a studiilor experimentale și de elaborare a tezei de doctorat autorul a beneficiat de sprijinul direct deosebit de atent și de înaltă competență din partea prof. dr. ing. Marin PĂUNESCU, conducătorul științific al lucrării de doctorat, fapt pentru care își exprimă, și pe această cale, deosebita recunoștință și sincere mulțumiri.

Autorul mulțumește de asemenea conducerii Departamentului de Inginerie Geotehnică și Căi de Comunicații Terestre și întregului colectiv din cadrul departamentului - cadre didactice și personal tehnic - pentru tot sprijinul acordat pe tot parcursul elaborării tezei de doctorat.

*Autorul*

# CUPRINS

CAPITOLUL 1 - INTRODUCERE .....	6
CAPITOLUL 2 - STUDIU DOCUMENTAR PRIVIND LICHEFIEREA ȘI FACTORII CARE CONDIȚIONEAZĂ SENSIBILITATEA LA LICHEFIERE A PĂMÂNTURILOR NISIPOASE .....	10
2.1. Aspecte generale .....	10
2.2. Teorii cu privire la mecanismul de producere a lichefierii .....	13
2.3. Factorii care condiționează sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase saturate sub acțiunea încărcărilor statice (monoton crescătoare) .....	23
2.3.1. Influența gradului de îndesare .....	24
2.3.2. Influența presiunii de consolidare .....	25
2.3.3. Influența tensiunilor de forfecare inițială .....	26
2.3.4. Concluzii cu privire la factorii de influență a rezistenței la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare) .....	28
2.4. Factorii care condiționează sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase saturate sub acțiunea solicitărilor seismice .....	29
2.4.1. Influența granulozității pământurilor .....	29
2.4.2. Influența formei granulelor .....	33
2.4.3. Influența gradului de îndesare .....	34
2.4.4. Influența stării de umiditate și a condițiilor de drenare ale stratului lichefiabil din depozit .....	37
2.4.5. Influența permeabilității și compresibilității pământului .....	39
2.4.6. Influența factorilor geologici .....	41
2.4.7. Influența copertei nelichefiabile situată la suprafața terenului .....	42
2.4.8. Influența construcțiilor asupra fenomenului de lichefiere pe amplasamente cu nisipuri saturate. ....	45
2.4.8.1. Cazuri reale care scot în evidență influența clădirii asupra fenomenului de lichefiere .....	46
2.4.8.2. Experimentări de laborator cu privire la influența clădirii asupra fenomenului de lichefiere .....	47
2.4.8.3. Factorii care intervin într-o analiză de lichefiere a unui amplasament ocupat cu clădiri .....	49
2.4.8.3.A. Factori care influențează efortul unitar de forfecare normalizat necesar să producă lichefierea sub clădire .....	50
2.4.8.3.B. Factori care influențează efortul unitar normalizat indus de seism sub conturul clădirii .....	52

2.4.9. Influența parametrilor care definesc solicitarea seismică .....	55
2.4.9.1. Influența magnitudinii (M) .....	56
2.4.9.2. Influența intensității seismice .....	58
2.4.9.3. Influența accelerației maxime induse de cutremur la suprafața terenului ( $a_{max}$ ) .....	60
<b>CAPITOLUL 3 - STUDII TEORETICE PRIVIND EVALUAREA POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE BAZATE PE REZULTATELE ÎNCERCĂRILOR DE PENETRARE .....</b>	<b>62</b>
3.1. Studii teoretice privind folosirea penetrării dinamice standard la evaluarea potențialului de lichefiere .....	62
3.2. Studii teoretice privind folosirea penetrării statice cu con la evaluarea potențialului de lichefiere a pământurilor nisipoase .....	72
3.2.1. Studii teoretice privind determinarea indirectă a stării de îndesare pe baza penetrării statice .....	74
3.2.2. Studii teoretice privind stabilirea unor corelații directe între rezistența la penetrare, $R_p$ , și potențialul de lichefiere a pământurilor nisipoase .....	76
3.2.3. Evaluarea potențialului de lichefiere prin utilizarea unui criteriu grafic unic bazat pe date obținute din penetrări statice (CPT) .....	82
3.2.4. Studii teoretice privind corelațiile dintre rezistența la penetrare statică și rezistența la penetrare standard, folosite în evidențierea lichefierii .....	85
3.3. Studii teoretice privind folosirea penetrării dinamice cu con la evaluarea potențialului de lichefiere a pământurilor nisipoase .....	88
<b>CAPITOLUL 4 - STUDII EXPERIMENTALE PROPRII ȘI PRELUCRAREA DATELOR OBTINUTE PRIVIND EVALUAREA POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE .....</b>	<b>94</b>
4.1. Procedeele de lucru utilizat pentru prelucrarea datelor experimentale .....	94
4.2. Experimentări pe amplasamentul Centralei Electrice de Termoficare (CET) din Timișoara .....	97
4.2.1. Studii experimentale pe amplasamentul obiectivului "COȘ DE FUM" aferent cazanelor de apă fierbinte (CAF) .....	100
4.2.2. Studii experimentale pe amplasamentul obiectului "COȘ DE FUM" aferent clădirii principale a CET Timișoara .....	110
4.2.3. Studii experimentale pe amplasamentul obiectului "STAȚIE DE EPURARE CHIMICĂ" aparținând CET Timișoara .....	118
4.2.4. Studii experimentale pe amplasamentul obiectelor "CAZANE ABUR ȘI CORP BUNCĂRI" (CET Timișoara) .....	126
4.2.5. Studii experimentale pe amplasamentul obiectelor "CAZAN APĂ FIERBINTE (CAF) ȘI CORP BUNCĂRI" aferente CET Timișoara .....	135
4.3. Experimentări pe amplasamentele unor blocuri de locuințe din municipiul Arad .....	137
4.3.1. Studii experimentale pe amplasamentul blocului 8 din zona Banu Mărăcine - Arad .....	139
4.3.2. Studii experimentale pe amplasamentul blocului 2 din P-ța Spitalului, Arad ....	146
4.4. Concluzii rezultate în urma studiilor și prelucrărilor experimentale .....	151

CAPITOLUL 5 - STUDII PRIVIND CORELAREA CERCETĂRILOR TEORETICE ȘI EXPERIMENTALE ÎN VEDEREA EVALUĂRII POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE .....	153
5.1. Introducere .....	153
5.2. Corelații între potențialul de lichefiere și rezultatele penetrării standard (SPT) .....	154
5.3. Corelații între potențialul de lichefiere și rezultatele penetrării statice cu con (CPT) ....	157
5.4. Corelații între potențialul de lichefiere și rezultatele penetrării dinamice cu con (PDU și PDM) .....	162
5.5. Studii privind evaluarea tasării nisipurilor saturate supuse la acțiuni seismice .....	165
5.5.1. Evaluarea tasării în cazul lichefierii complete .....	165
5.5.2. Evaluarea tasării în cazul lichefierii incomplete .....	167
5.5.3. Efectul magnitudinii cutremurului asupra tasării nisipurilor saturate .....	169
5.5.4. Evaluarea tasării produse în urma lichefierii pe baza rezultatelor penetrării statice și dinamice cu con .....	169
CAPITOLUL 6 - CONCLUZII FINALE, CONTRIBUȚII ȘI PROPUNERI .....	174
6.1. Concluzii finale .....	175
6.2. Unele contribuții ale autorului .....	178
6.3. Propuneri pentru aplicarea unor contribuții .....	182
6.4. Aspecte privind dezvoltarea cercetării în viitor .....	184
BIBLIOGRAFIE .....	185

# CAPITOLUL 1

## INTRODUCERE

Pe amplasamentele cu activități seismice mai intense, studiul și proiectarea unor construcții presupune analiza și rezolvarea a două probleme principale:

- (1) - problema interacțiunii teren-structură, care constă în proiectarea unei structuri capabile să preia fără să fie afectată, o accelerație aplicată la baza sa și egală ca valoare cu cea a seismului;
- (2) - problema modificării eventuale a caracteristicilor fizico-mecanice ale terenului de fundare, sub efectul solicitării ciclice produse de seism. Sarcina rezolvării acestei probleme îi revine inginerului geotehnician.

Printre fenomenele, care pot modifica caracteristicile fizico-mecanice și cea mai periculoasă, se remarcă fenomenul de **lichefiere** care poate afecta pământurile nisipoase saturate. În anumite condiții, de stare și/sau de solicitare, aceste pământuri sunt susceptibile să se comporte ca un veritabil lichid.

Prin definiție un pământ nisipos intră **în stare de lichefiere** dacă, solicitările ciclice sau monoton-crescătoare (statice) dezvoltă presiuni interstițiale, egale cu eforturile unitare normale efective, ceea ce avea ca efect anularea eforturilor unitare de forfecare.

Lichefierea apare în cazul pământurilor nisipoase saturate, la care drenarea este împiedicată sau parțial împiedicată, în raport cu solicitarea rapidă produsă de seism, conducând la creșterea presiunii apei din pori și la anularea eforturilor efective inițiale, aspecte care favorizează apariția fenomenului.

Primele cercetări privind acest fenomen au fost efectuate, încă în anul 1920, în vederea elucidării distrugerilor suferite de barajul Calaveras din California, când a fost folosit pentru prima dată termenul de lichefiere [82].

Lichefierea a fost obținută prima dată prin încercări de laborator, în cadrul cercetărilor pentru US Waterways Experiment Station, înainte de anul 1950. După 1950 lichefierea a fost realizată în aparatul triaxial în condiții controlate, pe nisipuri fine implicate în suprafețele de cedare ale fiordurilor din Norvegia, [7].

Ulterior cercetările au fost continuate și aprofundate de către Castro (1969,1975) [11,12], Casagrande (1976) [10], Castro și Poulos (1977) [13]. Poulos ș.a. (1985) [58] și mulți alții.

Cercetările în domeniu au luat o amploare deosebită în urma distrugerilor provocate de cutremurul Niigata din Japonia, în anul 1964, în timpul căruia peste 340 de clădiri din beton armat au fost serios afectate sau distruse, datorită fenomenului de lichefiere a nisipurilor saturate de pe amplasament.

Cercetările au fost stimulate, ulterior, de necesitatea evaluării potențialului de lichefiere pe amplasamentele unor obiective importante, aferente unor centrale nucleare, urmărind cu prioritate comportarea pământurilor nisipoase saturate solificate la încercări ciclice.

În această direcție se remarcă studiile efectuate de Ishihara ș.a. (1976) [29], Ishihara (1985) [30], Seed și Idriss (1971) [67], Seed ș.a. (1983) [68], Youd și Bennet (1983) [86], Yoshimi și Tokimatsu (1977) [85] și alții.

În ultima perioadă studiile și cercetările au fost direcționate înspre stabilirea unor criterii de evaluare a potențialului de lichefiere pe baza rezultatelor obținute prin încercări de penetrare standard (SPT) și penetrare statică cu con (CPT). Aceste deziderate au devenit posibile pe măsura acumulării de observații de lichefierii reale în timpul unor cutremure puternice din SUA, Japonia și China. Dintre studiile efectuate în această direcție se pot enumera cele efectuate de Seed ș.a. (1985) [69], Robertson și Campanella (1985) [61], Shibata și Teparaksa (1988) [72], Seed și De Alba (1986) [70] și Stark și Olson [75].

În lucrarea de față autorul și-a propus să sintetizeze principalele studii și cercetări, care vizează posibilitatea evaluării potențialului de lichefiere a pământurilor nisipoase saturate pe baza rezultatelor obținute în urma încercărilor de penetrare dinamică standard (SPT) și penetrare statică cu con (CPT) în vederea aplicării criteriilor, obținute pe baza acestor rezultate și la noi în țară.

De asemenea autorul a urmărit stabilirea unor criterii de evaluare a potențialului de lichefiere pe baza rezultatelor obținute prin încercări de penetrare dinamică cu con, de tip PDU și PDM.

Cercetările în acest domeniu sunt justificate de avantajele tehnico-economice oferite de utilizarea rezultatelor acestor încercări, în comparație cu încercările de laborator, care necesită prelevarea de probe netulburate sau de prepararea unor probe reprezentative și care introduc o serie de erori în timpul determinării.

Pentru realizarea dezideratelor menționate, autorul a desfășurat un vast program de studii teoretice și experimentale pe baza cărora au fost sintetizate rezultatele ultimelor cercetări în domeniu, au fost elaborate unele criterii noi de apreciere a potențialului de lichefiere și au fost finalizate unele propuneri de completare a instrucțiunilor românești "Îndrumător tehnic pentru studiul proprietăților pământurilor necoezive lichefiabile" - Indicativ P125-84.

Lucrarea de doctorat este structurată pe 6 capitole și cuprinde un număr de 191 pag., 88 relații de calcul, 124 figuri, 26 tabele, și un număr de 108 titluri bibliografice.

În cadrul capitolului 2, sunt redată, în cadrul unei sinteze documentare critice, evoluția conceptelor privind producerea fenomenului de lichefiere și principalii factori care condiționează apariția lichefierii, pe amplasamentele cu pământuri nisipoase saturate solicitate la încărcări monoton crescătoare (statice) și ciclice, accentuându-se aspectele legate de acțiunea solicitărilor seismice.

Pe baza studiilor teoretice, efectuate de autor, au fost sintetizate concluziile unor cercetări recente din domeniu, care au urmărit influența principalilor factori care pot interveni într-o analiză de lichefiere dintre care se pot enumera: gradul de îndesare, presiunea de consolidare, tensiunile inițiale de forfecare, granulozitatea [natura pământului, diametrul mijlociu ( $D_{50}$ ) și conținutul de particule fine], starea de umiditate și condițiile de drenare ale stratului analizat în depozit.

În cadrul sintezei documentare, prezentate în capitolul 2, autorul scoate în evidență și unele aspecte mai puțin tratate în cadrul cercetărilor, dintre care se pot aminti: efectul unei coperte nelichefiabile situate deasupra stratului lichefiabil și efectul construcțiilor asupra fenomenului de lichefiere și a efectului acesteia.



În cadrul capitolului 3, sunt prezentate principalele concluzii rezultate, în urma studiului efectuat de autor, care au vizat utilizarea rezultatelor obținute prin penetrare dinamică standard (SPT) și penetrare statică cu con (CPT) în stabilirea unor criterii de evaluare a potențialului de lichefiere. Pe baza ultimelor studii și cercetări în domeniu, efectuate în SUA, Japonia și China, țări afectate de cutremure puternice, autorul sintetizează principalele criterii de evaluare a potențialului de lichefiere pe baza datelor (SPT), respectiv (CPT) și parametri principali care definesc mișcarea seismică ( $a_{max}$ , magnitudinea M).

Aceste criterii grafice, care exprimă relația de dependență dintre rezistența la penetrare standard corectată ( $N_{1-60}$ ), respectiv rezistența la penetrare statică corectată și efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ), prezintă avantajul că au fost stabilite pe baza observațiilor de lichefiere și nelichefiere reale, manifestate în timpul unor cutremure puternice din SUA, Japonia și China.

De asemenea, criteriile prezentate iau în considerare principalii factori care condiționează sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase saturate dintre care se pot aminti: granulozitatea [valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) și conținutul de particule fine (corespunzător fracțiunii granulare a prafului și argilei)], nivelul apei subterane, starea de îndesare, adâncimea stratului analizat în depozitul nisipos și parametrii mișcării seismice ( $a_{max}$ , magnitudinea M).

Un accent deosebit se pune în cadrul studiului teoretic, prezentat în capitolul 3 pe studiul potențialului de lichefiere pe baza rezultatelor obținute prin penetrarea statică cu con (CPT), datorită avantajelor tehnico-economice pe care le prezintă această încercare (reproductibilă, ușor de standardizat și oferă un profil continuu al rezistenței terenului în adâncime).

Pornind de la criteriile de evaluare ale potențialului de lichefiere, pe baza datelor (CPT), autorul propune criterii care se bazează pe rezultatele obținute prin încercări de penetrare dinamică cu con (PDU) și (PDM). Deși, este caracterizată prin aparatura simplă, rapiditatea execuției și a prețului de cost scăzut, încercarea de penetrare dinamică cu con, de tip ușor (PDU) și mediu (PDM), a fost mai puțin utilizată în studiul lichefierii datorită dificultății interpretării unitare a rezultatelor, cauzată de numărul mare de penetrometre utilizate pe plan mondial (cu caracteristici tehnice diferite) precum și de lipsa observațiilor referitoare la cazuri de lichefiere sau nelichefiere reale din timpul unor cutremure, la care să fie disponibile date obținute prin aceste tipuri de încercări.

Criteriile de evaluare a potențialului de lichefiere care se bazează pe datele (PDU) și (PDM) au fost stabilite, funcție de natura pământului nisipos și tipul penetrării, prin transformarea criteriilor bazate pe rezultatele (CPT) prin utilizarea unor relații de conversie  $R_{p-CPT}-N_{10-PDU}$ ,  $R_{p-CPT}-N_{10-PDM}$  și respectiv  $N_{10-PDU}-N_{10-PDM}$ .

În cadrul capitolului 4, autorul prezintă rezultatele studiilor experimentale proprii, efectuate pe baza criteriilor de evaluare a potențialului de lichefiere pe baza datelor (CPT), (PDU) și (PDM) analizate și stabilite în cadrul capitolului 3. Studiul experimental a fost efectuat pe baza datelor experimentale proprii și pe baza unui procedeu de lucru pe faze, propus de autorul lucrării și care permite evaluarea potențialului de lichefiere prin determinarea coeficientului de siguranță la lichefiere ( $F_l$ ) pentru diverse adâncimi ale depozitului analizat.

Coeficientul de siguranță a fost determinat pe baza unor relații de calcul propuse de autor, iar analiza variației acestuia în adâncime permite determinarea zonelor lichefiabile în

depozitul nisipos ( $F_1 < 1,0$ ), stabilirea adâncimii până la care este necesară îmbunătățirea terenului și alegerea metodei de îmbunătățire, funcție de coeficientul de siguranță dorit (funcție de clasa de importanță a construcției).

Procedeul de lucru propus a fost utilizat în analize de lichefiere pe amplasamentul unor obiecte aferente Centralei electrice de termoficare (CET) din Timișoara și a unor blocuri de locuințe din municipiul Arad, pe baza datelor obținute în cadrul unui program experimental la care autorul a participat direct.

Fiind susținute de un mare număr de date experimentale și observații de lichefierii la scară naturală, manifestate în timpul unor cutremure puternice și datorită faptului că folosesc date obținute prin investigații geotehnice de rutină, utilizate frecvent în cadrul studiilor geotehnice (foraje, penetrări statice și dinamice cu con), aceste metode de evaluare a potențialului de lichefiere sunt recomandate a fi folosite și în țara noastră, fiind foarte utile în cadrul analizelor de lichefiere pe amplasamente cu pământuri nisipoase saturate.

Analizele de lichefiere, care au la bază procedeele de lucru propuse de autor și utilizate în prelucrarea programului experimental, mai prezintă avantajul că iau în considerare atât condițiile geotehnice ale amplasamentului (stratificația, nivelul apei subterane, granulozitatea, adâncimea stratului analizat în depozit), cât și parametrii principali care definesc mișcarea seismică ( $a_{max}$ , magnitudinea  $M$ ).

În cadrul programului de studiu teoretic de sinteză s-au urmărit și unele aspecte tehnice legate de comportarea în exploatare a construcțiilor, în ipoteza lichefierii terenului de fundare, aspecte prezentate în capitolul 5, al prezentei lucrări. Pe baza studiului teoretic efectuat, autorul a sintetizat unele criterii de estimare a tasării probabile produse în urma lichefierii terenului, criterii care se bazează pe rezultatele penetrării standard (SPT). Pe baza unor relații de conversie  $R_{P-CPT} - N_{SPT}$ ,  $R_{P-CPT} - N_{10-PDU}$  și  $R_{P-CPT} - N_{10-PDM}$ , autorul a propus și stabilit criterii de estimare preliminară a tasării probabile, criterii care utilizează datele obținute din penetrări statice (CPT) și penetrări dinamice cu con (PDU și PDM).

Lucrarea se încheie cu concluzii finale, aspecte tratate în capitolul 6, în care sunt prezentate sintetic direcțiile în care autorul a adus contribuții, propuneri de completare a instrucțiunilor P125-84 și aspecte ce necesită a fi studiate în viitor.

## CAPITOLUL 2

# STUDIU DOCUMENTAR PRIVIND LICHEFIEREA ȘI FACTORII CARE CONDIȚIONEAZĂ SENSIBILITATEA LA LICHEFIERE A PĂMÂNTURILOR NISIPOASE

### 2.1. ASPECTE GENERALE

În decursul timpului, sub acțiunea seismelor, în funcție de gradul lor de intensitate, s-au produs avarii asupra construcțiilor, cauzând importante pagube materiale și pierderi de vieți omenești.

Efectele distrugătoare ale cutremurelor depind atât de intensitatea acestora, de poziția hipocentrului și epicentrului, de sistemul constructiv, precum și în mare măsură de natura, respectiv caracteristicile fizico-mecanice ale terenului de fundare.

Terenul de fundare reprezintă mediul în care se propagă undele seismice, constatându-se în multe cazuri pierderi de stabilitate ale unor clădiri datorită cedării terenului. Asemenea fenomene au fost observate în special pe amplasamente unde terenul de fundare era alcătuit din depozite nisipoase medii și fine, saturate cu îndesare medie sau afânate.

Pierderea rezistenței acestor pământuri datorită unor încărcări ciclice variabile și de mare intensitate, dar de scurtă durată, a fost definită prin termenul de **lichefiere**.

În afara acțiunii provocate de cutremure, lichefierea terenurilor nisipoase mai poate fi produsă și de alte cauze care produc șocuri sau vibrații, ca de exemplu: explozii, căderea repetată a unor corpuri grele de la o anumită înălțime, vibrațiile produse de diferite utilaje, traficul rutier greu, acțiunea valurilor etc.

Fenomenele de lichefiere au fost observate mai întâi la diferite lucrări din pământuri (baraje, diguri, taluzuri etc.), unde degradările au fost mai importante și pe porțiuni mai întinse. În acest sens pot fi menționate ruperile produse la barajele de la Calaveras (California) în 1920, Fort Peck în 1938, Lan Norman (SUA), în timpul cutremurului San Fernando din 1971 sau a unor diguri din Olanda [55, 71, 74, 82].

Efectele catastrofale ale cutremurelor din anul 1964 în Japonia, în Niigata și în Alaska, la Anchorage, au determinat intensificarea cercetărilor privind fenomenul de lichefiere, în special în cele două țări puternic afectate, Japonia și SUA.

La noi în țară, în urma cutremurului din 4 martie 1977, s-au produs fenomene de lichefiere, cu degradări importante ale unor construcții din pământuri, pe diferite porțiuni ale luncilor râurilor Argeș, Dâmbovița și Jiu cât și pe malurile Dunării [52, 82, 87]. Fenomenul s-a manifestat fie prin degradarea digurilor sau a taluzurilor malurilor, fie prin formarea unor cratere prin care au ieșit la suprafață importante cantități de apă amestecată cu particule fine de nisip și prafuri argiloase în cantități mai reduse.

În toate cazurile în care s-a produs lichefierea, s-a observat că natura pământurilor era formată din nisipuri fine, cu un procent redus de prafuri argiloase, afânate și saturate.

Lichefierea apare în cazul nisipurilor saturate la care drenarea este împiedicată sau insuficientă, în raport cu solicitarea rapidă produsă de seism, conducând la creșterea presiunii

apei din pori și la anularea eforturilor efective inițiale, ceea ce duce la transformarea depozitului într-un material fluid.

Conform teoriei lui Coulomb, rezistența la forfecare,  $\tau_f$ , a unui pământ necoeziv este dată de relația:

$$\tau_f = (\sigma - u)tg\phi \quad (2.1)$$

în care:  $u$  - este presiunea apei din pori

$\sigma$  - efort unitar normal total.

Dacă în relația (2.1),  $\sigma = u$ , se obține efortul unitar  $\tau_f = 0$ , iar pământul se va comporta ca un fluid cu rezistența la forfecare nulă, ceea ce conduce la pierderea completă sau parțială a capacității sale portante.

În timpul lichefierii are deci loc trecerea nisipului saturat din starea inițială în stare curgătoare, datorită distrugerii structurii și deplasărilor particulelor solide, urmată de revenirea (după încetarea acțiunii) într-o stare care poate avea o îndesare egală sau mai îndesată decât a depozitului inițial.

Variația efortului unitar normal efectiv,  $\sigma'_v$ , și a presiunii apei din pori,  $u$ , este reprezentată în fig. 2.1, după schema prezentată de Păunescu și Keller (1978) [48].

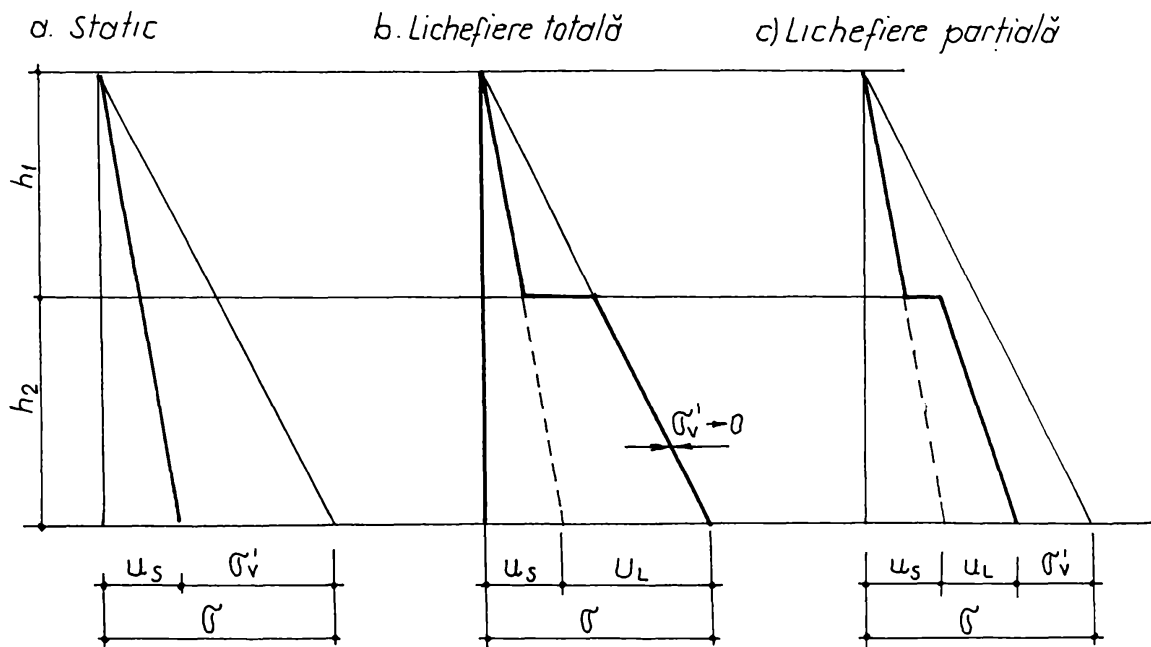


Fig. 2.1. Variația efortului normal efectiv,  $\sigma'_v$  și a presiunii apei din pori,  $u$ , în timpul lichefierii [48].

În figura 2.1. sunt considerate două straturi de pământ aflate sub nivelul apei, din care stratul de pământ cu înălțimea  $h_1$ , nu este lichefiabil. Pentru stratul cu înălțimea  $h_2$ , considerat lichefiabil, starea de eforturi înainte de acțiunea seismului este caracterizată prin efortul unitar,  $\sigma$ , dat de relația:

$$\sigma = \sigma'_v + u_s \quad (2.2)$$

în care:  $u_s$  - este presiunea apei din pori sub încărcarea statică.

Sub acțiunea seismului, în stratul  $h_2$  are loc o creștere a presiunii apei în pori cu valoarea  $u_L$ , iar starea de eforturi devine:

$$\sigma = u_S + u_L \quad (2.3)$$

respectiv

$$\sigma'_V = 0 \quad (2.4)$$

Această modificare a stării de eforturi conduce, conform rel. (2.1), la anularea rezistenței la forfecare și deci la lichefierea totală a stratului respectiv.

Cazul lichefierii parțiale poate fi explicat similar după schema din fig. 2.1.c.

În cazul solicitărilor de forfecare cu o variație ciclică, care caracterizează solicitările seismice, se manifestă o tendință de micșorare a volumului chiar și la nisipurile îndesate, fenomen care lărgeste gama depozitelor nisipoase care se pot lichefia.

Fenomenul, care constă în creșterea treptată a deformațiilor ciclice și care se poate manifesta atât la nisipurile afânate cât și la cele îndesate, dar care nu presupune pierderea completă a rezistenței la forfecare, a fost denumit cu termenul **“lichefiere ciclică”** sau **“mobilitate ciclică”** [67].

Comportarea nisipurilor sub acțiunea solicitărilor ciclice a fost studiată de diverși autori în laborator, cu ajutorul triaxialului ciclic [10, 29, 30, 36, 55, 59, 67, 73, 79]. Rezultatele unei încercări de compresiune triaxială, cu ciclarea încărcării verticale, efectuată pe o probă de nisip îndesat este prezentată în fig. 2.2. [67].

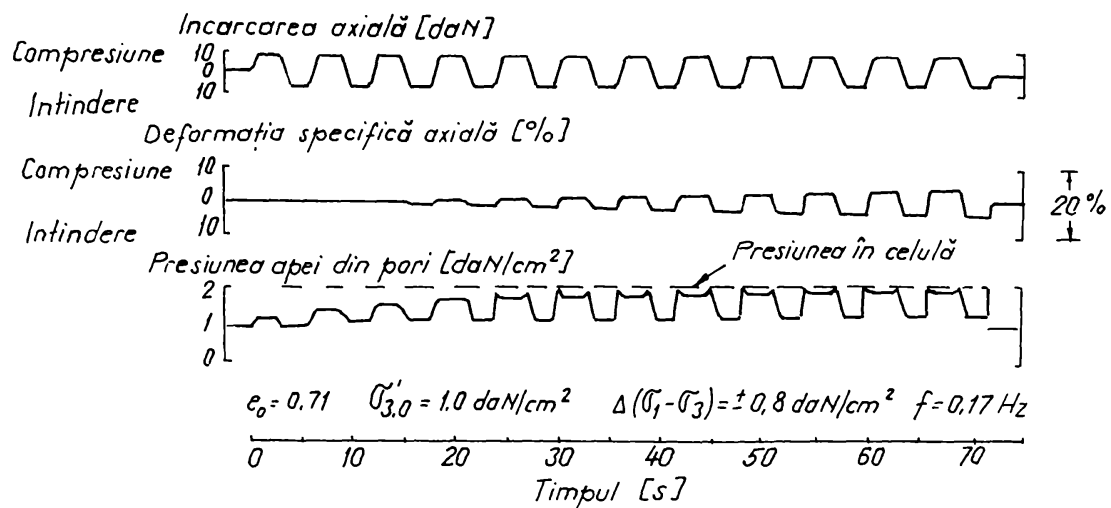


Fig. 2.2. Rezultatele obținute prin compresiune triaxială ciclică pe probe de nisip îndesat [67]

Se poate observa că presiunea apei din pori crește progresiv până la o valoare egală cu presiunea aplicată probei în celulă, iar pentru scurt timp efortul unitar efectiv scade la zero. Momentul în care presiunea apei din pori atinge valoarea de vârf a fost denumit “lichefiere inițială” sau “raportul de 100% al presiunii apei din pori ciclice de vârf” [67]. După acest moment deformațiile specifice axiale devin progresiv mai mari, iar când valoarea acestora atinge 20% a fost numit prin termenul de “lichefiere completă”. De fapt, prin lichefiere ciclică se produce fenomenul de cedare progresivă a unui nisip saturat, supus la o încărcare ciclică, în condiții de volum constant.

În cele ce urmează se prezintă principalele teorii cu privire la mecanismele de producere a lichefierii și principalii factori care condiționează sensibilitatea la lichefiere a nisipurilor saturate, supuse la solicitări statice și seismice.

## 2.2. TEORII CU PRIVIRE LA MECANISMUL DE PRODUCERE A LICHEFIERII

Richter (1978) [60] consideră că primele teorii privind comportarea particulară a nisipurilor saturate au fost formulate de Reynolds, în anul 1885. Același autor specifică că, în anul 1925, Terzaghi a studiat pe modele condițiile de formare a nisipului curgător, subliniind că acest fenomen apare când nisipul este relativ afânat, saturat cu apă, uniform și cu diametrul particulelor mai mic de 0,1 mm. Conform teoriei lui Terzaghi, dacă permeabilitatea terenului este redusă, apar presiuni în exces în pori, iar terenul poate trece în fază lichidă, în timpul fazei de consolidare.

Vaicum (1985) [82] constată că termenul de lichefiere a fost folosit pentru prima oară de Hazen în anul 1920 în urma cercetărilor efectuate pentru elucidarea distrugerilor suferite de barajul Calaveras din California.

O contribuție hotărâtoare la definirea condițiilor în care se produce lichefierea a avut Casagrande, în anul 1936 [10], care a introdus conceptul *indicelui porilor critic*, pentru solicitări de forfecare monoton crescătoare, sub care terenul se deformează la un volum constant. Pe bază de experimentări, Casagrande a constatat că în timpul forfecării nisipurile afânate au o tendință de afânare, iar cele îndesate una de dilatare. În condițiile unor solicitări nedrenate, apa din pori se opune variațiilor de volum, înregistrând creșteri și respectiv scăderi de presiune.

Un nisip va avea starea corespunzătoare indicelui porilor critic dacă nu înregistrează variații de volum și nici modificări ale presiunii apei din pori în timpul forfecării nedrenate. Conform teoriei lui Casagrande, au tendință de lichefiere numai nisipurile cu valoarea indicelui porilor mai mare decât cea corespunzătoare indicelui porilor critic.

Ulterior, Casagrande a ajuns la concluzia că indicele porilor critic nu este un parametru constant pentru un nisip dat, ci depinde de starea de eforturi, având o tendință de scădere odată cu creșterea eforturilor. Rezultă deci că un nisip saturat aflat într-o stare de îndesare dată, este cu atât mai susceptibil la lichefiere cu cât eforturile unitare normale inițiale sunt mai mari. Teoria lui Casagrande și conceptul indicelui porilor critic au aplicație doar în cazul solicitărilor monoton crescătoare, nefiind valabile în cazul solicitărilor ciclice.

Perlea (1984) [55] citează studiile efectuate de Ghersevanov care, în anul 1938, a elaborat "teoria distrugerii dinamice a structurii nisipurilor saturate" conform căreia vibrațiile provoacă distrugerea structurii nisipurilor saturate care au indicele porilor mai mic decât cel critic și trecerea acestora în stare de suspensie.

Maslov (1957) [39] a stabilit experimental că teoria indicelui porilor critic nu rămâne valabilă în cazul solicitărilor ciclice, și formulează teoria "filtrării" conform căreia o vibrație, a cărei intensitate depinde de stare de îndesare a nisipului căreia îi este aplicată, poate produce



o consolidare suplimentară. Maslov stabilește experimental o "acelerație critică" care, dacă este depășită, dezvoltă o presiune a apei din pori și un gradient care determină o curgere a apei către limita liber drenantă a stratului lichefiabil. Maslov definește lichefierea ca starea în care tensiunile efective se anulează iar nisipurile se opun forfecării numai prin vâscozitatea apei.

Conform teoriei lui Maslov, orice nisip poate fi lichefiat sub solicitări dinamice, cu accelerații mai mari decât valoarea critică, infirmând valabilitatea teoriei lui Casagrande pentru acest tip de solicitare.

Teoria lui Maslov este dezvoltată de Florin și Ivanov (1961) [19], prin încercări de laborator și teren. Ei scot în evidență influența granulozității, a stării de îndesare, a formei particulelor, a intensității și tipul solicitării asupra mecanismului de producere a lichefierii. Modificările structurale care se produc în urma lichefierii sunt analizate după gradul de lichefiere, vâscozitatea masivului lichefiat și după timpul cât masivul rămâne în această stare, factori care influențează considerabil rezistența și stabilitatea nisipurilor saturate.

Perlea (1984) [55] citează rezultatele obținute de Yen, care a studiat influența vâscozității nisipurilor și care a propus o relație între vâscozitate, mărimea eforturilor unitare de forfecare care produce lichefierea și proprietățile pământurilor. Yen introduce noțiunea de "rezistență intrinsecă" la care un nisip nu se lichefiază indiferent de numărul de cicluri aplicat.

După Bjerrum ș.a. (1961) [7] lichefierea a fost obținută prima dată în încercări de laborator, în cadrul cercetărilor pentru US Waterways Experiment Station, înainte de anul 1950. După 1950, Bjerrum ș.a. au realizat lichefierea în aparatul triaxial în condiții controlate, pe nisipuri fine implicate în suprafețele de cedare ale fiordurilor din Norvegia.

Bazat pe un număr nespecificat de încercări, pe probe consolidate anizotrop, Bjerrum ș.a. [7] remarcă: "era surprinzător de văzut că o mică creștere a efortului deviator este necesară pentru producerea cedării în condiții nedrenate".

În anul 1975, Castro pune în evidență două fenomene diferite care se pot produce în nisipuri saturate [11, 12] și anume:

- **lichefierea**: care constă în reducerea rezistenței la forfecare și este caracteristică nisipurilor mai afânate decât o stare critică, corespunzătoare conceptului indicelui porilor critic.

- **mobilitatea ciclică**: care constă în creșterea treptată a deformațiilor ciclice, fenomen caracteristic atât nisipurilor afânate cât și îndesate, dar nu presupune pierderea completă a rezistenței la forfecare. Termenul propus de Casagrande (1976) [10] a primit diverse denumiri, dintre care se pot aminti: "lichefiere ciclică", "lichefiere inițială cu potențial de deformație limitat" sau "raportul de 100% al presiunii apei din pori ciclice de vârf".

În normativul românesc P125-84 [88] s-au adoptat următoarele definiții pentru lichefiere și fenomenele care o însoțesc:

- **Lichefierea** - reprezintă scăderea bruscă a rezistenței la forfecare a unui pământ necoeziv saturat, care produce o transformare temporară a materialului respectiv într-o masă fluidă. Este provocată de o prăbușire a structurii datorită șocului sau altui tip de solicitare și este însoțită de o creștere bruscă, dar temporară, a apei din pori.

- **Lichefierea propriu-zisă** este fenomenul prin care un pământ necoeziv saturat și afânat își pierde o mare parte din rezistența la forfecare și poate curge ca un lichid, datorită unei solicitări monoton crescătoare sau ciclice.

- **Lichefierea ciclică** este fenomenul de cedare progresivă a unui nisip saturat, afânat, cu îndesare medie sau îndesat, supus unei solicitări cu variație ciclică în condiții de volum constant. Deformația finală rezultă din cumularea deformațiilor produse în timpul fiecărui ciclu de încărcare; în cazul nisipurilor afânate, deformația poate fi nelimitată, fenomenul devenind similar lichefierii propriu-zise.

Diferența între lichefiere și lichefiere (mobilitatea) ciclică este explicată de Castro și Poulos (1977) [13], cu ajutorul "**liniei stării staționare**" care reprezintă locul geometric al punctelor corespunzătoare stărilor în care pământul poate curge păstrându-și nemodificat indicele porilor, sub efort unitar normal principal minim efectiv constant și efort unitar de forfecare constant (fig. 2.3). Indicele porilor corespunzător liniei stării staționare este egal cu indicele porilor ciclic, definit prin teoria lui Casagrande. Se consideră că o probă de nisip afânat, pe baza stării de îndesare inițială, se găsește pe diagrama de stare în punctul C, în momentul în care se produce ruperea prin lichefiere.

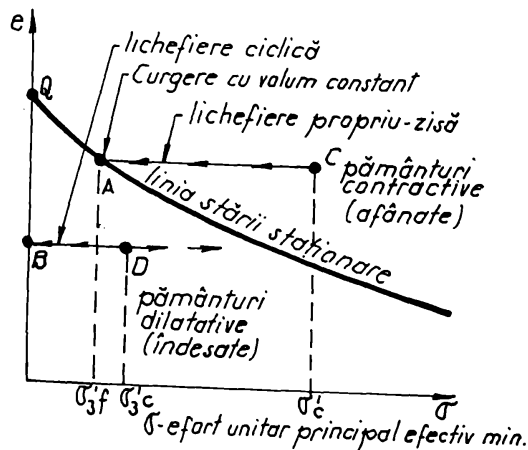


Fig. 2.3. Diagrama de stare pentru nisipuri saturate [13]

O dată începută lichefierea în punctul C, acesta se va deplasa orizontal spre stânga până în punctul A, căruia îi corespunde o curgere sub volum constant și tensiune principală minimă efectivă constantă ( $\sigma'_{3f}$ ). Deformațiile înregistrate în intervalul de la C la A vor fi cu atât mai mari cu cât punctul C este situat mai în dreapta.

Dacă punctul C s-ar afla deasupra lui Q, ar corespunde situației în care rezistența la forfecare a nisipului este nulă, granulele din care este format nu sunt permanent în contact, nisipul nefiind nici contractiv, nici dilatativ (nisip mișcător, borchiș, chișai).

Lichefierea propriu-zisă este rezultatul cedării în condiții nedrenate a unui nisip contractiv, (afânat), a cărui stare de îndesare corespunde unui punct situat deasupra liniei stării staționare.

Fenomenul de lichefiere ciclică poate fi explicat cu ajutorul punctului D. Dacă starea unei probe de nisip este corespunzătoare punctului D (nisip dilatativ) și se aplică o încărcare cu creștere monotonă, în condiții nedrenate, punctul D se poate deplasa spre stânga, dar apoi, pe măsura creșterii încărcării, se va deplasa în sensul indicat de săgeți spre linia stării staționare. Dacă în aceeași stare corespunzătoare punctului D, se aplică asupra probei o încărcare ciclică, care trece prin zero, punctul considerat se va deplasa spre stânga, deoarece indicele porilor este menținut constant în timp ce presiunea apei din pori crește datorită încărcării ciclice.



S-a constatat că, pentru un anumit număr de cicluri și o amplitudine suficient de mare, se poate obține starea corespunzătoare punctului B, în care starea de eforturi trece prin cea hidrostatică (efort unitar efectiv zero). În astfel de momente se produc deformații, care cumulate pot conduce la lichefiere ciclică. Conform prevederilor [88], se consideră că s-a produs lichefierea dacă deformațiile specifice au atins valoarea de 10% ( $\pm 5\%$ ).

În concluzie, se poate afirma că nisipurile saturate a căror stare corespunde unor puncte situate deasupra liniei stării staționare, pot fi lichefiate dacă încărcarea aplicată este suficient de mare. Cu cât punctul de pornire este situat mai la dreapta față de linia stării staționare, cu atât probabilitatea de lichefiere este mai mare, iar deformațiile înregistrate vor fi mai mari.

Pentru un punct situat pe sau sub linia stării staționare, fenomenul de lichefiere nu poate avea loc, starea lui corespunde unei comportări dilatative, existând posibilitatea apariției fenomenului de lichefiere (mobilitate) ciclică.

Așa cum s-a arătat, lichefierea propriu-zisă este posibilă numai dacă starea de îndesare situează punctul corespunzător din diagrama de stare deasupra liniei staționare, definită prin conceptul indicelui porilor critic.

Pe bază de experimentări, Castro și Poulos (1977) [13] au scos în evidență că starea de îndesare nu este singurul parametru determinant al formei diagramelor de stare, o influență hotărâtoare având și natura depozitelor de nisip. Natura unui depozit este caracterizată de o serie de factori ca: fracțiunile granulare componente, forma granulelor, densitatea scheletului mineral,

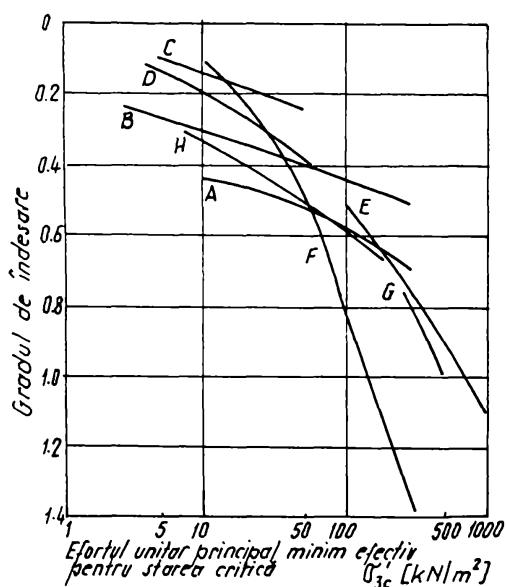


Fig. 2.4. Linii ale stării staționare pentru diverse tipuri de nisip [82]

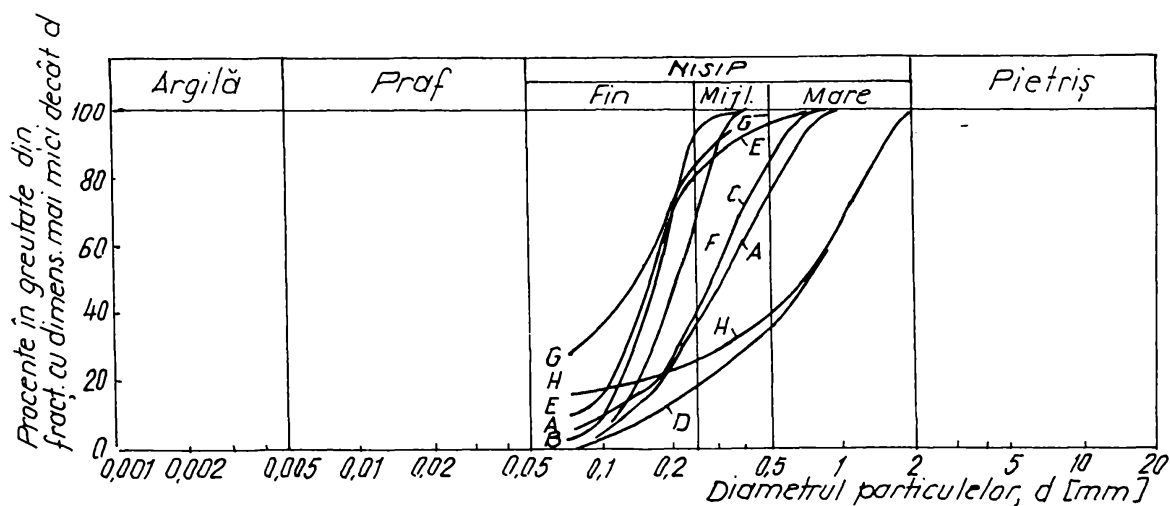
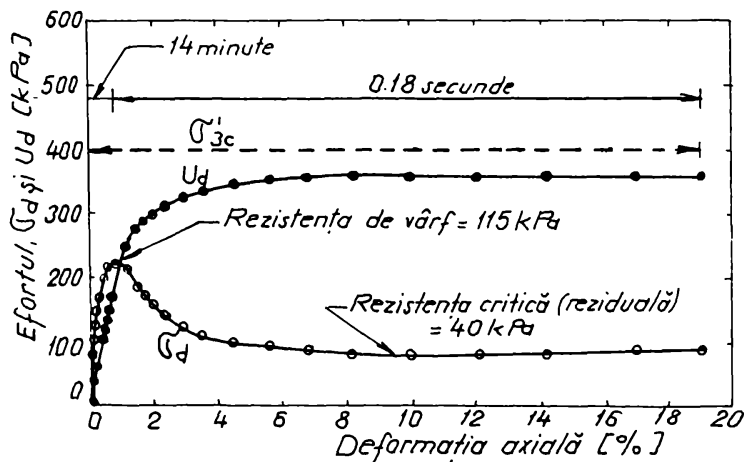


Fig. 2.5. Curbele de granulozitate ale nisipurilor cu liniile stării staționare reprezentate în fig. 2.4 [82]

natura granulelor, densitatea maximă și minimă, modul de preparare a probelor. În figura 2.4 sunt reprezentate o serie de linii ale stării staționare, în funcție de gradul de îndesare. Curbele granulometrice ale acestor nisipuri sunt reprezentate în figura 2.5, iar caracteristicile lor în tabelul 2.1.

Tabelul 2.1. Caracteristicile nisipurilor încercate [82]

Denumirea materialului	Mărimea și distribuția granulelor			Forma granulei	$\rho_s$ [g/cm <sup>3</sup> ]	Metoda de preparare a probei în laborator
	$D_{60}$ [mm]	$U_n$	Conținut de particule fine ( $d \leq 0,07\text{mm}$ ) [%]			
A	0,40	3,1	5	colțuroasă spre unghiulară	2,72	Prin batere cu maiul în straturi de pământ umezit
B	0,17	1,8	0	rotunjită	2,65	Prin batere cu maiul în straturi de pământ umezit
C	0,33	2,3	1	unghiulară	2,87	Prin batere cu maiul în straturi de pământ umezit
D	0,90	5,6	0	colțuroasă	2,71	Prin batere cu maiul în straturi de pământ umezit
E	0,17	2,1	8	unghiulară		Prin batere cu maiul în straturi de pământ umezit
F	0,23	2,0	0	unghiulară		Prin batere cu maiul în straturi de pământ umezit
G	0,15	-	26	unghiulară		Netulburată
H	0,85	-	13	colțuroasă		Prin batere cu maiul în straturi de pământ umezit



Comportarea în condiții nedrenate a pământurilor necoezive afânate a fost studiată de Castro și Poulos (1969, 1975, 1977) [11, 12, 13], prin încercări pe probe consolidate-nedrenate în aparatul triaxial.

Fig. 2.6. Curba efort-deformație pe probe consolidate-nedrenate de nisip afânate [11]

Rezultatele unei astfel de încercări, obținută prin aplicarea unei încărcări monoton crescătoare pe probe de nisip cuarțos, fin și uniform, este prezentată în fig. 2.6. Probele au fost inițial consolidate la o presiune laterală  $\sigma'_{3C} = 400$  KPa.

Indicele porilor în starea cea mai afânată a avut valoarea  $e_{max} = 0,84$ , iar în starea cea mai îndesată  $e_{min} = 0,50$ . Indicele porilor după consolidare a avut valoarea de 0,71, valoare care corespunde la un grad de îndesare  $I_D = 0,37$ .

Probele au înregistrat o valoare de vârf a rezistenței nedrenate de cca. 115 KPa, la o deformație axială de cca 1%. După ce rezistența la vârf a fost mobilizată și probele s-au lichefiat, s-au deformat, de la o deformație axială de 1% la 19% în numai 0,18 secunde.

La o deformație axială de cca 10% efortul deviator și presiunea apei din pori au rămas aproape constante. Rezistența la forfecare după ce lichefierea s-a produs (postlichefiere), numită **“rezistență critică nedrenată”**, a fost de cca. 40KPa.

Rezistența critică a fost definită prima dată de Casagrande (1936) în timpul dezvoltării conceptului indicelui porilor critic.

**Rezistența critică nedrenată** a fost definită ca rezistența la forfecare disponibilă după ce lichefierea a fost declanșată și poate fi aplicată în analize de stabilitate în faza de postlichefiere.

În studiul său, Seed (1987) [71] a definit această rezistență prin termenul de **“rezistență reziduală”**.

Ulterior, Poulos ș.a. (1985) [58] au stabilit un procedeu pentru estimarea rezistenței la forfecare nedrenate critică, folosind rezultatele încercărilor triaxiale consolidate-nedrenate, sub sarcini monoton crescătoare și cu măsurarea presiunii apei din pori. Încercările au fost efectuate pe probe netulburate și reconstituite în laborator. Procedeu propus de către Poulos ș.a. este prezentat în fig. 2.7.

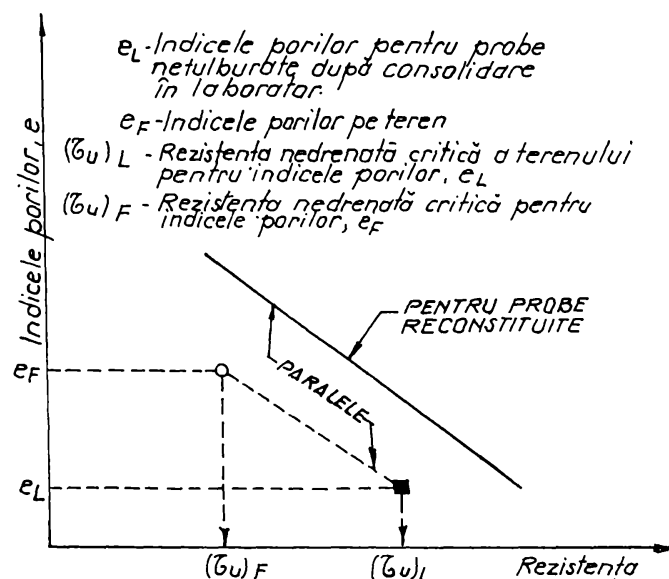


Fig. 2.7. Procedeu pentru determinarea rezistenței critice nedrenate pentru indicele porilor natural [58]

Rezultatele obținute pe probe reconstituite au fost folosite pentru obținerea unei relații între rezistența critică nedrenată și indicele porilor, relație care se prezintă sub forma unei **“linii ale stării critice”** (în scară semilogaritmică).

Rezistența la forfecare critică nedrenată corespunzătoare indicelui porilor natural este obținută prin trasarea unei linii prin punctele obținute la indicele porilor din laborator și paralelă cu linia stării critice. Acest procedeu de lucru presupune ca valabile următoarele două ipoteze:

- (1) panta liniei stării critice este aceeași pentru probele netulburate și cele reconstituite;
- (2) panta liniei stării critice este independentă de metoda folosită pentru prepararea probelor în laborator.

După Poulos ș.a. (1985) [58], panta liniei stării critice este afectată de forma granulelor, pentru un nisip dat, iar în poziția ei pe verticală, în sistemul de axe ales, depinde de granulozitate.

Kramer și Seed (1988) [35], citează studiile efectuate de Vaid și Chern (1985), Vaid ș.a., Konrad care au scos în evidență că linia stării critice poate fi influențată în mod semnificativ de metodica de încercare, de presiunea de consolidare și de tehnica de preparare a probelor.

Castro și Poulos consideră că linia stării staționare marchează domeniul limită între condițiile în care nisipurile sunt sau nu susceptibile la lichefiere, sub acțiunea solicitărilor monoton crescătoare.

Linia stării staționare a fost utilizată pentru stabilirea unor criterii de apreciere a probabilității de lichefiere sub acțiunea încercărilor statice. Astfel, Casagrande (1976) [10] a propus o relație de calcul a potențialului de lichefiere sub forma:

$$L_p = \frac{\sigma'_{3i} - \sigma'_{3f}}{\sigma'_{3f}} \quad (2.5)$$

în care:  $\sigma'_{3i}$  - reprezintă tensiunea principală minimă efectivă inițială

$\sigma'_{3f}$  - tensiunea principală minimă efectivă în timpul curgerii sub volum constant.

Pe baza criteriului de rezistență Mohr-Coulomb, Castro și Poulos (1977) [13] transformă relația (2.5) în funcție de unghiul frecării interioare ( $\Phi$ ) și parametrul presiunii apei din pori ( $A$ ), în timpul curgerii sub volum constant, sub forma:

$$L_p = A \frac{2 \sin \Phi}{1 - \sin \Phi} \quad (2.6)$$

Conform expresiilor (2.5) și (2.6) rezultă că potențialul de lichefiere pentru un nisip dat este funcție de presiunea inițială de consolidare și cea din timpul curgerii. De asemenea, rezultă că potențialul de lichefiere crește cu creșterea presiunii de consolidare, iar alți factori, cum ar fi mărimea efortului unitar inițial de forfecare nu au influență asupra acestuia.

Criteriul de apreciere a potențialului de lichefiere, propus de Casagrande sub forma expresiei (2.5) și care se bazează pe linia stării staționare a fost preluat și în instrucțiunile românești cu indicativul P125-84 [88]. Conform acestor instrucțiuni posibilitatea de lichefiere propriu-zisă trebuie luată în considerare dacă sunt îndeplinite următoarele condiții:

- (1) lichefierea poate afecta stabilitatea unei construcții de clasa I sau II de importanță;
- (2) stratul lichefiabil este situat la adâncimea de 20 m sau mai mare și se află în condiții normale de stare și saturare;
- (3) potențialul de lichefiere  $P_L \geq 10$ , dacă curba granulometrică a materialului este situată în întregime în domeniul definit în tabelul 1 pentru "pământuri lichefiabile",
- (4) potențialul de lichefiere  $P_L \geq 5$ , dacă curba granulometrică a materialului este situată în întregime în domeniul definit în tabelul 1 pentru "pământuri ușor lichefiabile".

În instrucțiunile cu indicativul P125-84 sunt prezentate metodologia de obținere a liniei stării staționare și modul de apreciere a potențialului de lichefiere, prin compararea liniei stării staționare cu curba de compresiune-porozitate a materialului analizat (fig. 3 și 4 din instrucțiunile P125-84).

Studii mai recente efectuate de Kramer și Seed (1988) [35] cu privire la comportarea nisipurilor saturate afânate sub solicitări monoton crescătoare, au pus în evidență două faze ale fenomenului de lichefiere și anume:

1. faza de inițiere sau declanșare a lichefierii,
2. comportarea în faza de postlichefiere și efectele lichefierii.

Conform concluziilor obținute de Kramer și Seed (1988) [35], lichefierea terenului se poate produce numai dacă efortul de forfecare aplicat în condiții nedrenate este mai mare decât cel care poate declanșa lichefierea. În consecință, o evaluare completă a potențialului

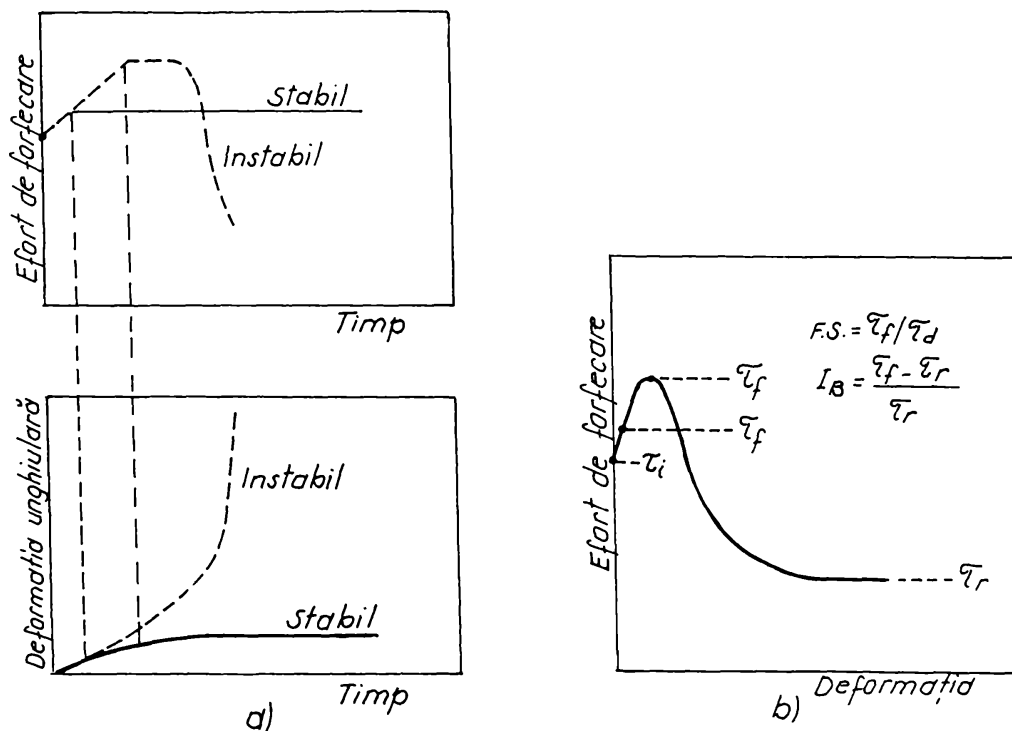


Fig. 2.8. Comportarea probelor de nisip afânate sub acțiunea solicitărilor monoton crescătoare aplicate în condiții nedrenate [35]

de lichefiere sau a coeficientului de siguranță împotriva lichefierii, pe un amplasament dat, presupune cunoașterea sporului cantitativ al efortului de forfecare în condiții nedrenate necesar să producă lichefierea, denumit de autori prin termenul de **“rezistență la lichefiere statică”** (încărcări statice sau monoton crescătoare).

În urma unui amplu program de încercări de laborator (peste 100 încercări), Kramer și Seed (1988) [35], au urmărit evaluarea rezistenței la lichefiere statică și principalii factori de influență a acesteia. Dacă un teren este solicitat la un efort suplimentar de forfecare, în condiții nedrenate, mai mic decât rezistența la lichefiere statică, acesta nu se va lichefia.

Rezultatele încercărilor în condiții nedrenate care produc cedarea probelor de nisip saturat și efectul comparativ al aplicării obținut prin aplicarea unor eforturi mai mici decât cele care au produs cedarea sunt prezentate schematic în fig. 2.8.

Pe baza rezultatelor obținute, Kramer și Seed (1988) au definit coeficientul de siguranță împotriva declanșării lichefierii (F.S) prin raportul:

$$F.S. = \frac{\text{Efortul de forfecare necesar să declanșeze lichefierea}}{\text{Efortul de forfecare dezvoltat de încărcări în masiv}} \quad (2.7)$$

Cu notațiile din curba efort deformație, prezentată în fig. 2.8.b, coeficientul de siguranță împotriva lichefierii, pentru o creștere în condiții nedrenate a efortului de forfecare de la o anumită valoare inițială ( $\tau_i$ ) până la o valoare ( $\tau_d$ ), va fi dat de expresia:

$$F.S. = \frac{\tau_f}{\tau_d} \quad (2.8)$$

Trebuie subliniat că numărătorul, din expresia (2.8) este o sumă a rezistenței la lichefiere statică și orice valoare inițială a eforturilor de forfecare din interiorul masivului. În acest mod, se ia în considerare efectul tuturor parametrilor care influențează rezistența la lichefiere, având în vedere că aceasta este puternic influențată de condițiile inițiale de solicitare. Din aceste motive, o analiză de stabilitate, în ipoteza apariției lichefierii, trebuie să fie capabilă să evalueze cât mai precis condițiile de solicitare din interiorul masivului și să localizeze zonele cu eforturi inițiale mari și zonele cu discontinuități în material. În aceste situații, analizele de stabilitate prin metoda echilibrului limită nu mai prezintă siguranță.

Analizând potențialul de lichefiere sau coeficientul de siguranță împotriva lichefierii, Kramer și Seed (1988) [35] consideră că este de preferat să fie făcută distincție între declanșarea (inițierea) lichefierii și posibilele efecte ale lichefierii.

Dacă prin **declanșarea lichefierii** are loc o reducere a rezistenței la forfecare, după ce valoarea de vârf a fost atinsă, **posibilele efecte** ale lichefierii se referă la mărimea cu care se reduce această rezistență. Evaluarea comportării posibile a nisipurilor pe un amplasament dat trebuie să includă evaluarea separată a ambelor faze ale lichefierii.

Bishop (1967) [6] exprimă reducerea rezistenței la forfecare, în condiții nedrenate, a materialului în timpul curgerii sub volum constant prin **“indicele de fragilitate”** ( $I_B$ ) definit de relația

$$I_B = \frac{\tau_f - \tau_r}{\tau_r} \quad (2.9)$$



în care:  $\tau_f$  - rezistența la forfecare de vârf;

$\tau_r$  - rezistența la forfecare nedrenată reziduală (fig. 2.8.b).

Un pământ nisipos cu un indice de fragilitate ( $I_B$ ) mare, va înregistra o mare reducere a rezistenței la forfecare care poate conduce la o dezvoltare progresivă mare a deformațiilor, după inițierea (declanșarea) lichefierii. Pe de altă parte, inițierea lichefierii în materiale cu un indice de fragilitate mic nu va conduce la deformații semnificative.

Studiile și cercetările privind fenomenele de lichefiere ciclică au luat o amploare deosebită în urma distrugerilor provocate de cutremurul Niigata, din anul 1964. Cercetările au fost stimulate, ulterior, de necesitatea evaluării potențialului de lichefiere pe amplasamentele unor obiecte importante, din cadrul unor centrale nucleare, astfel încât comportarea nisipurilor sub încărcări ciclice a fost relativ bine înțeleasă.

Dintre studiile de referință din acest domeniu se remarcă cele publicate de Ishihara ș.a. (1976) [29], Ishihara (1985) [30], Seed și Idriss (1971) [67], Seed ș.a. (1983) [68], Youd și Bennet (1983) [86], Yoshimi și Tokimatsu (1977) [85] și mulți alții. Aceste studii au sintetizat concluziile obținute de autorii citați în urma unui mare număr de încercări de laborator, cu ajutorul aparatului triaxial ciclic, cu ajutorul meselor vibrante sau prin modelare în centrifugă.

În ultimii 15 ani, studiile și cercetările au fost direcționate înspre stabilirea unor criterii de evaluare a potențialului de lichefiere pe baza rezultatelor obținute prin penetrare dinamică standard (SPT) și penetrare statică cu con (CPT). Acest lucru a devenit posibil pe măsura acumulării observațiilor de lichefierii reale din timpul unor cutremure puternice din SUA, China și Japonia.

Primul studiu în această direcție a fost efectuat de Seed ș.a. (1985) [69], care au stabilit criterii de apreciere a potențialului de lichefiere prin prelucrarea datelor a 125 cazuri de lichefierii și nelichefierii reale. Datorită avantajelor pe care le prezintă penetrarea statică cu con față de penetrarea dinamică standard, aceasta a început să fie tot mai des utilizată în criteriile de prognoză a lichefierii. Dintre studiile efectuate în această direcție se pot enumera cele publicate de Robertson și Campanella (1985) [61], Shibata și Teparaksa (1988) [72], Seed și De Alba (1986) [70], Stark și Olson (1995) [75] etc.

Principalele concluzii ale cercetărilor efectuate și criteriile de evaluare a potențialului de lichefiere pe baza datelor SPT și CPT sunt prezentate sintetic în capitolul 3 al prezentei lucrări.

În țara noastră, studiile și cercetările în domeniu au luat amploare după anul 1977, în urma cutremurului Vrancea, când s-au manifestat fenomene de lichefiere pe arii relativ extinse. Astfel, se pot cita lucrările lui Zaharescu și Perlea (1977) [87], Păunescu și Keller (1979) [48], Perlea V. și Perlea M. (1978, 1979, 1984) [53, 54, 55], Podani și Popescu (1977) [57], Botea și Perlea (1980) [8], Păunescu ș.a. (1981) [49], Vaicum (1983, 1985) [81, 82], Răduinea ș.a. (1983) [59], Bally și Perlea (1983) [3], Mișu (1990, 1996, 1997) [41, 42, 43] și exemplele mai pot continua.

Studiile și cercetările efectuate au urmărit evidențierea principalilor factori care condiționează sensibilitatea la lichefiere a nisipurilor și stabilirea unor criterii de apreciere a lichefiabilității.

Criteriile calitative propuse au avut la bază atât încercări efectuate în laborator, cât și pe teren. Astfel, criteriul granulozității a fost luat în discuție în anul 1978, la schimbul de experiență "Comportarea in situ a construcțiilor" de la Călimănești [53].

Primele încercări de lichefiere cu ajutorul triaxialului ciclic au fost efectuate de către INCERC București în anul 1981, pentru terenul de fundare de la acumulările hidroenergetice de pe Siret [59]. Ulterior, încercările au fost extinse și pentru nisipurile de la Răcăciuni, Berești, Drăgănești-Olt și Giurgiu, utilizând triaxialul ciclic și coloana rezonantă.

Criterii de apreciere a sensibilității la lichefiere care au la bază încercări de penetrare (dinamică standard, statică și dinamică cu con) sunt propuse în lucrările [3, 8, 41, 42, 43, 48, 49, 54, 55, 81, 82]. Un criteriu mai complex, care ia în considerare unele caracteristici ale terenului de pe amplasament (granulozitatea, starea de îndesare, starea de umiditate etc.) și de gradul de intensitate seismică a fost propus în monografia publicată de Perlea V. și Perlea M. (1984) [55].

Ca o sinteză a studiilor și cercetărilor efectuate au fost elaborate instrucțiunile "Îndrumător tehnic pentru studiul proprietăților pământurilor lichefiabile" - Indicativ P125-84, care legiferează criteriile pentru determinarea susceptibilității la lichefiere a terenurilor nisipoase.

### 2.3. FACTORII CARE CONDIȚIONEAZĂ SENSIBILITATEA LA LICHEFIERE A PĂMÂNTURILOR NISIPOASE SATURATE SUB ACȚIUNEA ÎNCĂRCĂRILOR STATICE (MONOTON CRESCĂTOARE)

Așa cum s-a arătat în paragraful 2.2, lichefierea nisipurilor saturate și afânate poate fi provocată de încărcări ciclice sau statice (monoton crescătoare). Dacă comportarea nisipurilor sub încărcări ciclice a făcut obiectul a numeroase studii și cercetări, comportarea la lichefiere a nisipurilor sub încărcări statice monotone crescătoare a fost tratată cu mult mai puțină atenție [35]. Totuși, câteva studii de laborator au urmărit comportarea nisipurilor afânate sub acțiunea solicitărilor statice, punând accentul în special pe proprietățile terenului, după ce lichefierea s-a produs. Din această categorie se pot enunța studiile efectuate de Castro (1969) [11, 12], Castro și Poulos (1977) [13], Poulos ș.a. (1985) [58], Bjerrum ș.a. (1961) [7] etc.

Un studiu mai amplu a fost efectuat de Kramer și Seed (1988) [35], care au analizat, în mod detaliat, influența principalilor factori asupra rezistenței la lichefiere statică (definită în cadrul paragrafului 2.2) și asupra posibilelor efecte ale lichefierii.

Cercetările de laborator au urmărit influența gradului de îndesare, a presiunii de consolidare și a efortului inițial de forfecare asupra rezistenței la lichefiere statică. În cele ce urmează se prezintă succint principalele concluzii rezultate în urma studiului efectuat în laborator de către Kramer și Seed (1988) [35].



### 2.3.1. Influența gradului de îndesare

Încercările de laborator pentru evaluarea influenței gradului de îndesare asupra rezistenței la lichefiere statică au fost efectuate pe două tipuri de nisipuri, astfel:

- (1) **nisip de la Sacramento River**, care este un nisip curat, uniform și fin și care a fost cernut până la obținerea unei curbe de granulozitate similară cu cea a unor nisipuri fine care au fost interceptate în suprafețele de cedare prin lichefiere statică;
- (2) **nisip prăfos**, care este un nisip uniform prăfos cu un conținut de cca. 12% părți fine și care a fost interceptat într-o altă suprafață de cedare datorită lichefierii statice.

Cercetările de laborator au cuprins un număr de peste 100 de încercări, pe probe preparate din ambele tipuri de nisipuri. Principalele caracteristici ale nisipurilor încercate sunt prezentate în tabelul 2.2.

Tabelul 2.2. Principalele caracteristici ale nisipurilor încercate [35]

Tipul de nisip	Diametrul mijlociu $D_{50}$ [mm]	Diametrul mijlociu $D_{10}$ [mm]	Coeficientul de neuniformitate	Densitatea maximă în stare uscată [g/cm <sup>3</sup> ]	Densitatea minimă în stare uscată [g/cm <sup>3</sup> ]
Nisip de Sacramento River	0,205	0,150	1,41	1,703	1,354
Nisip fin prăfos	0,120	0,070	2,00	1,629	1,161

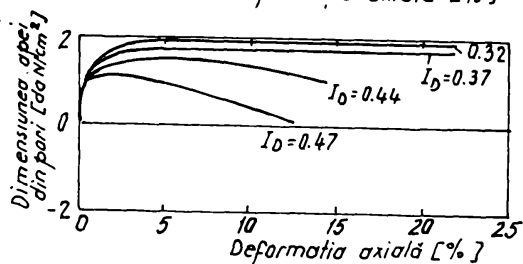
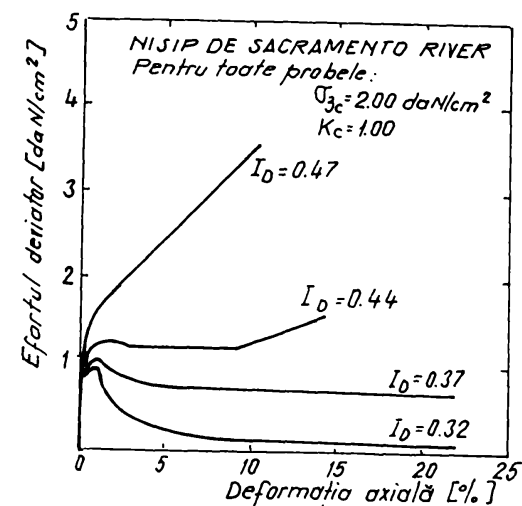


Fig. 2.9. Efectul gradului de îndesare asupra curbei efort-deformație și a presiunii apei din pori [35]

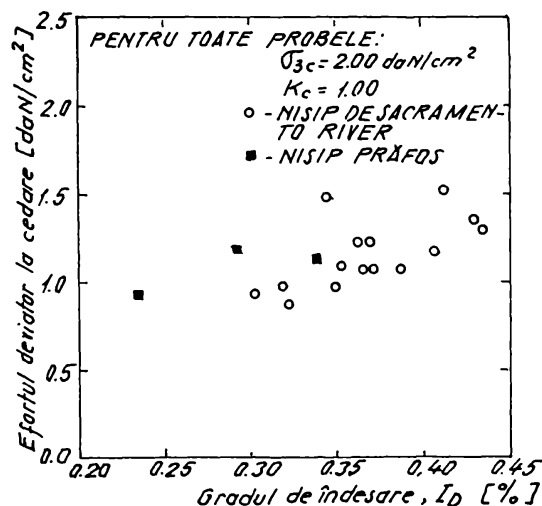


Fig. 2.10. Efectul gradului de îndesare asupra efortului deviator care produce cedarea[35].

Probele au fost preparate prin batere în 6 porții, cu densitatea în stare uscată aproximativ egală și la o umiditate de 6-8%. Încercările au fost efectuate în aparatul triaxial, sub acțiunea încărcărilor monoton crescătoare, în condiții riguros controlate și cu măsurarea presiunii apei din pori.

Un prim set de încercări au urmărit influența gradului de îndesare asupra rezistenței la lichefiere statică. În fig. 2.9 sunt prezentate curbele efort-deformație și variația presiunii apei din pori pentru patru încercări, pe probe consolidate izotrop în condiții nedrenate, pentru nisip de Sacramento River și diferite grade de îndesare.

Analizând curbele prezentate în fig. 2.9 se desprind următoarele:

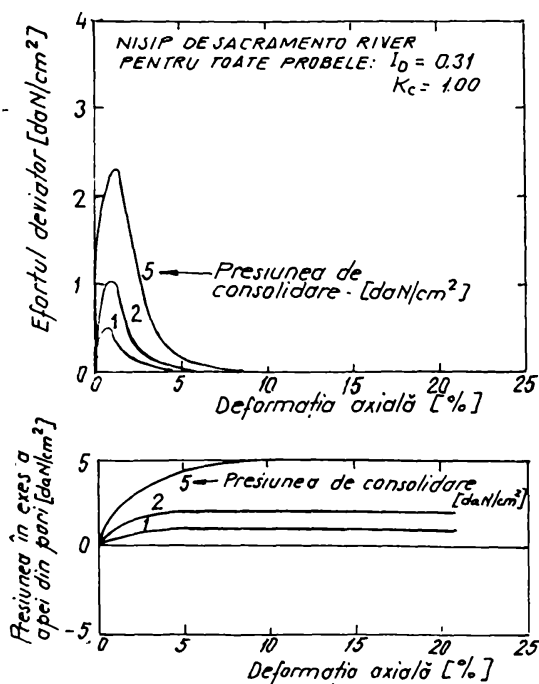
- proba cu gradul de îndesare  $I_D = 0,47$  s-a comportat dilatativ cu descreșterea presiunii în exces a apei din pori la creșterea efortului deviator;

- proba cu  $I_D = 0,44$  s-a lichefiat, deformându-se rapid până la o valoare a deformației axiale de 10%, după ce efectul deviator maxim a fost atins, dar a început să se dilate la deformații mari. Acest tip de comportare a fost descrisă pentru prima dată de Castro (1969), fiind denumită **“lichefiere limitată”** [35];

- probele încercate cu  $I_D = 0,37$  și  $I_D = 0,32$  s-au lichefiat ambele, astfel că, după ce valoarea maximă a efortului deviator a fost atinsă, presiunea în exces a apei din pori și deformațiile au crescut brusc. În aceste condiții, ambele probe s-au deformat la un efort deviator mai mic decât cel de vârf;

- creșterea efortului deviator, în condiții nedrenate, necesară să declanșeze lichefierea la probele cu  $I_D = 0,32$ ,  $I_D = 0,37$  și  $I_D = 0,44$ , a fost succesiv tot mai mare.

Aceste concluzii scot în evidență că **rezistența la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare) crește cu creșterea gradului de îndesare**. Acest lucru reiese în evidență mult mai pregnant pentru ambele tipuri de nisipuri încercate, din datele prezentate în fig. 2.10.



### 2.3.2. Influența presiunii de consolidare

În scopul studierii efectului presiunii de consolidare asupra rezistenței la lichefiere statică, Kramer și Seed (1988) [35] au efectuat o serie de încercări pe probe consolidate la diferite presiuni. Relația efort-deformație axială și variația presiunii apei din pori, pentru patru încercări în condiții nedrenate, pe probe preparate din nisip de Sacramento-River, este reprezentată în fig. 2.11. Probele au fost consolidate la un grad de îndesare  $I_D \approx 0,31$ , la o presiune medie de la 1,0 la 5,0 daN/cm<sup>2</sup>.

Fig. 2.11. Influența presiunii de consolidare asupra relației efort-deformație și asupra presiunii apei din pori

[35]

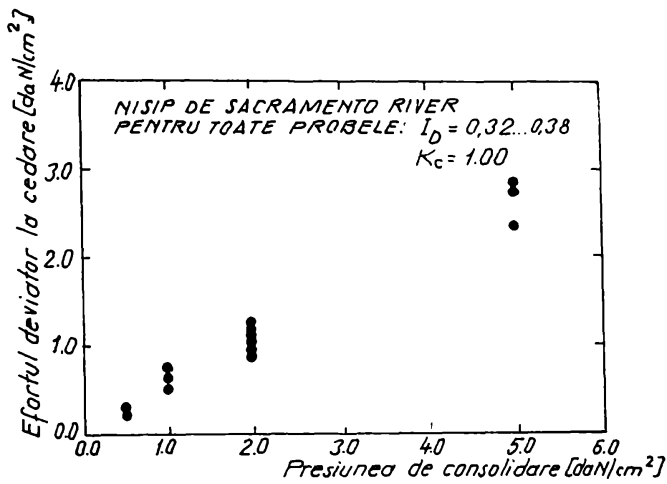


Fig. 2.12. Efectul presiunii de consolidare asupra efortului deviator care produce cedarea [35]

Din cele prezentate în fig. 2.11 rezultă că, în condiții nedrenate, mărimea efortului deviator necesar să declanșeze lichefierea crește cu creșterea presiunii de consolidare. Rezultatele acestor încercări arată că **rezistența la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare) crește cu creșterea valorii presiunii de consolidare**. Această concluzie este subliniată prin datele prezentate în fig. 2.12, din care rezultă că efortul deviator necesar să declanșeze (inițieze) lichefierea crește aproape proporțional cu presiunea de consolidare.

### 2.3.3. Influența tensiunilor de forfecare inițială

Kramer și Seed (1988) [35] au efectuat o serie de încercări, pe probe consolidate la diverse tensiuni inițiale de forfecare, în scopul studierii influenței acestora asupra rezistenței la lichefiere statică. Rezultatele obținute prin trei încercări, pe probe de nisip de Sacramento River, consolidate anizotrop în condiții nedrenate și una consolidată izotrop, la un grad de îndesare  $I_D = 0,32 \dots 0,38$  sunt prezentate în fig. 2.13. Probele au fost supuse la diverse valori ale tensiunilor inițiale de forfecare, prin consolidarea la un raport de supraconsolidare ( $K_C$ ) de 1,0; 1,5; 2,0 și 2,25.

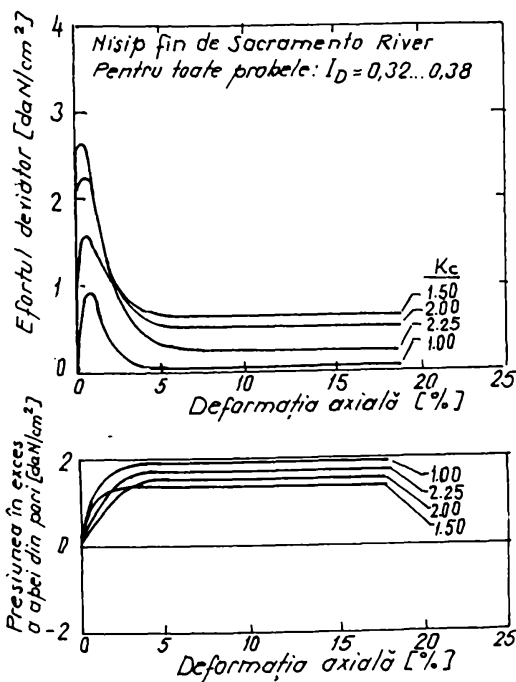


Fig. 2.13. Efectul tensiunii inițiale de forfecare asupra relației efort-deformație și asupra presiunii apei din pori [35]

Lichefierea a fost inițiată pentru proba consolidată izotrop, care a fost la începutul încercării în echilibru la tensiunea inițială zero, printr-o creștere nedrenată a efortului deviator la cca.  $0,9 \text{ daN/cm}^2$ .

La probele consolidate la un raport de supraconsolidare efectiv de 1,5; 2,0 și 2,25 creșterile deviatorului de eforturi în condiții nedrenate, necesar să producă lichefierea a fost de aproximativ 0,6; 0,25 și respectiv  $0,13 \text{ daN/cm}^2$ .

Rezultă că **rezistența la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare) scade semnificativ dacă valoarea tensiunii inițiale de forfecare crește**. Acest aspect al comportării terenurilor a fost observat și de Bjerrum s.a. (1961) [7], Castro și

Poulos (1977) [13], la un număr limitat de încercări pe probe de nisip foarte afânat, dar nu a fost investigat în detaliu.

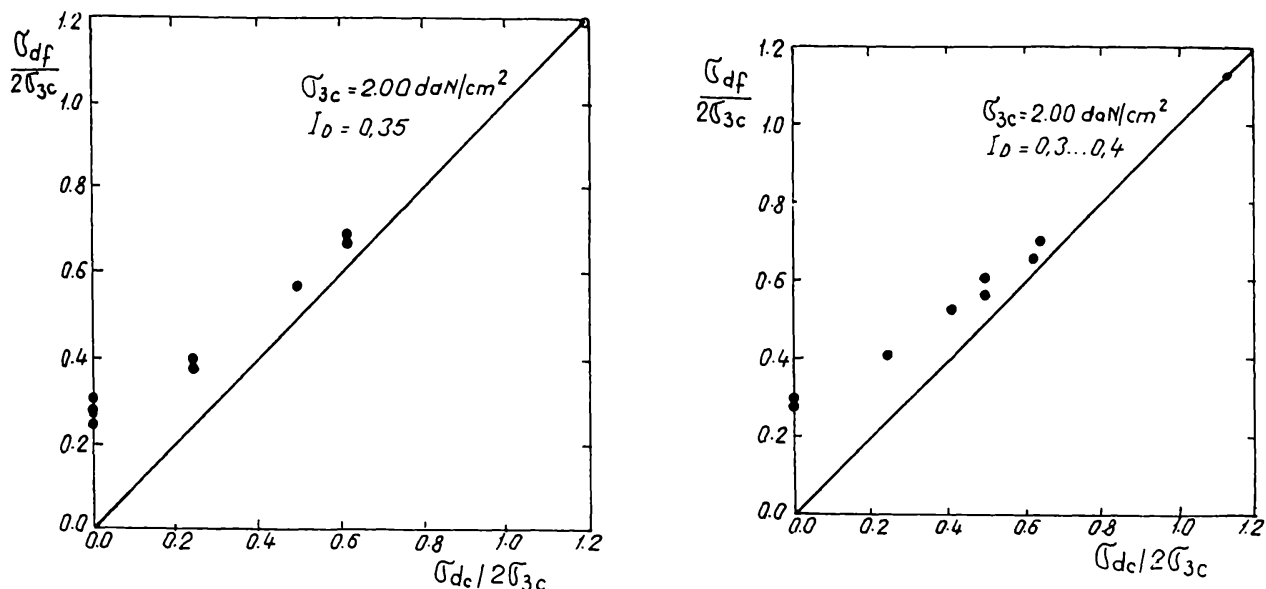


Fig. 2.14. Influența tensiunilor inițiale de forfecare asupra rezistenței la lichifiere sub încărcări statice (monoton crescătoare)

a - nisip fin de Sacramento River; b - nisip prăfos [35]

Rezultatele obținute în urma încercărilor au fost exprimate și funcție de efortul maxim de forfecare care activează în plane înclinate la  $45^\circ$  față de axa tensiunii principale minime. În fig. 2.14 este prezentată variația efortului de forfecare maxim care produce cedarea ( $\sigma_{df}/2$ ), funcție de efortul maxim la sfârșitul consolidării ( $\sigma_{dc}/2$ ), ambele normalizate la presiunea de consolidare ( $\sigma_{3c}$ ). Linia înclinată la  $45^\circ$  reprezintă condiția de solicitare la sfârșitul consolidării. Rezistența statică este proporțională cu distanța verticală între fiecare punct și linia înclinată la  $45^\circ$ .

Rezultatele prezentate în fig. 2.14 scot în evidență o influență semnificativă a tensiunilor inițiale de forfecare asupra efortului suplimentar necesar să inițieze lichifierea. Astfel, din fig. 2.14.a rezultă că, la un raport de supraconsolidare de 1,5, este necesar un spor al eforturilor de forfecare de 53% pentru declanșarea lichiefierii, în timp ce la un raport de supraconsolidare de 2,25 este necesară o creștere a eforturilor de forfecare de numai 6%. Rezultă, deci, că la o valoare ridicată a tensiunii inițiale de forfecare, chiar și creșteri mici ale eforturilor unitare de forfecare, în condiții nedrenate, sunt suficiente să inițieze (declanșeze) lichifierea.

- Rezultatele încercărilor de laborator scot în evidență că lichifierea poate fi inițiată printr-o foarte mică schimbare a eforturilor de forfecare, în condiții nedrenate, în depozitele nisoase care au fost supuse la tensiuni de forfecare inițiale mari.

Această comportare poate fi responsabilă pentru multe cazuri reale de **“lichifiere spontană”** la care nu a contribuit nici o sursă de încărcare suplimentară.

Totodată, rezultatele acestor încercări scot în evidență că în unele situații lichifierea poate fi declanșată la o deformare axială foarte mică, de ordinul a 1...2%. Această valoare scăzută a deformațiilor axiale în momentul cedării arată că în cazul a multor tipuri de baraje din pământ, instrumentate și urmărite convențional prin măsurători periodice ale înclinatiilor și

deplasărilor, nu pot furniza avertismente adecvate care să permită luarea unor măsuri pentru a împiedica fenomenele de instabilitate.

### 2.3.4. Concluzii cu privire la factorii de influență a rezistenței la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare)

Rezultatele încercărilor de laborator prezentate anterior, precum și cele obținute de alți autori, au scos în evidență influența gradului de îndesare, a presiunii de consolidare și a tensiunilor inițiale de forfecare asupra rezistenței la lichefiere statică [13, 35, 58]. Din cele prezentate pot fi sintetizate următoarele concluzii utile, în analize de stabilitate ale depozitelor nisipoase, solicitate la încărcări statice (monoton crescătoare):

- (1) Rezistența la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare) crește cu creșterea gradului de îndesare ( $I_D$ ). Dacă acesta crește până la punctul în care indicele porilor se apropie de valoarea critică, probele au o comportare dilatativă și lichefierea este puțin probabilă. O prezentare mai sugestivă a dependenței rezistenței la lichefiere statică de gradul de îndesare ( $I_D$ ) și a tensiunilor inițiale de forfecare este făcută în fig. 2.15.

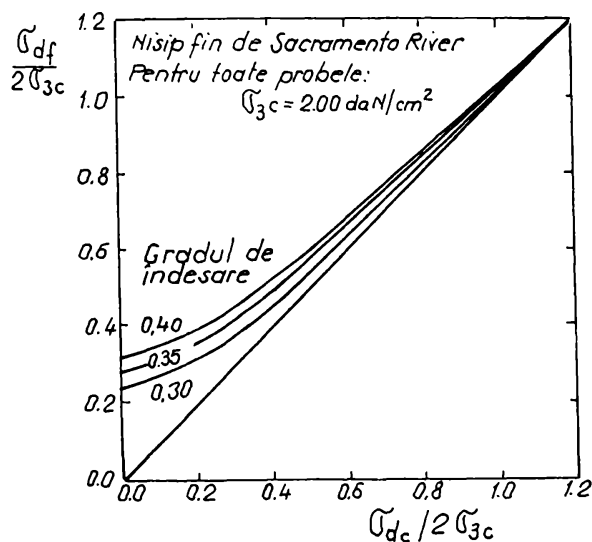


Fig. 2.15. Influința gradului de îndesare și a tensiunilor inițiale de forfecare asupra rezistenței la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare) [35]

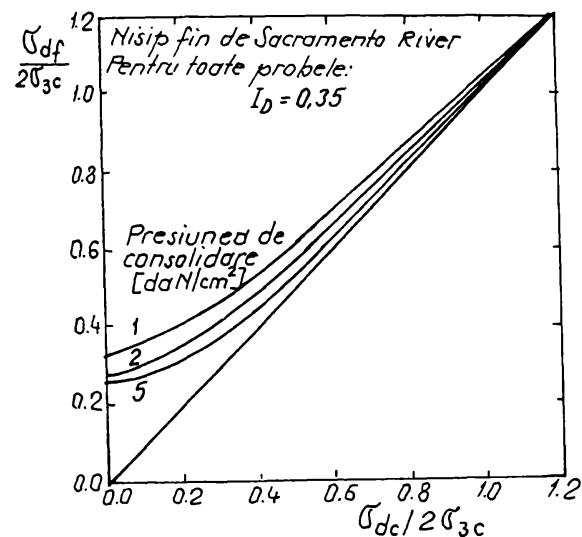


Fig. 2.16. Influința presiunii de consolidare și tensiunilor inițiale de forfecare asupra rezistenței la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare) [35]

- (2) Rezistența la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare) este influențată în mod semnificativ de tensiunile inițiale de forfecare. La valori mari ale acestor tensiuni inițiale, lichefierea poate fi declansată printr-o creștere a eforturilor de forfecare în condiții nedrenate, cu doar câteva procente față de valorile inițiale.
- (3) Rezistența la lichefiere sub încărcări statice (monoton crescătoare) a probelor consolidate, la o presiune mai mare, este semnificativ mai mare decât a celor consolidate sub o presiune mai mică. Acest fapt apare prezentat sugestiv în fig. 2.16.

- (4) Inițierea lichefierii s-a produs la valori mici ale deformațiilor axiale (1...2%), valori care pot astfel să explice apariția suprafețelor de alunecare atribuite "lichefierii spontane".
- (5) Alți parametri care influențează rezistența la lichefiere, sub acțiunea solicitărilor ciclice (granulozitatea, permeabilitatea, condițiile de drenare, structura și forma particulelor etc.) vor afecta de asemenea rezistența la lichefiere statică. Influența acestor factori este prezentată detaliat în paragraful 2.4. al prezentului capitol.

## 2.4. FACTORII CARE CONDIȚIONEAZĂ SENSIBILITATEA LA LICHEFIERE A PĂMÂNTURILOR NISIPOASE SATURATE SUB ACȚIUNEA SOLICITĂRILOR SEISMICE

Probabilitatea producerii fenomenului de lichefiere, în urma solicitărilor seismice, este condiționată de o serie de factori care pot fi grupați în două categorii:

- 1) caracteristicile care definesc condițiile de pe amplasament;**
- 2) parametrii care definesc solicitarea seismică.**

La rândul lor, factorii din prima categorie pot fi de asemenea încadrați în trei grupe, și anume:

**1a) caracteristici care determină natura și tipul de pământ:** granulozitatea, caracterizată prin fracțiunile granulare predominante, gradul de neuniformitate, diametrul mijlociu ( $D_{50}$ ), conținutul de particule fine, forma particulelor;

**1b) caracteristici de stare a pământului în depozit:** gradul de îndesare, compresibilitatea, permeabilitatea, structura (și indirect geologia depozitului), nivelul apei subterane, starea de umiditate, condițiile de drenare ale stratului;

**1c) factori care definesc influența construcției proiectată pe amplasament:** efortul unitar de forfecare static inițial, raportul de supraconsolidare, schimbarea presiunii de consolidare și respectiv a efortului vertical efectiv, interacțiunea dintre structura clădirii și terenul de fundare.

În cele ce urmează, se prezintă sintetic modul de influență a factorilor enumerați mai sus, asupra fenomenului de lichefiere.

### 2.4.1. Influența granulozității pământurilor

Deși este un criteriu foarte controversat, granulozitatea este păstrată ca factor determinant în criteriile calitative de apreciere a sensibilității la lichefiere, cu toate că domeniile critice, stabilite pe baza acesteia, sunt în general foarte largi [55].

Pe baza informațiilor obținute în urma unor cutremure, s-a stabilit că cele mai susceptibile la lichefiere sunt nisipurile fine și nisipurile prăfoase.

Perlea (1984) [55] citează cercetările efectuate de Ishihara, care într-un studiu pentru microzonarea orașului Tokio, din punct de vedere al lichefiabilității, a reținut următoarea clasificare a terenului pe baza informațiilor din fișele forajelor:



- **pământuri lichifiabile**: nisip, nisip fin, nisip mediu, nisip prăfos, nisip cu intercalații de argilă, nisip cu intercalații de pietriș, nisip cu resturi vegetale;

- **pământuri nelichifiabile**: pământ vegetal, umplutură de suprafață, argilă, praf, lut, pământ organic, pietriș.

În lucrarea Perlea (1984) [55] specifică că, pe baza observațiilor prilejuite de cutremurul Niigata din anul 1964, Tsuchida a stabilit pe baza granulozității domeniile corespunzătoare pământurilor lichifiabile (A - foarte ușor lichifiabile, B - ușor lichifiabile).

Domeniile obținute sunt prezentate în fig. 2.17, în care cu linii pline au fost trasate limitele pentru nisipuri uniforme, iar cu linii întrerupte cele pentru nisipuri neuniforme. Aceste domenii au fost incluse în normele japoneze în anul 1977.

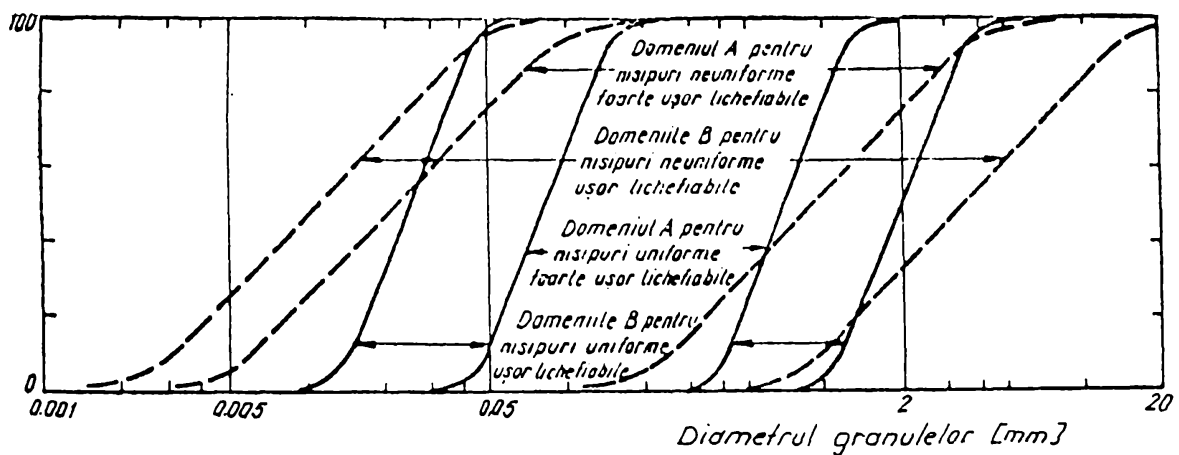


Fig. 2.17. Domenii de granulozitate pentru pământuri lichifiabile conform normelor japoneze [55]

Prin prelucrarea datelor cuprinse într-un număr de 12 studii, care au analizat diverse categorii de pământuri care s-au lichefiat în timpul unor cutremure, Perlea (1977) [55] a recomandat limitele granulometrice prezentate în fig. 2.18.

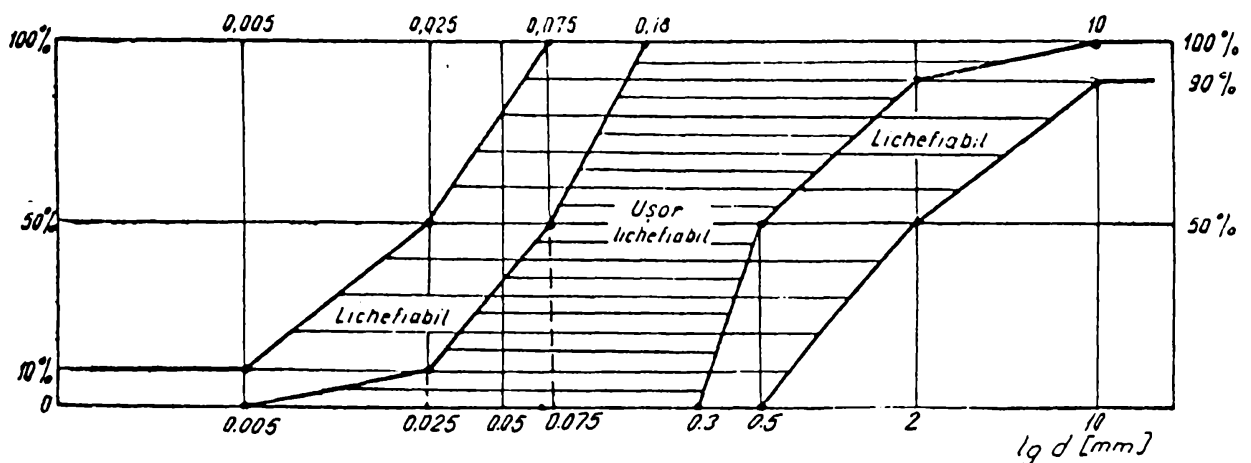


Fig. 2.18. Domenii de granulozitate pentru pământuri lichifiabile recomandate în instrucțiunile românești P125-84 [55]

Domeniile care delimitează pământurile lichifiabile și cele ușor lichifiabile, prezentate în fig. 2.18, au fost cuprinse în instrucțiunile P125-84 [88] sub forma prezentată în tabelul 2.3.

Tabelul 2.3. Criteriul granulozității de apreciere a lichifiabilității [88]

Diametrul caracteristic sau fracțiunea granulară	Pământuri lichifiabile	Pământuri ușor lichifiabile
Diametrul mijlociu, $d_{50}$ [mm]	0,025 ... 2,0	0,075 ... 0,5
Diametrul eficace, $d_{10}$ [mm]	> 0,005	> 0,025
Fracțiune argilă, $d < 0,005$ mm [%]	< 10	0
Fracțiune pietriș, $d = 2 \dots 10$ mm [%]	< 50	< 10
Pietriș mare, $d > 10$ mm [%]	< 10	0

Conform recomandărilor din [88], un pământ se consideră lichifiabil sau ușor lichifiabil dacă curba sa granulometrică este cuprinsă în întregime între liniile ce delimitează domeniul respectiv.

Conținutul de particule fine, corespunzătoare fracțiunii granulare specifice prafului și argilei, conferă pământurilor o plasticitate și o rezistență structurală de tip coeziv, care contribuie la creșterea rezistenței la lichifiere, chiar dacă creșterile de presiune a apei în pori pot determina deformații semnificative [55, 61, 71, 75].

În general, pământurile lichifiate nu conțin particule corespunzătoare fracțiunii granulare a argilei. S-au semnalat, totuși, cazuri de lichifiere a unor nisipuri prăfoase cu conținut de 10% argilă, în timpul cutremurelor Tangshan și Haicheng (China, 1975, 1976) și cu până la 20% în timpul cutremurului Tokachi-Oki (Japonia, 1968) [55, 72, 75].

Atât încercările de laborator, cât și observațiile de teren au scos în evidență că marea majoritate a pământurilor argiloase nu se lichifiază în timpul cutremurelor. Cu toate acestea, studii efectuate în China au arătat că anumite tipuri de pământuri argiloase pot fi susceptibile la lichifiere. Aceste pământuri au avut următoarele caracteristici [68]:

- procent de particule fine cu  $d < 0,05$  mm    15%
- limita superioară de plasticitate ( $W_L$ )    < 35%
- umiditatea naturală ( $W$ )    >  $0.9W_L$ .

Pământurile necoezive care conțin fragmente mari, **de tipul pietrișurilor**, sunt mai puțin susceptibile la lichifiere, deoarece au în general o permeabilitate suficient de mare pentru a asigura o disipare rapidă a presiunii apei din pori, chiar pe măsura generării ei de acțiunea seismică [75]. Cu toate acestea au fost semnalate cazuri de lichifiere a unor pământuri care conțin procente semnificative de pietriș, cu diametrul mijlociu ( $D_{50}$ ) cuprins între 2,0 și 13,0 mm. Astfel, Yegian ș.a. (1994) [83] semnalează lichifierea unor pietrișuri cu



permeabilitate mică, în timpul cutremurului din Armenia (1988). Alte situații de lichefiere ale unor pietrișuri prăfoase, cu conținut de praf între 2% și 30% au fost semnalate de Andrus și Youd (1989) [1], în timpul cutremurului Borah Peak (1983, SUA,  $M = 7,3$ ,  $a_{max} = 0,3g \dots 0,5g$ ). Procentul de particule fine, care au condus la scăderea permeabilității și împiedicarea drenajului, precum și accelerația mare indusă de cutremur, au favorizat, în aceste situații, apariția lichefierii.

Se poate constata că granulozitatea are o influență indirectă asupra potențialului de lichefiere, influențând condițiile de drenare și de disipare a presiunii în exces a apei din pori, generate în timpul acțiunii seismice.

Unele criterii de apreciere a lichefiabilității, bazate pe granulozitate, au stabilit corelații între sensibilitatea la lichefiere și unele diametre caracteristice, dintre care cel mai utilizat este diametrul mijlociu ( $D_{50}$ ). Astfel, s-a constatat că sensibilitatea la lichefiere este mare pentru ( $D_{50}$ ) cuprins între 0,02 și 1,0 mm, cu un maxim în jurul valorii de 0,1 [55].

Studii rigurose efectuate, bazate pe încercări de laborator și informațiile obținute în timpul unor cutremure, au scos în evidență că potențialul de lichefiere scade odată cu micșorarea valorii diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ). Astfel, Robertson și Campanella (1985) [61], prezintă concluziile rezultate în urma studiului efectuat de Iwasaki ș.a. (1978) din care a rezultat că efortul unitar ciclic normalizat, necesar să producă lichefierea, crește cu valoarea dată de expresia:

$$\Delta\tau_l = -0,146 \lg \frac{D_{50}(mm)}{0,35} \quad (2.10)$$

Expresia (2.10.) are domeniul de valabilitate pentru valori ale diametrului mijlociu,  $D_{50} \leq 0,6$  mm.

Conform codului chinez de apreciere a lichefiabilității, bazat pe penetrare statică [cap. 3, rel. (3.24)], rezultă că, la o scădere a valorii ( $D_{50}$ ) de la 0,25 mm la 0,15 mm, efortul unitar ciclic normalizat necesar să producă lichefierea, crește cu valoarea 0,05 [58].

În studiile efectuate de Seed ș.a. (1983, 1985, 1986) [68, 69, 70], creșterea efortului ciclic normalizat care produce lichefierea ( $\tau_l$ ), în condițiile reducerii valorii ( $D_{50}$ ), de la 0,25 mm la 0,15 mm, este cuprinsă între valorile 0,05-0,075.

Criteriile de apreciere a lichefiabilității bazate pe rezultatele încercărilor de penetrare dinamică standard, penetrare statică și dinamică cu con, iau în considerare influența diametrului mijlociu și a conținutului de particule fine. Aceste criterii, prezentate în cap. 3, 4 și 5, au scos în evidență reducerea potențialului de lichefiere odată cu scăderea diametrului mijlociu și cu creșterea conținutului procentual de particule fine.

Alte criterii de judecare a lichefiabilității, pe baza granulozității pământurilor, iau în considerare influența **coeficientului de neuniformitate** ( $U_n = d_{60}/d_{10}$ ). Majoritatea studiilor efectuate în acest sens au scos în evidență că nisipurile cu granulozitate uniformă ( $U_n = 2, \dots, 5$ ) sunt cele mai susceptibile la lichefiere.

După Caquot și Kerisel (1968) [9] nisipurile uniforme, cu  $U_n < 2$ , nu mai sunt lichefiabile. De asemenea, după acești autori, nisipurile lichefiabile sunt în general neuniforme, fiind chiar posibilă stabilizarea lor prin eliminarea unor fracțiuni (atât grosiere cât și fine), transformându-le astfel în nisipuri uniforme.

Uniformitatea granulozității influențează indirect lichifiabilitatea, prin reducerea permeabilității în cazul unei granulozități neuniforme care cuprinde particule fine și a stării de îndesare din depozit, în cazul unei granulozități uniforme.

Datorită rezultatelor contradictorii și în general neconcludente, cu privire la influența neuniformității, în studiile recente de apreciere a potențialului de lichifiere acest parametru nu este considerat determinant.

Din cele prezentate, rezultă că granulozitatea pământurilor este un factor de influență a lichifierii care trebuie judecat și în corelație cu alți factori (starea de îndesare, forma particulelor, permeabilitatea, condițiile de drenare etc.).

## 2.4.2. Influența formei granulelor

Forma particulelor din care este alcătuit un pământ influențează semnificativ sensibilitatea la lichifiere, datorită faptului că rezistența mobilizată prin frecare depinde de aceasta, fiind mai mică la particulele rotunjite decât la cele alungite și colțuroase.

În monografia sa, Perlea (1984) [55] sintetizează concluziile obținute de Ivanov ș.a. care au definit trei parametri care caracterizează forma particulelor:

1) **Coeficientul de rotunjime** ( $\alpha$ ), definit de relația:

$$\alpha = \frac{\sum r}{n \cdot R} \quad (2.11)$$

în care:  $R$  - raza critică înscrisă în conturul particulei;

$r$  - razele tuturor suprafețelor rămase neînscrise în conturul particulei;

$n$  - numărul de suprafețe circulare înscrise în conturul particulei.

2) **Coeficientul de sfericitate** ( $\beta$ ), definit de relația

$$\beta = \frac{\omega_P}{\omega_R} \quad (2.12)$$

în care:  $\omega_P$  - aria suprafeței fiecărei particule;

$\omega_R$  - aria cercului circumscris particulei.

3) **Coeficientul de formă** ( $K$ ), exprimat prin relația:

$$K = \alpha \cdot \beta \quad (2.13)$$

În cazul unei forme sferice fără asperități coeficienții definiți prin relațiile (2.11), (2.12) și (2.13) au valoare unitară. Pentru obținerea unor valori medii, Ivanov ș.a. recomandă efectuarea măsurărilor pe 100 granule de nisip, fotografiate prin microscop. În fig. 2.19 este prezentată influența coeficientului de formă asupra caracteristicilor geotehnice ale unor nisipuri fine, utilizate pentru realizarea unor umpluturi hidromecanizate cu același grad de îndesare (0,40...0,46).

Nisipurile aveau practic aceeași granulozitate, dar difereau prin forma particulelor. Se poate constata că unui nisip care este depozitat într-o stare mai afânată, având  $K = 0,12$ , îi corespunde un unghi de frecare interioară mai mare decât a unuia așezat într-o stare mai

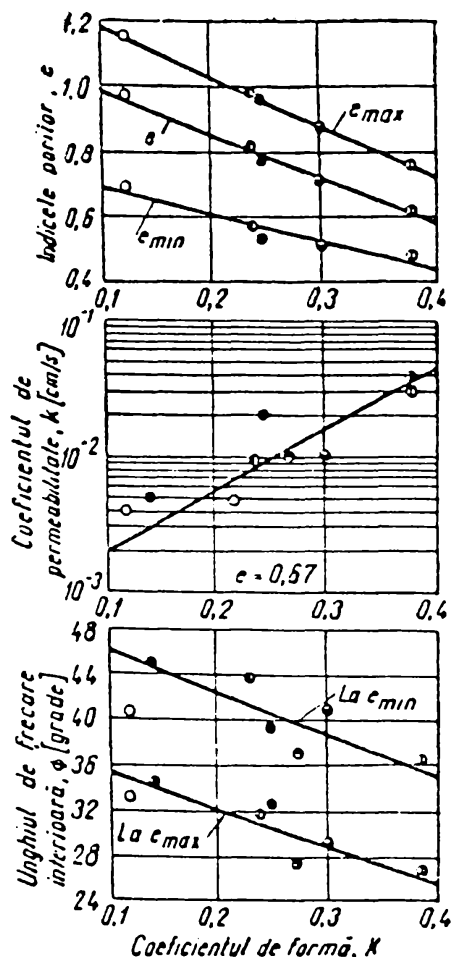


Fig.2.19. Influența coeficientului de formă asupra proprietăților unor nisipuri fine [55]

îndesată, dar care este alcătuit din particule mai rotunjite și cu valoarea  $K = 0,38$ . De aici rezultă că primul tip de nisip este de preferat pentru construcții situate în zone seismice.

Perlea (1984) [55] citează cazul studiului efectuat de Sherif ș.a. în care se recomandă cuantificarea influenței formei particulelor prin determinarea sfericității ( $\Psi$ ), care intervine într-o metodă generală de apreciere a lichefiabilității. Sfericitatea ( $\Psi$ ) este definită prin relația:

$$\Psi = \frac{\sum \psi_i N_i}{\sum N_i} \quad (2.5)$$

în care  $\psi_i = \frac{S_i}{S_{oi}}$  sau  $\psi_i = \frac{d_{ci}}{D_{ci}}$  iar termenii au următoarea semnificație:

- $S_i$  - este suprafața reală a particulei;
- $S_{oi}$  - suprafața unei sfere al cărei volum este egal cu volumul particulei;
- $d_{ci}$  - diametrul cercului având aria egală cu aria maximă a proiecției particulei;
- $D_{ci}$  - diametrul celui mai mic cerc circumscris acestei proiecții.

Din cele prezentate rezultă că forma particulelor influențează semnificativ rezistența la lichefiere

și pe această bază se pot trage concluzii utile în proiectarea construcțiilor din pământ și a platformelor realizate prin hidromecanizare.

### 2.4.3. Influența gradului de îndesare

Rolul determinant al stării de îndesare a fost recunoscut încă din primele studii asupra lichefierii. Astfel, în conceptul "accelerației critice", Maslov (1957) [39, 55] remarcă o dependență a acesteia de porozitatea nisipului din depozit. Potențialul de lichefiere, definit de Casagrande, [cap. 1, rel. (2.5)] depinde de coeficientul lui Skempton,  $A_r$ , care la rândul lui depinde de porozitate.

După schema propusă de Castro și Poulos (1977) [13] [cap. 1, fig. 2.3], starea de îndesare determină însuși tipul de fenomen care conduce la pierderea stabilității depozitelor de nisip saturat. Astfel, linia stării staționare, prezentată în fig. 2.3, delimitează domeniile de porozități caracterizate prin posibilitatea de producere a fenomenelor de lichefiere propriu-zisă sau de lichefiere ciclică. Lichefierea propriu-zisă este cu atât mai probabilă cu cât punctul din diagrama de stare este mai departe de linia stării staționare, respectiv pentru o stare de îndesare dată, cu cât indicele porilor este mai mare.

Potențialul de lichefiere ciclică depinde de asemenea în mod hotărâtor de gradul de îndesare. Perlea (1984) [55] prezintă rezultatele obținute de Mori, Seed și Chan (1978), în urma încercărilor efectuate cu ajutorul unei mese vibrante pe probe de mari dimensiuni. Se poate constata, din figura 2.20, că rezistența la lichefiere ( $R_l$ ) crește odată cu creșterea gradului de îndesare ( $I_D$ ), pentru un anumit număr de cicluri de solicitare.

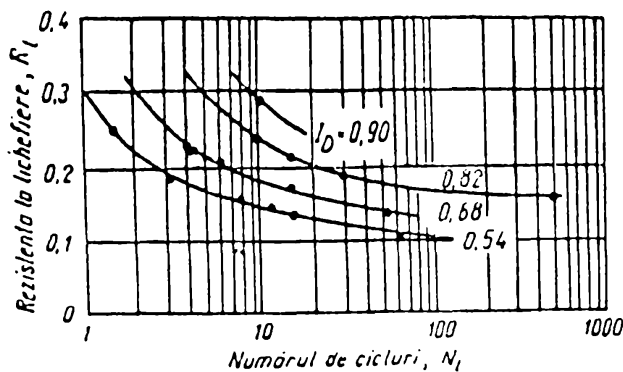


Fig. 2.20. Dependenta rezistentei la lichefiere de gradul de îndesare pentru un număr de cicluri dat [55]

Rezistența la lichefiere ( $R_l$ ) pentru un anumit număr de cicluri de solicitare se exprimă de regulă prin parametrul adimensional (numit și efort unitar de forfecare ciclic normalizat) definit prin relația [88]:

$$R_l = \tau_{\max, l} / \sigma'_v \quad (2.15)$$

în care:  $\tau_{\max, l}$  - efortul unitar tangențial maxim la care se produce lichefierea într-un număr dat de cicluri de solicitare uniformă;

$\sigma'_v$  - efortul unitar normal efectiv, pentru o stare de eforturi izotropă, existentă la începerea solicitării ciclice.

În cadrul încercărilor de laborator, rezistența la lichefiere ( $R_l$ ) se determină pe probe reprezentative cu gradul de îndesare  $I_D = 0,5$ , urmând ca pentru un anumit  $I_D$  dat,  $R_l$  să se determine cu relația [55, 88]:

$$R_l = \frac{R_{l, I_D=0,5}}{0,5} \cdot I_D \quad (2.16)$$

Acest procedeu de calcul este justificat de rezultatele experimentale, în special în domeniul stării de îndesare medie, cu  $I_D = 0,33 \dots 0,67$ .

Gradul de îndesare ( $I_D$ ) determină și deformația specifică ( $\epsilon$ ), mărime care permite estimarea tasării probabile produse în urma lichefierii terenului, așa cum rezultă din studiile efectuate de Lee și Aalbaissa (1975) [36] și respectiv Tokimatsu și Seed (1987) [79] (vezi cap. 5, fig. 5.10).

Deoarece este un parametru determinant care influențează producerea fenomenelor de lichefiere, gradul de îndesare a fost inclus în majoritatea criteriilor de apreciere a acestora, luat fie ca parametru independent, fie în corelație cu alți factori.

În fig. 2.21 este prezentată dependența accelerației critice, care poate produce lichefierea, de gradul de îndesare ( $I_D$ ) apreciat pe baza penetrării dinamice standard, obținute în studiile efectuate de Seed și Idriss (1971), Castro (1977), Cristian (1980) și sintetizate de Perlea (1984) [55].

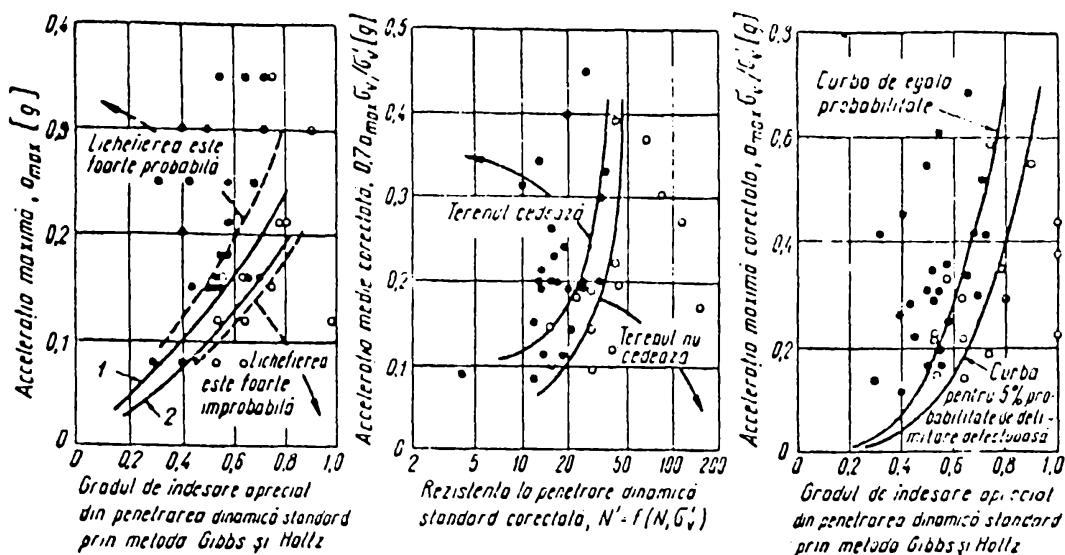


Fig. 2.21. Dependența accelerației critice care poate produce lichefierea de gradul de îndesare [55]

În instrucțiunile românești, ca indicativul P125-84 [88] influența gradului de îndesare asupra sensibilității la lichefiere este cuprinsă în criteriul prezentat în tabelul 2.4.

Tabelul 2.4. Criteriul stării de îndesare pentru aprecierea sensibilității la lichefiere ciclică [88]

Gradul de intensitate seismică	Gradu de îndesare ( $I_D$ ) la care pământul nisipos trebuie considerat susceptibil de a se lichefia
mai mic decât VII	Nelichefiabil indiferent de $I_D$
VII	mai mic de 0,6
VIII	mai mic decât 0,7
IX	mai mic decât 0,85
mai mare decât IX	Lichefiabil indiferent de $I_D$

În criteriile de apreciere a potențialului de lichefiere se vor prezenta în cadrul capitolelor 3, 4 și 5, care se bazează pe rezultatele încercărilor de penetrare standard, penetrare statică cu con și penetrare dinamică cu con, gradul de îndesare intervine în mod indirect prin influența hotărâtoare asupra rezultatelor încercărilor.

Din cele arătate rezultă că gradul de îndesare  $I_D$  influențează hotărâtor fenomenele de lichefiere, fiind totodată un parametru determinant care intervine în marea majoritate a criteriilor de apreciere a potențialului de lichefiere. Se recomandă totuși ca influența acestuia să fie judecată în corelație cu ceilalți factori care condiționează sensibilitatea la lichefiere a nisipurilor saturate.

## 2.4.4. Influența stării de umiditate și a condițiilor de drenare ale stratului lichefiabil din depozit

Problema lichefierii se pune de regulă pentru zonele situate sub nivelul apei subterane și în zona de saturare capilară. Pentru un nisip cu umiditate redusă, o solicitare de tip seismic nu produce lichefierii, ci numai tasări mari.

În cazul nisipurilor fine și mijlocii se poate considera că stratul este complet saturat pe o înălțime de cca. 1 m deasupra nivelului apei subterane [55].

Studiile și cercetările efectuate în acest domeniu au urmărit influența gradului de umiditate ( $S_r$ ) asupra rezistenței la lichefiere a nisipurilor. În monografia sa, Perlea (1984) [55] prezintă diagramele obținute de Finn (fig. 2.22) pe baza unor încercări de laborator pe probe de nisip cu diverse grade de umiditate.

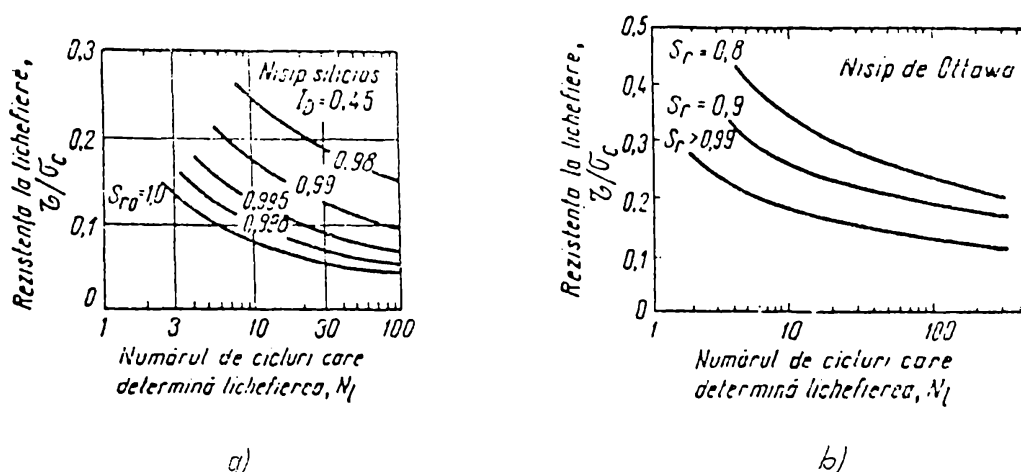


Fig. 2.22. Influența gradului de umiditate asupra rezistenței la lichefiere [55]

Se poate constata din fig. 2.22.a, că o scădere mică a gradului de umiditate duce la o creștere sensibilă a rezistenței la lichefiere, de unde rezultă importanța saturării complete a probelor supuse încercărilor de laborator.

În aceeași lucrare [55] sunt prezentate și cercetările efectuate de Sherif ș.a. (1977) care au condus la curbele din fig. 2.22.b, care arată o creștere mai atenuată a rezistenței la lichefiere funcție de gradul de umiditate.

Poziția ridicată a nivelului apei subterane se manifestă prin două efecte defavorabile:

1) reducerea eforturilor unitare normale efective ( $\sigma'_{v_0}$ ) datorită imersării, care contribuie la scăderea rezistenței la lichefiere și a rezistenței pasive, precum și la creșterea efortului unitar de forfecare normalizat indus de seism [rel. (3.25)];

2) saturarea părții superioare conduce la lichefierea în zonele de suprafață ale terenului care, din punct de vedere al stării de eforturi, sunt cele mai susceptibile la lichefiere ciclică prin amplificarea solicitării seismice și care pot avea efectele cele mai defavorabile asupra stabilității construcțiilor.



Seed și Idriss (1971) [67] au ajuns la concluzia că un strat de nisip situat deasupra nivelului apei subterane se poate lichefia în urma lichefierii zonelor inferioare, datorită faptului că presiunea în exces a apei din pori în zona lichefiată se disipează prin ridicarea nivelului apei subterane. Lichefierea stratului superior se poate produce după încetarea solicitării seismice, datorită curentului de apă ascensional, când gradientul hidraulic atinge o valoare critică. Fenomenul de disipare a presiunii în exces, prin formarea unui curent de apă ascensional va fi prezentat mai detaliat în paragraful 2.4.7.

Într-o lucrare teoretică amplă, Yoshimi și Kuwabara (1973) [84] au studiat influența lichefierii totale a unui strat de adâncime asupra stratului adiacent de la suprafață. Ca urmare a lichefierii totale a stratului se produce o disipare a presiunii apei din pori în exces, care determină ridicarea nivelului apei subterane până la suprafața terenului.

În fig. 2.23 sunt prezentate rezultatele calculului care permite determinarea presiunii apei din pori în stratul de acoperire, pentru diverse adâncimi ale nivelului apei subterane. Din figură se poate constata că influența poziției nivelului apei subterane este mare, dacă compresibilitățile celor două straturi sunt egale ( $m_{V1} = m_{V2}$ ). Pentru valoarea  $m_{V1}/m_{V2} = 0,1$ , această influență este relativ mică.

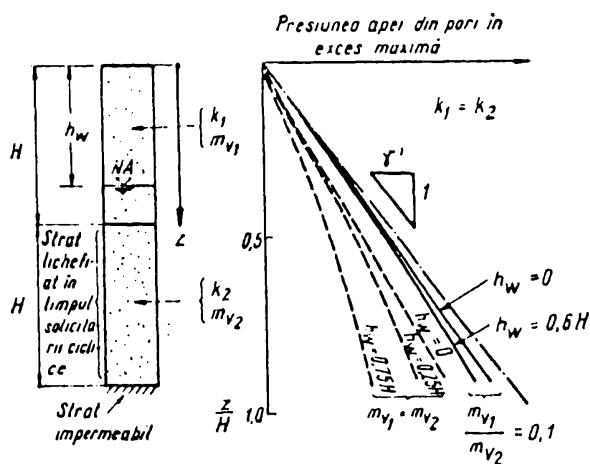


Fig. 2.23. Creșterea presiunii apei din pori în stratul superior, funcție de nivelul apei subterane și coeficientul de compresibilitate volumică ( $m_v$ ) [84].

Conform unui criteriu calitativ de apreciere a lichefiabilității, recomandat de Perlea V. și Perlea M. (1984) [55], se consideră improbabilă producerea lichefierii dacă un strat lichefiabil cu grosimea mai mică de 3 m are cel puțin una din limite în contact cu un strat de permeabilitate mai mare.

Acțiunea combinată a unor factori cum ar fi permeabilitatea, lungimea de drenaj, starea de îndesare, parametrii solicitării etc. determină ritmul de creștere a presiunii apei din pori, atingerea sau nu a unei valori critice, durata de menținere a valorii critice și degradările suferite de construcții.

**Condițiile de drenare** în depozit au o influență semnificativă asupra fenomenelor de lichefiere, prin faptul că determină nivelul maxim al presiunii apei din pori, generate de mișcarea seismică. Pe de altă parte, lichefierea chiar completă a unui strat poate să conducă la degradări minore ale construcțiilor fundate la suprafață, dacă presiunea apei din pori în exces se poate disipa rapid.

O influență favorabilă pentru disiparea presiunii apei din pori în exces o constituie scurtarea lungimii drumului parcurs de apă, considerație care stă la baza metodei de stabilizare cu coloane drenante din material granular.

Din cele prezentate rezultă că gradul de umiditate, nivelul apei subterane și condițiile de drenare din depozit au o influență mare asupra fenomenului de lichefiere și asupra efectelor acestuia asupra stabilității construcțiilor. Se impune ca influența acestor factori să fie judecată în corelație cu ceilalți factori care condiționează producerea lichefierii.

#### 2.4.5. Influența permeabilității și compresibilității pământului

**Permeabilitatea** influențează producerea fenomenului de lichefiere determinând valoarea maximă a presiunii apei din pori în exces, indusă de solicitarea seismică și ritmul de disipare a acesteia. O permeabilitate relativ mică favorizează lichefierea, în special la depozite groase, la care drumul parcurs de apă până la limitele drenante este lung.

Nisipurile mari cu pietriș, care au un coeficient de permeabilitate mare, sunt greu lichefiabile și practic nelichefiabile dacă fracțiunea pietriș este prezentă în proporție de peste 50%.

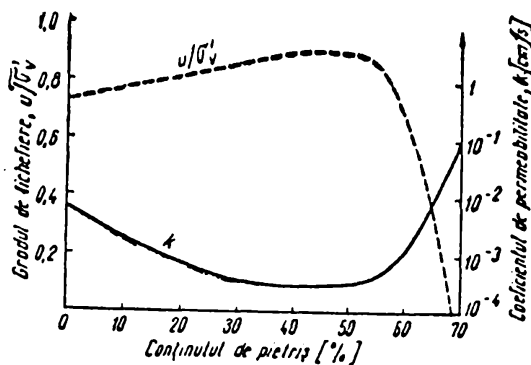


Fig. 2.24. Variația gradului de lichefiere ( $r_u = u / \sigma'_v$ ) cu procentul de pietriș [55]

În anul 1976, cu ocazia cedării barajului Baihe (China) în timpul cutremurului Tangshan (1976) [55] cercetătorii chinezi au ajuns la concluzia că pământurile nisipoase cu 45% pietriș au atins valori ale gradului de lichefiere ( $r_u = u / \sigma'_v$ ) până la 0,9. Rezultatele obținute sunt prezentate în fig. 2.24, din care se constată că gradul de lichefiere crește cu conținutul de pietriș, până la procentul de circa 45%, după care scade relativ brusc. Acest fenomen a fost explicat prin variația coeficientului de permeabilitate cu conținutul de pietriș, care este opusă variației gradului de lichefiere. Astfel, la

un pământ cu procent mare de nisip, fracțiunea grosieră nu formează direct un schelet rezistent, deoarece granulele de pietriș sunt înconjurate de particule fine care obturează căile de drenare și contribuie la scăderea coeficientului de permeabilitate.

Odată cu creșterea procentului de pietriș, apar contacte directe între particulele mari, împiedicând pătrunderea fracțiunii fine în unii pori și conduce la creșterea valorii coeficientului de permeabilitate.

La concluzii similare au ajuns Yegian ș.a. (1994) [83], care semnaleză lichefierea unor pietrișuri cu permeabilitate mică în timpul cutremurului din Armenia (1988).

Alte cazuri de lichefiere a unor pietrișuri prăfoase, cu un conținut de praf între 2 și 30% au fost constatate de Andrus și Youd (1989) [1] în timpul cutremurului Borah Peak (1983, SUA,  $M = 7,3$ ,  $a_{max} = 0,3g \dots 0,5g$ ). Și în aceste situații, conținutul de particule fine a contribuit la scăderea permeabilității și împiedicarea drenajului, favorizând apariția lichefierii.



**Coeficientul de compresibilitate volumică** ( $m_v$ ) influențează producerea fenomenului de lichefiere, determinând variația de volum cauzată de disiparea presiunii apei din pori. Această caracteristică are de regulă valori între  $10^{-5}$  și  $2 \cdot 10^{-5}$   $m^2/KN$  la nisipuri îndesate, iar la nisipuri afânate între  $5 \cdot 10^{-5}$  și  $2 \cdot 10^{-4}$   $KN/m^2$ .

Lee și Albaisa (1974) [36] au studiat variația coeficientului de compresibilitate volumică funcție de gradul de îndesare, diametrul mijlociu ( $D_{50}$ ) și gradul de lichefiere (sau presiunea apei din pori normalizată,  $r_u$ ). Rezultatele studiului sunt prezentate în fig. 2.25, din care se poate constata că la valori mici ale gradului de lichefiere ( $r_u$ ) coeficientul ( $m_v$ ) are o valoare aproximativ constantă, dar la valori  $r_u > 0,6$  influența acestuia și a gradului de îndesare devine semnificativă.

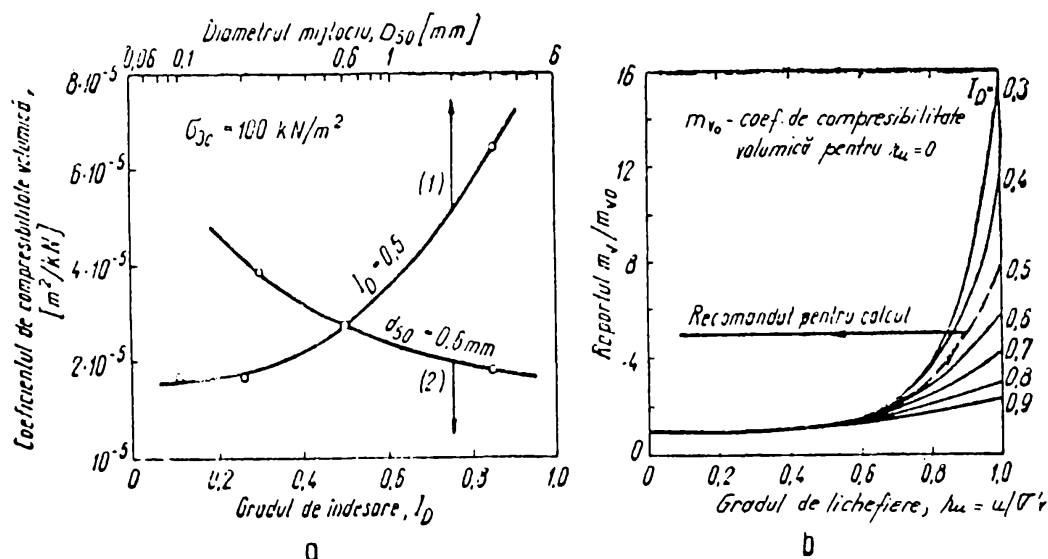


Fig. 2.25. Variația coeficientului de compresibilitate volumică la nisipuri saturate [36]:

a) la valori mici ( $r_u$ ); b) Influența ( $r_u$ ) și ( $I_D$ );

1 - influența granulozității, 2 - efectul gradului de îndesare

Perlea (1984) [55] prezintă concluziile obținute de Martin și Seed, care recomandă utilizarea expresiei:

$$\frac{m_v}{m_{v0}} = \frac{e^y}{1+y+0,5y^2} \quad (2.17.)$$

în care:  $m_v$  - coeficientul de compresibilitate volumică pentru  $r_u = 0$ ;

$$y = 5(1,5 - I_D)(r_u)^B; B = 3 \cdot (2)^{-2I_D}$$

Relația (2.17) este reprezentată sub formă grafică în fig. 2.25.b, iar pentru calcule se recomandă utilizarea valorilor ( $m_v/m_{v0}$ ), reprezentată prin linia întreruptă.

Yoshimi și Kuwabara (1973) [84], au studiat influența permeabilității și a compresibilității asupra gradului de lichefiere a unui strat de acoperire sub acțiunea curentului de apă ascendent, produs în urma disipării presiunii apei din porii unui strat inferior lichefiat. Pentru determinarea gradului de lichefiere, ei au luat în considerare raportul  $S_{min} / S_0$ ,  $S$  fiind rezistența la forfecare nedrenată la un moment dat, iar  $S_0$  rezistența inițială.

Valoarea limită a raportului se înregistrează în momentul în care presiunea apei din pori este maximă și poate fi definită cu relația:

$$\frac{S_{\min}}{S_0} = 1 - \frac{u_{\max}}{\sigma'_v} = 1 - \frac{i_{\max}}{i_{cr}} \quad (2.18)$$

în care  $i_{\max}$  este gradientul hidraulic maxim, iar  $i_{cr}$  cel critic.

Rezultatele obținute de Yoshimi și Kuwabara (1973) sunt prezentate în fig. 2.26, din care se constată că presiunea apei din pori, în stratul de acoperire, este cu atât mai mare și raportul ( $S_{\min}/S_0$ ) este cu atât mai mic cu cât compresibilitatea și permeabilitatea sunt mai

mici, în raport cu aceleași caracteristici ale stratului inferior. Stratul de acoperire se lichefiază complet dacă raportul  $K_1 m_{v1}/K_2 m_{v2}$  este mai mic decât valoarea 0,05.

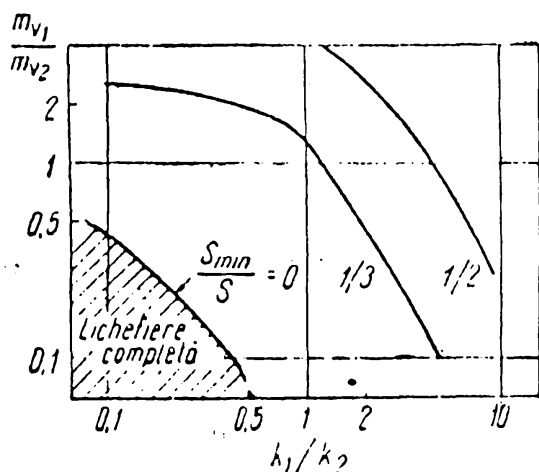


Fig. 2.26. Linii de egală valoare a raportului ( $S_{\min}/S_0$ ) [84]

Datele rezultate, în urma studiului lui Yoshimi și Kuwabara, au condus la obținerea unor concluzii care au o importanță practică deosebită. Astfel, deoarece un strat gros lichefiabil nu poate fi stabilizat în condiții economice pe toată grosimea, se poate recurge la stabilizarea numai a unui strat de la suprafață, care influențează direct stabilitatea construcțiilor. Dacă se adoptă o metodă de stabilizare prin compactare va rezulta o micșorare a caracteristicilor ( $K$ ) și ( $m_v$ ), precum și a raportului

( $S_{\min}/S_0$ ), conform celor prezentate în fig. 2.26. Pe de altă parte compactarea asigură o creștere a rezistenței la forfecare inițială ( $S_0$ ) și micșorarea presiunii în exces a apei din pori, indusă de mișcarea seismică. Efectul net al compactării stratului de la suprafață poate fi favorabil sau nu, funcție de proprietățile inițiale și de gradul de compactare realizat. Din acest punct de vedere, poate fi mai eficientă o metodă de stabilizare care realizează pe lângă îndesare și creșterea permeabilității stratului (coloane și ploturi din balast).

Din cele prezentate rezultă influența hotărâtoare a permeabilității și compresibilității asupra sensibilității la lichefiere a nisipurilor saturate, determinând valoarea maximă a presiunii în exces indusă în apa din pori, ritmul de disipare a acesteia și variația de volum produsă prin disiparea acesteia. Studiul acestor factori de influență permite obținerea unor concluzii practice utile în stabilirea unor măsuri eficiente care să prevină lichefierea terenului și limitarea efectelor acesteia.

#### 2.4.6. Influența factorilor geologici

Numeroase cercetări în domeniu au constatat influența unor factori caracteristici pentru o anumită formațiune geologică: parametrii texturali, starea de îndesare, vârsta depozitului,

structura și condițiile de formare a depozitelor [4, 55]. Toți acești factori sunt condiționați de geneza rocilor sedimentare.

Perlea (1984) [55], sintetizând concluziile obținute de Kuribayashi și Tatsuska, a constatat că practic toate lichefierile produse în Japonia în ultimul secol s-au produs în depozite aluviale și platforme realizate prin hidromecanizare. S-au mai semnalat lichefierii și în depozite coliene saturate de tipul formațiunilor alcătuite din cenușă vulcanică (shirasu) sau de tipul dunelor de nisip (Niigata, 1964).

Seed ș.a. (1983, 1987) [68, 72] citează cazuri de lichefiere în cadrul unor depozite de loess saturat.

Bally și Răduinea (1996) [4] subliniază că, în ultimii 5-10 ani, au apărut numeroase studii privind lichefierea loessurilor, manifestate prin fenomene de tasări inegale, alunecări de teren și curgeri noroioase, chiar în cazul pantelor mici. În timpul cutremurului din martie 1977, în țara noastră nu s-au semnalat lichefierii în cazul loessurilor, chiar și acolo unde apa subterană era aproape de suprafață sau izvora [4].

În ceea ce privește vârsta depozitelor, lichefierile s-au manifestat cel mai frecvent în depozite holocene, mai rar pleistocene și pliocene. Chiar și în categoria depozitelor holocene, susceptibilitatea la lichefiere scade cu vârsta depozitelor. Astfel, în timpul cutremurului Niigata (1964) s-au înregistrat lichefierii în platforme hidromecanizate, construite cu 80 de ani în urmă. Alte depozite, construite cu mult timp înainte de cutremur, nu s-au lichefiat, deși s-au aflat în aceleași condiții de solicitare [55].

Din cele prezentate în acest paragraf, rezultă că cele mai susceptibile la lichefiere sunt formațiunile geologice formate din depozite aluviale recente și platformele realizate prin hidromecanizare.

#### **2.4.7. Influența copertei nelichefiabile situată la suprafața terenului**

Cele mai multe metode și criterii de evaluare a potențialului de lichefiere admit ipoteza drenajului complet împiedicat, ignorând posibilul efect al disipării presiunii în exces a apei din pori, prin drenarea parțială [16]. Deși numeroase studii au fost efectuate în acest domeniu, au mai rămas aspecte neelucidate încă privind importanța fenomenului de drenaj parțial și problemele asociate acestuia.

Un studiu amplu în acest domeniu a fost realizat de Dobry (1989) [16], care a analizat aspectele ingineresti legate de apariția jeturilor de nisip și apă la suprafața terenului și de efectul acestora asupra stabilității construcțiilor.

Dobry (1989) [16] citează rezultatele obținute de Liu și Qiao (1984), prin experimentări pe masa vibrantă în nisipuri saturate, care urmăreau clarificarea mecanismului de formare a jeturilor de nisip și apă, atât în terenul liber, cât și în jurul structurii.

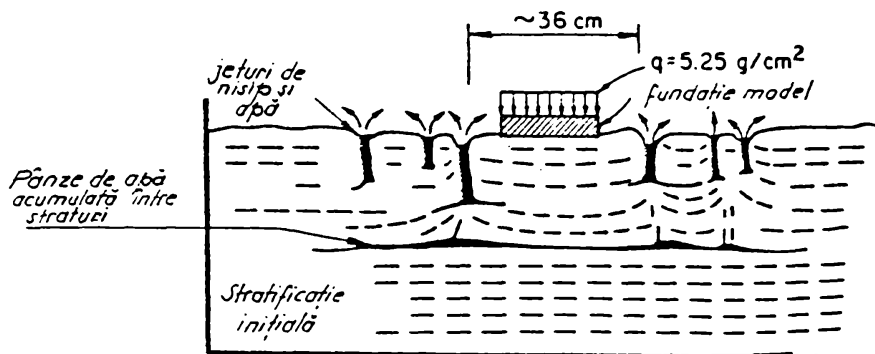


Fig. 2.27. Experimentări pe masa vibrantă în nisipuri stratificate [16]

Unul din aceste experimente este prezentat în fig. 2.27, din care se observă că atât în terenul liber cât și la mare adâncime sub fundația model s-au atins valori ale presiunii apei din pori,  $u \approx 1$ , în timpul solicitării. O importantă cantitate de apă, expulzată din porii terenului situat sub stratul mai puțin permeabil, s-a acumulat la limita de separație dintre stratul permeabil și cel impermeabil; jeturi de nisip și apă au apărut când pânza de apă a erupt spre suprafață. Încercările lui Liu și Qiao (1984) au fost efectuate în condițiile în care stratul nisipos lichifiabil se extinde până la suprafața terenului.

Ishihara (1985) [30], analizează situația, mult mai frecvent întâlnită în practică, în care un strat lichifiabil cu grosimea ( $H_2$ ) este situat sub un strat nelichifiabil cu grosimea ( $H_1$ ) (fig. 2.28).

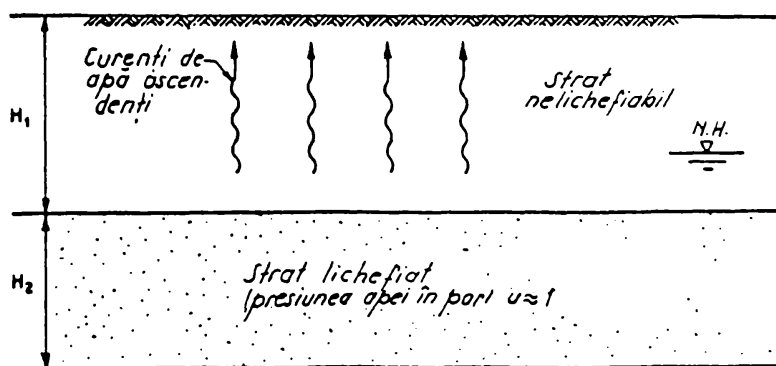


Fig. 2.28. Formarea curenților de apă ascendenți după lichifierea stratului inferior [30]

și, respectiv, prezintă fisuri sau crăpături verticale [16, 30]. De asemenea, aceste fenomene

Dacă în stratul lichifiabil presiunea în exces a apei din pori tinde spre valoarea  $u \approx 1,0$ , acesta se va reconsolida, iar apa expulzată va tinde să urce spre suprafață. Aceste fenomene vor induce gradienti verticali semnificativi în stratul superior, așa cum este arătat în fig. 2.28.

Formarea gradientilor și posibilitatea apariției jeturilor de nisip și apă este cu atât mai mare

sunt mai ușor posibile dacă stratul lichefiabil (inferior) este compresibil, permeabil și are grosimea ( $H_2$ ) relativ mare.

Dobry (1989) [16] citează și studiile lui Castro din anul 1987, care a constatat că absența observațiilor privind apariția jeturilor de nisip și apă, produse prin reconsolidarea nisipurilor prăfoase, poate fi explicată prin permeabilitatea scăzută a acestor tipuri de teren.

Ishihara (1985) [30], a analizat în detaliu și a stabilit grosimea ( $H_2$ ) necesară pentru manifestarea la suprafață a lichefierii, funcție de grosimea stratului nelichefiabil ( $H_1$ ).

Pentru cutremurul Niigata (1964), Ishihara a ajuns la concluzia că manifestarea la suprafață a lichefierii a avut loc numai dacă  $H_2 > 3,0$  m și  $H_1 < 3,0$  m. Acest criteriu a fost confirmat și de observațiile obținute în urma cutremurului Vrancea (1977) și Muntenegru (1979) [16].

În fig. 2.29 este prezentată corelația între  $H_1$  și  $H_2$ , stabilită de Ishihara [30] prin analiza datelor obținute în urma cutremurului Nihonkai - Chubu (Japonia; 1983). Din figură se poate observa că efectele defavorabile ale lichefierii la suprafața terenului se manifestă cel mai frecvent dacă grosimea stratului nelichefiabil de la suprafață ( $H_1$ ) este mai mică decât 2,0 m, iar grosimea stratului lichefiabil ( $H_2$ ) este mai mare decât 2,0 m.

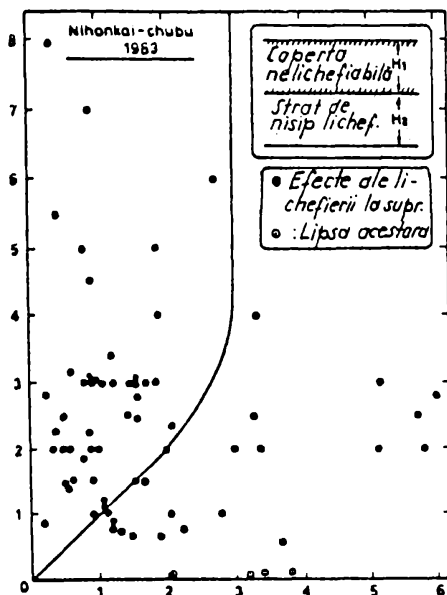


Fig. 2.29. Corelația dintre grosimile  $H_1$  și  $H_2$  stabilită pentru cutremurul Nihonkai-Chubu (1983) [30].

Rezultă deci că pentru un anumit cutremur și un anumit profil al terenului nu este suficient să se genereze în adâncime o presiune în exces a apei din pori mare, pentru ca lichefierea să se manifeste la suprafață prin apariția fisurilor, crăpăturilor și a jeturilor de nisip cu apă. Pentru aceasta mai trebuie îndeplinită și condiția ca ( $H_2$ ) să fie suficient de mare și ( $H_1$ ) suficient de mică.

Dobry (1989) [16] consideră că jeturile de nisip cu apă și fisurile care apar la suprafața terenului au o importanță deosebită, constituind un indicator al apariției lichefierii în stratele de adâncime. Astfel, criteriile de apreciere a potențialului de lichefiere, prezentate în capitolul 3 al lucrării și care se bazează pe penetrarea dinamică standard (SPT) și respectiv penetrarea statică cu con (CPT), au fost stabilite pe baza observațiilor de jeturi de nisip și apă, apărute la suprafața terenului [16, 68, 69, 70, 72, 75].

Fotografii efectuate timp de circa 30 minute, imediat după sfârșitul cutremurului Niigata (1964), au scos în evidență că jeturi puternice de apă și nisip au apărut în mai puțin de 2-3 minute și au încetat după circa 20 minute. De fapt, cele mai multe distrugereri ale structurilor au fost cauzate de ridicarea apei până la suprafața terenului [16].

În condițiile prezentate, chiar dacă un strat relativ subțire, aflat la adâncime și acoperit cu un strat lichefiabil suficient de gros, se lichefiază, efectele lichefierii nu se manifestă la suprafață (prin fisuri și jeturi de apă și nisip), iar efectele acesteia asupra stabilității construcțiilor sunt minime sau nule.

Unele concluzii privind influența lichefierii totale, ale unui strat de adâncime asupra stratului de acoperire adiacent, au rezultat în urma studiului efectuat de Yoshimi și Kuwabara (1973) [84] concluzii prezentate la paragrafele 2.4.4. și 2.4.5. ale acestui capitol.

Concluziile și constatările prezentate în acest paragraf au o importanță practică deosebită, fiind utile în analiza de lichefiere a unui strat de nisip aflat la adâncime, amplasat sub o copertă considerată nelichefiabilă prin natura sa (conținut mare de argilă și pietriș), sau datorită altor caracteristici (stare de îndesare etc.).

Corelate cu influența altor factori prezentați anterior, aceste constatări pot servi la efectuarea unei analize judicioase a condițiilor de lichefiere a stratelor nisipoase, situate sub o copertă nelichefiabilă.

#### **2.4.8. Influența construcțiilor asupra fenomenului de lichefiere pe amplasamente cu nisipuri saturate.**

Deși lichefierea a fost observată în timpul unor cutremure puternice din SUA, China și Japonia, prima ilustrare dramatică a importanței lichefierii terenului, în apropierea clădirilor sau sub acestea, a fost realizată în timpul cutremurului Niigata din Japonia, în anul 1964. În timpul acestui cutremur, cu magnitudinea 7,5, peste 340 de clădiri din beton armat au fost serios afectate sau distruse, datorită fenomenului de lichefiere a nisipurilor saturate de pe amplasament [62].

De atunci au fost dezvoltate câteva metode sigure pentru analiza condițiilor de lichefiere, în condițiile suprafeței terenului orizontală și amplasamentul liber de clădiri, dar influența structurii clădirilor asupra efectului distrugător al lichefierii nu a fost luată în considerare. Această analiză, care ignoră orice efect al clădirii, pare a fi acoperitoare din punctul de vedere al siguranței și poate fi realizată cu informații de rutină obținute în timpul investigațiilor geotehnice pentru stabilirea condițiilor de fundare pe amplasament.

Observațiile obținute în timpul unor cutremure și încercări pe modele pun sub semnul întrebării valabilitatea acestei analize și sugerează că, în unele situații, condițiile care influențează lichefierea pot fi substanțial diferite, lângă clădire decât pentru același profil de teren, dar analizat fără clădire [62].

În acest capitol, autorul și-a propus să pună în evidență influența principalilor factori care intervin în analiza condițiilor de lichefiere pe zonele ocupate de clădiri, în comparație cu cele din zonele libere de clădiri. Acești factori de influență pot contribui la efectuarea unei analize raționale, care să decidă în ce situații analiza în terenul liber de clădiri este acoperitoare sau nesigură.



### 2.4.8.1. Cazuri reale care scot în evidență influența clădirii asupra fenomenului de lichefiere

În timpul cutremurului Niigata din Japonia, aproximativ 340 clădiri din beton armat au fost grav avariate sau distruse, ca rezultat al lichefierii pe suprafețe mari a nisipului fin de pe amplasament. În studiul efectuat de Yoshimi și Tokimatsu (1977) [85] au fost analizate tasările a 35 clădiri pentru care au fost disponibile date sigure, atât cu privire la caracteristicile clădirilor, cât și la teren. Rezultatele obținute după normalizarea tasării (S) și a lățimii (B), prin

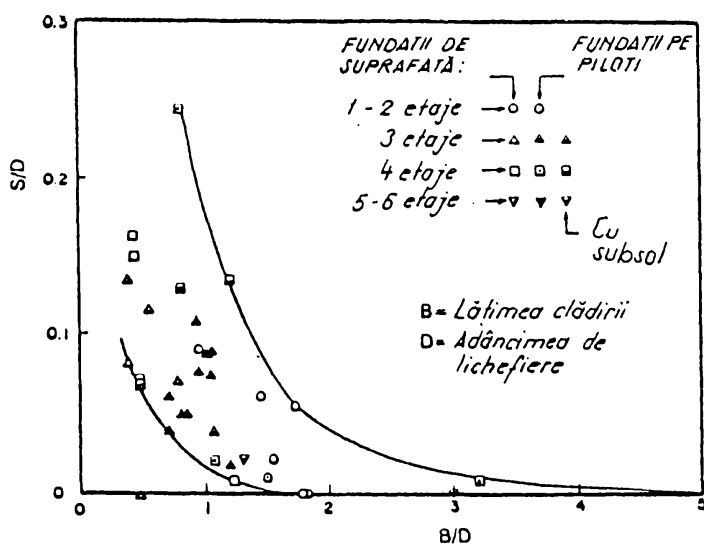


Figura 2.30. Raportul tasării ( $S/D$ ) în funcție de raportul lățimii ( $B/D$ ) în timpul cutremurului Niigata [85]

împărțirea la adâncimea nisipului lichefiat ( $D$ ), sunt prezentate în fig. 2.30.

Deși se constată o substanțială împrăștiere a rezultatelor, datele arată descreșterea raportului ( $S/D$ ), cu creșterea raportului ( $B/D$ ).

Marea împrăștiere a rezultatelor se explică, în mare parte, prin variația gradului de îndesare inițial, care pentru valori echivalente ( $B/D$ ), poate schimba compresibilitatea de două sau trei ori.

În literatura de specialitate au fost publicate două cazuri în care prezența clădirilor a putut preveni

aparitiia lichefierii în depozitul de nisip de sub ele. Ambele cazuri se referă la rezervoare petroliere fondate pe nisipuri care au fost compactate, înaintea montării acestora.

În studiul efectuat de Rollins și Seed (1990) [62] sunt prezentate rezultatele obținute de Watanabe care a arătat că unele rezervoare de petrol, supuse cutremurului din Niigata, nu au suferit nici o avarie, în timp ce terenul necompactat din jurul acestora s-a lichefiat.

Potențialul de lichefiere, în terenul compactat și necompactat, s-a determinat folosind metoda simplificată Seed-Idriss (1971) [67]. Pentru situația terenului necompactat și fără rezervoare, apariția lichefierii era posibilă la adâncimea de 7 m, fapt observat și în timpul cutremurului.

Analiza situației după compactarea nisipului, dar fără rezervoare, a indicat că lichefierea era posibilă la adâncimea de 3 m, dar prezența rezervoarelor a prevenit apariția lichefierii, deoarece nu s-au înregistrat avarii. O altă explicație ar fi că lichefierea, la adâncimea de 3 m, nu a putut produce tasări apreciabile pentru o structură cu diametrul mare, de tipul rezervoarelor de petrol. Ambele posibilități arată că prezența structurii poate contribui la **creșterea rezistenței la lichefiere**, chiar dacă lichefierea poate să apară în terenul din jurul acesteia. Tot Watanabe (1966) arată că nouă rezervoare fondate pe teren necompactat au suferit avarii importante și au înregistrat tasări peste 50 cm. Rezultă că, în aceste cazuri,



efectul benefic al rezervoarelor a fost insuficient pentru a preveni lichefierea nisipului afânat, pentru valoarea accelerației maxime induse de cutremur  $a_{\max} = 0,16g$ .

Al doilea caz se referă la 3 rezervoare supuse la cutremurul Miyagiken-Oki (Japonia,  $M = 7,4$ ; 1978) și a fost studiat de Ishihara ș.a. (1985) [30]. Studiul efectuat scoate în evidență că lichefierea ar fi putut fi probabilă fără prezența rezervoarelor chiar și după compactarea nisipului. Rezervoarele nu au înregistrat nici o tasare, în timp ce jeturi de apă și nisip au fost observate în terenul necompactat adiacent acestora.

Câteva cercetări au sugerat că, în anumite situații, lichefierea este mai probabilă în imediata apropiere a construcțiilor, decât în terenul liber din jur. În urma investigațiilor avariilor produse în urma cutremurului Tangshan (1976, China,  $M = 7,8$ ) s-a ajuns la concluzia că jeturile de nisip și fisurile au fost concentrate mai adesea în apropierea clădirilor, decât în terenul liber din jur. În aceste situații, prezența clădirilor pare să contribuie la **scăderea rezistenței la lichefiere**.

Din datele prezentate, bazate pe observații din timpul cutremurelor, rezultă că în unele situații prezența clădirilor contribuie benefic, împiedicând apariția fenomenelor de lichefiere, iar în altele prezența acestora contribuie la scăderea rezistenței la lichefiere.

#### 2.4.8.2. Experimentări de laborator cu privire la influența clădirii asupra fenomenului de lichefiere

Concluziile prezentate anterior și care au la bază observațiile și analizele datelor obținute în timpul unor cutremure sunt susținute și de rezultatele obținute prin încercări de laborator efectuate pe masa vibrantă și pe modele încercate în centrifugă [85].

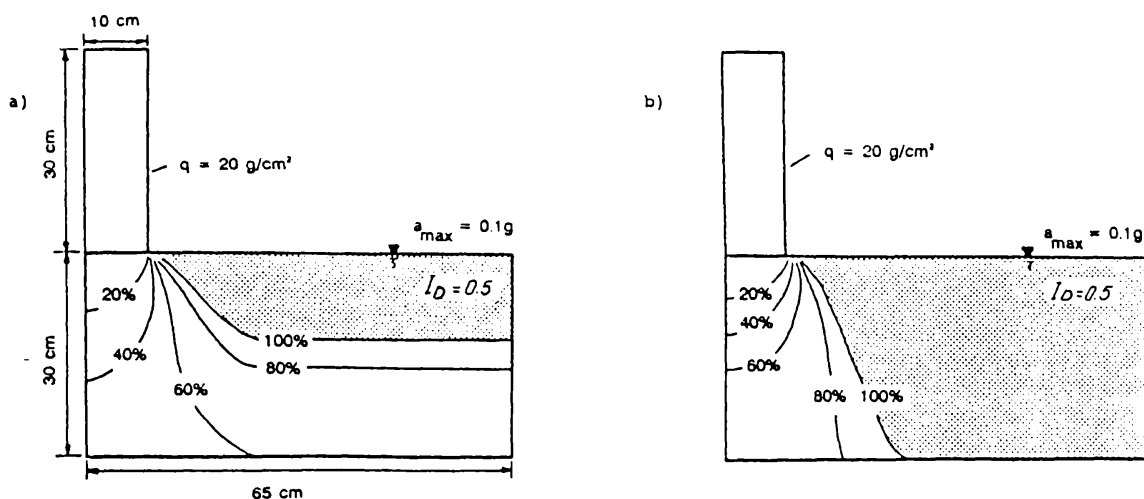


Fig. 2.31. Distribuția raportului presiunii în exces a apei din pori ( $r_u = u/\sigma'_v$  ; %) dezvoltate prin încercări pe masa vibrantă (după Yoshimi și Tokimatsu, 1977) [85].

a) faza inițială; b) după cicluri de solicitare suplimentare.

Pe baza observațiilor de teren disponibile este dificil de tras concluzii ferme, cu privire la efectul construcțiilor asupra fenomenului de lichefiere, deoarece caracteristicile terenului, valoarea accelerației maxime ( $a_{max}$ ) și valoarea presiunii în exces a apei în pori induse ( $u$ ) sunt rar cunoscute simultan și acest fapt poate conduce la incertitudini.

Kramer și Seed (1990) [62] prezintă rezultatele unor cercetători [De Alba, (1975); Gota ș.a. (1975); Ishihara și Matsumoto (1976); Liu și Qiao (1984); Yoshimi și Tokimatsu (1977)], care, pentru a elimina aceste dificultăți, au utilizat teste pe modele, folosind masa vibrantă, pentru a simula condițiile de teren în studiul influenței clădirii asupra potențialului de lichefiere.

Rezultatele obținute de Yoshimi și Tokimatsu (1977) [85] prin încercări pe o cutie cu nisip atașată la o masă vibrantă, sunt prezentate în fig. 2.31.

Cutia folosită în încercări a avut dimensiunile 140 cm lungime, 20 cm lățime, 40 cm înălțime și a fost prevăzută cu un perete transparent, astfel că procesul de lichefiere a putut fi observat.

Nisipul utilizat a avut gradul de îndesare cuprins între 0,3 și 0,7, iar modelul de structură a fost conceput sub forma unor blocuri rigide, alcătuite din oțel sau beton. În timpul încercării, au fost aplicate diverse combinații de accelerații, iar presiunea în exces a apei din pori a fost măsurată cu ajutorul traductorilor de presiune.

Distribuția raportului presiunii în exces a apei din pori,  $r_u = u/\sigma'_v$ , ( $u$  - presiunea apei din pori,  $\sigma'_v$  - efortul unitar vertical efectiv inițial) obținut este prezentat în fig. 2.31. Din fig. 2.31.a, se poate observa că valoarea raportului ( $r_u$ ) este substanțial mai mică, sub modelul de structură, decât în afara acestuia. În timp ce lichefierea, evidențiată prin valoarea raportului  $r_u = 100\%$ , a apărut în afara conturului modelului structurii, valoarea raportului măsurată, la o adâncime similară, sub structură este mai mică de 35%. După aplicarea unor cicluri de solicitare suplimentare, valoarea raportului  $r_u$ , măsurată sub model, începe să crească, devenind posibilă apariția lichefierii și sub conturul acestuia (fig. 2.31.b).

În timpul încercărilor, Yoshimi și Tokimatsu (1977) au ajuns la concluzia că lichefierea completă devine iminentă dacă valoarea raportului ( $r_u$ ) depășește 60%. De asemenea, autorii

au observat că dacă suprafața de sub modelul structural, în care valoarea raportului ( $r_u$ ) atinge 60%, crește, atunci tasările înregistrează o creștere bruscă. Rezultatele sunt prezentate în fig. 2.32, în care este reprezentată variația raportului ( $S/H$ ) ( $H$  - adâncimea de lichefiere) funcție de raportul dintre aria critică, în care  $r_u > 60\%$  și aria totală analizată.

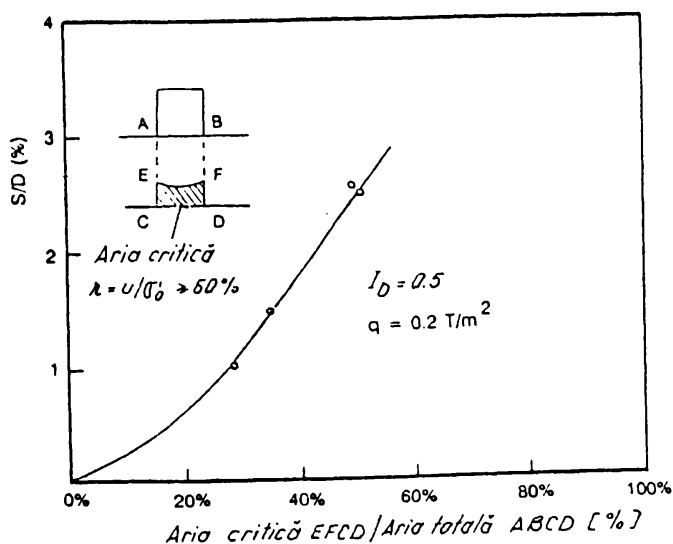
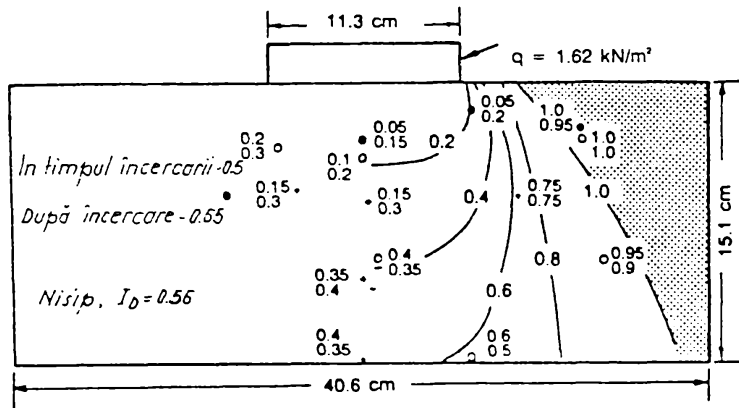


Fig. 2.32. Variația raportului ( $S/H$ ) funcție de raportul dintre aria critică și aria totală [85]

Analiza datelor prezentate în fig. 2.32 arată că, dacă presiunea în exces a apei din pori indusă sub clădire atinge o valoare acceptabilă, clădirea are stabilitatea asigurată chiar dacă lichefierea s-a produs în exteriorul acesteia.

Încercările pe masă vibrantă au scos de asemenea în evidență că, dacă încărcarea aplicată modelului de structură crește, atunci presiunea în exces a apei din pori, măsurată sub conturul acestuia, descrește pentru aceeași mărime a accelerației aplicate [62, 85].



Rollins și Seed (1990) [62] constată că la concluzii similare au ajuns și Whitman și Lambe (1982), în urma unor încercări pe modele în centrifugă, pe nisipuri saturate compactate la un grad de îndesare  $I_D = 0,56$ . Rezultatele obținute în urma aplicării a 10 cicluri de încărcare uniforme sunt prezentate în fig. 2.33.

Fig. 2.33. Valori  $r_u = u/\sigma'_v$  măsurate prin modelare în centrifugă [62]

Se poate observa și în cazul acestei încercări că presiunea în exces a apei din pori este mai mică sub modelul de fundație decât în zona din exteriorul acestuia.

#### 2.4.8.3. Factorii care intervin într-o analiză de lichefiere a unui amplasament ocupat cu clădiri

Pe baza datelor prezentate în paragrafele anterioare, rezultă că, în unele situații, condițiile care condiționează apariția lichefierii pot fi diferite pe un amplasament ocupat cu clădiri decât pentru același profil de teren, dar analizat fără clădire. Cercetările făcute pentru elucidarea acestor aspecte au scos în evidență principalii factori care pot influența o analiză de lichefiere pe zonele ocupate de clădiri, în comparație cu cele libere de clădiri. Luarea în considerare a acestor factori permite efectuarea unei analize raționale, care să decidă în ce situații analiza de lichefiere, în terenul liber de clădiri, este acoperitoare sau nesigură.

O analiză clasică a lichefierii, în condiții de teren plan și liber de construcții presupune, în general, parcurgerea a trei etape:

- 1) determinarea efortului unitar de forfecare normalizat care declanșează lichefierea ( $\tau_l$ ), adică, care induce un exces al presiunii apei din pori, care anulează efortul unitar vertical efectiv ( $r_u = u/\tau_v \approx 1,0$ );
- 2) calculul efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) indus de cutremur;
- 3) compararea valorilor ( $\tau_l$ ) cu ( $\tau$ ) pentru a determina dacă lichefierea este posibilă sau nu.

O metodă simplificată pentru realizarea acestei analize a fost prezentată de Seed și Idriss (1971) [67] și dezvoltată ulterior de Seed ș.a. (1983) [68]. Conform acestei metode,

efortul unitar de forfecare normalizat care produce lichefierea ( $\tau_i$ ) poate fi determinat, fie prin încercări de laborator, cu ajutorul traixialului ciclic, fie prin corelații cu rezultatele unor încercări bazate pe penetrarea standard sau penetrarea statică cu con [61, 62, 67, 68, 75].

Efortul unitar de forfecare normalizat indus de cutremur ( $\tau$ ) se determină fie dintr-un calcul dinamic al terenului, fie cu ajutorul relației simplificate propusă de Seed și Idriss (1971) [67], prezentată în detaliu în cap. 3 al prezentei lucrări [rel. (3.25)].

În etapa 3) se compară efortul unitar de forfecare normalizat indus de cutremur cu cel necesar să producă lichefierea, obținându-se coeficientul de siguranță împotriva lichefierii ( $F_l$ ) cu expresia

$$F_l = \frac{\tau_i}{\tau} \quad (2.19)$$

Dacă coeficientul  $F_l < 1,0$ , atunci lichefierea este foarte probabilă, iar dacă  $F_l > 1,0$ , lichefierea devin improbabilă la nivelul de calcul respectiv.

Analiza de lichefiere a terenului, pe un amplasament liber de clădiri se poate face și conform procedurii propus de autor în cap. 4, care se bazează pe rezultatele încercărilor de penetrare statică și dinamică cu con și parametrii care definesc seismul.

Aceste proceduri de analiză pot fi utilizate și la evaluarea potențialului de lichefiere, pe amplasamentele ocupate de clădiri, dacă se ia în considerare influența unor factori care vor fi discutați în continuare. Acești factori pot influența fie valoarea efortului unitar normalizat necesar să producă lichefierea ( $\tau_i$ ), fie valoarea efortului unitar normalizat indus de seism ( $\tau$ ).

#### **2.4.8.3.A. Factori care influențează efortul unitar de forfecare normalizat necesar să producă lichefierea sub clădire**

Efortul unitar de forfecare normalizat care produce lichefierea, lângă clădire sau sub aceasta, poate fi diferit de cel necesar în terenul liber din jurul clădirii, datorită următorilor factori: prezența efortului static de forfecare inițial în plane orizontale, creșterea presiunii de consolidare și schimbarea raportului de supraconsolidare.

##### **a) Efectul efortului unitar de forfecare static inițial**

Datorită încărcărilor produse de construcție în terenul de sub conturul acesteia se vor dezvolta eforturi unitare de forfecare în plane orizontale, cu excepția cazurilor în care greutatea construcției este compensată total, prin escavarea terenului pentru realizarea infrastructurii. În condițiile unui teren orizontal și liber de construcții nu se dezvoltă eforturi unitare de forfecare în plane orizontale.

Dacă valoarea efortului unitar de forfecare static inițial ( $\tau_i$ ) se normalizează, prin împărțirea cu valoarea efortului efectiv vertical ( $\sigma'_v$ ) se obține coeficientul ( $\alpha$ ) [62]:

$$\alpha = \frac{\tau_i}{\sigma'_v} \quad (2.20)$$

Conform celor expuse mai sus rezultă că ( $\alpha$ ) este egal cu zero, în terenul liber și diferit de zero, lângă sau sub clădire. Pe baza încercărilor de laborator rezultă că valoarea acestui

coeficient are o influență substanțială asupra rezistenței la lichifiere a nisipurilor. S-a constatat că pentru nisipuri cu  $I_D > 0,5$ , rezistența la lichifiere crește cu creșterea valorii coeficientului ( $\alpha$ ). Pentru nisipuri afânate cu  $I_D = 0,35$ , aceeași rezistență la lichifiere scade dacă valoarea lui ( $\alpha$ ) crește. Pe baza acestei constatări, Seed (1983) [68] a introdus un coeficient de corecție a rezistenței la lichifiere, notat cu ( $K\alpha$ ) și care se poate determina conform datelor din fig. 2.34, pentru nisipuri cu diverse grade de îndesare.

Rezistența la lichifiere corectată pentru un nisip cu o valoare a coeficientului ( $\alpha$ ) dată

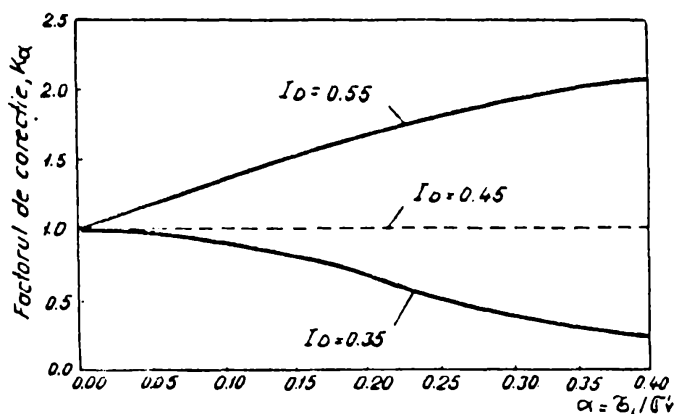


Fig. 2.34. Variația coeficientului de corecție ( $K\alpha$ ) funcție de  $\alpha = \tau_i / \sigma'_v$ . [62]

și cu un anumit grad de îndesare, se determină prin multiplicarea rezistenței la lichifiere cu factorul de corecție ( $K\alpha$ ). Această corecție va avea ca rezultat o creștere a rezistenței la lichifiere sub clădire, la nisipuri cu îndesare medie și o descreștere a acesteia, în cazul nisipurilor afânate.

b) **Efectul schimbării presiunii de consolidare**

Încercări de laborator, efectuate în triaxialul ciclic, au scos în evidență că dacă presiunea de consolidare crește, efortul ciclic normalizat care produce lichifierea, echivalent cu rezistența la lichifiere, tinde să scadă [62, 68]. Pe baza acestora, Rollins și Seed (1983) [62] definesc un factor de corecție, ( $K\sigma$ ), care reprezintă efortul unitar ciclic care produce lichifierea, normalizat prin împărțirea la un efort vertical efectiv egal cu 100 KPa, pentru un număr de cicluri de încărcare. Diagrama de variație a acestui factor de corecție, obținută prin prelucrarea rezultatelor mai multor încercări este prezentată în fig. 2.35 [62].

Deoarece, efortul vertical efectiv este mai mare sub o fundație de suprafață decât în

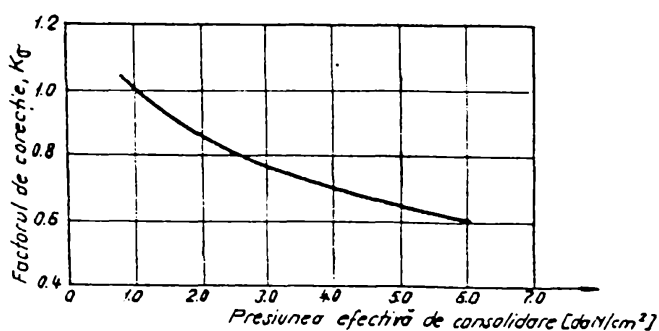


Fig. 2.35. Variația factorului de corecție,  $K\sigma$  [62]

terenul liber din jur, valoarea factorului  $K\sigma$  va fi mai mică sub clădire decât în afara conturului acesteia. Acest fapt va avea ca efect o descreștere a rezistenței la lichifiere sub suprafața clădirii în comparație cu terenul din jur.

Pentru o clădire dezvoltată pe mai multe nivele în subteran, rezultatele or fi opuse. Deoarece efortul vertical efectiv va fi mai redus sub clădire decât în terenul din jur la o adâncime echivalentă, factorul de corecție ( $K\sigma$ ) și, implicit, rezistența la lichifiere va crește sub clădire.

c) **Efectul raportului de supraconsolidare (RSC)**

O serie de studii au scos în evidență, pe cale analitică și experimentală, că raportul de

supraconsolidare (RSC) are un rol semnificativ asupra rezistenței la lichiefiere a nisipurilor saturate [62]. Pe baza acestora s-a definit un factor de corecție a rezistenței la lichiefiere, notat ( $K_{RSC}$ ).

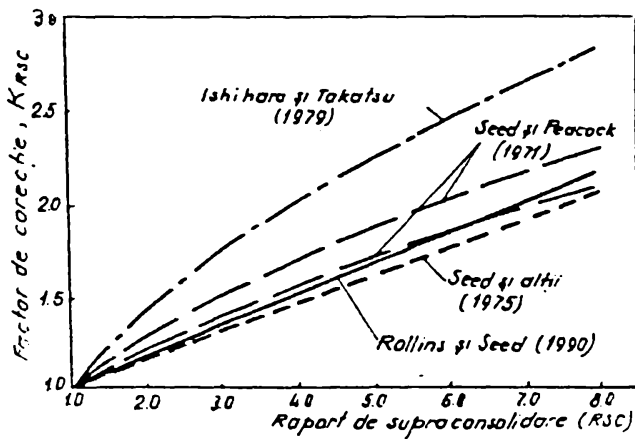


Fig. 2.36. Variația factorului de corecție  $K_{RSC}$  [62]

În fig. 2.36 este prezentată variația acestui factor de corecție, pe baza a patru studii și cercetări [62]. În cazul unui nisip normal consolidat, corecția nu își are rostul deoarece factorul de corecție,  $K_{RSC}$ , are o valoare unitară.

Pentru clădiri cu adâncimi de fundare mari și la care prin escavarea terenului are loc supracompensarea încărcărilor transmise de structură, valoarea factorului  $K_{RSC}$  crește, ceea ce conduce la creșterea rezistenței la lichiefiere. Pentru cele mai multe cazuri creș-

terea va fi mai mică de 20%, dar pentru clădiri grele supracompensate această corecție poate fi destul de mare [62].

#### 2.4.8.3.B. Factori care influențează efortul unitar normalizat indus de seism sub conturul clădirii

Mărimea efortului ciclic normalizat, indus de mișcarea seismică lângă și sub clădire, față de aceeași mărime în terenul liber, va fi influențată de cel puțin doi factori și anume: modificarea efortului vertical, produsă de încărcarea dată de clădire și interacțiunea dintre structura clădirii și teren [62].

##### a) Influența efortului vertical efectiv

O creștere a efortului vertical efectiv, datorată sporului de încărcare produs de construcție, are ca efect creșterea efortului unitar de forfecare necesar care poate produce lichiefierea ( $\tau_l$ ), într-un număr dat de cicluri de încărcare. Acest fapt conduce la creșterea coeficientului de siguranță la lichiefiere pe suprafața ocupată de clădire, în raport cu același coeficient obținut în terenul liber de clădiri.

De asemenea, schimbarea efortului vertical efectiv are ca efect modificarea efortului de forfecare indus de seism ( $\tau$ ). În cazul fundațiilor de suprafață, structura poate fi înlocuită cu o încărcare verticală, aplicată la suprafața terenului. În această ipoteză, utilizând relația (3.25), efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism, în terenul de sub conturul clădirii va fi:

$$\tau = 0,65 \cdot \frac{a_{\max}}{g} \cdot \frac{\sigma_V + \Delta\sigma}{\sigma'_V + \Delta\sigma} \cdot r_d \quad (2.21)$$

în care:  $\Delta\sigma$  - creșterea efortului vertical dată de încărcarea din construcție.

Un calcul, efectuat la diverse adâncimi și care consideră accelerația la suprafața terenului aceeași, sub clădire ca și în teren liber, a scos în evidență o creștere a coeficientului de siguranță la lichiefiere între 10% și 40% [62].



### b) *Influența interacțiunii dintre structura clădirii și teren*

În cadrul încercărilor efectuate pe masa vibrantă și centrifugă, precum și în analiza influenței factorilor prezentați asupra rezistenței la lichefiere, structura clădirii a fost tratată ca un bloc rigid [62]. În realitate, comportarea acesteia este diferită și fiecare structură are o anumită flexibilitate și o perioadă fundamentală de vibrație. Urmare a acestui fapt, efortul unitar de forfecare indus de seism, în terenul de sub clădire, va fi influențat de spectrul de răspuns la mișcarea seismică și de perioada proprie a structurii.

Evaluarea acestei influențe poate fi făcută folosind o metodă simplificată, propusă de Rollins și Seed (1990) [62]. Conform acestei metode, rezultanta încărcărilor seismice orizontale,  $T_{\max}$ , poate fi determinată, cu o eroare de  $\pm 10\%$ , cu expresia:

$$T_{\max} \cong 0,8 \cdot \frac{S_a}{g} \cdot G \quad (2.22)$$

în care:  $S_a$  - accelerația spectrală corespunzătoare perioadei fundamentale a clădirii;  
 $G$  - greutatea totală a clădirii.

Pentru o clădire de lățime  $B$  și dacă se consideră o fâșie unitară din lungimea acesteia, efortul unitar maxim de forfecare la baza clădirii va fi:

$$\tau_{\max} = \frac{T_{\max}}{B \cdot 1} = 0,8 \cdot \frac{S_a}{g} \cdot \frac{G_1}{B} \quad (2.23)$$

în care  $G_1$  - greutatea fâșiei unitare.

Efortul unitar ciclic echivalent produs de seism este  $\tau_l \approx 0,65\tau_{\max}$ , deci se obține din rel. 2.23:

$$\tau_l = 0,65 \cdot 0,8 \cdot \frac{S_a}{g} \cdot \frac{G_1}{B} \quad (2.24)$$

Dacă se consideră că efortul efectiv mediu,  $\sigma'_v$ , la baza clădirii este egal cu  $G_1/B$ , atunci efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism este dat de expresia:

$$\tau = \frac{\tau_l}{\sigma'_v} = 0,65 \cdot 0,8 \cdot \frac{S_a}{g} \cdot \frac{G_1}{B} \cdot \frac{B}{G_1} \quad (2.25)$$

Efectuând operațiile în relația 2.25 se obține:

$$\tau = 0,52 \cdot \frac{S_a}{g} \quad (2.26)$$

La o adâncime echivalentă, în terenul din afara clădirii, efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism se obține cu ajutorul relației (3.25), în care se consideră coeficientul de reducere,  $r_d \approx 1,0$ :

$$\tau_t = 0,65 \cdot \frac{\sigma_v}{\sigma'_v} \cdot \frac{a_{\max}}{g} \quad (2.27)$$

Pentru nivelul apei subterane, aflat în apropierea suprafeței terenului, valoarea medie a efortului  $\sigma_v/\sigma'_v$  este 1,8 ... 2,4. Luând o valoare medie, egală cu 2,2, relația (2.27) devine:

$$\tau_t = 0,65 \cdot 2,2 \cdot \frac{a_{\max}}{g} = 1,43 \frac{a_{\max}}{g} \quad (2.28)$$

Efortul unitar de forfecare normalizat, indus de cutremur sub clădire, va fi egal cu cel indus în terenul liber, dacă:



$$\tau = \tau_t \quad (2.29)$$

sau din egalitatea relațiilor (2.26) și (2.28), dacă

$$\frac{S_a}{a_{\max}} \cong 2,75 \quad (2.30)$$

Din relația (2.30) rezultă că, dacă valoarea raportului  $S_a/a_{\max}$ , corespunzător perioadei clădirii, este mai mare de 2,75, efortul unitar de forfecare normalizat, indus sub clădire, va fi mai mare decât cel indus în terenul liber. Dacă, valoarea raportului,  $S_a/a_{\max}$  este mai mică de 2,75, atunci efortul unitar de forfecare normalizat, indus sub clădire, va fi mai mic și potențialul de lichefiere tinde să scadă, cu toate că o modificare a rezistenței la lichefiere poate să apară datorită creșterii presiunii de consolidare (punctul 2.4.8.3.A., fig. 2.35).

Dacă se ia în considerare efectul creșterii presiunii de consolidare, rezultă o reducere a efortului unitar de forfecare normalizat necesar pentru producerea lichefierii cu cca. 15% (pentru o adâncime de 4-5 m și o creștere de 0,5-1,5 daN/cm<sup>2</sup>). Rezultă că lichefierea poate să apară sub clădire înainte de a se manifesta în terenul liber, dacă raportul,  $S_a/a_{\max}$ , va fi mai mare decât  $2,75/1,15 = 2,4$ .

Pentru determinarea influenței conlucrării dintre structură și teren, asupra potențialului de lichefiere, Rollins și Seed. (1990) [62], au efectuat un studiu pe un număr de peste 100

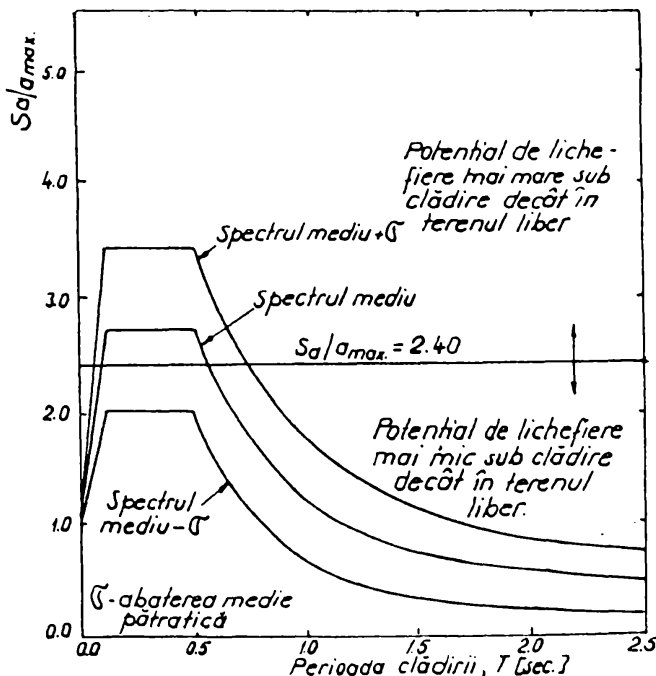


Fig. 2.37. Valori  $S_a/a_{\max}$  funcție de perioadele proprii ale clădirilor [62].

cazuri de clădiri, cu diverse perioade de vibrații. Rezultatele obținute, pentru depozite nisipoase cu grosimea până la 61m, sunt prezentate în fig. 2.37. În figură este trasat și domeniul linear corespunzător valorii raportului  $S_a/a_{\max} = 2,4$ .

Pe baza celor prezentate în fig. 2.37 rezultă că pentru clădiri ale căror perioade proprii sunt mai mari de 0,75 sec, potențialul de lichefiere este mai mic sub clădire decât în terenul liber. Pentru clădiri, cu perioade mai mari de 1 sec, potențialul de lichefiere poate să fie mai mic cu 60%, față de cel obținut în terenul liber. [62].

Pericolul de lichefiere, în terenul de sub clădiri, este mai mare pentru structurile cu perioade proprii mici (0,1 - 0,6 sec). Pentru aceste situații, analiza condițiilor de lichefiere considerând terenul liber de clădiri, prezintă un grad de nesigurantă.

Concluziile desprinse din această analiză simplificată, care ține seama de influența conlucrării dintre structura clădirii și teren, justifică faptul că, în timpul cutremurului Niigata (1964) cele mai multe clădiri distruse, datorită fenomenului de lichefiere, au fost structuri cu trei și patru etaje (cu  $T = 0,3 \dots 0,6$  sec).

Din această prezentare succintă a principalilor factori care pot modifica rezistența la lichiefiere, a nisipurilor saturate aflate sub conturul clădirilor, față de cea obținută în terenul liber de sub clădiri, se desprind următoarele principale concluzii, utile în analiza condițiilor de lichiefiere:

- (1) Încercări pe modele, observații din timpul cutremurelor și analize simplificată au scos în evidență că, în anumite condiții, structura clădirii contribuie la creșterea rezistenței la lichiefiere a terenului de sub conturul acesteia, chiar dacă lichiefierea poate să apară în terenul liber din jurul clădirii.
- (2) În cazul nisipurilor afânate, cu  $I_D < 0,35$ , încercările și analizele sugerează că pericolul de lichiefiere este mai mare în terenul de sub conturul clădirii, decât în terenul liber. În aceste situații, terenul de sub clădire se lichefiază mai repede decât cel din jurul clădirii.
- (3) Prezența efortului static de forfecare inițial, produs de încărcările transmise de construcție, mărește rezistența la lichiefiere a nisipurilor mediu-îndesate ( $I_D > 0,45$ ) și la scăderea acesteia, în cazul nisipurilor afânate.
- (4) Potențialul de lichiefiere al terenului de sub clădire depinde de conlucrarea dintre structură și teren, în timpul mișcării seismice, exprimată prin raportul  $S_a/a_{max}$ . Dacă valoarea acestui raport este mai mare de 2,4, atunci potențialul de lichiefiere, al terenului de sub clădire, este mai mare decât în terenul liber din jurul clădirii. În situațiile în care  $S_a/a_{max} < 2,4$ , potențialul de lichiefiere sub conturul clădirii este mai mic, decât în terenul liber.
- (5) Rezultatele analizei condițiilor de lichiefiere, în terenul neocupat de clădiri, pentru structurile cu perioade lungi de vibrație (1 ... 2 sec) și în cazul nisipurilor cu îndesare medie ( $I_D = 0,55$ ) **sunt acoperitoare**. În cazul structurilor, fondate pe nisipuri afânate ( $I_D < 0,35$ ) și cu perioade scurte de vibrație (0,1 ... 0,6 sec), **această analiză prezintă nesiguranță**.

Aceste concluzii pot fi considerate ca recomandări utile în studiul condițiilor de fundare, pe amplasamente cu pământuri lichefiabile și pot fi introduse ca propuneri de completare a instrucțiunilor românești cu indicativul P125-84. Acest fapt este justificat mai ales în situațiile în care analizele de lichiefiere, pe amplasamentele libere de clădiri, prezintă nesiguranță [concluzia (5)].

#### 2.4.9. Influența parametrilor care definesc solicitarea seismică

Parametri care definesc mișcarea seismică, reprezintă categoria de factori care au una din cele mai hotărâtoare influențe asupra sensibilității la lichiefiere a depozitelor nisipoase și care nu pot să lipsească din criteriile de apreciere a lichefiabilității.

O serie de studii și cercetări au urmărit elucidarea aspectelor legate de modul de influență al principalilor parametri ai solicitării seismice, asupra fenomenelor de lichiefiere, luați

fie ca variabile independente, fie în corelație cu alți factori [3, 12, 13, 14, 30, 67, 68, 70, 72, 75, 86].

În cele ce urmează se prezintă sintetic influența principalilor parametri care definesc solicitarea seismică asupra probabilității de apariție a lichefierii în pământurile nisipoase saturate.

#### 2.4.9.1. Influența magnitudinii (M)

**Magnitudinea Richter (M)** este o măsură indirectă a energiei eliberate în hipocentru (W) și poate fi exprimată cu ajutorul relației [55]:

$$\lg W \approx 11,8 + 1,5M \quad (2.31)$$

Funcție de energia eliberată în hipocentru (focar) rezultă și efectele cutremurului la suprafața terenului. Caracterul distrugător al unui cutremur este legat și de alți factori, dintre care cel mai important este adâncimea hipocentrului. Astfel, în Maroc, un cutremur din 1960 a distrus aproape complet orașul Agadir (30.000 locuitori, 12.500 morți și 12.500 răniți), deși magnitudinea sa a fost de numai 5,75, dar hipocentru a fost situat la 2-3 km adâncime sub oraș [55].

Cutremurul din Vrancea din anul 1940, cu  $M = 7,4$ , a avut efect mai puțin distrugător decât cel din 1977, cu același epicentru și  $M = 7,2$ , deoarece primul a avut focarul la 130-150 km, iar cel de-al doilea la adâncimi cuprinse între 93 și 109 km [5, 55].

Prelucrarea statistică a observațiilor efectuate cu ocazia unor cutremure, cu caracteristici asemănătoare, a permis obținerea unor corelații care să permită aprecierea distanței maxime, de la epicentru până unde sunt posibile lichefierii, pentru un cutremur cu magnitudine dată. Aceste corelații au fost utilizate la stabilirea unor criterii calitative pentru prognozarea pericolului de lichefiere.

Astfel, Perlea (1984) [55] citează studiile efectuate de Youd și Perkins (1978) care au demonstrat existența unei legături între magnitudine și distanța cea mai mare, de la focarul cutremurului până la un amplasament unde se pot manifesta lichefierii. Ei au pornit de la considerațiile că, pentru un pământ necoeziv dat, atât intensitatea solicitării cât și numărul de cicluri sunt funcții exponențiale de magnitudine și variază invers proporțional cu distanța până la hipocentru.

Youd și Perkins (1978) recomandă utilizarea expresiei de mai jos, care permite determinarea distanței hipocentrale până la care sunt probabile lichefierii (D), funcție de magnitudinea (M):

$$M = c_1 + c_2 \lg D \quad (2.32)$$

în care coeficienții  $c_1$  și  $c_2$  depind de legea de atenuare și de condițiile de teren locale.

De asemenea Perlea (1984) [55], citează studiile efectuate de Kuribayashi și Tatsuoka (1945) care prin prelucrarea statistică, a datelor pentru 44 cutremure japoneze cu adâncimea

sub 40 km, au stabilit corelația:

$$\lg R = 0,77M - 3,6 \quad (2.33)$$

în care R este distanța de epicentru a celei mai îndepărtate zone cu lichefierii, în km.

O corelație asemănătoare au obținut cercetătorii chinezi, pe baza observațiilor efectuate timp de 900 ani (până în 1955) și confirmată în timpul cutremurelor Haicheng (1975) și Tangshan (1976). Corelația are forma [14]:

$$\lg R = 0,87M - 4,43 \quad (2.34)$$

sau

$$R = 0,812 \cdot 10^{0,87(M-5)} \quad (2.35)$$

O corelație mai cuprinzătoare, considerată valabilă în cazul mai multor cutremure, ar avea expresia [55]:

$$\lg R = 0,914M - 4,2 \quad (2.36)$$

cu domeniul de valabilitate  $R \leq 500$  km și  $M \geq 5,2$ .

Seed ș.a. (1983) [68] consideră că, din punctul de vedere al lichefiabilității, diferența dintre valorile diferite ale magnitudinii constă în numărul de cicluri de solicitare pe care acestea le induc. În cap. 5 (tabelul 5.1) sunt prezentate numărul de cicluri reprezentative, corespunzătoare efortului unitar de forfecare echivalent,  $\tau = 0,65\tau_{\max}$  ( $\tau_{\max}$  este efortul unitar de forfecare maxim indus de seism), pentru diferite valori ale magnitudinii.

De regulă, criteriile de apreciere a lichefiabilității se stabilesc pentru un cutremur etalon, caracterizat prin valoarea magnitudinii  $M = 7,5$ , iar utilizarea acestora pentru magnitudini  $M \neq 7,5$  se face prin utilizarea factorului de transformare ( $r_m$ ), prezentat în coloana 2 a tabelului 5.1 [68, 79]. Transformarea se face utilizând rel. (5.1).

Shibata și Teparaksa (1988) [72], au stabilit un criteriu grafic unic pentru evaluarea potențialului de lichefiere, bazat pe date obținute din penetrări statice (CPT) și care în expresia de calcul a efortului unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ), intervine ca și parametru, magnitudinea ( $M$ ) [cap. 3; paragraf 3.2.3; rel. (3.31)].

Croce și Vinale (1981) [14] citează studiile efectuate de Whitman și Yegian (1976) care au stabilit un criteriu grafic de apreciere a potențialului de lichefiere, bazat pe datele obținute prin penetrarea dinamică standard (SPT) și în care magnitudinea intervine în cadrul parametrului reprezentativ pentru un cutremur ( $S_c$ ), definit de expresia:

$$S_c = \frac{e^{0,5M} \cdot z}{(R+16)\sigma'_v} \quad (2.37)$$

în care: M - magnitudinea cutremurului;

z - adâncimea stratului analizat (picioare);

R - distanța față de epicentru (mile);

$\sigma'_v$  - efortul unitar vertical efectiv la adâncimea z (psi; 1 psi = 6,9 KPa)

Criteriul grafic stabilit de Whitman și Yegian este prezentat în fig. 2.38.

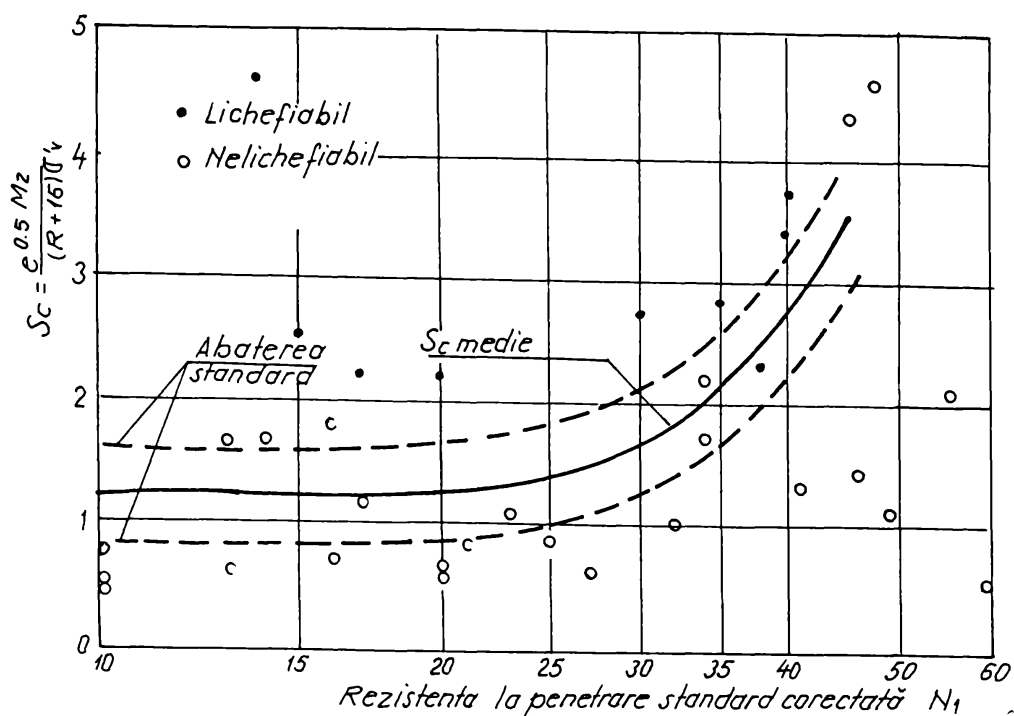


Fig. 2.38. Criteriul grafic bazat pe magnitudine și date (SPT) stabilit de Whitman și Yegian [14]

O problemă controversată, care a preocupat specialiștii în domeniu, a avut ca obiect valoarea minimă a magnitudinii (M) care poate produce lichefierea terenului de fundare. În cadrul simpozionului Internațional cu titlul "Earthquake hazards and the design of constructed facilities in the eastern United States", care a avut loc în anul 1989 la New York, Idriss, Kavazanjian și Dobry [16] au ajuns la concluzia că pe coasta de vest a SUA și Japonia valoarea minimă certă a magnitudinii care poate produce lichefierii este 5,0 ... 5,5.

#### 2.4.9.2. Influența intensității seismice

Intensitatea seismică este un parametru global, care cuprinde influența mai multor factori determinanți ai condițiilor de lichefiere a nisipurilor saturate: accelerația maximă indusă, durata, forma mișcării seismice (număr de pulsații apropiate de cea cu amplitudine maximă, perioada etc.) [55].

Avantajul utilizării intensității seismice ca parametru determinant al solicitării seismice, în raport cu utilizarea magnitudinii și a distanței epicentrale constă în faptul că se ține seama implicit de influența mai multor factori cum ar fi: adâncimea focarului, condițiile geologice în zona de propagare a undelor seismice, condițiile locale de pe amplasament.

Dezavantajul folosirii acestui parametru constă în faptul că intensitatea nu poate fi determinată experimental, înregistrându-se o doză importantă de subiectivism, atât în aprecierea valorii acesteia pe diverse amplasamente, cât și în prognoza unei intensități de calcul caracteristică unui amplasament dat [55].

Intensitatea unui cutremur se apreciază după efectele cutremurelor la suprafața terenului, fiind maximă în zona epicentrală și descrescătoare funcție de distanță față de aceasta.

Pe plan mondial, se utilizează trei scări principale pentru determinarea intensității: scara japoneză (JMA), cu 7 grade, scara Mercalli modificată (MM) (denumită și scara macroseismică internațională, EMI), cu 12 grade, utilizată în SUA și alte țări occidentale și scara MSK-64, tot cu 12 grade. Scara MSK-64 este recomandată de UNESCO și este preferată în Europa, fiind utilizată și standardizată în țara noastră [55, 89].

Aprecierea scărilor de intensitate seismică se bazează pe trei criterii distincte:

- (1) modul de percepere de către oameni și efectele asupra modului ambiant;
- (2) efectele asupra clădirilor de diverse tipuri;
- (3) efectele asupra terenului, asupra apelor subterane și de suprafață.

O corespondență exactă între scările citate este greu de definit. În scările (MM) și (MSK-64), gradele VII, VIII și IX, cele care interesează domeniul construcțiilor ingineresti, sunt definite asemănător [55].

Legătura dintre intensitatea definită pe scara (JMA) și cea corespunzătoare scării (MM) poate fi exprimată cu relația aproximativă [55]:

$$I_{MM} = 0,5 + 1,5I_{JMA} \quad (2.38)$$

Dependența dintre scările de intensitate și probabilitatea de apariție a fenomenelor de lichefiere este relativ controversată. Astfel, scara MSK-64 nu face referiri directe la lichefieri, deși semnaleză unele efecte posibile ale acestora (crăpături, modificarea nivelului apei în puțuri etc), începând de la gradul VI.

Scara Mercalli modificată (MM) apreciază apariția fenomenelor de lichefiere începând de la gradul VIII, manifestată prin ejectări de nisip și noroi în cantități mici. La gradul IX, aceeași scară apreciază că ejectarea nisipului și noroiului este însoțită de formarea de cratere și fântâni arteziene. Dobry (1989) [16], apreciază gradul VII, ca valoare certă a intensității, măsurată pe scara (MM), care poate produce lichefieri pe coasta de vest a SUA și Japonia.

Conform recomandărilor din scara japoneză (JMA), fenomenele de lichefiere apar de la intensitatea V, care corespunde gradelor VII, VIII și IX pe celelalte scări.

În lucrarea sa, Perlea (1984) [55], prezintă concluziile cercetărilor efectuate de Chang și Chen, care, după cutremurul Tangshan (China 1976,  $I = XI$ ), au propus noi criterii pentru definirea gradelor de intensitate, grupând efectele cutremurelor în șase categorii. Referitor la lichefieri, aceștia apreciază că la gradul VI pot fi observate ejectări de nisip și mâl, iar la gradul VII se produc lichefieri serioase.

Fenomene de lichefiere, manifestate prin ejectări de nisip și apă la suprafața terenului, au fost observate și la intensități mai reduse. Astfel, în timpul cutremurului din Guatemala (1976,  $M = 7,5$ ) [71], cu hipocentrul situat la 5 km adâncime, au apărut lichefieri în zone cu intensitatea V și VI pe scara MM. În schimb, în cadrul aceluiasi cutremur, nu au fost semnalate lichefieri în zone cu intensități până la gradul IX. Acest fenomen s-a datorat, probabil, condițiilor de teren, care nu au permis manifestarea lichefierii la suprafață.



Observațiile efectuate în timpul cutremurului din martie 1977 în Vrancea au permis considerarea gradului VII MSK ca limită inferioară a intensității ce poate produce lichiefieri, în condiții favorabile de teren. Această valoare limită a intensității este recomandată și în instrucțiunile românești cu indicativul P125-84 [88] (tabelul 2.4).

***Având în vedere modul subiectiv de apreciere a intensității și aspectele controversate ale valorii acesteia asociate cu fenomenele de lichiefiere, se recomandă ca influența acestui parametru să fie corelată cu ceilalți factori care condiționează sensibilitatea la lichiefiere.***

#### 2.4.9.3. Influența accelerației maxime induse de cutremur la suprafața terenului ( $a_{\max}$ )

Accelerația maximă la nivelul terenului este parametrul cel mai utilizat pentru caracterizarea mișcării seismice și pentru studiul lichiefierii. Utilizarea accelerației maxime prezintă avantajul că poate fi apreciată pe baza accelerogramelor, obținute prin înregistrări instrumentale în timpul mișcării seismice.

Corelația între intensitatea cutremurului și accelerația maximă este destul de neconcludentă datorită faptului că intensitatea are o definiție nesatisfăcătoare și că accelerația maximă nu este un bun indicator al degradărilor. Astfel, cutremurul Tulcea (1981) a avut efecte mult mai reduse decât Vrancea (1977), deși accelerația maximă a fost mai mare în primul caz decât în al doilea. Primul cutremur a durat însă numai 1-2 sec., în timp ce al doilea a durat cca. 35 sec. [55].

Pe baza înregistrărilor experimentale pe diverse amplasamente, s-au admis următoarele valori medii ale accelerației maxime induse:  $a_{\max} = 50 \dots 100$  Gal ( $\text{cm/s}^2$ ) pentru  $I_{\text{MSK-64}} = \text{VII}$ ,  $a_{\max} = 44 \dots 94$  Gal pentru  $I_{\text{MM}} = \text{VII}$ , și respectiv  $a_{\max} = 80 \dots 250$  Gal pentru  $I_{\text{JMA}} = \text{V}$  ( $100 \text{ gal} = 0,1 \text{ g}$ ) [55].

Studiile efectuate au scos în evidență că limita inferioară a accelerației maxime care poate produce lichiefieri nu este constantă, ci variază cu alți parametri ai solicitării (durata și forma mișcării), cu natura pământului din depozit (granulozitatea), starea de îndesare etc.

Înregistrări și observații efectuate pentru cutremurele din Japonia, în zona Niigata, în perioada 1500-1964, au permis aprecierea accelerației maxime și s-a constatat că numai în cazul a trei cutremure, din cele 25 produse în perioada urmărită, cu  $a_{\max} = 0,13 \text{ g} \dots 0,16 \text{ g}$ , s-au semnalat lichiefieri [67].

Studii efectuate de Seed și Idriss (1971) [67], precum și de Castro și Poulos (1977) [13], au scos în evidență că, pentru depozite aluviale saturate cu îndesare medie spre afânate, limita inferioară a accelerației maxime care poate produce lichiefieri are valoarea 0,1 g. Acest lucru este scos în evidență și din criteriile de apreciere a lichiefierii, pe baza stării de îndesare și a accelerației maxime, prezentate în fig. 2.5.

Fiind relativ ușor de apreciat, accelerația maximă a stat la baza stabilirii a numeroase criterii de apreciere a sensibilității la lichiefiere a depozitelor nisipoase saturate. Astfel, în toate



criteriile de evaluare a potențialului de lichefiere, prezentate în cap. 3 și prelucrările experimentale din cadrul cap. 4 și 5, se bazează pe efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ), calculat cu ajutorul valorii accelerației maxime induse de seism [metoda simplificată Seed și Idriss (1971)] [67], respectiv rel. (3.25)].

Din cele prezentate rezultă că accelerația maximă este un parametru determinant al mișcării seismice și al condițiilor de producere a fenomenelor de lichefiere, fiind inclus în majoritatea criteriilor de evaluare a potențialului de lichefiere.

\*  
\*       \*  
\*

Având preocupări în domeniul lichefierii, începând din anul 1980 și fiind pus în situația de a analiza și stabili soluții de fundare pe amplasamente, cu pământuri nisipoase susceptibile la lichefiere, autorul, a constatat lipsa unor criterii clare de evaluare a potențialului de lichefiere care să permită obținerea unui coeficient de siguranță dorit. Acest aspect, cumulat cu lipsa unei aparaturi adecvate de laborator, (cum ar fi traxialul ciclic) au condus la efectuarea unor analize de lichefiere în care nu s-a ținut seama de influența tuturor factorilor care favorizează apariția fenomenului de lichefiere.

Urmare a acestor aspecte tehnice și beneficiind de un mare volum de date experimentale obținute prin penetrări statice și dinamice cu con, autorul și-a propus în cadrul acestei lucrări, să studieze posibilitatea evaluării potențialului de lichefiere prin utilizarea acestor date. Studiind și analizând literatura de specialitate din domeniu, publicată în SUA și Japonia, autorul a sintetizat principalele studii și cercetări cu privire la criteriile de evaluare a potențialului de lichefiere pe baza datelor obținute prin încercări de penetrare dinamică standard (SPT), de penetrare statică cu con (CPT) și prin observații de lichefierii în scară naturală manifestate în timpul unor cutremure puternice. Pornind de la aceste studii de sinteză, autorul și-a propus să le aplice în analize de lichefiere prin stabilirea unor procedee de lucru pe etape, care să permită obținerea coeficientului de siguranță la lichefiere și a variației acestuia cu adâncimea depozitului analizat.

De asemenea, prin transformarea criteriilor de evaluare a potențialului de lichefiere pe baza datelor (CPT) autorul și-a propus să stabilească criterii noi, care se bazează pe date obținute prin încercări de penetrare dinamică cu con (de tip PDU și PDM) mai puțin utilizate în studiul lichefierii.

Aspectele prezentate, modul de prelucrare a datelor experimentale proprii sau la care a colaborat și rezultatele obținute vor fi prezentate în capitolele următoare ale lucrării de doctorat.

## CAPITOLUL 3

### STUDII TEORETICE PRIVIND EVALUAREA POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE BAZATE PE REZULTATELE ÎNCERCĂRILOR DE PENETRARE

#### 3.1. STUDII TEORETICE PRIVIND FOLOSIREA PENETRĂRII DINAMICE STANDARD LA EVALUAREA POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE

Penetrarea dinamică standard SPT este cea mai veche și cea mai utilizată metodă de prospectare a terenului de fundare, începând să fie aplicată încă din anul 1927 de către Terzaghi [20, 55]. Ulterior pe măsura acumulării datelor experimentale, s-a constatat utilitatea încercării și a început să fie aplicată pe scară largă, în special în S.U.A. și în Japonia [29, 30, 45, 48, 53, 56, 68, 70, 72, 98, 99].

Prin extinderea cercetărilor, penetrarea dinamică standard a devenit în SUA și Japonia cea mai utilizată încercare pentru studiul pământurilor nisipoase, lichefiabile, elaborându-se o serie de criterii pentru aprecierea sensibilității la lichefiere a acestora. [29, 30, 33, 48, 53, 56, 68, 70, 72, 88].

Încercarea se execută în foraj și constă în determinarea numărului de lovituri ( $N_{30}$ ) aplicate cu ajutorul unui berbec, cu masa de 63,5 Kg și care cade de la o înălțime de 76 cm, pentru ca un tub carotier să pătrundă în teren pe o adâncime de 30 cm.

În figura 3.1. este prezentată o secțiune longitudinală prin echipamentul de penetrare standard în conformitate cu recomandările unui comitet tehnic, propus de Societatea Internațională de Geotehnică și Fundații, pentru Congresul Internațional de Penetrare ISOPT-1 din Florida (1988), [98].

Deși denumirea de penetrare standard este consacrată, procedeele de aplicare practică diferă, în măsură mai mare sau mai mică, de la o țară la alta, fapt evidențiat de înseși normele și standardele în vigoare din unele țări [34, 55, 100]. În general dacă deosebirile referitoare la caracteristicile echipamentului de penetrare sunt relativ mici, cele referitoare la modul practic de execuție a încercării,

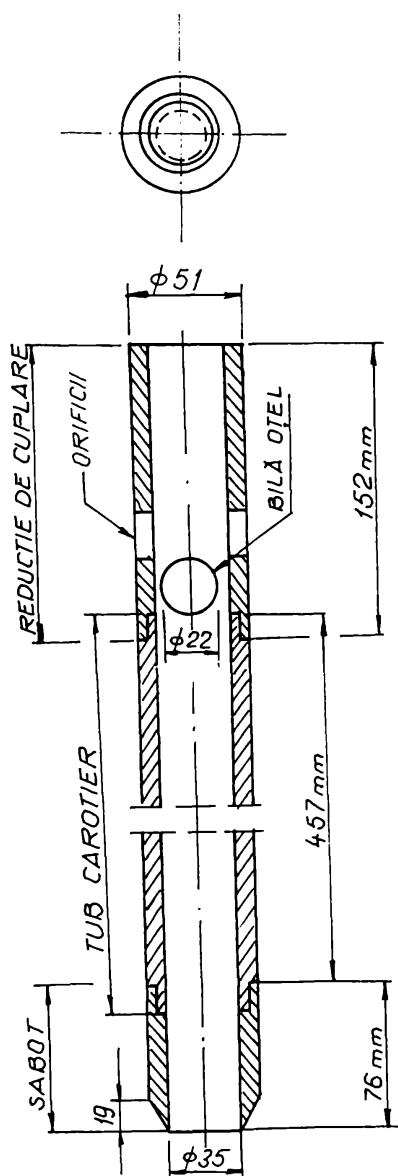


Fig. 3.1 - Secțiune longitudinală a echipamentului de penetrare standard [98]

inclusiv a forajului, sunt semnificative, ceea ce face ca rezultatele să nu poată fi interpretate și valorificate după aceleași criterii.

În conformitate cu prevederile cuprinse în STAS 1242/5-81 [100], modul de aplicare a încercării diferă esențial, comparativ cu normele străine, și anume: limita inferioară a diametrului forajului mult mai ridicată (minim 170 mm față de 60-150 mm în Japonia și SUA), admiterea folosirii pompei cu clapet pentru execuția forajului, excluderea folosirii noroiului de foraj.

Utilizarea pompei cu clapet, pentru executarea forajului, conduce la apariția unor gradienti la baza forajului, care provoacă refularea nisipului și implicit, vicierea rezultatelor [53, 55, 100]. Datorită acestui fapt, normele străine interzic această practică și recomandă pentru executarea forajelor, unelte care acționează prin rotire (burghie, linguri), interzicând și dispozitivele la care pământul este scos prin partea lor inferioară.

De asemenea, conform prevederilor din STAS 1242/5-81 [100], încercarea de penetrare standard nu poate fi aplicată la pământuri necoezive care refulează în gaura de foraj sau care trec în stare curgătoare (de lichiefiere) sub acțiunea unor solicitări dinamice. Această prevedere este în contradicție cu normele americane și japoneze, conform cărora încercarea SPT este principala încercare de teren utilizată pentru determinarea sensibilității la lichiefiere a pământurilor nisipoase.

Deosebiri de metodică decurg și din modul cum acționează berbecul: direct pe tubul carotier, ca în practica românească, sau de la suprafață prin intermediul coloanei de tije, ca în Japonia și SUA [53, 56, 98, 99].

Principalele dezavantaje ale primei variante, dacă încercarea se execută sub nivelul apei subterane, sunt următoarele: reducerea greutateii berbecului datorită acțiunii forței arhimedice, rezistența opusă de apă la deplasarea greutateii prin efectul de piston și tulburarea fundului forajului ca efect al unor gradienti locali produși de mișcarea berbecului. Pentru reducerea efectului de piston, standardul românesc recomandă o dimensiune minimă a forajului ( $\phi 170$  mm), contrar normelor japoneze și americane care limitează dimensiunea superioară a forajului ( $\phi 150 \dots \phi 200$  mm) cu scopul de a nu provoca reducerea sarcinii geologice în zona încercării [55, 56, 99].

În cazul acționării berbecului de la suprafață, prin intermediul coloanei de tije, apare inconvenientul că odată cu creșterea adâncimii, scade raportul dintre masa activă (berbecul) și cea antrenată (tije și echipament). De asemenea, o parte din energia de batere este consumată prin deformarea tijelor datorită flambajului. Aceste inconveniente pot fi minore dacă se folosesc tije standard, ca material și dimensiuni, iar încercarea se limitează la adâncimi până la 30 m.

Avantajele mari ale acestei variante constau în posibilitatea folosirii noroiului de foraj și a reducerii diametrului forajului, eliminând astfel o parte din factorii care produc tulburarea terenului la baza forajului.

Recomandările ISSMFE (1988) [99] propun acționarea berbecului de la suprafață, spre deosebire de cele din 1977 care admiteau și varianta de acționare direct pe echipamentul de penetrare, cu condiția capsulării acestuia [56].

Modificarea stării de îndesare, respectiv a gradului de alterare, produse prin activitatea de forare, pot fi apreciate pe baza criteriului propus de De Mello (1971) [15], aplicabil în masive relativ omogene. Conform acestui criteriu se vor înregistra separat numărul de lovituri  $N_{15-30}$  și  $N_{30-45}$ , valori corespunzătoare penetrării propriu-zise, parțiale pe primii 15 cm (de la 15 la 30 cm, de la baza forajului) și respectiv pe ultimii 15 cm (de la 30 la 45 cm).

În cazul unui masiv omogen, De Mello (1971) [15] a dedus, pe baza unui calcul dinamic o relație de legătură între cele două valori, de forma

$$\frac{N_{15-30}}{N_{30-45}} = \frac{3}{3+2A} \quad (3.1.)$$

în care:

A - este un coeficient care depinde de N și caracteristicile geometrice ale penetrometrului, variind între 0,68 și 0,69 pentru  $N = 10 \dots 30$ .

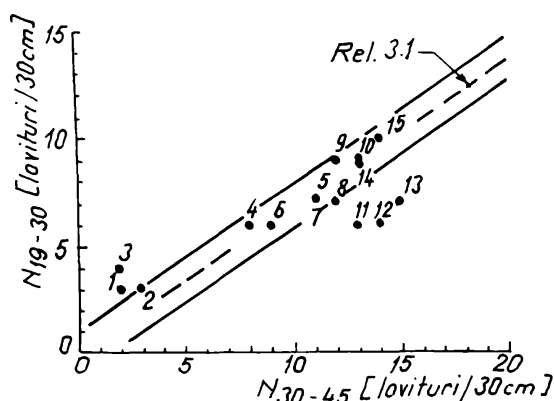


Fig. 3.2. Criteriul de apreciere a stării de alterare la baza forajului [54]

Criteriul analizat poate fi utilizat conform graficului prezentat în fig. 3.2. [54], în care linia întreruptă reprezintă relația (3.1) iar prin liniile pline aceeași relație cu o toleranță de plus minus o lovitură.

În figura 3.2. cifrele reprezintă adâncimea la care a fost efectuată penetrarea. Se consideră că punctele experimentale situate între liniile pline și pe ele, reprezintă determinări corecte, iar cele situate sub limita inferioară indică o afânare apreciabilă în zona penetrării inițiale (de la 15 la 30 cm).

Punctele situate deasupra liniei superioare indică o îndesare a nisipului pe primii

15 cm, de la fundul forajului, față de cealaltă zonă de penetrare (de la 30 la 45 cm).

Criteriul de apreciere a gradului de alterare, la baza forajului, exprimat prin relația (3.1) a fost preluat și de îndrumătorul tehnic românesc P125-84 [88].

Deoarece forarea în apă, cu tubarea forajului, conduce la valori N mai mici decât forarea cu noroi fără tubare, se recomandă corectarea rezistenței la penetrare standard pentru nisipuri fine sau prăfoase, aflate sub nivelul apei subterane. Astfel, pentru compensarea efectului presiunilor negative în apa din pori, care pot apărea la nisipurile cu indicele inferior celui critic (considerat corespunzător pentru  $N_{30} = 15$ ), dacă valoarea  $N'_{30}$  înregistrată depășește valoarea 15, rezistența la penetrare standard se corectează cu relația [55]:

$$N_{30} = 15 + 0,5(N'_{30} - 15) \quad (3.2.)$$

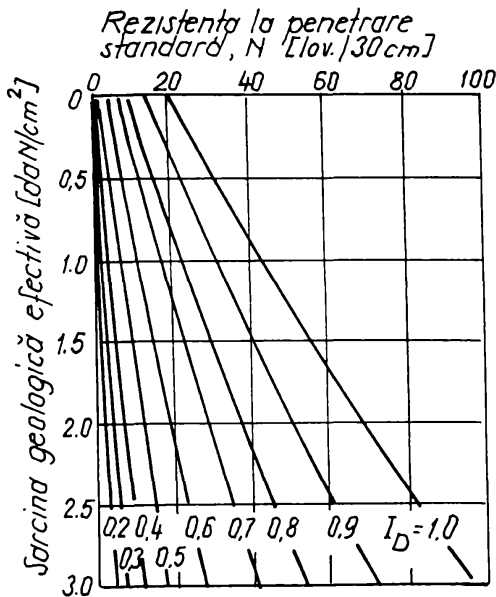
în care:

$N_{30}$  - rezistența la penetrare corectată, (lov/30 cm);

$N'_{30}$  - valoarea necorectată a rezistenței la penetrare, (lov/30 cm).

Rezultatele obținute în urma încercărilor de penetrare dinamică standard au fost utilizate, în cazul pământurilor necoezive, fie pentru obținerea unor corelații cu gradul de îndesare,  $I_D$ , fie pentru stabilirea unor criterii de evaluare a sensibilității la lichefiere.

În cadrul primei direcții, la stabilirea corelațiilor  $I_D-N_{30}$ , s-a avut în vedere și influența efortului unitar efectiv vertical ( $\sigma'_v$ ) la nivelul încercării și eventual a gradului de supraconsolidare (RSC), care influențează împingerea efectivă orizontală pe tubul carotier.



Una dintre cele mai folosite corelații pe plan mondial, preluată și în îndrumătorul tehnic românesc P125-84, este cea stabilită de Gibbs și Holtz (1957) [22], prin încercări de laborator pe nisip uscat și umed (rezultate acoperitoare pentru nisip saturat). Corelația obținută de Gibbs și Holtz este prezentată sub formă grafică în fig. 3.3 și permite determinarea gradului de îndesare funcție de rezistența la penetrare standard și de efortul geologic efectiv.

Fig. 3.3 - Determinarea gradului de îndesare,  $I_D$ , după Gibbs și Holtz [22]

Sub formă analitică, corelația poate fi exprimată cu ajutorul relației [55]:

$$I_D = 0,21\sqrt{N/(\sigma'_v+0,7)} \quad (3.3)$$

în care  $\sigma'_v$  este exprimat în daN/cm<sup>2</sup>.

Deoarece aplicarea corelației grafice, prezentată în fig. 3.3, conduce la valori ale gradului de îndesare ( $I_D$ ) mai mari decât în realitate, pentru cazul umpluturilor compactate, Marcuson și Bieganonsky (1977) [38] au stabilit o corelație de forma:

$$I_D = 0,122 + 0,0075\sqrt{2,311 + 222N - 711RSC - 768\sigma'_v - 50U_n^2} \quad (3.4)$$

în care  $\sigma'_v$  este exprimată în daN/cm<sup>2</sup>.

În relația (3.4) s-au luat în considerare, pe lângă efortul unitar vertical efectiv ( $\sigma'_v$ ) și raportul de supraconsolidare (RSC), respectiv gradul de neuniformitate ( $U_n$ ). Prezența acestor parametri este justificată de autori prin apariția unor eforturi unitare orizontale mari, specifice umpluturilor compactate, care conduc la creșterea forțelor de frecare pe fețele tubului carotier.

O serie de corelații țin seama și de influența conținutului de particule fine, deoarece creșterea conținutului de fracțiune prăfoasă conduce la reducerea semnificativă a rezistenței la penetrare ( $N_{30}$ ). Această influență este luată în considerare prin intermediul diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) sau prin conținutul procentual de particule fine, corespunzătoare prafului și argilei (argilă max. 15%) [55, 68, 70].

Astfel, Melzer (1967) [40], recomandă obținerea unor corelații de forma:

$$I_D = a_1 \cdot \lg N - a_2 \sigma'_V + a_3 \quad (3.5)$$

în care:

$a_1$  și  $a_2$  - sunt funcție de capacitatea de îndesare,  $(e_{\max} - e_{\min}) / e_{\min}$ ;

$a_3$  - este funcție de diametrul mijlociu ( $D_{50}$ )

În lucrarea sa, Perlea (1984) [55], prezintă rezultatele studiului făcut de Fardis și Veneziano, pe bază de prelucrări statistice, recomandă o corelație  $N - I_D$ , aproximată prin relația:

$$\ln N = g_s(h) + a_2 \ln I_D + a_3 \ln \sigma'_V + \varepsilon \quad (3.6)$$

în care  $I_D$  este exprimat în procente și  $\sigma'_V$  în daN/cm<sup>2</sup>.

Relația (3.6) este reprezentativă pentru domeniul  $\sigma'_V = 0,07 \dots 3,44$  daN/cm<sup>2</sup> iar coeficienții  $a_2$  și  $a_3$  au fost determinați pentru un nisip normal consolidat ( $a_2 = 2,06$ ;  $a_3 = 0,442$ ), pe baza datelor care au condus la stabilirea corelației Gibbs și Holtz [22] și Marcuson și Bieganonski [38]. Funcția  $g_s(h)$  exprimă condițiile locale de structură, conținutul de particule fine, istoricul eforturilor etc., și variația acestor factori cu adâncimea. Termenul rezidual  $\varepsilon$  este în funcție de abaterea medie pătratică.

În literatura de specialitate sunt recomandate multe alte corelații între  $N$  și  $I_D$ , care se caracterizează printr-o mare împrăștiere a rezultatelor, cauzate de condițiile locale ale amplasamentului studiat. La acestea se mai adaugă dispersia valorilor  $N$ , erorile în determinarea lui  $e_{\max}$  și  $e_{\min}$  pentru calculul lui  $I_D$ , neomogenitatea din punct de vedere al stării de îndesare a depozitelor naturale și imprecizia corelațiilor obținute prin prelucrarea statistică a rezultatelor corespunzătoare mai multor tipuri de nisip.

Datorită acestor factori rezultă că utilizarea gradului de îndesare, obținut pe baza încercărilor de penetrare standard, în studiul sensibilității la lichefiere a pământurilor nisipoase în stare naturale, poate conduce la o serie de erori de apreciere. Urmare a acestui fapt, o serie de studii au urmărit corelarea directă a rezultatelor SPT cu sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase [48, 53, 55, 68, 70, 88, 100, 101].

În majoritatea criteriilor de apreciere a lichefierii, valorile rezistenței la penetrare standard ( $N$ ) sunt corectate, în funcție de efortul unitar vertical efectiv ( $\sigma'_V$ ), conform relației:

$$N_1 = C_N \cdot N \quad (3.7)$$

în care:

$N_1$  - rezistența la penetrare corectată (lov/30 cm);

$N$  - rezistența la penetrare obținută (lov/30 cm);

$C_N$  - factor de corecție, funcție de efortul unitar vertical efectiv ( $\sigma'_V$ ).

În literatura de specialitate sunt citate diverse relații și grafice care permit determinarea factorului de corecție,  $C_N$ , funcție de adâncime, natura pământului și gradul de îndesare.

Astfel, Seed ș. a. (1985) [69], propune pentru determinarea factorului  $C_N$  o expresie de forma:

$$C_N = 1 - 1,25 \lg \frac{\sigma'_V}{\sigma'_1} \quad (3.8)$$



în care:

$\sigma'_1$  - efort unitar vertical de referință egal cu 1,0 daN/cm<sup>2</sup>;

$\sigma'_v$  - efort unitar vertical efectiv la adâncimea de calcul, în daN/cm<sup>2</sup>.

Marcuson și Bieganouski (1976) [38] recomandă pentru determinarea factorului  $C_N$  procedeul grafic prezentat în fig. 3.4., în funcție de natura nisipului și de valoarea gradului de îndesare.

Stark și Mesri (1992) [74] citează rezultatele obținute de Liao și Whitman (1985), care au propus următoarea expresie:

$$C_N = \frac{1}{(\sigma'_v)^{1/2}} \quad (3.9)$$

în care  $\sigma'_v$  este exprimată în daN/cm<sup>2</sup>.

Într-o prelucrare după standardul chinez TJ11-74 [55], s-a obținut pentru determinarea factorului de corecție, expresia:

$$C_N = \frac{2}{1,27 + 0,25d_s - 0,01d_w} \quad (3.10)$$

în care:

$d_s$  - reprezintă adâncimea în m;

$d_w$  - nivelul apei subterane în m.

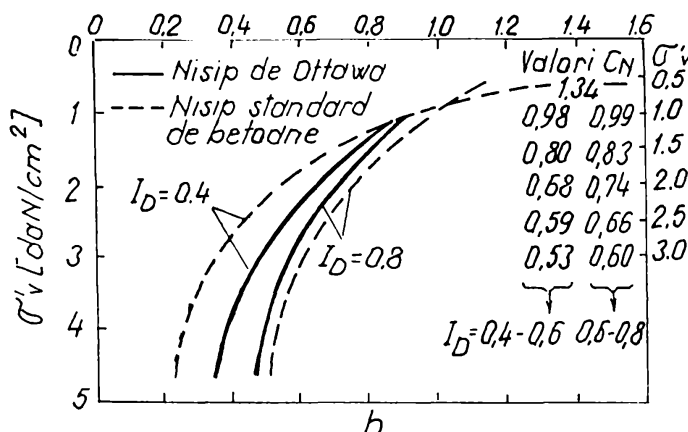


Fig. 3.4. Grafic de variație a factorului de corecție  $C_N$  [38].

Seed și alții (1985) [69], propun și o corecție a numărului de lovituri,  $N_1$ , pentru un echipament standardizat, obținându-se un număr echivalent de lovituri ( $N_{1-60}$ ), care corespunde unui transfer de aproximativ 60% a energiei dezvoltate prin căderea liberă a berbecului pe tubul carotier.

Relația de corecție propusă [69] este dată de expresia:

$$N_{1-60} = N_1(W / 60\%) \quad (3.11)$$

în care:

$N_1$  - rezistența la penetrare corectată funcție de efortul vertical efectiv ( $\sigma'_v$ ), [lov/30cm]

$N_{1-60}$  - rezistența la penetrare echivalentă, (lov/30 cm);

W - energia teoretică dezvoltată prin căderea liberă a berbecului.

O corecție similară cu cea dată în expresia (3.11), este propusă de Robertson și Campanella (1985) [61], care corespunde unui transfer de 55% din energia dezvoltată de berbec prin cădere liberă.

Pe baza rezultatelor obținute prin încercări experimentale, cu ajutorul aparatului triaxial ciclic, Seed și alții (1985) [69] și Seed (1987) [71], au propus și o corecție a rezistenței la penetrare echivalentă ( $N_{1-60}$ ) funcție de conținutul procentual de particule fine, conform relației:



$$N'_{1-60} = N_{1-60} + \Delta N_{1-60} \quad (3.12)$$

în care:

$N'_{1-60}$  - rezistența la penetrare echivalentă, corectată funcție de conținutul procentual de particule fine, [lov/30 cm];

$\Delta N_{1-60}$  - număr de lovituri dat în tabelul 3.1., funcție de conținutul de particule fine, [lov/30 cm].

Tabelul 3.1. Valori  $\Delta N_{1-60}$  recomandate de Seed și alții (1985) și Seed (1987) [69, 71]

Conținut de părți fine [%]	$\Delta N_{1-60}$	
	Pentru efortul unitar mobilizat care declanșează lichefierea	Pentru efortul unitar rezidual după producerea lichefierii
10	2,5	1
15	4	-
20	5	-
25	6	2
30	6,5	-
35	7	-
50	7	4
75	7	5

Din tabelul 3.1. se poate observa că valorile  $\Delta N_{1-60}$  care intervin în relația (3.12) sunt mai mari în situația când se urmărește determinarea efortului unitar mobilizat care declanșează lichefierea, pe baza datelor SPT, decât în cea în care se obține efortul unitar rezidual (critic) înregistrat după declanșarea lichefierii (postlichefiere).

Dintre criteriile care corelează direct sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase, cu rezultatele încercării de penetrare standard se remarcă relațiile obținute, prin prelucrări statistice, de Tatsuoka și alții (1978) [77]. Relațiile obținute permit evaluarea rezistenței la lichefiere,  $R_l = \sigma_{dl}/2\sigma'_0$ , corespunzătoare încercării triaxiale ciclice ( $\sigma_{dl}/2$  reprezintă efortul unitar de forfecare maxim, iar  $\sigma'_0$  presiunea laterală inițială).

Pentru depozite aluviale normal consolidate, în domeniul de sarcini geologice efective  $\sigma'_v = 0,2 \dots 1,7$  daN/cm<sup>2</sup> și pentru diametrul mijlociu  $D_{50} = 0,04 \dots 1,5$  mm, autorii studiului au propus următoarele relații pentru calculul rezistenței la lichefiere,  $R_l$ :

$$R_l = 0,0882\sqrt{N/(\sigma'_v+0,7)} - 0,225\lg\frac{D_{50}}{0,35} \quad (3.13)$$

valabilă pentru  $0,6 \leq D_{50} \leq 1,5$  mm și:

$$R_l = 0,0882\sqrt{N/(\sigma'_v+0,7)} - 0,05 \quad (3.14)$$

pentru  $0,6 \leq D_{50} \leq 1,5$  mm.

În relațiile (3.13) și (3.14) valoarea  $R_l$  corespunde lichefierii în 20 cicluri cu amplitudinea dublă a deformațiilor specifice axiale de 5-6%. Sarcina geologică efectivă  $\sigma'_v$ , este exprimată în daN/cm<sup>2</sup>,  $D_{50}$  în mm, iar  $N$  în lovături/30 cm.

O relație similară, valabilă pentru sterilul din industria minieră depus prin hidromecanizare în iazurile de decantare și care a fost propusă de Ishihara și alții (1981) este prezentată de Perlea (1984) [55]:

$$R_l = 0,088 \sqrt{N / (\sigma'_v + 0,7)} - 0,085 \lg \frac{D_{50}}{0,50} \quad (3.15)$$

în care parametri care intervin au aceeași semnificație ca mai sus.

Criteriile de evaluare a rezistenței de lichefiere,  $R_l$ , exprimate prin relațiile (3.13)...(3.15), au fost preluate și de îndrumătorul tehnic românesc P125-84 [88].

Un criteriu riguros justificat prin măsurători și observații pe amplasamente, în care s-au produs lichefierii reale în timpul unor cutremure, este cel prevăzut în "Codul de proiectare a construcțiilor civile și industriale", indicativ TJ 11-74 elaborat în China. [3, 14, 55]. Conform acestui criteriu pot fi considerate lichefiabile nisipurile saturate situate la  $d_s$  (metri) dacă numărul de lovături ( $N$ ) obținute prin penetrarea standard, este mai mic decât  $N'$  calculat cu relația:

$$N' = \bar{N}' [1 + 0,125(d_s - 3) - 0,05(d_w - 2)] \quad (3.16)$$

în care:

- $N'$  - numărul critic de lovături SPT pentru lichefierea nisipului saturat situat la adâncimea  $d_s$  (metri), când nivelul apei subterane este la  $d_w$  (metri) de la suprafața terenului;
- $\bar{N}'$  - numărul critic de lovături SPT (pentru  $d_s = 3$  m și  $d_w = 2$  m) și egal cu 6, 10 și 16 pentru intensitatea de proiectare egală cu respectiv VII, VIII și IX.

Valorile  $\bar{N}'$  au fost stabilite pe baza experienței acumulate în urma unor cutremure mari din China, iar criteriul propus prin relația (3.16) este în bună concordanță cu manifestările apărute în timpul acestora.

Unele criterii de apreciere a sensibilității la lichefiere au urmărit stabilirea unei legături între valoarea rezistenței la penetrare standard, determinată la o anumită adâncime și intensitatea seismică apreciată prin valoarea accelerației maxime,  $a_{max}$ , indusă de cutremur la suprafața terenului. În figura 3.5. sunt grupate câteva criterii obținute pentru diverse amplasamente și pentru un anumit nivel de asigurare (funcție de valoarea  $a_{max}$ ). Criteriile prezentate sunt sintetizate în lucrarea publicată de Perlea V. și Perlea M. (1984) [55], au fost obținute pentru depozite nisipoase cu suprafața terenului orizontală.

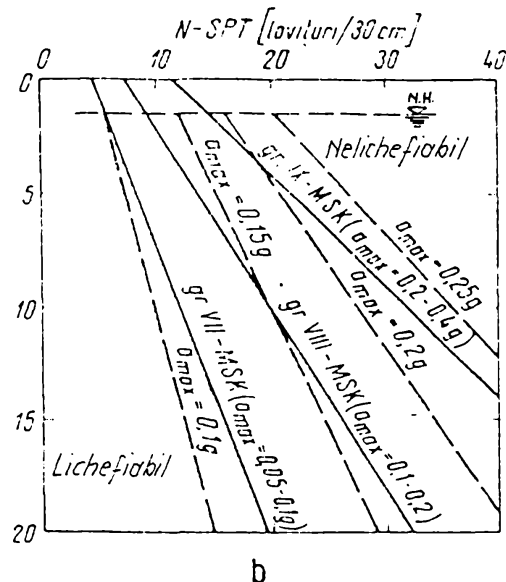
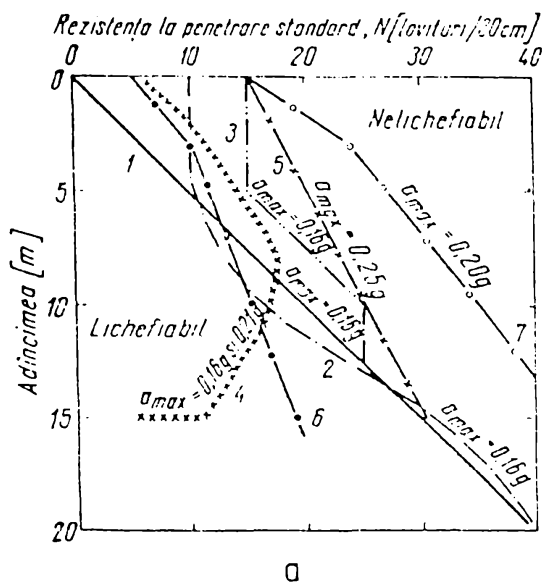


Fig. 3.5. - Criterii de apreciere a sensibilității la lichefiere [55]

a) - criteriile stabilite pentru condiții concrete de amplasament. b) criteriile generale

Legenda:

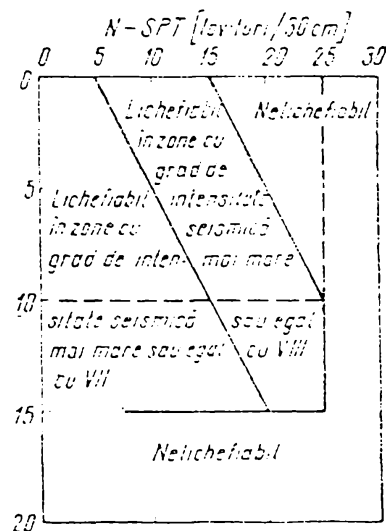
fig. 3.5.a: 1 - Ohsaki (1970;  $N = 2z$ ,  $z$  - adâncimea în m) pentru Niigata; 2 - Koizumi (1966) pentru Niigata; 3 - Kishida (1966) pentru Niigata; 4 - Perlea V. și Perlea M. (1979) prelucrare după calcule pentru Niigata; 5 - Ishihara (1977) pentru Tokyo; 6 și 7 - Youd și alții (1975) pentru San Francisco (6 - limită pentru depozite foarte lichefiabile, 7 - limită pentru depozite moderat lichefiabile);

fig. 3.5.b: - - - Seed și Idriss (1971); — Codul chinez TJ 11-74.

Fig. 3.6. - Criteriu de apreciere a lichefiabilității propus de Botea și alții [8].

Botea și alții (1980) [8] au propus criteriul grafic de apreciere a lichefiabilității din fig. 3.6., criteriu care a fost inclus și în îndrumătorul tehnic românesc P125-84 [88]. Acest criteriu limitează adâncimea până la care pot apărea fenomene de lichefiere la valoarea de 15 m, valoare confirmată de observațiile din timpul cutremurelor.

Pe baza măsurărilor pe amplasamente unde s-au produs lichefierii, în timpul unor cutremure de diverse magnitudini și a încercărilor de laborator, cu ajutorul triaxailului ciclic, Seed (1979) a stabilit domeniul limită care separă domeniul lichefiabil de cel nelichefiabil. Domeniile limită au fost stabilite pe bază de corelații între rezistența la penetrare corectată ( $N_1$ ) și efortul unitar de forfecare ciclic normalizat ( $\tau$ ) și au fost sintetizate de Perlea (1984) [55].



Domeniile limită stabilite de Seed sunt prezentate în fig. 3.7. În figură sunt prezentate și domeniile limită corectate pentru practica SPT japoneză, care utilizează maiuri cu cădere liberă, spre deosebire de practica americană, unde maiul în cădere trage o frânghie rulată pe tamburul granicului [55].

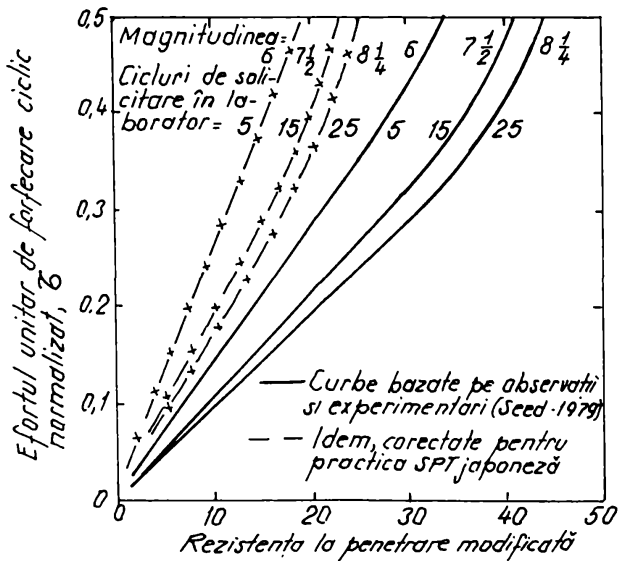


Fig. 3.7. - Criteriul de apreciere a lichefiabilității propus de Seed (după Perlea V. și Perlea M. (1984) [55]).

Ulterior, prin extinderea cercetărilor, pe baza prelucrării datelor în cazul unui număr de 125 cazuri de lichefierii și nelichefierii reale, care s-au manifestat pe diverse amplasamente în timpul unor cutremure de diverse magnitudini din America, Japonia și China, Seed și alții (1985) [69] au stabilit unul din cele mai elaborate criterii de apreciere a lichefiabilității. Criteriul stabilit este prezentat în fig. 3.8. și reprezintă o relație între efortul unitar de forfecare ciclic normalizat ( $\tau$ ) și rezistența la penetrare corectată  $N_{1-60}$  (conform relațiilor 3.8. și 3.11).

Criteriul se bazează pe prelucrarea datelor unor cazuri de lichefierii și nelichefierii reale, la care au fost disponibile date obținute prin încercări de penetrare standard și a fost

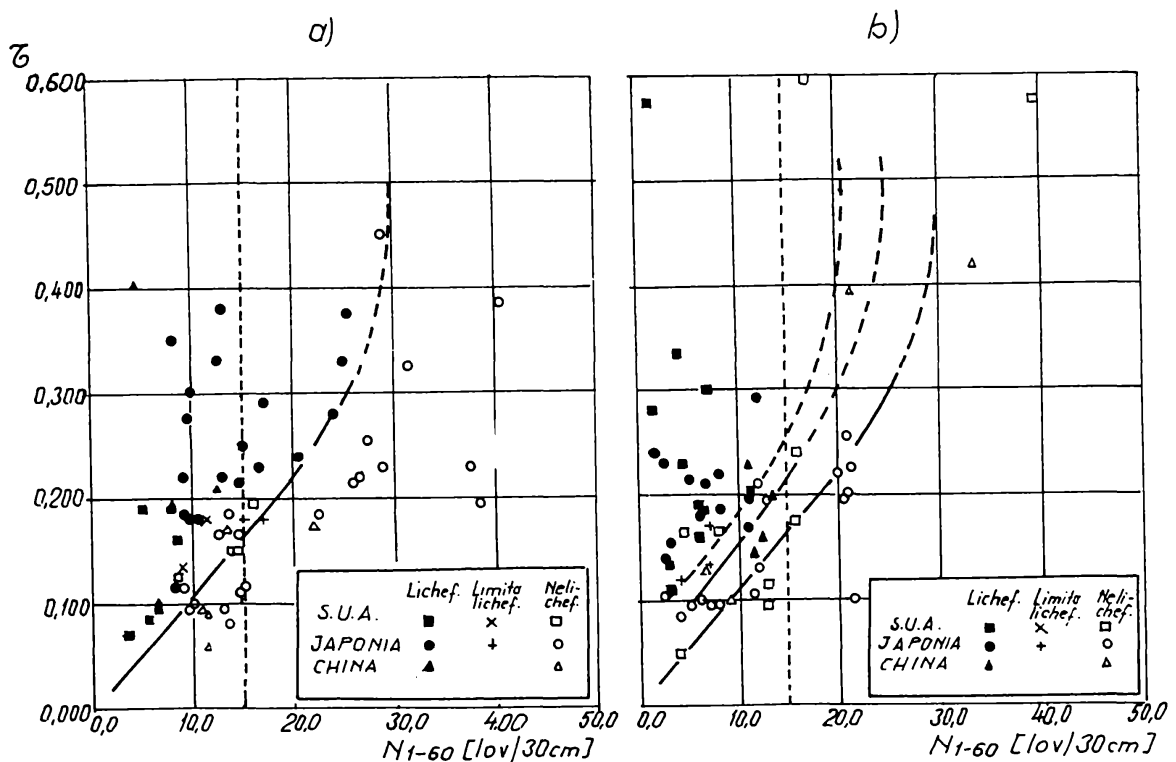


Fig. 3.8. Criteriu de apreciere a lichefiabilității, stabilit de Seed s.a. (1985) [69]  
a - pentru nisip curat; b - pentru nisip cu conținut de particule fine (P.F.)

stabilit pentru cutremur cu magnitudinea  $M = 7,5$  și în condițiile unei suprafețe de teren aproximativ orizontală. Pe baza acestor date Seed și alții (1985) [69] au stabilit, pe bază empirică, domeniul limită care separă zona lichifiabilă de cea nelichifiabilă funcție de ( $N_{1-60}$ ) și ( $\tau$ ).

Domeniile limită au fost stabilite pentru cazul nisipului curat, cu conținut de particule fine (P.F.) mai mic de 5% (fig. 3.8.a) și pentru nisipuri cu conținut procentual de particule fine egal cu 15%, respectiv egal cu 35%. În fig. 3.8.b se prezintă comparativ domeniile limită obținute pentru cele trei categorii de nisip analizate.

La ora actuală, criteriul propus de Seed ș.a. (1985) [69] este cel mai utilizat criteriu pentru evaluarea potențialului de lichefiere, care se bazează pe date obținute în urma penetrării dinamice standard [18, 69, 70, 71, 75].

Stark și Olson (1995) [75], citează rezultatele obținute de Seed și Harder (1990), care au extins domeniul de aplicare a criteriului, prin stabilirea unor factori de corecție pentru determinarea efortului unitar ciclic normalizat, ( $\tau/\sigma'_v$ ), pentru magnitudini ale cutremurelor diferite de 7,5 și pentru suprafețe de teren înclinate (în pantă).

Din cele prezentate se poate trage concluzia că rezultatele obținute prin încercarea de penetrare standard, pot fi utilizate pentru evaluarea potențialului de lichefiere a pământurilor nisipoase saturate, fie prin determinarea stării de îndesare a acestora, fie prin stabilirea unor criterii directe de apreciere a lichifiabilității.

Datorită factorilor care influențează valoarea rezistenței la penetrare, rezultă că aceasta nu poate constitui singură un criteriu de apreciere a sensibilității la lichefiere, ci trebuie analizată în context cu efectul altor factori cum ar fi sarcina geologică, nivelul apei subterane, granulozitatea (diametrul mijlociu, conținutul de particule fine), caracteristicile cutremurului ( $a_{max}$ , intensitatea, magnitudinea) etc.

### 3.2. STUDII TEORETICE PRIVIND FOLOSIREA PENETRĂRII STATICE CU CON LA EVALUAREA POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE A PĂMÂNTURILOR NISIPOASE

Utilizarea penetrării statice cu con (C.P.T.) pentru aprecierea potențialului de lichefiere prezintă o serie de avantaje față de penetrarea dinamică standard (S.P.T.), dintre care se pot enumera următoarele:

- penetrarea statică cu con este mai economică decât cea standard, nu necesită forarea prealabilă și rezultatele nu sunt afectate de refulări la baza forajului;
- încercarea este mai simplă, mai standardizată și astfel mult mai reproductibilă decât S.P.T.;
- furnizează un profil continuu al rezistențelor terenului în interiorul depozitelor nisipoase, ceea ce permite o bună descriere a caracteristicilor geotehnice ale terenului și localizarea straturilor lichifiabile. Acest avantaj este important în cazul terenurilor nisipoase și prăfoase, din cauza neuniformității naturale a depozitelor.

Datorită avantajelor prezentate mai sus, rezultatele penetrării statice au început să fie folosite din ce în ce mai frecvent în studiile privind prognoza comportării la acțiuni seismice a pământurilor nisipoase.

În timpul încercării se determină următorii parametri: rezistența la penetrare,  $R_p$  și forța de frecare pe manta  $F_m$  [90].

Rezistența la penetrare,  $R_p$ , se determină cu relația:

$$R_p = \frac{F_c + G_{ct}}{A} \quad [MPa] \quad (3.17)$$

în care:

$F_c$  - forța de înfigere a conului;

$G_{ct}$  - greutatea coloanei de tije și a conului de penetrare;

$A$  - aria secțiunii transversale a conului (cca. 10 cm<sup>2</sup>).

Forța de frecare pe manta,  $F_m$ , se determină cu relația:

$$F_m = F_t + G_m - F_c \quad [KN] \quad (3.18)$$

în care:

$F_t$  - forța totală de înfigere a penetrometrului;

$G_m$  - greutatea mantalei.

Pentru penetrometrele statice cu manșon (tip Begemann) se mai pot determina rezistența la frecare laterală,  $f_s$  și raportul de frecare,  $R_f$  [55].

Rezistența la frecare laterală,  $f_s$ , se poate determina utilizând relația:

$$f_s = \frac{Q_s}{A_s} \quad [MPa] \quad (3.19)$$

în care:

$Q_s$  - forța necesară deplasării manșonului

$A_s$  - aria laterală a manșonului.

Raportul de frecare,  $R_f$ , se determină cu ajutorul expresiei:

$$R_f = \frac{f_s}{R_p} \cdot 100 \quad [\%] \quad (3.20)$$

În cadrul studiilor privind lichefierea pământurilor nisipoase, parametri încercării de penetrare statică au fost utilizați urmărind trei direcții principale:

- determinarea indirectă a stării de îndesare;
- stabilirea unor corelații directe între rezistența la penetrare,  $R_p$ , și potențialul de lichefiere a pământurilor nisipoase;
- utilizarea criteriilor de lichefiere bazate pe penetrarea standard, prin transformarea acestora cu ajutorul unor relații de conversie între  $R_p$  și  $N_{30}$ .

În cele ce urmează se va face o scurtă prezentare a procedeelor utilizate în cadrul celor trei direcții enunțate.



### 3.2.1. Studii teoretice privind determinarea indirectă a stării de îndesare pe baza penetrării statice

Starea de îndesare a nisipurilor fiind unul din parametri determinanți ai sensibilității la lichefiere, primele studii au avut drept scop determinarea gradului de îndesare pe baza parametrilor încercării de penetrare statică. În această direcție se remarcă studiile efectuate de Melzer (1967) [40], Trofimenkov (1974) [80], Stefanoff și Beikoff (1974) [76], Schmertmann (1974) [65], Searle (1979) [66] și alții.

Conform normelor rusești SN 448-72 citate de Perlea [55], pentru nisipuri cu coeficientul de neuniformitate  $U_n < 15$ , starea de îndesare se poate aprecia conform datelor din tabelul 3.2.

Tabelul 3.2. Starea de îndesare apreciată pe baza rezistenței  $R_p$  [daN/cm<sup>2</sup>] [55]

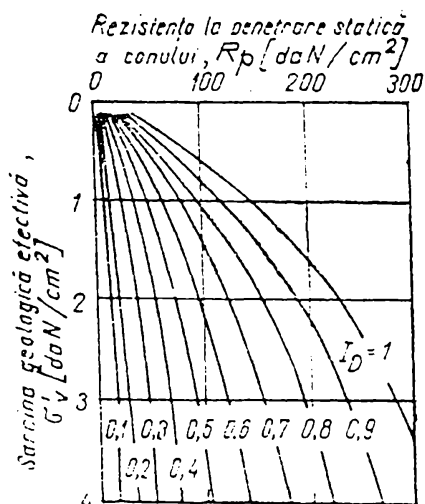
Categoria nisipului	Afânat $I_D \leq 0,33$	Îndesare medie $0,33 < I_D < 0,67$	Îndesat $I_D \geq 0,67$
Nisip mare și mijlociu	< 50	50 -150	> 150
Nisip fin	< 40	40 -120	> 120
Nisip prăfos uscat și umed	< 30	30 -100	> 100
Nisip prăfos foarte umed și saturat	< 20	20 -70	> 70

Un procedeu similar de apreciere a stării de îndesare pe baza rezistenței la penetrare,  $R_p$ , este redat în instrucțiunile românești privind penetrarea - Indicativ C159-89 [90]. Datele sunt prezentate în tabelul 3.3., în care rezistența la penetrare,  $R_p$ , este exprimată în Mpa.

Tabelul 3.3. Starea de îndesare apreciată pe baza rezistenței  $R_p$  [90]

Categorii de nisip	Adâncimea de penetrare [m]	Afânat $I_D < 0,33$	Îndesare medie $0,3 \leq I_D \leq 0,67$	Îndesat $I_D > 0,67$
Nisip mare	5	< 10,0	10,0 ... 15,0	> 15,0
	10	< 15,0	15,0 ... 22,0	> 22,0
Nisip mijlociu	5	< 6,0	6,0 ... 10,0	> 10,0
	10	< 9,0	6,0 ...10,0	> 15,0
Nisip fin	5	< 3,0	3,0 ... 6,0	> 6,0
	10	< 4,0	4,0 ... 9,0	> 9,0

Fig. 3.9. Determinarea gradului de îndesare,  $I_D$ , după Schmertmann [65]



În studiul său, Schmertmann (1974) [65] propune determinarea gradului de îndesare  $I_D$  cu ajutorul curbelor prezentate în fig. 3.9., funcție de valoarea  $R_p$  și sarcina geologică efectivă  $\sigma'_v$ .

În urma cercetărilor efectuate cu penetrometre cu manșon tip Begemann, Searle (1974) [66], a stabilit următoarele expresii pentru determinarea gradului de îndesare:

$$I_D = 0,43 \lg \left[ R_p (0,14 / \sigma'_v)^{0,56} \cdot R_f \cdot 1,33 \right] \quad (3.21)$$

în care termenii  $R_p$  și  $\sigma'_v$  sunt exprimați în Mpa și raportul de frecare,  $R_f$ , este exprimat în procente.

Relația (3.21) mai poate fi scrisă și sub forma (3.22), dacă se exprimă diametrul mijlociu ( $D_{50}$ ) în funcție de raportul de frecare  $R_f$ :

$$I_D = 0,43 \lg \left[ \frac{0,46 R_p}{(\sigma'_v)^{0,56} \cdot (D_{50})^{0,284}} \right] \quad (3.22)$$

cu diametrul mijlociu  $D_{50}$  exprimat în mm.

În studiile sale, Melzer (1967) [40] consideră necesară stabilirea unor corelații specifice amplasamentului analizat și recomandă pentru determinarea gradului de îndesare,  $I_D$ , relații de forma:

$$I_D = a_1 \cdot \lg R_p + a_2 \quad (3.23)$$

în care:

$a_1$  - parametru care este în funcție de capacitatea de îndesare,  $(e_{\max} - e_{\min}) / e_{\min}$ ;

$a_2$  - parametru care depinde de diametrul mijlociu,  $D_{50}$ .

Normativul pentru studiul proprietăților pământurilor lichefiabile - Indicativ P125-84 [88], nu face nici o referire privind aprecierea stării de îndesare pe baza parametrilor încercării de penetrare statică.

Din cele prezentate rezultă că datele obținute prin folosirea penetrării statice permit obținerea unor corelații între parametrii încercării și starea de îndesare a pământurilor necoezive și implicit caracterizarea sensibilității la lichefiere a acestora. Corelațiile prezentate au un caracter aproximativ, iar pentru evitarea analizelor eronate se recomandă stabilirea unor corelații specifice pentru condițiile concrete ale amplasamentului studiat.

### 3.2.2. Studii teoretice privind stabilirea unor corelații directe între rezistența la penetrare, $R_p$ , și potențialul de lichefiere a pământurilor nisipoase

Primele studii [40, 65, 66] privind analiza sensibilității la lichefiere a pământurilor nisipoase pe baza parametrilor încercării de penetrare statică, nu urmăreau stabilirea unor corelații directe între acești parametri și potențialul de lichefiere. Aceasta s-a datorat faptului că numărul amplasamentelor în care au apărut cazuri de lichefiere și la care erau disponibile rezultate din penetrări statice era redus. În acest sens au fost preferate criteriile bazate pe încercarea de penetrare standard, prin transformarea acestora cu ajutorul unor relații corelative  $R_p - N_{30}$ .

În ultima perioadă, numărul amplasamentelor în care s-au observat cazuri de lichefiere și la care au fost disponibile date experimentale, bazate pe încercări de penetrare statică, a crescut semnificativ. Acest fapt a făcut posibilă obținerea unor corelații directe între potențialul de lichefiere și rezistența la penetrare pe con,  $R_p$ .

Una dintre primele corelații directe se bazează pe prelucrarea statistică a unui număr de 94 penetrări statice pe amplasamente lichefiate și 31 pe amplasamente nelichefiate, în urma cutremurului Tangshan (1976;  $M = 7,8$ ) [61]. Amplasamentele au fost situate în zone cu intensitatea seismică VII, VIII, IX și X ( $a_{max} = 0,1g \dots 0,4g$ ), în nisipuri cu  $D_{50} = 0,076 \dots 0,61$  mm (în medie  $D_{50} = 0,25$  mm).

În urma prelucrării statistice a datelor experimentale a rezultat expresia aproximativă [55, 61]:

$$R_{p_{cr}} = R_{p_0} [1 - 0,065(h_w - 2)] [1 - 0,05(H_0 - 2)] \quad (3.24)$$

în care:

$R_{p_{cr}}$  - este rezistența la penetrare statică care separă domeniul lichefiabil de cel nelichefiabil (cu o probabilitate de 90%);

$R_{p_0}$  - reprezintă o valoare a rezistenței la penetrare pentru un strat de nisip, considerând cota apei subterane la 2,0 m, cotă până la care pământul nu este lichefiabil. Mărimea acestei rezistențe este dată în tabelul 3.4., funcție de intensitatea seismică.

$h_w$  - adâncimea nivelului apei subterane, în m;

$H_0$  - grosimea copertei coezive, nelichefiabilă, în m.

Tabelul 3.4. Valori recomandate ale rezistenței la penetrare,  $R_{p_0}$ , pentru diverse intensități [61]

Intensitatea seismică	VII	VIII	IX
Accelerația de calcul după codul chinez, TJ11-74	0,1g	0,2g	0,4g
Valoarea recomandată a rezistenței la penetrare, $R_{p_0}$ în daN/cm <sup>2</sup>	47	117	180

În studiul efectuat de Stark și Olson (1995) [75] sunt prelucrate datele unui număr de 180 de cazuri de lichefiere sau nelichefiere la care au fost disponibile rezultate obținute prin penetrări statice. Datele analizate se referă la observațiile obținute în urma următoarelor cutremure: Niigata (1964;  $M = 7,5$ ;  $a_{\max} = 0,16g$ ), San Fernando Valley (1971;  $M = 6,4$ ;  $a_{\max} = 0,5g$ ), Haicheng (1975;  $M = 7,3$ ;  $a_{\max} = 0,15g$ ), Tangshan (1976;  $M = 7,8$ ;  $a_{\max} = 0,1g \dots 0,4g$ ), Vrancea (1977;  $M = 7,2$ ;  $a_{\max} = 0,22g$ ), Imperial Valley (1979;  $M = 6,6$ ;  $a_{\max} = 0,6g$ ), Nihonkai-Cho (1983;  $M = 7,7$ ;  $a_{\max} = 0,23g$ ), Sanguenay (Canada, 1988;  $M = 5,9$ ;  $a_{\max} = 0,25g$ ), Loma Prieta (SUA, 1989;  $M = 7,1$ ;  $a_{\max} = 0,14g \dots 0,3g$ ).

Producerea lichefierii a fost judecată de investigatori prin apariția următoarelor fenomene: ejectări de nisip amestecat cu apă, tasări și/sau defecte ale structurii, refulări laterale ale terenului.

Prin prelucrarea datelor prezentate, Stark și Olson au stabilit corelații empirice între potențialul de lichefiere și rezistența la penetrare statică, prin propunerea unor domenii limită care separă zonele lichefiabile de cele nelichefiabile.

Domeniile limită propuse definesc o relație între efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ), mobilizat în timpul cutremurului și rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ).

Efortul unitar de forfecare normalizat a fost determinat folosind relația simplificată propusă de Seed și Idriss (1971) [67]. Conform acestei relații, efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ), mobilizat de seism în orice punct al masivului se determină cu relația:

$$\tau = 0,65 \frac{a_{\max}}{g} \cdot \frac{\sigma_V}{\sigma'_V} \cdot r_d \quad (3.25)$$

în care:

$a_{\max}$  - accelerația maximă măsurată sau estimată la suprafața terenului, în timpul seismului;

$g$  - accelerația gravitațională ( $9,81 \text{ m/s}^2$ );

$\sigma_V$  - efortul unitar vertical total, în Kpa;

$\sigma'_V$  - efortul unitar vertical efectiv, în Kpa;

$r_d$  - factorul de corecție (amortizare) de adâncime.

Factorul de corecție,  $r_d$ , s-a determinat folosind relația lui Kayen și alții (1992) [33], de forma:

$$r_d = 1 - 0,012 \cdot z \quad (3.26)$$

unde:  $z$  - adâncimea în m.

Deoarece majoritatea observațiilor de pe amplasamente au scos în evidență că lichefierea s-a produs la un efort unitar efectiv cuprins între 50-120 Kpa, rezistența la penetrare,  $R_p$ , trebuie corectată pentru a corespunde la un efort unitar vertical efectiv de aproximativ 100 Kpa.

Rezistența la penetrare corectată,  $R_{p1}$ , s-a determinat cu relația [75]:

$$R_{p1} = R_p \cdot C_q \quad (3.27)$$

în care:  $C_q$  - factor de corecție.

Relația care permite determinarea factorului de corecție,  $C_q$ , a fost propusă de Seed și alții (1983) [68], confirmată prin teste de laborator de Kayen și alții (1992) [33] și are forma:

$$C_q = \frac{1,8}{0,8 + (\sigma'_v / \sigma'_{ref})} \quad (3.28)$$

în care:

- $\sigma'_v$  - efort unitar vertical efectiv;
- $\sigma'_{ref}$  - efort unitar de referință egal cu 100 Kpa.

Cazurile analizate au fost împărțite în trei categorii, în funcție de diametrul mijlociu ( $D_{50}$ ) și conținutul de particule fine (P.F.), astfel:

- nisip curat:  $0,25 \text{ mm} < D_{50} < 2,0 \text{ mm}$  și  $P.F. \leq 5\%$ .
- nisip prăfos:  $0,10 \text{ mm} \leq D_{50} \leq 0,25 \text{ mm}$  și  $5\% < P.F. < 35\%$ .
- praf nisipos:  $D_{50} < 0,10 \text{ mm}$  și  $P.F. \geq 35\%$ .

Conținutul de particule fine se referă la fracțiunea granulară corespunzătoare prafului și argilei (cu max. 15% argilă).

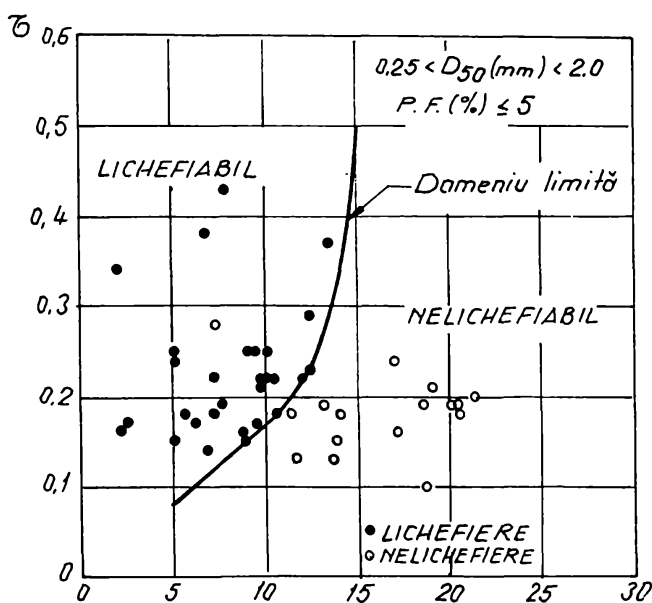


Fig. 3.10. Relația propusă  $\tau-R_{p1}$  pentru nisip curat [75]

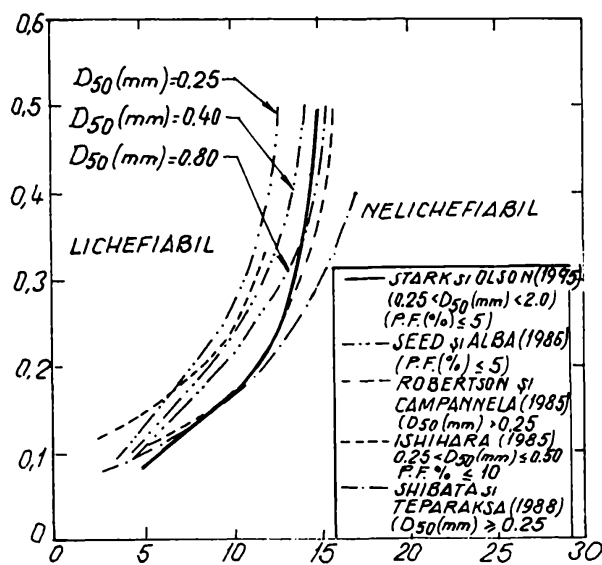


Fig. 3.11. Comparația relațiilor  $\tau-R_{p1}$  propuse de diversi autori pentru nisip curat [75]

Prin prelucrarea datelor pentru 45 cazuri de lichiefiere și nelichiefiere, utilizând relațiile 3.25 ... 3.28 pentru nisip curat ( $0,25 \text{ mm} < D_{50} < 2,0 \text{ mm}$ ,  $P.F. \leq 5\%$ ), s-au obținut punctele reprezentate în fig. 3.10. În fig. 3.10 autorii au trasat și un domeniu limită care separă zona în care s-au înregistrat lichiefieri reale de zona în care acestea nu au fost observate.

Analiza datelor prezentate în fig. 3.10 scoate în evidență că domeniul limită propus este în bună concordanță cu observațiile de teren, privind apariția fenomenului de lichiefiere. Un singur caz înregistrat ca nelichiefiabil se situează în stânga domeniului limită și corespunde

cutremurului San Fernando Valley, fiind reprezentat din nisip curat intercalat într-un strat de nisip prăfos, cu procente mari de particule fine și căruia îi corespunde o valoare raportată  $R_p$  considerabil mai mică decât la un nisip curat tipic.

În fig. 3.11 este prezentată o comparație între relația  $\tau-R_{p1}$  propusă și relațiile recomandate de diverși autori, pentru nisip curat.

Domeniile lui Seed și De Alba (1986) [70], au fost concepute pe baza unor relații de transformare  $N_{SPT}-R_{p-CPT}$ , pentru diverse valori ale diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ), fără a fi utilizate cazuri reale de lichefiere în care să fie disponibile date din penetrări statice (C.P.T.).

Robertson și Campanella (1985) [61], utilizează datele obținute prin penetrări standard (SPT), prezentate de Seed și alții (1983) [68] și le transformă în valori  $R_p$ , folosind o relație corelativă diferită.

Ishihara (1985) [30], propune un domeniu limită care se bazează pe date C.P.T., iar efortul unitar de forfecare normalizat a fost determinat cu aparatul triaxial ciclic, pe probe prelevate de pe amplasamente.

Shibata și Teparaksa (1988) [72] au utilizat cazuri de lichefieri reale la care au fost disponibile valori din C.P.T. și apreciază că domeniul limită, care separă cazurile lichefiate și nelichefiate are o formă hiperbolică, dezvoltând și o ecuație care exprimă legătura dintre  $\tau$  și  $R_{p1}$  în funcție de diametrul mijlociu,  $D_{50}$ .

Din analiza comparativă a relațiilor propuse de diverși autori se poate observa că domeniul limită propus, bazat pe cazuri reale de lichefieri la care au fost disponibile date din penetrări statice, este în bună concordanță cu cele existente, fiind în general mai restrictiv pentru valori ale efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) mai mici decât 0,25. Pentru valori

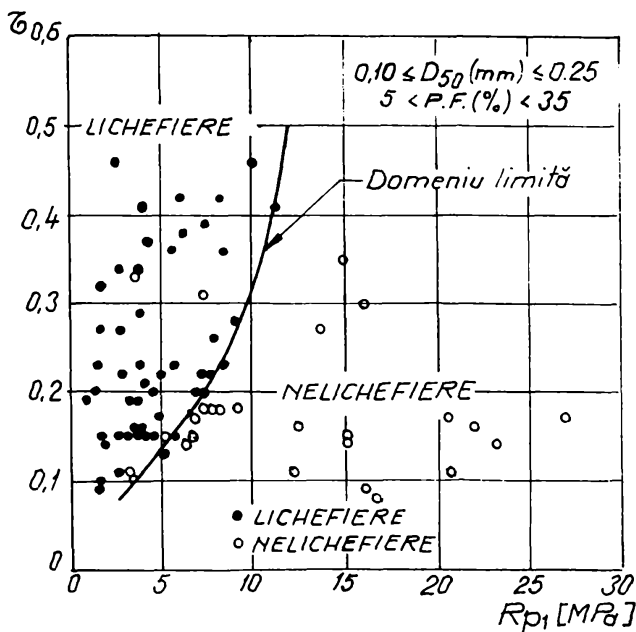


Fig. 3.12. Relația propusă  $\tau-R_{p1}$  pentru nisip prăfos [75]

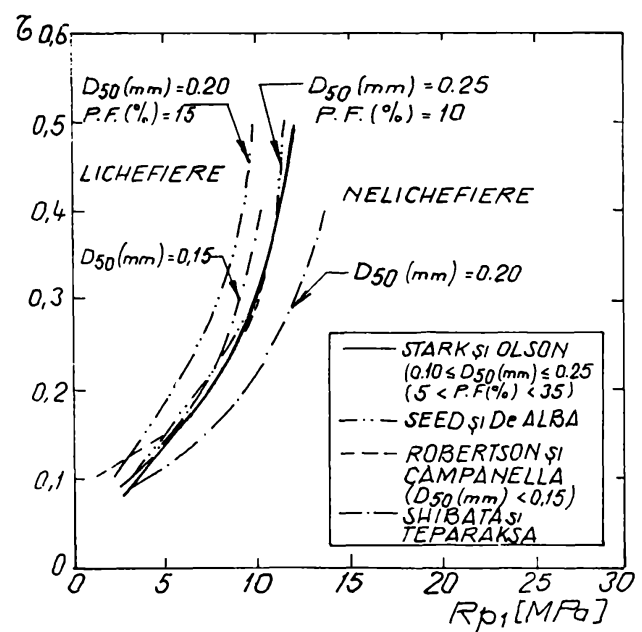


Fig. 3.13. Comparația relațiilor  $\tau-R_{p1}$  propuse de diverși autori pentru nisip prăfos [75]



$\tau > 0.25$ , relațiile propuse de Shibata și Teparaksa (1988), Robertson și Campanella (1985), sunt mai restrictive decât relația propusă de Stark și Olson (1995).

Pentru studiul potențialului de lichefiere al nisipului prăfos, Stark și Olson (1995) [75] au prelucrat un număr de 84 de cazuri de lichefieri și nelichefieri reale, caracterizate prin  $0,10 \text{ mm} \leq D_{50} \leq 0,25 \text{ mm}$  și cantitatea de particule fine  $5\% < P.F. < 35\%$ , la care au fost disponibile date din penetrări statice. Datele obținute sunt prezentate în fig. 3.12, în care s-a trasat, în mod similar cu cazul nisipului curat, un domeniu limită între cazurile lichefiate și nelichefiate.

Domeniul limită propus, care definește o relație între efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ) și rezistența la penetrare corectată ( $R_{P1}$ ) pentru cazul nisipului prăfos se situează în stânga domeniului caracteristic nisipului curat. De aici rezultă că plasticitatea particulelor fine micșorează potențialul de lichefiere prin reducerea mișcării particulelor și a presiunii apei din pori, generate în timpul acțiunii seismice. Astfel, o valoare mai mare a efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) este necesară pentru producerea lichefierii la nisipuri prăfoase decât la nisipuri curate, la același grad de îndesare. În plus, fracțiunea granulară fină creează condiții de nedrenare parțială în timpul penetrării, care poate conduce la reducerea rezistenței la penetrare în comparație cu nisipul curat, pentru același grad de îndesare. Aceste două fenomene conduc la concluzia că nisipurile prăfoase sunt mai rezistente la lichefiere decât nisipurile curate cu același grad de îndesare.

Din analiza datelor prezentate în fig. 3.12. se poate observa că unele cazuri la care lichefierea nu a fost observată se situează în stânga domeniului limită care corespunde zonei de lichefiere. Astfel, trei cazuri cu valori  $\tau$  mai mici decât 0,2 se situează lângă domeniul limită și probabil reprezintă o tranziție a condițiilor de la lichefiere la nelichefiere. Două cazuri cu valori  $\tau$  mai mari de 0,30 au fost observate în timpul cutremurului San Fernando Valley și corespund unui nisip prăfos înconjurat de prafuri nisipoase cu procente mari de particule fine, la care au fost raportate valori  $R_{P1}$  semnificativ mai mici decât la un tipic nisip prăfos.

În fig. 3.13 se prezintă o comparație între relația grafică pentru nisip prăfos, cu unele corelații existente propuse de diverși autori. Se observă că relația propusă este o înfășurătoare a relațiilor existente pentru gama de valori  $0,1 \leq \text{mm } D_{50} \leq 0,25 \text{ mm}$ , fiind în bună concordanță cu relația propusă de Robertson și Campanella (1985) [61], pentru nisip prăfos cu  $D_{50} < 0.15 \text{ mm}$ , cu excepția valorilor  $\tau$  mai mici decât 0,20. O bună concordanță se poate observa între relația propusă și cea obținută de Seed și De Alba (1986), pentru nisip prăfos cu  $D_{50} = 0,25 \text{ mm}$  și conținut de particule fine egal cu 15%. Totodată relația propusă se încadrează între relațiile obținute de Shibata și Teparaksa (1988) [72], pentru  $D_{50}$  cuprins între valorile 0,15 mm și 0,20 mm.

Comparația corelațiilor, recomandată în cazul nisipului prăfos, prezentate în fig. 3.13. arată dependența sensibilă a acestora de valoarea diametrului mijlociu,  $D_{50}$ . Deosebirile dintre acestea sunt atribuite lipsei datelor de teren care să clarifice influența diametrului mijlociu,  $D_{50}$ , asupra rezistenței la penetrare.

În cazul prafului nisipos, cu  $D_{50} < 0.10$  mm și conținut de particule fine P.F.  $\geq 35\%$ , studiul potențialului de lichefiere a fost efectuat de Stark și Olson (1995) [75], prin prelucrarea a 51 cazuri de lichefiere și nelichefiere la care au fost disponibile date în urma unor încercări de penetrare statică. Prelucrarea datelor s-a făcut în fig. 3.14. Similar cu celelalte tipuri de nisip, a fost trasat un domeniu limită care separă cazurile lichefiabile de cele nelichefiabile.

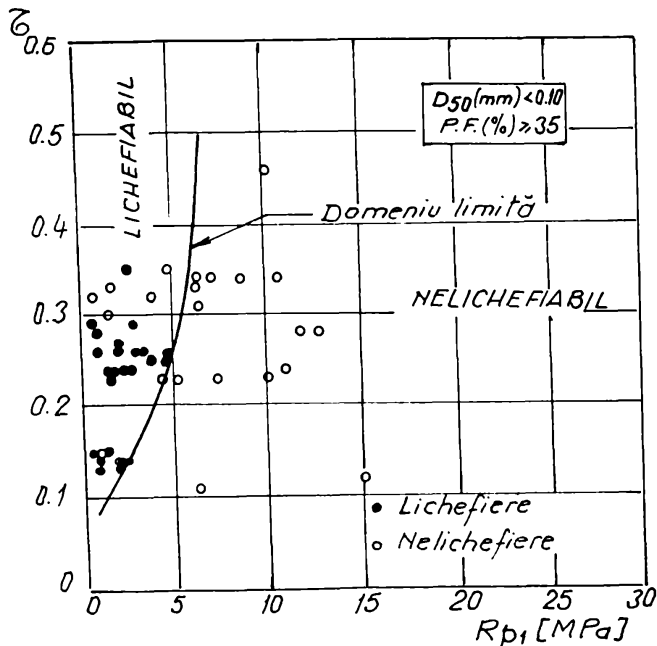


Fig. 3.14. Relația  $\tau$ - $R_{p1}$  pentru praf nisipos [75]

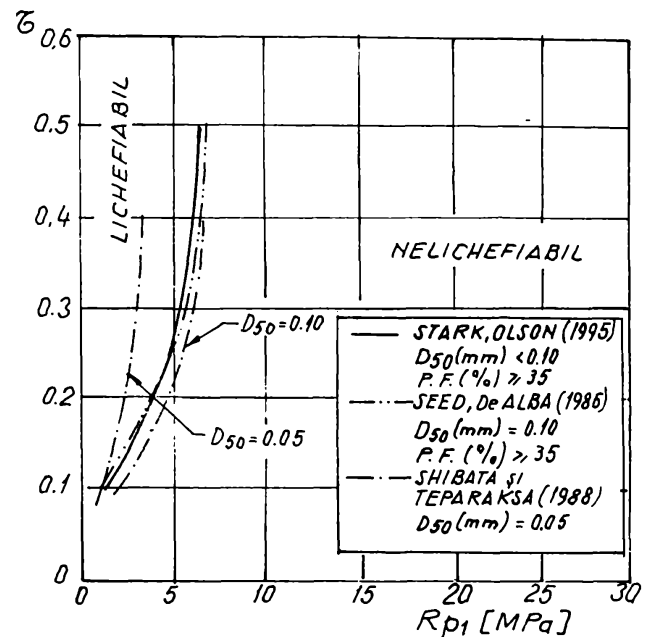


Fig. 3.15. Comparația relațiilor  $\tau$ - $R_{p1}$  propuse de diverși autori pentru praf nisipos [75]

Din analiza datelor prezentate în fig. 3.14 se observă că numai unul din cele 28 cazuri, în care lichefierea a fost observată, se situează în afara domeniului limită și corespunde unui teren cu fracțiune granulară corespunzătoare particulelor fine în proporție de peste 50%. Cazurile de nelichefiere, situate în stânga domeniului propus, s-au înregistrat în timpul cutremurului Haicheng pentru un teren cu un conținut de argilă mai mare de 20%.

Comparația relației grafice, pentru cazul prafului nisipos, cu relații existente recomandate de diverși autori este prezentată în fig. 3.15. Se observă că relația grafică este o corecție a curbei recomandată de Seed și De Alba (1986) [70], pentru a încadra cazurile de lichefiere în apropierea valorii  $\tau = 0,13$  și a exclude cazurile de nelichefiere pentru valorile  $\tau = 0,32$ . Totodată se poate observa că relația propusă se încadrează între cele propuse de Shibata și Teparaksa (1988) [72] pentru  $D_{50} = 0,05$  mm și  $D_{50} = 0,10$  mm. Robertson și Campanella (1985) și Ishihara (1985) [30] nu au prezentat corelații  $\tau$ - $R_{p1}$  pentru praf nisipos.

Din cele prezentate rezultă că rezistența la lichefiere este influențată de conținutul de particule fine și diametrul mijlociu. Pe baza cazurilor de lichefiere și nelichefiere observate în timpul mai multor cutremure, s-au obținut, pentru cele trei tipuri de pământuri nisipoase, corelații empirice care permit determinarea potențialului de lichefiere, bazate pe rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ) și efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) indus de seism.

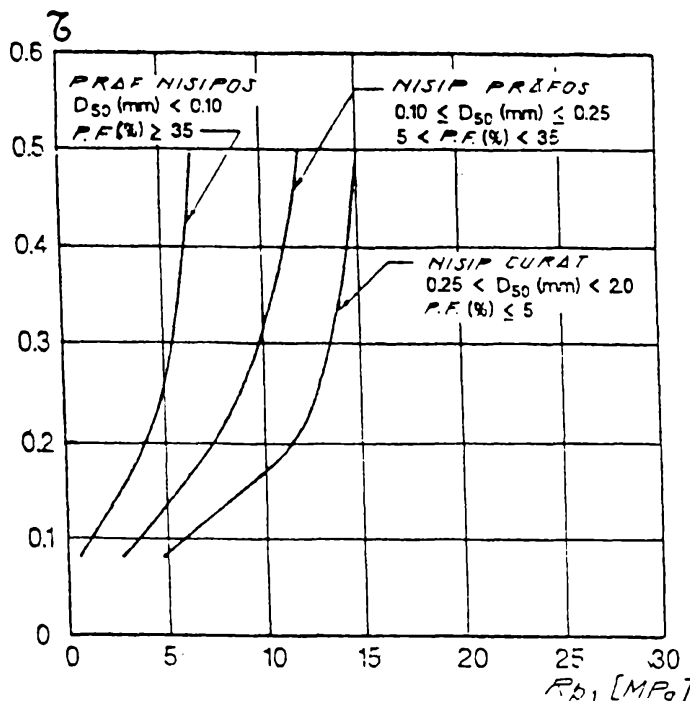


Fig. 3.16. Comparația între relațiile  $\tau$ - $R_{p1}$  pentru pământuri nisipoase [75]

În fig. 3.16 sunt prezentate comparativ cele trei domenii limită obținute de Stark și Olson (1995) [75], pentru cele trei categorii de pământuri nisipoase analizate. Prin utilizarea acestor domenii se poate obține un procedeu grafic care permite estimarea coeficientului de siguranță la lichiefiere, pe baza parametrilor: rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ), efortul unitar de forfecare indus de seism ( $\tau$ ), diametrul mijlociu ( $D_{50}$ ) și conținutul procentual de particule fine (P.F.). Procedeu general de lucru și etapele de calcul sunt prezentate în cap. 4, pe baza încercărilor experimentale efectuate de autor pe diverse amplasamente din Timișoara și Arad.

### 3.2.3. Evaluarea potențialului de lichiefiere prin utilizarea unui criteriu grafic unic bazat pe date obținute din penetrări statice (CPT)

În paragraful 3.2.2 (fig. 3.16) s-au prezentat curbele de variație a domeniilor limită care separă zonele lichifiabile de cele nelichifiabile, pentru principalele categorii de pământuri nisipoase. Aceste domenii reprezintă relații de legătură între rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ) și efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) și au fost stabilite funcție de valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) și conținutul procentual de particule fine, corespondente fracțiunilor granulare specifice prafului și argilei.

Utilizarea acestora în analize de lichiefiere permite determinarea adâncimii până la care este probabilă apariția lichiefierii în depozitele nisipoase saturate și a coeficientului de siguranță la lichiefiere. Procedeu de lucru utilizat în această analiză este prezentat în detaliu în cap. 4.

În situația în care în fișa unui foraj au fost interceptate straturi de nisipuri cu diverse valori ale diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ), o analiză de lichiefiere presupune utilizarea a două sau trei domenii limită diferite. Pentru a elimina acest inconvenient, Shibata și Teparaksa (1988) [72] au propus și stabilit un criteriu grafic unic, care se bazează pe date CPT și care permite analiza condițiilor de lichiefiere a nisipurilor saturate indiferent de valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ).

Pentru dezvoltarea acestei metode, Shibata și Teparaksa (1988) au prelucrat matematic datele și observațiile obținute pentru 125 cazuri de lichiefieri și nelichiefieri reale, la care au fost

disponibile date obținute din încercări de penetrare statică. Aceste cazuri reale s-au manifestat în timpul următoarelor cutremure: Niigata (Japonia, 1964;  $M = 7,5$ ;  $a_{max} = 0,16g$ ), Nihonkai-Cho (Japonia, 1983;  $M = 7,7$ ;  $a_{max} = 0,23g$ ), Tangshan (China, 1976;  $M = 7,8$ ;  $a_{max} = 0,1g...0,4g$ ), Vrancea (România, 1977;  $M = 7,2$ ;  $a_{max} = 0,22g$ ), Imperial Valley (SUA, 1979;  $M = 6,6$ ;  $a_{max} = 0,20g...0,80g$ ).

Terenul de pe amplasamentele analizate cuprinde fracțiuni granulare diverse caracterizate prin valoarea diametrului mijlociu  $D_{50} = 0,06...0,48$  mm.

Metoda de evaluare propusă utilizează doi parametri: rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ) și efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ).

Rezistența la penetrare corectată, pentru un efort unitar vertical efectiv  $\sigma'_v = 0,1$  MPa, se determină cu relația propusă de Seed ș.a. (1983) [68]:

$$R_{p1} = C_1 \cdot R_p \quad (3.29)$$

în care  $C_1$  este un factor de corecție care se determină cu relația:

$$C_1 = \frac{0,17}{\sigma'_v + 0,07} \quad (3.30)$$

în care  $\sigma'_v$  este exprimat în Mpa.

Efortul unitar de forfecare normalizat introdus de cutremur ( $\tau$ ) se determină cu relația propusă de Tokimatsu și Yoshimi (1983) [78]:

$$\tau = 0,1(M-1) \frac{a_{max}}{g} \cdot \frac{\sigma_v}{\sigma'_v} (1-0,015z) \quad (3.31)$$

în care:

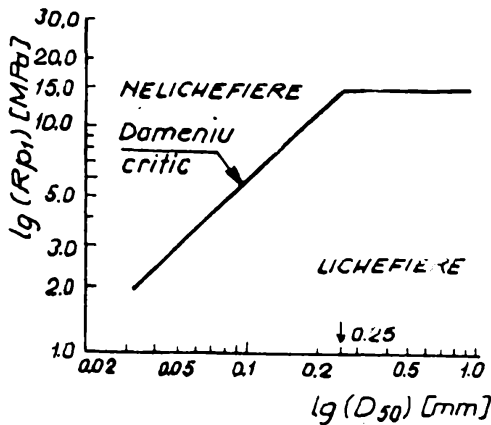
- $M$  = magnitudinea cutremurului;
- $a_{max}$  = accelerația maximă la suprafața terenului;
- $\sigma_v$  = efortul unitar vertical total;
- $\sigma'_v$  = efortul unitar vertical efectiv;
- $z$  = adâncimea de calcul în m (pentru  $z < 25$  m).

Analizând parametri ( $R_{p1}$ ) și ( $\tau$ ) determinați cu relațiile (3.29) ... (3.31), pentru cele 125 de cazuri analizate, Shibata și Teparaksa [72] au ajuns la următoarele concluzii:

- rezistența la lichefiere a nisipurilor saturate cu  $D_{50} < 0,25$  mm crește, dacă valoarea diametrului mijlociu,  $D_{50}$ , scade;
- pentru nisipuri cu  $D_{50} \geq 0,25$  mm, rezistența la lichefiere nu mai depinde semnificativ de valoarea diametrului mijlociu,  $D_{50}$ .

Variația rezistenței la penetrare corectată, pentru cazurile în care s-a manifestat lichefierea, funcție de valoarea diametrului mijlociu,  $D_{50}$ , este prezentată în fig. 3.17.

Fig. 3.17. Relația dintre  $R_{p1}$  și  $D_{50}$  pentru nisipurile lichefiate [72].



Din fig. 3.17 se observă că pentru nisipurile cu  $D_{50} \geq 0,25$  mm, domeniul critic care separă cazurile de lichefiere de cazurile în care lichefierea nu a apărut, este reprezentat printr-o linie orizontală. Pe de altă parte, pentru nisipurile cu  $D_{50} < 0,25$  mm, valoarea  $R_{p1}$  scade, cu descreșterea valorii diametrului mijlociu, după o dreaptă cu panta egală cu unu (în scară logaritmică).

Pe baza acestor concluzii, valoarea critică a rezistenței la penetrare corectată,  $(R_{p1})_{cr}$ , pentru nisipuri cu  $D_{50} \geq 0,25$  mm, poate fi exprimată cu relația:

$$(R_{p1})_{cr} = f(\tau) \quad (3.32)$$

Pentru nisipuri cu  $D_{50} < 0,25$  mm,  $(R_{p1})_{cr}$  poate fi exprimată cu relația:

$$(R_{p1})_{cr} = C_2 \cdot f(\tau) = \frac{D_{50}}{0,25} \cdot f(\tau) \quad (3.33)$$

în care  $C_2$  este un factor de corecție egal cu  $D_{50}/0,25$ .

Pentru cazurile cu  $D_{50} \geq 0,25$  mm,  $C_2 = 1,0$  și relația (5) este echivalentă cu relația (3.32). Rezultă că valoarea  $D_{50} = 0,25$  mm poate fi utilizată ca un indice care separă categoriile de pământuri nisipoase [72].

Pe baza analizei datelor furnizate de cele 125 cazuri analizate, Shibata și Teparaksa (1988) au ajuns la concluzia că domeniul critic, care separă zonele lichefiabile de cele nelichefiabile, are forma unei hiperbole definită prin expresia:

$$(R_{p1})_{cr} = C_2 \left[ 5 + 20 \frac{\tau - 0,1}{\tau + 0,1} \right] \quad [MPa] \quad (3.34)$$

cu valoarea  $C_2 = 1,0$ , pentru nisipuri cu  $D_{50} \geq 0,25$  mm și  $C_2 = D_{50}/0,25$ , pentru nisipuri cu  $D_{50} < 0,25$  mm. Corelația hiperbolică exprimată prin relația (3.34) este prezentată grafic în fig. 3.18.

Astfel, prin utilizarea factorului  $C_2$ , apariția lichefierii poate fi determinată în mod unic, indiferent de valoarea diametrului mijlociu,  $D_{50}$ .

Prin utilizarea expresiei (3.34) se pot stabili familii de curbe care reprezintă domeniile critice

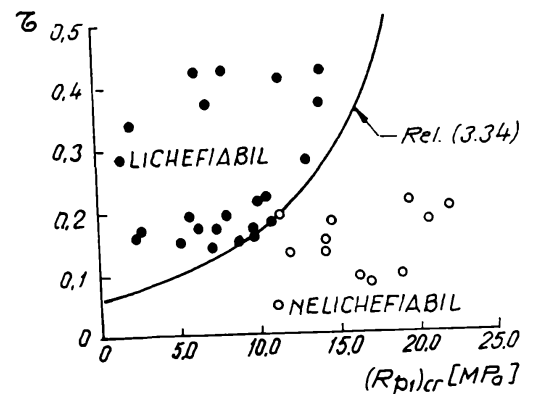


Fig. 3.18. Corelația hiperbolică între  $(R_{p1})_{cr}$  și  $(\tau)$  [72]

(limită), care separă zonele lichifiabile de cele nelichifiabile, funcție de diverse valori ale diametrului mijlociu,  $D_{50}$ . În fig. 3.19 sunt prezentate curbele de variație ale unor domenii critice obținute de Shibata și Teparaksa (1988), în comparație cu cele obținute de alți autori [72]. Se poate observa o bună concordanță între rezultatele obținute de Shibata și Teparaksa și cele obținute de Robertson și Campanella (1985) [61]. Pe de altă parte, domeniul critic obținut de Seed și De Alba (1986) [70], pentru valori  $\tau = 0,1 \dots 0,3$ , conduce la o estimare descoperitoare a potențialului de lichefiere.

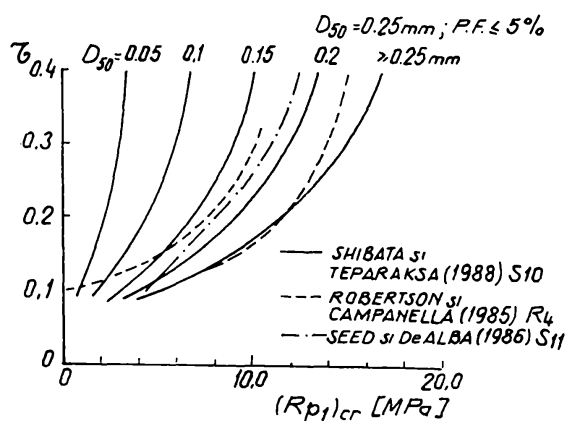


Fig. 3.19. Comparatie între domeniile critice obținute de Shibata și Teparaksa și cele obținute de alți autori [72]

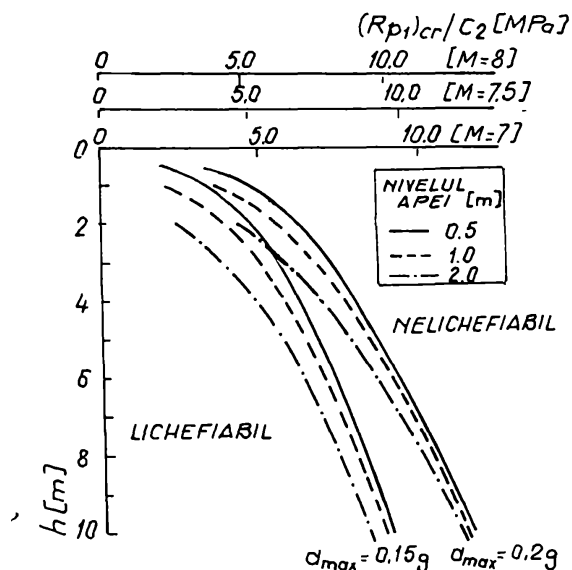


Fig. 3.20. Grafice pentru evaluarea potențialului de lichefiere pe baza datelor CPT [72].

Tot cu ajutorul relației (3.34) se pot stabili criteriile grafice simple, care exprimă variația rezistenței la penetrare critică funcție de adâncime, accelerația maximă indusă de seism la suprafața terenului ( $a_{max}$ ), magnitudinea cutremurului ( $M$ ) și nivelul apei subterane. Astfel de grafice sunt prezentate în fig. 3.20, reprezentate sub forma  $(R_{p1})_{cr}/C_2$ . Suprapunerea acestor grafice peste diagrama de penetrare statică permite determinarea zonelor în care este posibilă apariția lichefierii în depozitele nisipoase naturale.

Modul de aplicare a procedurii, bazat pe criteriul grafic unic, este particularizat pentru o analiză de lichefiere concretă și este prezentat în cadrul capitolului 4 (paragraful 4.25).

### 3.2.4. Studii teoretice privind corelațiile dintre rezistența la penetrare statică și rezistența la penetrare standard, folosite în evidențierea lichefierii

Penetrarea dinamică standard (SPT) este cea mai veche și cea mai utilizată încercare de teren folosită pentru aprecierea sensibilității la lichefiere a pământurilor nisipoase. Pe baza rezultatelor acestei încercări s-au elaborat o serie de criterii care permit caracterizarea



depozitelor naturale și artificiale de nisip din punct de vedere al lichefiabilității. Principalele criterii folosite au fost prezentate în cap. 3.1.

Având în vedere avantajele tehnico-economice ale încercării de penetrare statică (CPT), preocupările cercetărilor din domeniu s-au îndreptat spre obținerea unor relații de legătură între rezistența la penetrare statică și rezistența la penetrare dinamică standard (CPT). După obținerea unor corelații de forma  $R_{p-CPT}-N_{SPT}$ , acestea se pot utiliza pentru studiul lichefierii, folosind criteriile elaborate pentru penetrarea standard (cap. 3.1) sau cele pentru penetrarea statică (cap. 3.2).

În cele mai multe studii aceste corelații se prezintă sub forma unor rapoarte  $R_p/N_{60}$  cu diverse valori, în funcție de diametrul mijlociu,  $D_{50}$ . În fig. 3.2.1. sunt prezentate câteva din principalele relații de transformare  $R_p/N_{60}$ , folosite în analize de lichefiere, funcție de diametrul mijlociu [75], unde parametrul  $N_{60}$  reprezintă valoarea corectată a numărului de lovituri,  $N$ , pentru un procent egal cu 60% din energia teoretică dezvoltată prin căderea liberă a berbecului pe tubul carotier.

Deoarece rapoartele de transformare, prezentate în fig. 3.21, s-au obținut pentru un efort vertical efectiv egal cu 100Kpa, nu se face nici o corecție de sarcină geologică pentru  $R_p$  și  $N_{60}$  ( $C_q = 1,0$ ,  $C_N = 1,0$ ).

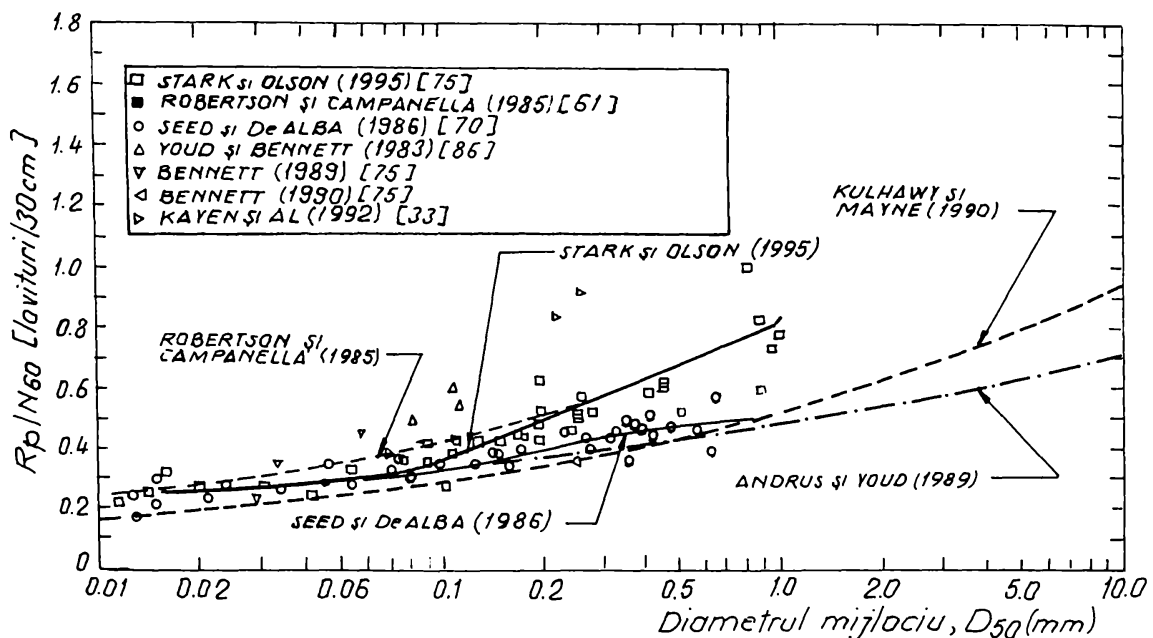


Fig. 3.21. Rapoarte de transformare  $R_p/N_{60}$  funcție de diametrul mijlociu,  $D_{50}$  [75]

Datele prezentate în fig. 3.21 sunt valori medii  $R_p/N_{60}$ , raportate de cercetători, pe amplasamente unde CPT și SPT au fost executate în vecinătate, fără condiția ca stratele investigate să fie neapărat lichefiabile.

Cele mai utilizate relații de conversie, dezvoltate pentru utilizare în analize de lichefiere, sunt prezentate de Seed și De Alba (1986) [70], Robertson și Campanella (1985) [61], Andrus și Youd (1989) [1], Kayen ș.a. (1992) [33], Stark și Olson [75].

În fig. 3.21 sunt prezentate și datele suplimentare obținute de Youd și Bennet (1983) [86], Bennet (1989, 1990), precum și cele obținute de Kulhawy și Mayne (1990), ultimele două studii fiind citate de Stark și Olson (1995) [75].

Din analiza datelor prezentate în fig. 3.21 se constată o largă variație a rapoartelor  $R_p/N_{60}$  pentru valori particulare ale diametrului mijlociu,  $D_{50}$ .

Corelația SPT-CPT propusă de Seed și De Alba (1986) se bazează pe analiza a 125 cazuri de lichefieri sau nelichefieri reale, la care au fost disponibile date de teren. Așa cum rezultă din fig. 3.21, autorii propun rapoarte  $R_p/N_{60}$ , între 0,42 și 0,51, pentru  $D_{50}$  cuprins între 0,25 mm și 0,8 mm. Pentru valori  $D_{50}$  mai mari de 0,5 mm, corelația propusă are o variație aproximativ constantă. Valorile  $R_p$  obținute pe baza acestei corelații au fost utilizate pentru obținerea domeniilor limită, pentru nisip curat, reprezentate în fig. 3.11.

Robertson și Campanella (1985) [61] au propus o corelație SPT-CPT funcție de diametrul median, care utilizează o energie medie de 55% din energia teoretică dezvoltată prin căderea liberă a berbecului. În fig. 3.21 legea de variație a conversiei propusă de Robertson și Campanella a fost corectată pentru un raport energetic de 60%.

Corelația propusă de Andrus și Youd (1989) [1], a fost obținută prin extinderea corelației lui Seed și De Alba pentru valori ale diametrului mijlociu  $D_{50}$ , mai mari de 4-5 mm, folosind observațiile cutremurului Borah Peak (Idaho, 1983,  $M = 7,3$ ,  $a_{max} = 0,3g \dots 0,5g$ ) și terenuri alcătuite din pietrișuri.

Kulhawy și Mayne (1990) propun o lege corelativă bazată pe prelucrarea statistică a 197 cazuri pentru valori  $D_{50}$  cuprinse între 0,001 mm și 10 mm. Datele prelucrate de către autori includ și cele prezentate de Robertson și Campanella (1985) și Seed și De Alba (1986).

Corelația propusă de Stark și Olson (1995) [75], a fost dezvoltată prin determinarea rapoartelor  $R_p/N_{60}$ , care reprezintă cea mai bună concordanță între cazurile de lichefiere analizate pe baza datelor obținute prin penetrări standard și relațiile de dependență dintre potențialul de lichefiere și rezistența la penetrare statică prezentate în fig. 3.16. Corelația propusă de autori este intermediară între corelația lui Seed și De Alba și Robertson și Campanella, pentru cazul nisipului curat. Pentru valori  $D_{50}$  mai mari de 0,3 mm, corelația lui Stark și Olson se suprapune peste cea propusă de Robertson și Campanella, iar pentru valori  $D_{50}$  mai mici de 0,08 mm se identifică cu corelația obținută de Seed și De Alba. Legea de variație a rapoartelor  $R_p/N_{60}$  pentru  $D_{50}$  cuprins între 0,08 mm și 0,3 mm se bazează pe analiza cazurilor de lichefiere reale prezentate la cap. 3.2.2.

Perlea V. și Perlea M. (1984) [55], recomandă valori medii ale rapoartelor de conversie,  $R_p/N_{30}$ , cuprinse între 0,35-0,40 (Mpa/lovituri/30 cm), pentru nisipuri fine și 0,45-0,50 la nisipuri grosiere. Aceste valori sunt recomandate și în "Îndrumătorul tehnic pentru studiul proprietăților pământurilor necoezive lichefiabile" - Indicativ P125-84, [88].

Din cele prezentate se poate trage concluzia că rezultatele obținute în urma încercării de penetrare statică pot fi utilizate în studiul lichefierii fie pentru determinarea stării de îndesare a nisipurilor, fie pentru stabilirea unor criterii de evaluare a potențialului de lichefiere funcție de  $R_p$ . De asemenea rezultatele pot fi valorificate prin utilizarea criteriilor de apreciere a lichefiabilității, stabilite pe baza rezistenței la penetrare standard (N), prin utilizarea rapoartelor de conversie  $R_p/N_{60}$  prezentate la punctul 3.2.4.

Utilizarea penetrării statice cu con este mai avantajoasă decât penetrarea dinamică standard, deoarece este mai standardizată și reproductibilă, are un cost mai redus și permite obținerea unui profil continuu al rezistenței la penetrare în adâncime.

### 3.3. STUDII TEORETICE PRIVIND FOLOSIREA PENETRĂRII DINAMICE CU CON LA EVALUAREA POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE A PĂMÂNTURILOR NISIPOASE

Cercetarea terenului de fundare prin penetrare dinamică cu con s-a impus pe plan mondial datorită unor avantaje tehnico-economice, dintre care se pot enumera: aparatura simplă, rapiditatea execuției și prețul de cost redus. De asemenea, încercarea furnizează, la fel ca penetrarea statică, un profil informativ continuu al unor caracteristici fizico-mecanice ale terenului în adâncime [24, 25, 26, 27, 28].

Încercarea de penetrare dinamică cu con constă în introducerea în teren a unei tije metalice, prevăzută la partea inferioară cu un vârf conic, sub efectul lucrului mecanic dezvoltat de un berbec în cădere liberă. Prin determinarea numărului de lovituri, N, ale berbecului, cu o energie de batere constantă pentru o anumită adâncime de penetrare ( $N_{10}$  pentru o adâncime de 10 cm,  $N_{20}$  pentru 20 cm) se obțin informații despre rezistența terenului.

Tabelul 3.5. Caracteristicile penetrometrelor dinamice cu con folosite în România [90]

Tipul penetrometrului	Simbol	Conul			Tija	Berbecul		Parametrul NMH / eA [Kg / cm <sup>2</sup> ]
		Diametru d [mm]	Sectiune A [cm <sup>2</sup> ]	Unghi la vârf [grade]	Diametrul d [mm]	Masa M [Kg]	Înălțimea de cădere H [cm]	
Ușor	PDU	35,6	10	90	22	10	50	$5N_{10}$
Mijlociu	PDM	43,7	15	90	32	35	50	$11,6N_{10}$ $5,8N_{20}$
Greu	PDG	43,7	15	90	32	50	50	$16,7N_{10}$ $8,4N_{20}$

Metoda de cercetare se poate aplica la pământuri necoezive care conțin procente mici de particule grosiere (pietriș, prundiș), lipsite de bolovăniș și în care filtrarea apei se produce simultan cu aplicarea loviturilor. În pământurile coezive încercarea are aplicații limitate.

Interpretarea unitară a rezultatelor obținute este dificilă datorită numărului foarte mare de penetrometre utilizate în lume, care variază în funcție de lucrul mecanic dezvoltat de berbecul în cădere, modul de acționare al acestuia (manual sau mecanic), suprafața și unghiul la vârf al conului, modul de reducere a frecării laterale pe tije etc.

Instrucțiunile tehnice românești C159-89, [90], prevăd utilizarea a trei tipuri de penetrometre dinamice cu con, a căror principale caracteristici sunt prezentate în tabelul 3.5.

Pentru compararea datelor provenite de la penetrometre cu energii de batere diferite, se recomandă [55] utilizarea unor factori de transformare a numărului de lovituri  $N$ , calculați cu relația

$$K = \frac{N_1}{N_2} = \frac{M_2 \cdot H_2 \cdot A_1 \cdot e_1}{M_1 \cdot H_1 \cdot A_2 \cdot e_2} \quad (3.35)$$

în care:

$K$  - factor de transformare;

$N, e$  - numărul de lovituri necesar pentru înfigerea conului pe adâncimea  $e$ ;

$A$  - suprafața bazei conului;

$M$  - masa berbecului;

$H$  - înălțimea de cădere a berbecului;

1 și 2 - indici ale celor două penetrometre comparate.

În tabelul 3.5, în ultima coloană, este prezentat și penetrometrul  $NMH/eA$  care permite transformarea numărului de lovituri  $N_{10}$  (sau  $N_{20}$ ) pentru cele trei tipuri de penetrometre utilizate la noi în țară.

Valoarea reală a factorilor de transformare este mult influențată de condițiile locale, de aceea este de preferat stabilirea acestora pe fiecare amplasament, pe baza prelucrării statistice a unui număr suficient de mare de încercări.

Stabilirea unor corelații generale între rezultatele penetrării dinamice cu con și potențialul de lichefiere este dificilă din cauza insuficienței datelor din literatura de specialitate și a mării varietăți de penetrare, cu caracteristici diferite, utilizate la încercări.

O serie de studii și cercetări au urmărit stabilirea unor corelații între rezultatele penetrării dinamice cu con și gradul de îndesare, care este un parametru determinant al sensibilității la lichefiere a pământurilor nisipoase.

Pe baza unor prelucrări statistice a rezultatelor unor încercări rigurose controlate, Melzer (1967) [40] a stabilit pentru calculul gradului de îndesare, o expresie de formă generală:

$$I_D = a_1 \lg N_{20} - a_2 \gamma h + a_3 \pm S_y \quad (3.36)$$

în care:

$N_{20}$  - numărul de lovituri pentru înfigerea conului pe o adâncime de 20 cm;

$\gamma h$  - sarcina geologică la nivelul vârfului penetrometrului;

$a_1, a_2, a_3$  - coeficienți care depind de natura terenului și tipul penetrometrului;

$S_y$  - abaterea medie pătratică.

Domeniul de valabilitate a relației (3.36) și valoarea coeficienților pentru calculul gradului de îndesare se prezintă în tabelul 3.6.

Tabelul 3.6. Valorile coeficienților  $a_1, a_2, a_3$  și domeniul de valabilitate a relației (3.36) [40]

Tipul penetrometrului	Natura terenului	Coeficienți				Domeniul valabilitate		
		$a_1$	$a_2$	$a_3$	$S_y$	Starea de îndesare	$h$ [daN/cm <sup>2</sup> ]	Adâncimea [m]
PDG	nisip mediu - fin	0,283	0,375	0,445	0,068	mediu îndesat	0,0 ... 0,8	0 ... 5
PDG	nisip mare	0,378	0,226	0,385	0,059	idem	0,5 ... 1,0	2,5 ... 6
PDG	nisip cu pietriș	0,716	0,224	0,193	0,068	idem	1,0 ... 1,5	6 ... 8
PDU	nisip mediu - fin	0,252	0,309	0,297	0,064	idem	0,0 ... 0,8	0 ... 5
PDU	nisip mare	0,364	0,231	0,273	0,062	idem	0,5 ... 1,0	2,5 ... 6

Pe baza prelucrării statistice a rezultatelor unor încercări de penetrare dinamică cu con, pe nisipuri din zona de vest a țării, Gâdea (1975), [24], a extins utilizarea relației (3.36), propusă de Melzer, pentru cazul utilizării penetrometrului dinamic mijlociu (PDM), propunând expresii de forma:

- pentru nisip mijlociu și mare:

$$I_D = 0,269 \lg N_{20} - 0,345 \gamma h + 0,378 \pm 0,066 \quad (3.37)$$

- pentru nisip cu pietriș:

$$I_D = 0,370 \lg N_{20} - 0,228 \gamma h + 0,334 \pm 0,060 \quad (3.38)$$

În urma prelucrării statistice a unor încercări de penetrare dinamică de tip ușor (PDU), în condiții de laborator, Gruia (1972) [26], obține o dependență liniară a gradului de îndesare ( $I_D$ ) funcție de numărul de lovituri ( $N_{10}$ ) de forma:

$$\lg I_D \% = 0,554 \lg N_{10} + 0,98 \pm 0,25 \quad (3.39)$$

Relația (3.39) are domeniul de valabilitate pentru nisipuri mijlocii și fine din depozite naturale sau rambleuri, fiind recomandată și de instrucțiunile românești C159-89 [90].

Corelații generale directe între rezultatele penetrării dinamice cu con și sensibilitatea la lichefiere a nisipurilor saturate, sunt dificil de stabilit din cauza datelor de teren insuficiente, a

caracteristicilor diferite ale tipurilor de penetrometre utilizate și influenței semnificative a factorilor locali.

O astfel de corelație directă a fost propusă de Perlea (1978), [53] și se bazează pe studiile efectuate de Ishihara, cu ajutorul penetrometrului standard (SPT) și adaptate la penetrometrul dinamic ușor (PDU) și mijlociu (PDM). Corelația este prezentată în fig. 3.22 (a, b) și constă în stabilirea unor diagrame etalon, care separă domeniul lichefiabil de cel nelichefiabil, pentru gradul de intensitate seismică 7, respectiv 8 MSK.

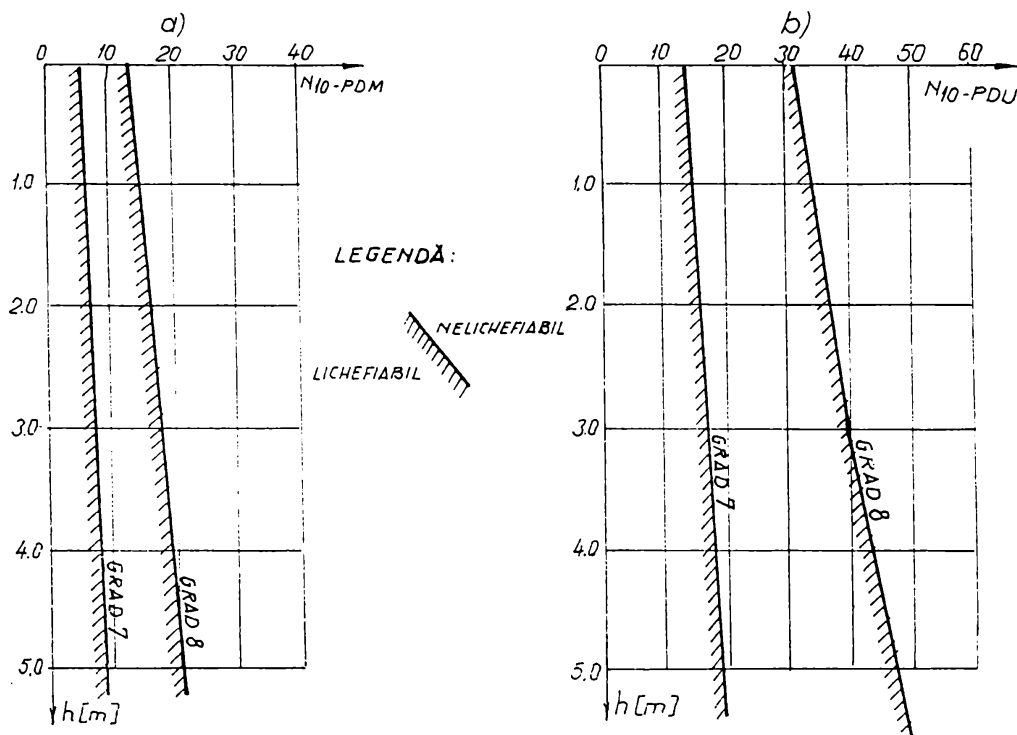


Fig. 3.22. Criterii de apreciere a lichefiabilității pe baza rezultatelor PDM (a) și PDU (b) [53]

Criteriul grafic, prezentat în fig. 3.22, a fost utilizat în mai multe studii de lichefiere pe diverse amplasamente din țara noastră.

O corelație directă între potențialul de lichefiere și rezultatele încercărilor de penetrare PDU și PDM, este propusă de autorul acestei lucrări și se bazează pe transformarea corelațiilor de la penetrarea statică, obținute de Stark și Olson (1995) [75] și prezentate în detaliu la punctul 3.2.2., pentru penetrarea dinamică cu con (PDU) și (PDM).

Criteriul grafic propus constă în stabilirea unor domenii limită care separă zona lichefiabilă de cea nelichefiabilă într-un sistem de axe  $\tau$ - $N_{10-PDU}$  respectiv  $\tau$ - $N_{10-PDM}$  ( $\tau$  este efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism).

Domeniile limită propuse, funcție de natura pământului nisipos și tipul penetrării, s-au obținut prin utilizarea legăturilor corelative între rezistența la penetrare statică ( $R_p$ ) și numărul de lovituri ( $N_{10}$ ) obținute de diverși autori [26, 27, 28, 34]. S-au mai utilizat de asemenea corelații care permit transformarea numărului de lovituri  $N_{10-PDU}$  în  $N_{10-PDM}$  și invers [26, 34].

Pentru nisipuri mijlocii și mari cu diametrul mijlociu  $0,25 < D_{50} \leq 0,6$  mm și conținut de particule fine (PF) între 0 și 5%, autorul a utilizat corelațiile obținute de Khaled (1988) [34] prin



prelucrarea statistică a unui număr mare de penetrări statice și dinamice cu con (PDU și PDM) pe amplasamentul CET - Timișoara.

Corelațiile utilizate sunt redată cu ajutorul relațiilor, [34]:

$$N_{10-PDM} = 0,152R_p + 8,37 \pm 3,75 \quad (3.40)$$

în care  $R_p$  este exprimată în KPa și:

$$N_{10-PDU} = 1,73N_{10-PDM} + 5,51 \pm 10,0 \quad (3.41)$$

Cu ajutorul relațiilor (3.34) și (3.35) s-au obținut domeniile limită prezentate în fig. 3.23 (a, b).

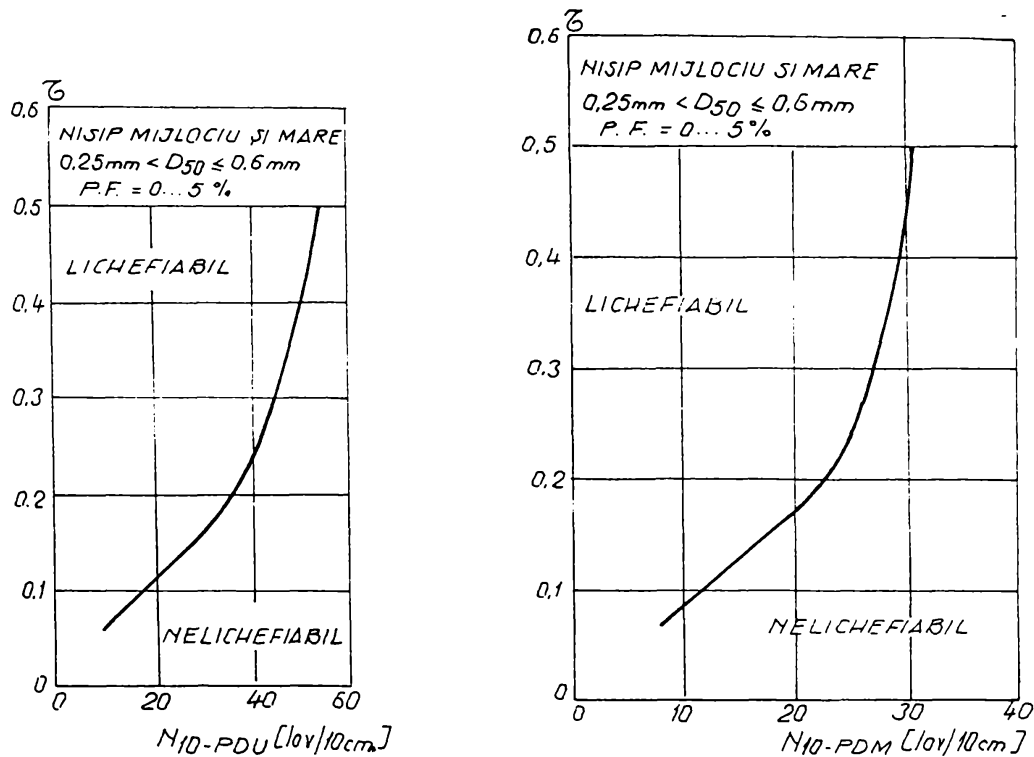


Fig. 3.23. Domeniile limită pentru nisipuri mari și mijlocii  
a) bazat pe date PDU; b) bazat pe date PDM.

În cazul nisipurilor fine și prăfoase cu diametrul mijlociu  $0,10 \text{ mm} \leq D_{50} \leq 0,25 \text{ mm}$  și conținut de particule fine (PF) între 5 și 15%, s-au utilizat următoarele relații:

$$N_{10-PDU} = 0,31R_p + 6,41 \pm 15,50 \quad (3.42)$$

cu  $R_p$  exprimată în KPa obținută de Gruia (1979) [26, 27] și:

$$N_{10-PDM} = 0,441N_{10-PDU} - 3,5 \pm 3,4 \quad (3.43)$$

obținută de Khaled (1988) [34], pe nisipuri de pe amplasamentul CET - Timișoara.

Domeniile limită obținute sunt prezentate în fig. 3.24.

Domeniile limită prezentate în fig. 3.23 și 3.24, au fost obținute de autor prin transformarea corelațiilor  $\tau-R_{p1}$ , prezentate în fig. 3.10 și 3.12, în corelații de forma  $\tau - N_{10-PDU}$  respectiv,  $\tau - N_{10-PDM}$  cu ajutorul relațiilor (3.40)...(3.43).

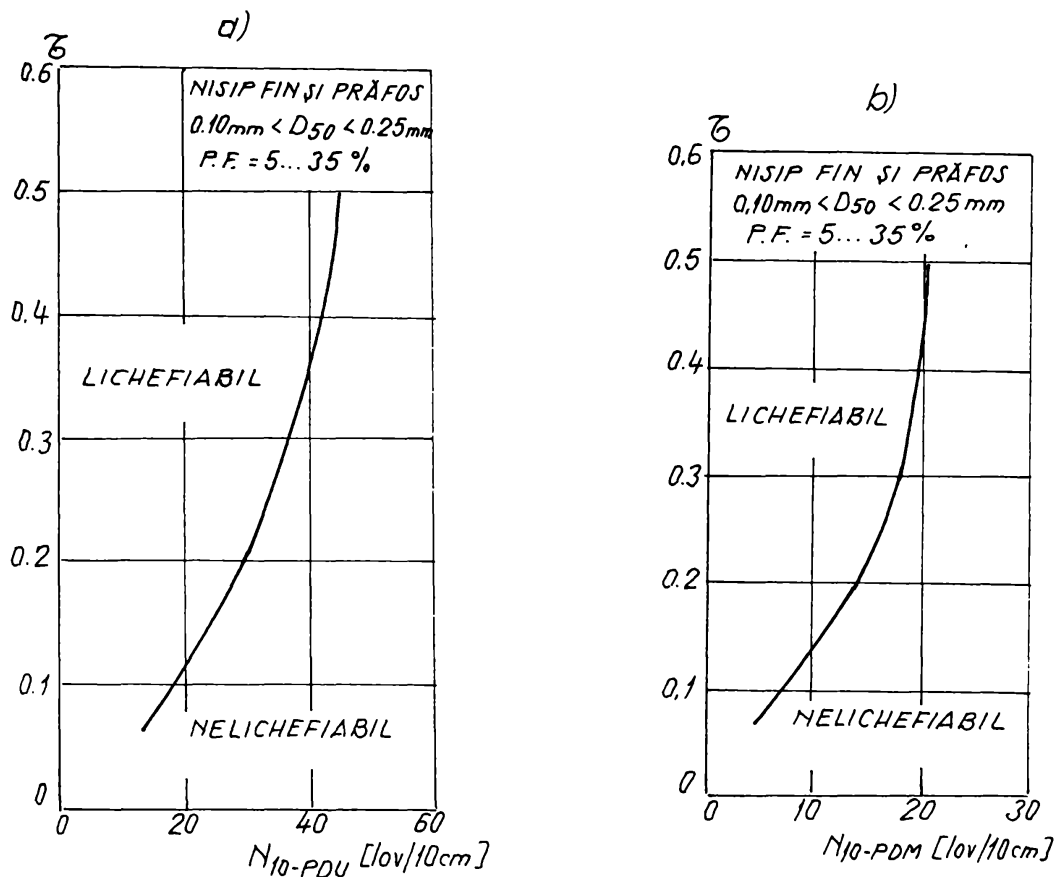


Fig. 3.24. Domeniile limită pentru nisipuri fine și prăfoase  
a) bazat pe date PDU; b) bazat pe date PDM.

Cu ajutorul acestor criterii grafice autorul a propus o metodologie de evaluare a potențialului de lichefiere, pentru pământuri nisipoase saturate, care permite determinarea coeficientului de siguranță la lichefiere. Această metodologie este prezentată în detaliu în capitolul 4 al acestei lucrări și se bazează pe prelucrarea datelor experimentale obținute prin penetrări statice și dinamice cu con (PDU și PDM), executate în paralel.

Datorită influenței semnificative a factorilor locali [26, 90], asupra rezultatelor penetrării dinamice cu con, se recomandă obținerea unor relații corelative  $R_p - N_{10}$ , specifice amplasamentului analizat.

Îndrumătorul tehnic P125-84 [88], recomandă utilizarea penetrării dinamice cu con la studiul pământurilor lichefiabile, pentru aprecierea stării de îndesare, fără să specifice utilizarea anumitor criterii.

Din cele prezentate rezultă că utilizarea penetrării dinamice cu con, pentru aprecierea potențialului de lichefiere, apare ca avantajoasă datorită aparaturii simple, rapidității execuției și prețului de cost redus. Precizia rezultatelor în aprecierea caracteristicilor terenului cercetat prin această metodă, este influențată semnificativ de factori locali, de aceea este recomandată stabilirea unor corelații între  $N_{10}$  și caracteristicile studiate, specifice amplasamentului analizat, ceea ce l-a determinat pe autor să abordeze studii de profunzime pentru elucidarea, dezvoltarea și extinderea metodei penetrării cu con la stabilirea potențialului de lichefiere a diverselor categorii de pământuri.

## CAPITOLUL 4

# STUDII EXPERIMENTALE PROPRII ȘI PRELUCRAREA DATELOR OBTINUTE PRIVIND EVALUAREA POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE

### 4.1. PROCEDEUL DE LUCRU UTILIZAT PENTRU PRELUCRAREA DATELOR EXPERIMENTALE

Pe baza concluziilor obținute de Stark și Olson (1995) [75], prin prelucrarea a 180 cazuri aflate pe amplasamente din zone seismice unde s-a manifestat sau nu fenomenul de lichefiere în scară naturală, la care au fost utilizate și date experimentale obținute prin penetrări statice cu con, autorul lucrării și-a propus verificarea acestora cu ajutorul experimentărilor proprii (efectuate pe diverse amplasamente din municipiile Timișoara și Arad, cu pământuri nisipoase potențial lichefiabile).

Studiile experimentale efectuate s-au realizat folosind încercările de penetrare statică cu con (CPT), de penetrare dinamică cu con de tip ușor (PDU) și de penetrare dinamică cu con de tip mijlociu (PDM).

Pentru prelucrarea datelor obținute prin penetrări statice, autorul a preluat relațiile  $\tau-R_{p1}$ , respectiv domeniile limită care separă zonele lichefiabile de cele nelichefiabile, recomandate de Stark și Olson (1995) și prezentate în fig. 3.16 și a propus un procedeu propriu de evaluare a potențialului de lichefiere prin determinarea unui coeficient de siguranță la lichefiere pentru diverse adâncimi ale stratului analizat.

Procedeul propus de autor pentru determinarea coeficientului de siguranță la lichefiere, presupune parcurgerea următoarelor etape de lucru:

**a) Analiza datelor geotehnice:** presupune examinarea fișei forajului (stratificația), analiza granulozității (diametrul mijlociu  $D_{50}$ , conținutul de praf și argilă) și înregistrarea nivelului apei subterane.

**b) Analiza amplasamentului din punct de vedere al seismicității:** presupune aprecierea accelerației maxime  $a_{max}$ , indusă de seism la suprafața terenului, fie prin analiza accelerogramelor obținute în zonă sau pe baza zonelor de încadrare seismică recomandate de normativul P100-92 [89]. În cadrul prelucrărilor efectuate de autor s-a utilizat valoarea  $a_{max} = 0,16g$ , corespunzătoare zonei seismice D, prevăzută în [89], pentru municipiile Arad și Timișoara.

**c) Calculul efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) indus de seism:** pentru aceasta s-a împărțit stratul de pământ nisipos analizat în orizonturi din 0,5 m în 0,5 m sau din metru în metru, începând de la nivelul apei subterane în jos. În dreptul fiecărui nivel considerat s-a calculat efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ), cu ajutorul relațiilor (3.25) și (3.26) [67, 75]. Pentru calculul efortului vertical efectiv ( $\sigma'_v$ ), în cazul stratelor nisipoase situate sub nivelul apei, s-a utilizat greutatea volumică submersată ( $\gamma'$ ).

**d) Analiza diagramei de penetrare statică:** în cadrul acestei etape s-au înregistrat valorile medii ale rezistenței la penetrare statică ( $R_p$ ), în dreptul fiecărui nivel de calcul (stabilit în etapa c). Valorile medii obținute s-au corectat, funcție de sarcina geologică efectivă, cu ajutorul relațiilor (3.27) și (3.28), obținându-se valorile medii corectate ( $R_{p1}$ ) în dreptul fiecărui nivel de calcul.

Datele obținute în urma parcurgerii etapelor a) ... d) au fost centralizate de către autor în tabele de calcul, pentru fiecare penetrare statică și foraj, tabele care sunt prezentate la punctele 4.2.1 ... 4.3.2.

**e) Stabilirea și reprezentarea domeniului limită, care separă zona lichifiabilă de cea nelichifiabilă:** pentru aceasta s-a selectat domeniul limită, corespunzător pământului analizat, funcție de diametrul mijlociu ( $D_{50}$ ) și conținutul de particule fine (P.F). După selecția domeniului, acesta a fost reprezentat la scară în sistemul de axe ( $\tau$ ,  $R_{p1}$ ).

**f) Raportarea la sistemul de axe ( $\tau$ ,  $R_{p1}$ ) a perechilor de valori ( $\tau$ ) și ( $R_{p1}$ ):** valorile de calcul ( $\tau$ )<sub>i</sub> și ( $R_{p1}$ )<sub>i</sub> obținute în etapa c), respectiv d), în dreptul fiecărui nivel de calcul, s-au reprezentat în sistemul de axe ales anterior, obținându-se punctele 1, 2 ... i. Poziția punctelor față de domeniul limită utilizat (situat în zonă lichifiabilă sau nelichifiabilă) caracterizează, din punct de vedere al lichiefierii, stratul analizat în dreptul nivelului de calcul corespunzător.

**g) Determinarea coeficientului de siguranță la lichiefiere ( $F_l$ ):** coeficientul de siguranță la lichiefiere pentru fiecare nivel de calcul s-a calculat în relația propusă de autor (4.1):

$$F_{l(i)} = \frac{\tau_{domlim}}{\tau_{calc}} \quad (4.1)$$

în care:  $F_l$  - coeficient de siguranță la lichiefiere;

$\tau_{domlim}$  - valoarea aferentă a efortului unitar de forfecare normalizat, pe domeniul limită în dreptul valorii corespunzătoare  $R_{p1}$ ;

$\tau_{calc}$  - efort unitar de forfecare normalizat, rezultat din calcul la nivelul respectiv, (rel. 3.25 și 3.26), în dreptul aceleiași valori  $R_{p1}$ .

Se constată că pentru punctele situate pe curba de variație a domeniului limită ales, coeficientul de siguranță ( $F_l$ ) are o valoare unitară, iar terenul analizat se găsește într-o situație de tranziție între starea de lichiefiere și nelichiefiere.

Modul de raportare a perechilor de valori [( $\tau$ )<sub>i</sub>; ( $R_{p1}$ )<sub>i</sub>] și de obținere a mărimilor care permit determinarea coeficientului de siguranță la lichiefiere ( $F_l$ ) este prezentat în fig. 4.1.

După obținerea valorilor coeficientului de siguranță la lichiefiere ( $F_l$ ), la fiecare nivel de calcul considerat, s-a trasat variația acestuia în adâncime, după procedeul prezentat în fig. 4.2. Analiza modului de variație a acestuia permite localizarea adâncimii până la care stratul analizat este lichifiabil, respectiv zona de la care acesta nu mai prezintă pericol de lichiefiere ( $F_l > 1,0$ ) (fig. 4.2).

În situația în care pe amplasament se regăsește, din analiza granulozității, un alt tip de pământ nisipos, (ex: nisip fin și prăfos, praf nisipos) procedeul de lucru este similar, dar datele obținute vor fi analizate utilizând tipul de domeniu caracteristic pământului studiat, funcție de valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) și de conținutul de particule fine (P.F) (fig. 3.16).

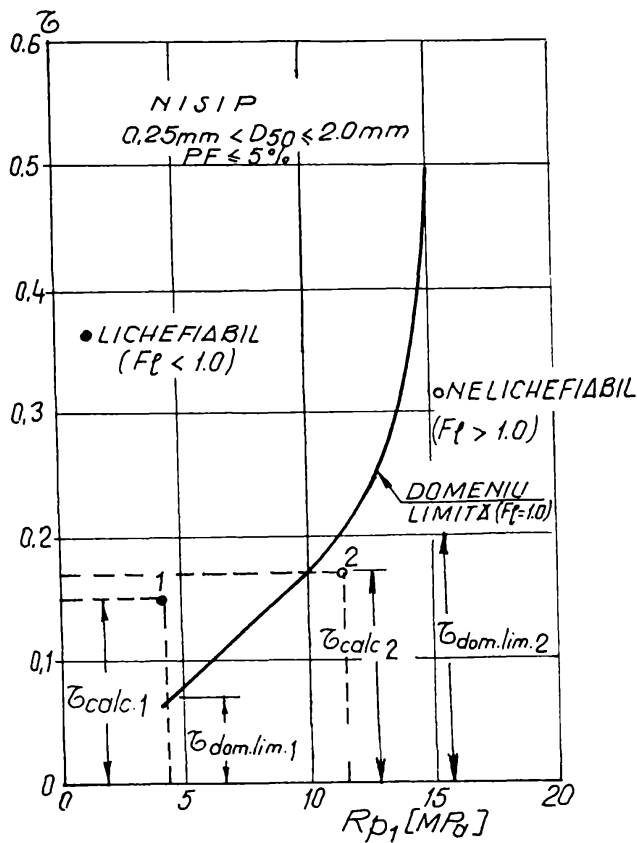


Fig. 4.1. Modul de raportare a perechilor de valori ( $\tau_i$  și  $(R_{p1})_i$ ) la sistemul de axe ( $\tau$ ,  $R_{p1}$ )

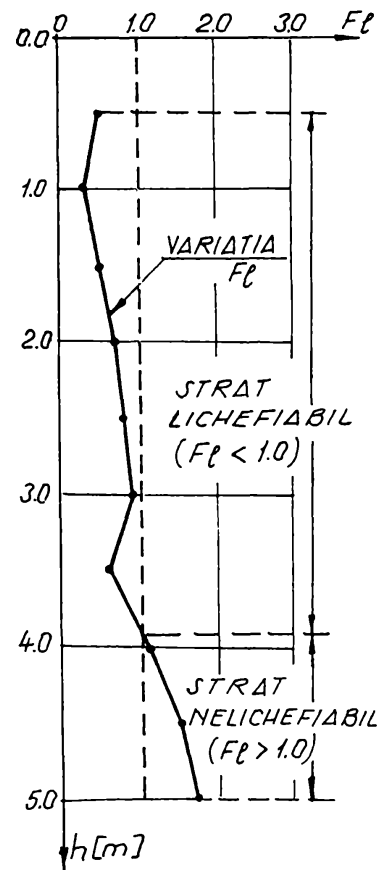


Fig. 4.2. Variația coeficientului de siguranță la lichiefiere ( $F_l$ ) cu adâncimea

Întrucât în cadrul programului său experimental autorul a avut la dispoziție date din încercări de penetrare statică, penetrări dinamice mijlocii (PDM) și/sau penetrări dinamice ușoare (PDU), executate în paralel pe același amplasament, acesta a propus și o metodologie de determinare a coeficientului de siguranță la lichiefiere care se bazează pe rezultatele încercărilor PDU și PDM. În această direcție, autorul a conceput domeniul limită care separă zonele lichefiabile de cele nelichefiabile, în funcție de numărul de lovituri ( $N_{10-PDM}$ ), respectiv ( $N_{10-PDU}$ ) și efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) indus de seism.

Domeniile limită au fost concepute pentru diferite categorii de nisip (funcție de valoarea diametrului mijlociu și de conținutul de particule fine), prin transformarea relațiilor  $\tau-R_{p1}$ , utilizate anterior, în relații  $\tau-N_{10-PDM}$ , respectiv  $\tau-N_{10-PDU}$ . Transformarea relațiilor s-a realizat pe baza legilor de corelație, între numărul de lovituri  $N_{10}$  și rezistența la penetrare  $R_p$ , obținute de diverși autori prin prelucrări statistice [26, 27, 28, 34].

Domeniile utilizate în analiza lichiefierii au fost prezentate la punctul 3.3 (fig. 3.23 și 3.24), funcție de categoria de pământ nisipos și de tipul încercării de penetrare dinamică cu con (PDU și PDM).

Procedeeul de analiză a lichiefierii, conceput de autor, este bazat pe datele penetrării dinamice cu con și presupune parcurgerea etapelor de lucru prezentate anterior (pentru

penetrarea statică), dar datele s-au raportat la sistemul de axe ( $\tau$ ;  $N_{10-PDM}$ ), respectiv ( $\tau$ - $N_{10-PDU}$ ).

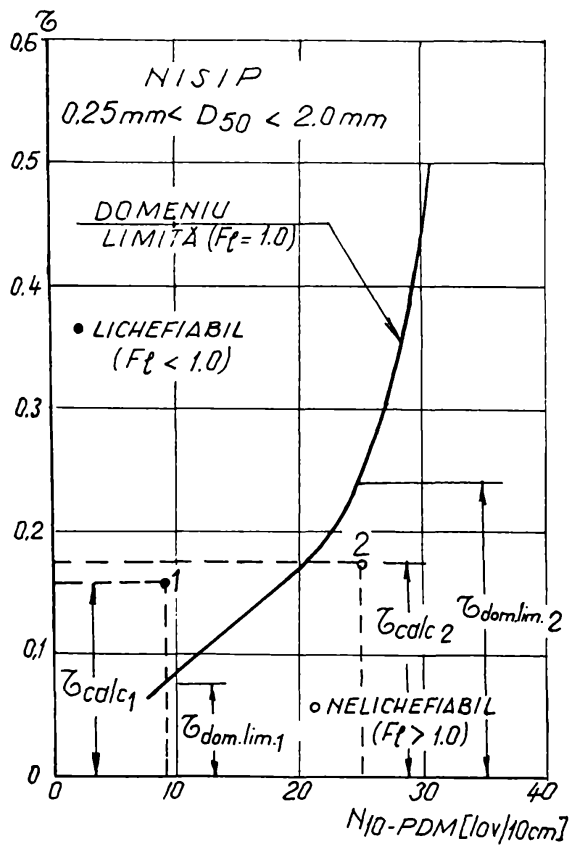
Modul de raportare a datelor obținute prin penetrări dinamice cu con, de tip PDM, este prezentat în fig. 4.3.

Coeficientul de siguranță la lichefiere ( $F_l$ ) s-a calculat, la fiecare nivel, cu ajutorul relației:

$$F_{l \{PDU \text{ și sau } PDM\}} = \frac{\tau_{dom.lim}}{\tau_{calc}} \quad (4.2)$$

în care:  $\tau_{dom.lim}$  - valoarea aferentă a efortului unitar de forfecare normalizat, pe domeniul limită, în dreptul valorii corespunzătoare  $N_{10-PDM}$ ;

$\tau_{calc}$  - efortul unitar de forfecare normalizat rezultat din calcul la același nivel.



Modul de interpretare și de analiză, din punct de vedere al lichefierii, pe baza variației în adâncime a coeficientului de siguranță ( $F_l$ ) se face similar ca la procedeul prezentat la penetrarea statică (fig. 4.2).

Procedeul de analiză bazat pe date de teren obținute în urma unor încercări prin penetrări dinamice ușoare (PDU) se face similar, utilizând domenii limită specifice, iar datele rezultate se raportează la sisteme de axe ( $\tau$ ;  $N_{10-PDU}$ ).

În cele ce urmează se prezintă rezultatele obținute de autor (prin aplicarea procedeului de lucru prezentat mai sus), pe diverse amplasamente cu terenuri potențial lichefiabile.

Fig. 4.3. Modul de raportare a datelor pe sistemul de axe ( $\tau$ ;  $N_{10-PDM}$ )

#### 4.2. EXPERIMENTĂRI PE AMPLASAMENTUL CENTRALEI ELECTRICE DE TERMIFICARE (CET) DIN TIMISOARA

Amplasamentul CET-Timișoara este situat în partea de sud-vest a municipiului Timișoara și se extinde pe o suprafață de cca. 40 ha. Din punct de vedere geomorfologic, amplasamentul CET face parte din câmpia joasă Timiș-Bega, care, la rândul ei, este parte integrantă din marea unitate geomorfologică denumită câmpia Tisei [91, 92].



Terenul de amplasament se prezintă aproximativ plan, cu altitudini între 87,00 ... 87,70 m NMB, cu excepția limitei nord-estice, caracterizată prin prezența unor vechi gropi de împrumut, rezultate ca urmare a exploatării pământului de către o fostă fabrică de cărămidă din vecinătate. Datorită acumulărilor de apă, în aceste gropi s-a dezvoltat o vegetație specifică de baltă. Altitudinea terenului în aceste zone depresionare este cuprinsă între 84,87 ... 84,91 m NMB [91].

Din punct de vedere geologic, litologia zonei a luat naștere printr-un proces de intensă aluvionare a depresiunii tectonice a Tisei în perioada neogenului și este alcătuită din argile de alternanță cu strate groase de nisipuri. La suprafață, pe o grosime de 50-60 m, zona este caracterizată prin depuneri aluvionare, aparținând cuaternarului și alcătuite din pachete nisipoase cu intercalații lenticulare de argile.

Zona superioară se caracterizează prin mari variații de litologie, consistență (la argile), granulozitate și stare de îndesare (la nisipuri), atât pe orizontală cât și pe verticală. [91, 92].

Studiile de teren executate de IPROTIM Timișoara și ISPH București [91, 92] au scos în evidență că hidrologia zonei este reprezentată printr-un complex acvifer constituit dintr-o alternanță de orizonturi nisipoase și argiloase.

Măsurătorile de nivel, executate în foraje, au indicat valori ale nivelului hidrostatic cuprinse între 0,80 m și 3,50 m, funcție de configurația suprafeței terenului și regimul de precipitații.

Investiția preconizată pe amplasament cuprinde un număr de 52 obiecte, proiectate și executate în mai multe tranșe. Dintre principalele obiecte, a căror condiții de fundare au fost analizate, se pot enumera:

- Grupul cazanelor de apă fierbinte (CAF) care cuprind: sala cazanelor (2 × 100 Gcal/h), corpul buncărelor și coșul de fum aferent (H = 160 m);
- Grupul cazanelor de abur alcătuit din: sala cazane abur (100 t/h), spate cazane abur, coș de fum aferent (H = 160 m);
- Clădirea principală care cuprinde: sala de mașini (2 × 150 MW), corpul intermediar (buncări, degazori), sala cazanelor (2 × 525 t/h), coș de fum aferent (H = 200 m);
- Stație de epurare chimică, stație de termoficare, turnuri de răcire, estacada de descărcare cărbune și altele.

În vederea stabilirii condițiilor de fundare pentru cele 52 obiecte aferente investiției, au fost efectuate studii geotehnice, cu ajutorul forajelor, de către IPROTIM Timișoara [91] și ISPH București [92].

Forajele au fost conduse la adâncimi între 10 m și 40 m. Studiul geotehnic elaborat de IPROTIM Timișoara cuprinde și date din cercetări efectuate prin penetrări dinamice ușoare și mijlocii.

Conform concluziilor rezultate din aceste studii rezultă că stratificația de pe amplasament este alcătuită, înspre suprafață, dintr-o copertă cu grosimea de 1,50 ... 2,20 m, alcătuită din sol vegetal și argile prăfos-nisipoase (stratul A), sub care se dezvoltă un complex neomogen din nisipuri fine și mijlocii, nisipuri argiloase și prăfoase (stratul B). Acest strat a fost

interceptat între 1,50 (2,20 m) și 5,0 (8,0 m) adâncime și se caracterizează printr-o stare de îndesare care variază de la afânat la îndesare medie.

Stratul B este limitat la partea inferioară de intercalații lenticulare discontinue, alcătuite din argile cenușii plastic consistente, cu grosimi cuprinse între 0,50 și 1,50 m, local mai mari (stratul C). Sub acest strat se dezvoltă un complex de nisipuri mijlocii și mari, spre bază cu elemente de pietriș mic, cu o stare de îndesare medie (stratul D). Acest strat a fost interceptat frecvent între cotele 5,0 (8,0 m) și 12,0 (14,0 m) și este limitat la bază de stratul E, reprezentat de o intercalație de argile cenușii, uneori nisipoase, plastic consistente spre plastic moi. Stratul E a fost interceptat între adâncimile de 12,0 m (14,0 m) și 16,0 m (19,0 m), iar sub aceste cote se dezvoltă stratul F, constituit din nisipuri mijlocii și mari, cu rare elemente de pietriș mic.

Denumirea simbolică a stratelor (A, ..., F) a fost preluată conform notațiilor din studiile geotehnice amintite mai sus, [91, 92].

Din punct de vedere al activității seismice, conform prevederilor [96, 97] (aflate în vigoare la data efectuării studiilor), amplasamentul CET este situat într-o zonă cu gradul de intensitate seismică 7 MSK. Datorită importanței economico-sociale a investiției, obiectele principale ale CET au fost proiectate la gradul de protecție seismică 7,5 MSK.

Prelucrarea datelor experimentale au fost efectuate de către autor respectând prevederile normativului P100-92 [89], care încadrează amplasamentul în zona de activitate seismică D, căreia îi corespunde o accelerație seismică, indusă de cutremur la suprafața terenului,  $a_{max} = 0,16g \text{ m/s}^2$  (echivalentă cu accelerația maximă corespunzătoare intensității seismice 7,5 MSK).

Primele studii de lichefiere pe amplasamentul CET au fost efectuate de ICH București [95], pe baza datelor din studiile geotehnice. Conform referatului final elaborat de ICH București [95], au fost considerate lichefiabile stratul B (între 1,5 m și 4,0 m), pentru seism cu grad 7 MSK și stratul D (între 4,0 și 6,0 m), pentru grad 8 MSK. Peste adâncimea de 6,0 m, nisipurile au fost considerate nelichefiabile. Totodată referatul recomandă efectuarea unor studii suplimentare pe bază de încercări de penetrare statică și dinamică cu con.

În cadrul contractelor 402/79 și 146/81 [93, 94], Catedra de drumuri și fundații Timișoara a efectuat numeroase încercări de teren prin penetrări statice și dinamice cu con (PDU și PDM) pe amplasamentul tuturor obiectelor aferente CET. Încercările de teren au urmărit studiul potențialului de lichefiere a nisipurilor de pe amplasament și stabilirea condițiilor de fundare pentru fiecare obiect. De asemenea s-au prevăzut soluții de îmbunătățire a terenului prin diverse tehnologii, s-a acordat asistență tehnică la îmbunătățirea terenului și s-a verificat calitatea terenului de fundare în urma consolidării acestuia, pentru unele obiecte. Ulterior, sarcina verificării calității terenului consolidat a revenit IPROTIM Timișoara.

Penetrările statice au fost executate cu ajutorul penetrometrului hidraulic tip INCERC, din dotarea Catedrei de Drumuri și Fundații Timișoara [93, 94] și au fost conduse la adâncimi între 8,0 și 20,0 m. Penetrările dinamice ușoare ( $G_{berbec} = 10 \text{ kg}$ ,  $H_{cădere} = 50 \text{ cm}$ ,  $S_{con} = 10 \text{ cm}^2$ ) au fost conduse la adâncimi între 6,0-7,0 m, iar cele dinamice mijlocii ( $G_{berbec} = 35 \text{ kg}$ ,  $H_{cădere}$

= 50 cm,  $S_{con} = 15 \text{ cm}^2$ ) la adâncimi între 10,0 și 20,0 m. Lucrările de teren, efectuate în baza contractelor 402/79 [93] și 146/81 [94] au fost coordonate direct de autorul acestei lucrări.

În cele ce urmează se prezintă încercările experimentale, efectuate pe amplasamentele câtorva dintre principalele obiecte aferente CET Timișoara, modul de prelucrare și interpretare a acestora și procedeul de analiză a lichefierii propus de autor, pe baza unor studii recente din literatura de specialitate americană și japoneză din domeniu.

#### 4.2.1. Studii experimentale pe amplasamentul obiectivului "COȘ DE FUM" aferent cazanelor de apă fierbinte (CAF)

Pe amplasamentul coșului de fum aferent CAF ( $H = 160 \text{ m}$ ) u fost prelucrate rezultatele lucrărilor de teren prezentate centralizat în tabelul 4.1.

Tabelul 4.1.

Lucrări de teren pe amplasamentul "Coș de fum" aferent CAF

Obiect \ Lucrări teren	Foraje	Penetrări statice	Penetrări dinamice PDM
Coș de fum aferent C.A.F.	$C_1 - h = 30\text{m}$	$PS_3 - h = 15\text{m}$ $PS_6 - h = 15\text{m}$ $PS_7 - h = 15\text{m}$	$PDM_{25} - h = 12\text{m}$ $PDM_{26} - h = 12\text{m}$ $PDM_{27} - h = 15\text{m}$
Grad de protecție antiseismică: 7,5 MSK	$C_2 - h = 30\text{m}$	$PS_4 - h = 15\text{m}$ $PS_5 - h = 15\text{m}$ $PS_8 - h = 15\text{m}$	$PDM_{22} - h = 15\text{m}$ $PDM_{23} - h = 12\text{m}$ $PDM_{24} - h = 12\text{m}$

Penetrările statice și dinamice au fost executate cât mai răspândit pe amplasamentul coșului de fum pe o suprafață circulară cu diametrul de cca. 25 m, la adâncimile specificate în tabelul 4.1. în dreptul fiecărei penetrări.

Conform fișei forajelor  $C_1$  și  $C_2$  rezultă că stratificația terenului de pe acest amplasament, se prezintă sub forma unui complex nisipos, întrerupt de intercalații argiloase și acoperit de un strat vegetal de cca. 30 cm grosime. Între 0,30 - 2,60 m se găsește un nisip mijlociu (stratul B) sub care s-a interceptat până la 4,80 (5,0) m stratul C, alcătuit din argilă prăfoasă, plastic moale spre consistentă.

Între cotele 4,80 (5,0) m și 11,10 m se găsește un pachet de nisipuri mari și mijlocii cu rar pietriș, în care predomină nisipurile mari (stratul D). Acest pachet este întrerupt de o intercalație de argilă nisipoasă-prăfoasă (stratul E), cu o grosime de cca. 2.0 m, după care începând de la cota de 13,20 m a fost interceptat stratul F, format din nisipuri mari și mijlocii, neputând până la adâncimea de 21,30 m.

Apa subterană a fost interceptată la 0,70-0,80 m față de nivelul terenului natural, la data executării forajelor pe amplasament.

Datele obținute în urma penetrărilor efectuate au fost prelucrate conform prevederilor normativului C159-89 [90], iar diagramele obținute sunt prezentate în figurile 4.4 ... 4.7.

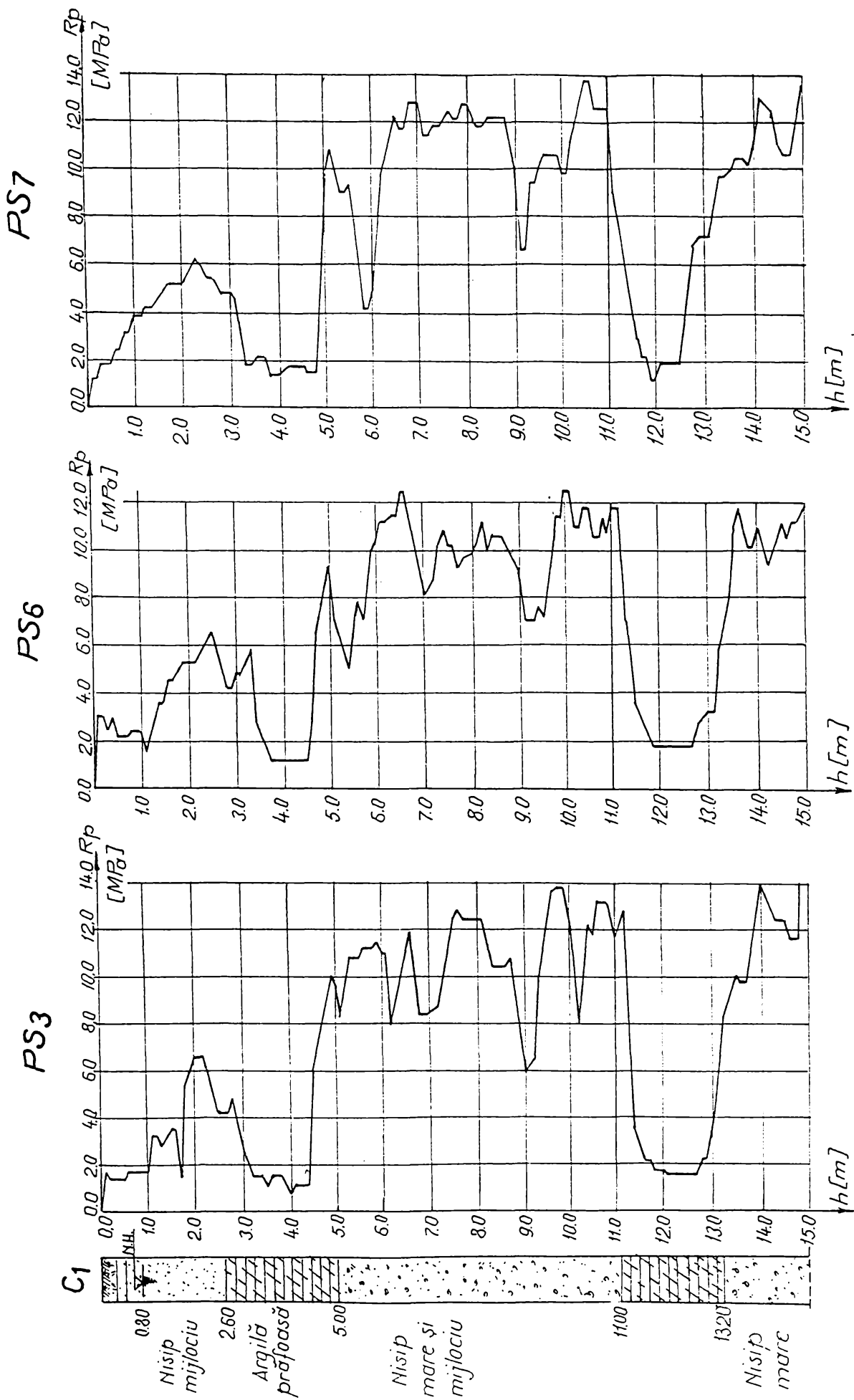


Fig. 4.4. Diagrame de penetrare statică pe amplasamentul "Coșului de fum" aferent CAF.

# COȘ DE FUM - CAF

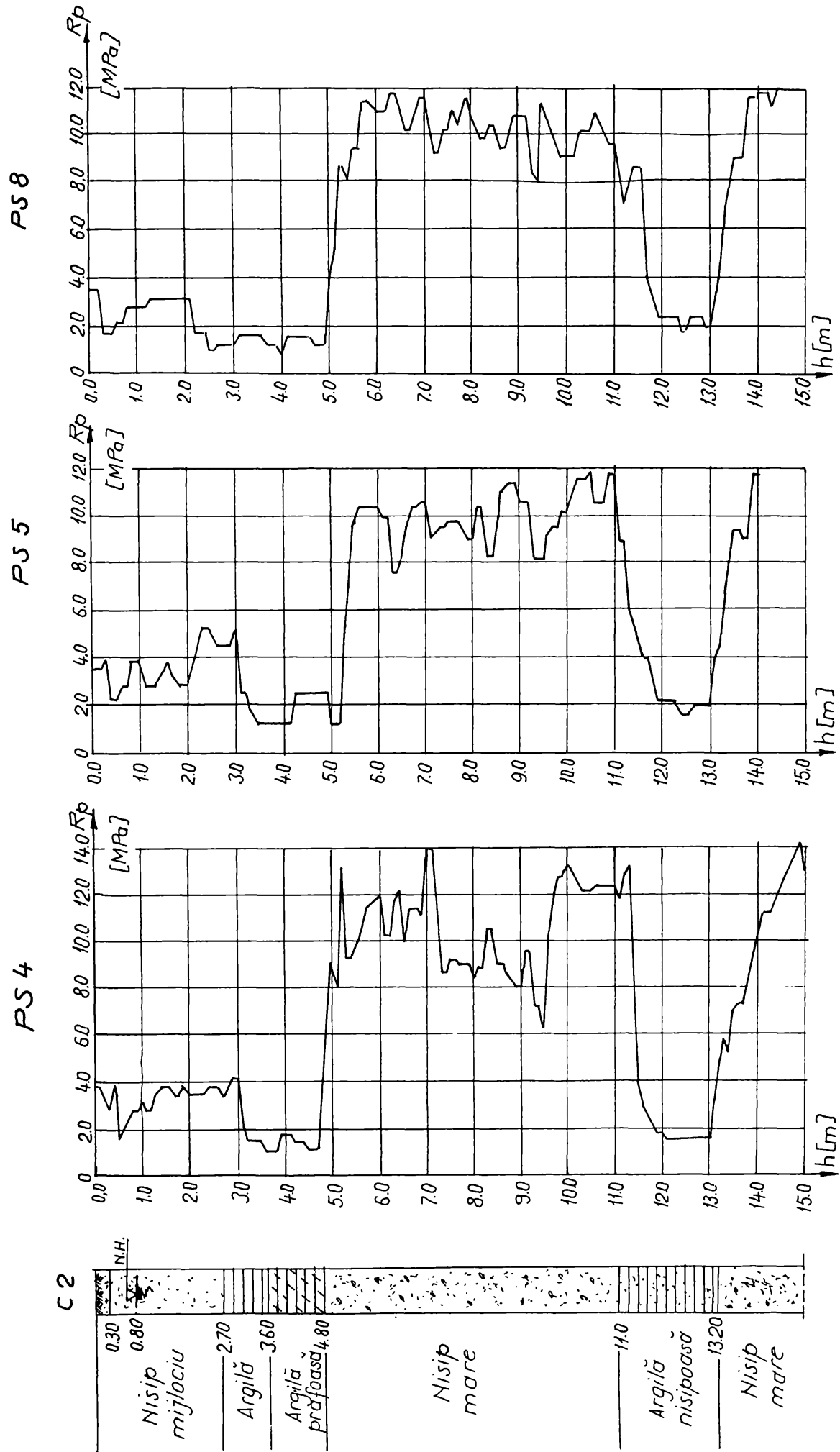


Fig. 4.5. Diagrame de penetrare statică pe amplasamentul "Coșului de fum" aferent CAF

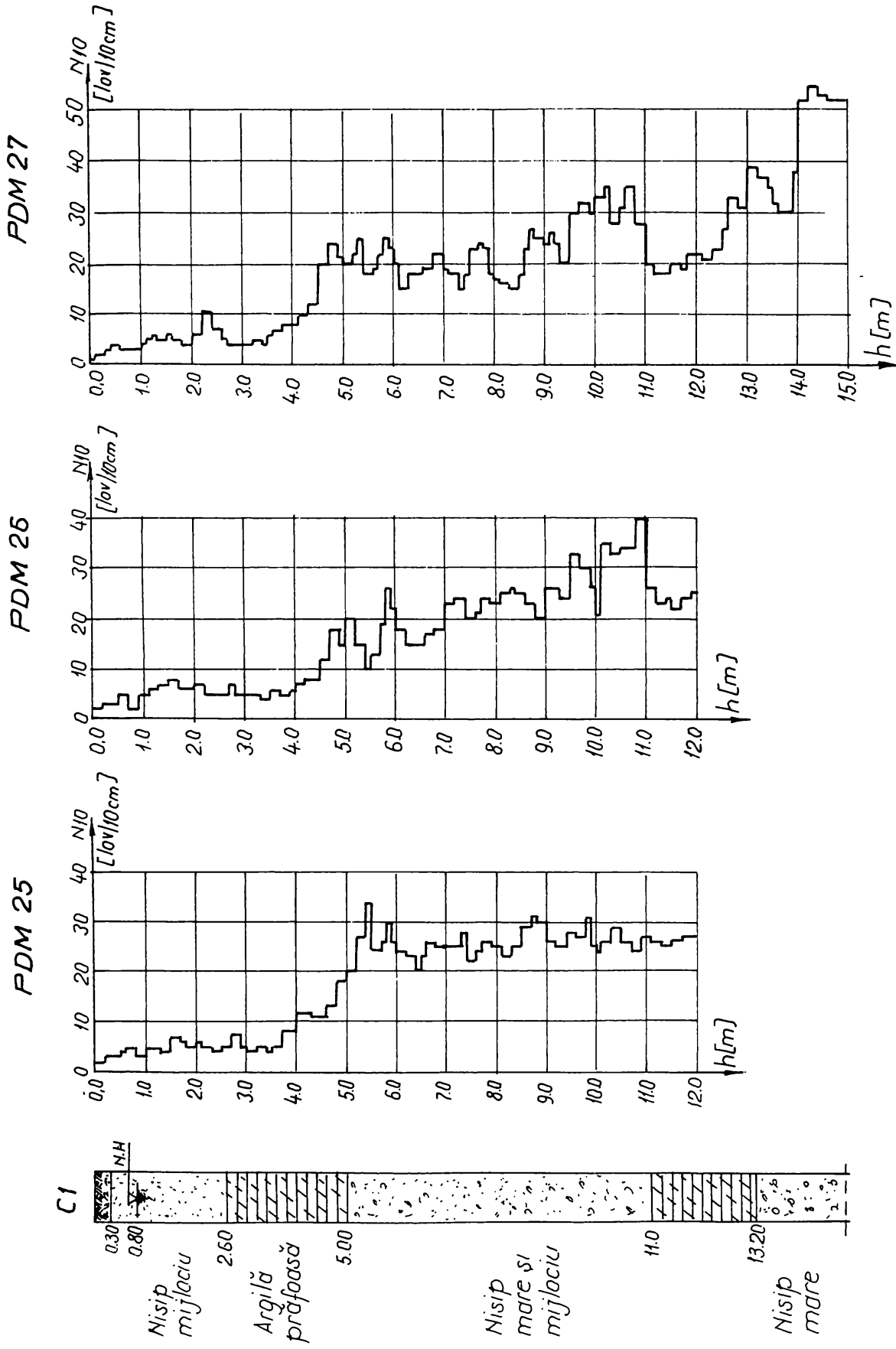


Fig. 4.6. Diagrame de penetrare dinamică pe amplasamentul "Coșului de fum" aferent CAF

# COȘ DE FUM - CAF

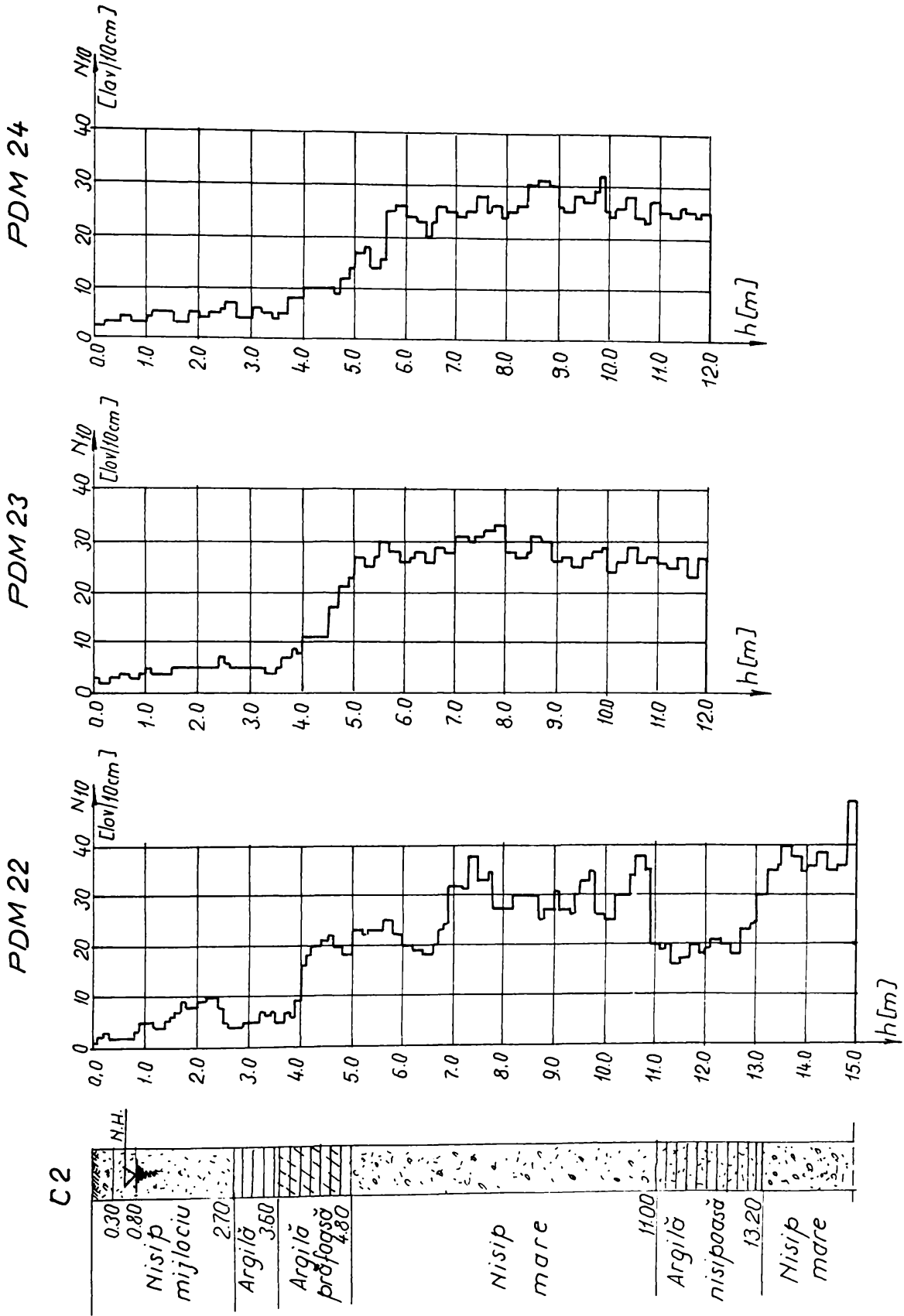


Fig. 4.7. Diagrame de penetrare dinamică pe amplasamentul "Cosului de fum" aferent CAF



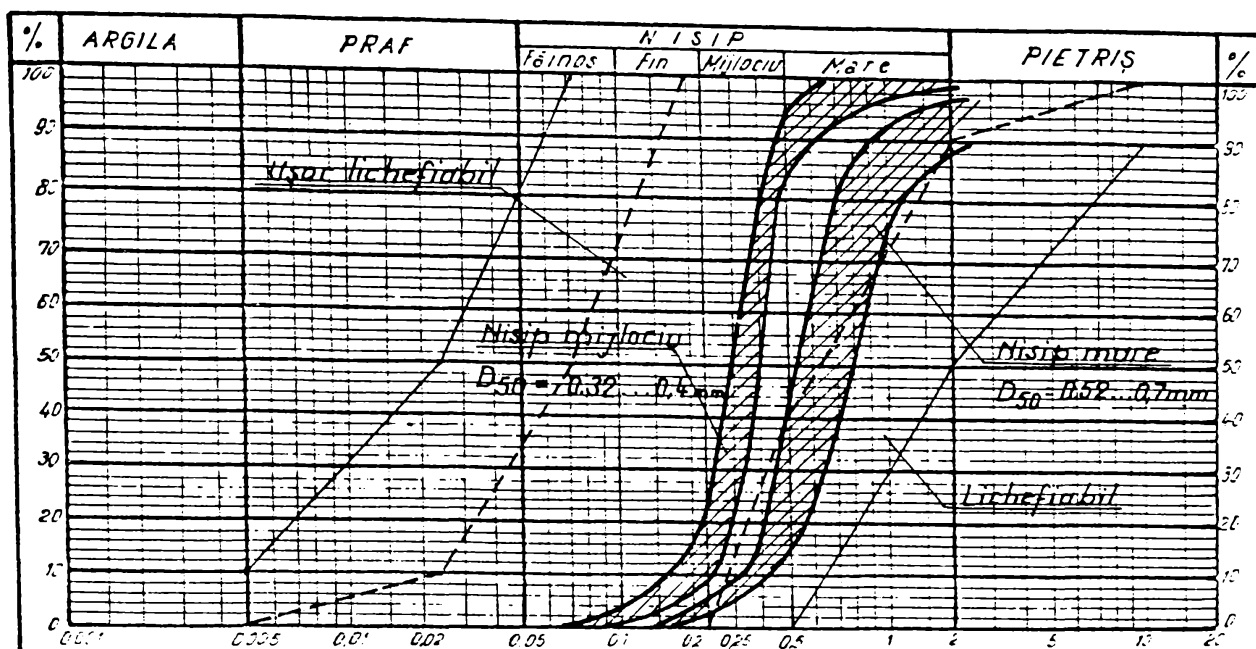


Fig. 4.8. Încadrarea din punctul de vedere al granulozității a nisipurilor de pe amplasamentul "Coșului de fum" aferent CAF

Încadrarea din punct de vedere al granulozității a nisipurilor B și D, interceptate până la adâncimea de 11,10 m, este prezentată în fig. 4.8.

În conformitate cu criteriul granulozității, prevăzut în normativul P125-84 [88] rezultă că nisipul mijlociu (stratul B) poate fi încadrat în categoria celor "ușor lichefiabile", în proporție de 100%, iar nisipul mare (stratul D), în proporție de cca. 50%.

Studiul potențialului de lichefiere al nisipurilor mijlocii și mari interceptate pe amplasament, pe baza datelor experimentale, a fost efectuat de autor pe baza procedurii de lucru prezentat la punctul 4.1.

Rezultatele prelucrării datelor experimentale, conform relațiilor (3.25)...(3.28), pentru penetrările  $PS_3$  și  $PS_4$  sunt prezentate în tabelul 4.2. Pentru celelalte penetrări statice, calculul pentru obținerea rezistenței la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ), s-a făcut similar. Nivelele de calcul s-au stabilit pe orizonturi din metru în metru până la adâncimea de 10 m, începând de la cota apei subterane în jos.

Perechile de valori  $(\tau)_i$  și  $(R_{p1})_i$ , obținute la fiecare nivel de calcul, au fost reprezentate în sistemul de axe  $\tau$ - $R_{p1}$ , separat pentru fiecare penetrare statică prelucrată. Raportarea valorilor este prezentată în fig. 4.9 (a...f), în care a fost reprezentată și curba de variație a domeniului limită, care separă zona lichefiabilă de cea nelichefiabilă, corespunzător tipului de nisip analizat ( $0,25 \text{ mm} < D_{50} < 2,0 \text{ mm}$  și conținutul de particule fine P.F. = 0%).

Diagramele de penetrare dinamică mijlocie (PDM) prezentate în fig. 4.6 și 4.7 au fost prelucrate similar, utilizând valorile efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) din tabelul 4.2, păstrându-se neschimbate nivelele de calcul.

Pentru analiza din punct de vedere al lichefierii, pentru fiecare penetrare dinamică, s-au reținut perechile de valori  $(\tau)_i$  și  $(N_{10-PDM})_i$ , care au fost raportate în sistemul de axe  $\tau$ - $N_{10-PDM}$ .

Rezultatele prelucrării datelor experimentale pentru penetrările PS<sub>3</sub> și PS<sub>4</sub> pe amplasamentul "Coșului de fum" aferent CAF

Nr. crt.	Foraj P.S.	Cota apei subterane [m]	Cota de calcul [m]	Efort unitar vertical total [kPa]	Efort unitar vertical efectiv [kPa]	R <sub>p</sub> [MPa]	C <sub>q</sub>	R <sub>p1</sub> [MPa]	$\frac{a_{max}}{g}$	r <sub>d</sub>	Efort unitar de forfecare normalizat
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	C <sub>1</sub> PS <sub>3</sub>	-0,80	1,0	18,7	16,7	2,4	1,86	4,46	0,16	0,99	0,115
2			2,0	37,4	25,5	4,8	1,70	8,16		0,98	0,149
3			5,0	93,5	75,6	9,5	1,15	10,92		0,94	0,12
4			6,0	112,2	84,4	9,1	1,09	9,91		0,93	0,128
5			7,0	130,9	93,2	9,3	1,04	9,67		0,92	0,134
6			8,0	149,6	102,0	10,3	0,99	10,2		0,90	0,137
7			9,0	168,3	110,8	8,8	0,95	8,36		0,89	0,140
8			10,0	187,0	119,6	12,1	0,9	10,89		0,88	0,143
1	C <sub>2</sub> PS <sub>4</sub>	-0,70	1,0	18,7	15,7	3,1	1,88	5,82	0,16	0,99	0,122
2			2,0	37,4	24,4	2,9	1,72	4,98		0,98	0,156
3			2,7	50,5	30,5	3,1	1,62	5,02		0,96	0,165
4			5,0	93,5	73,5	8,0	1,17	9,36		0,94	0,124
5			6,0	112,2	82,2	11,1	1,11	12,32		0,93	0,132
6			7,0	130,9	90,9	12,0	1,05	12,60		0,92	0,138
7			8,0	149,6	99,6	9,5	1,00	9,50		0,90	0,140
8			9,0	168,3	108,3	9,8	0,96	9,42		0,89	0,144
9			10,0	187,0	117,0	13,0	0,91	11,83		0,88	0,146

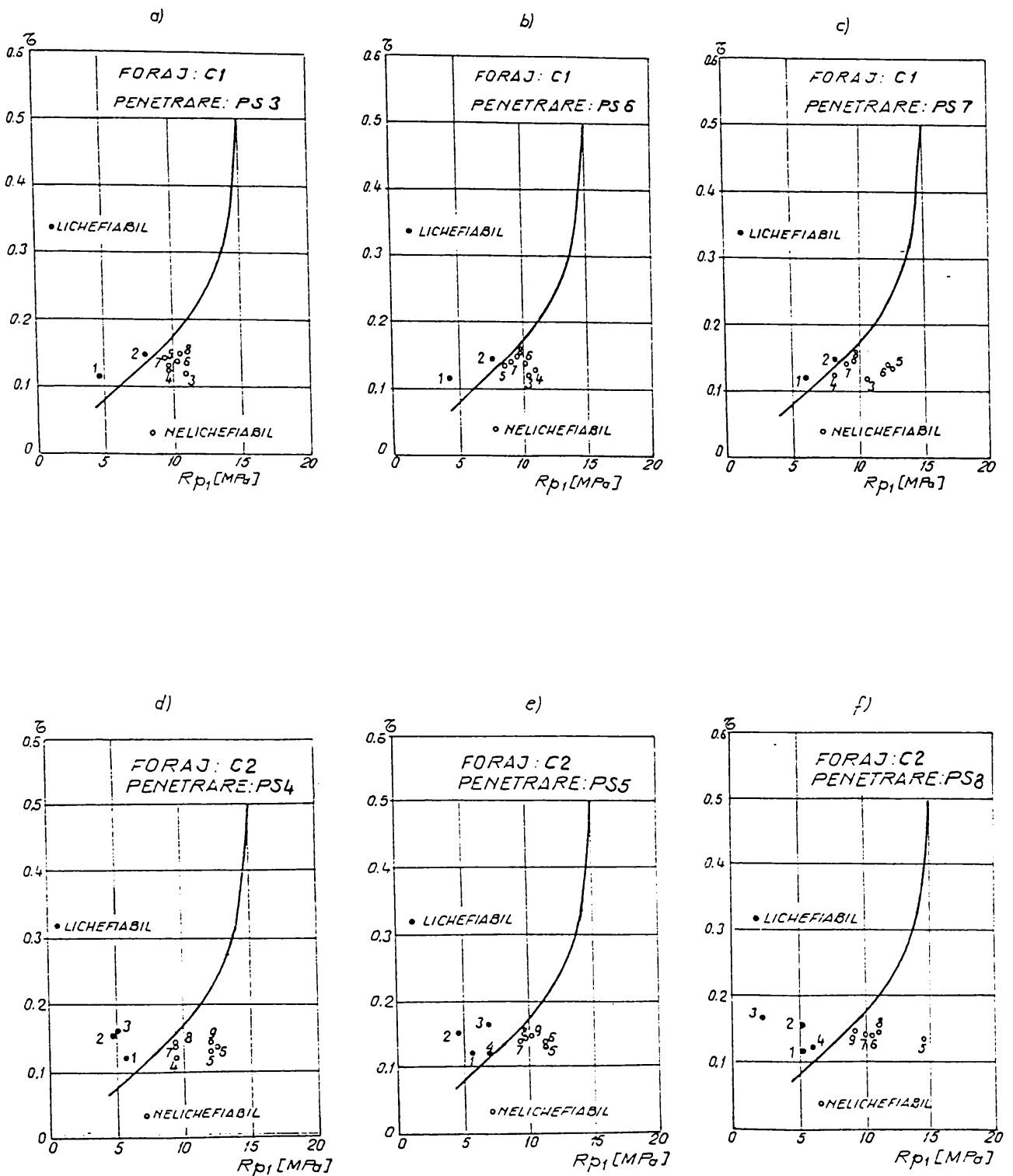


Fig. 4.9. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare statică pe amplasamentul "Coșului de fum" aferent CAF

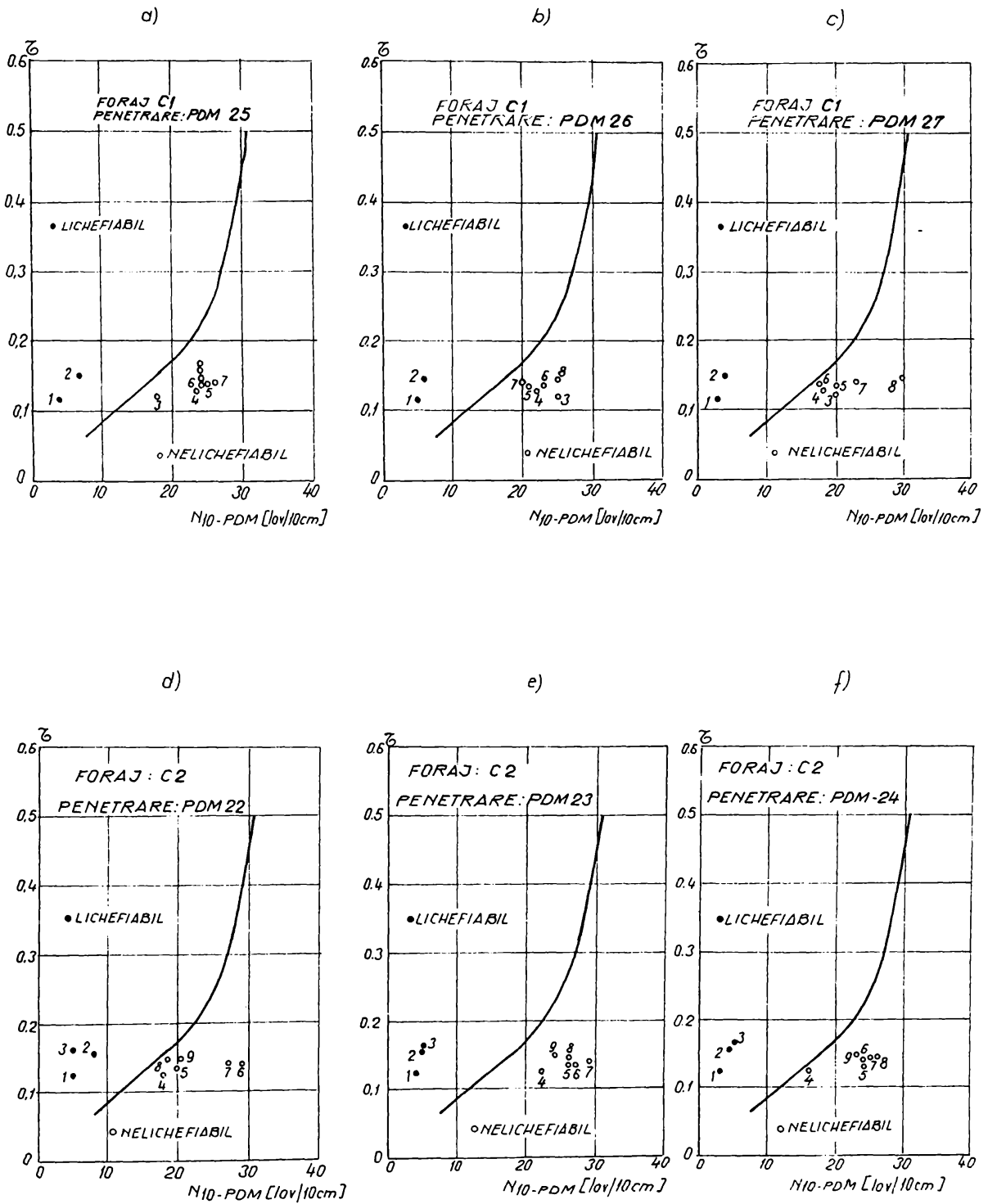


Fig. 4.10. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare dinamică (PDM) pe amplasamentul "Coșului de fum" aferent CAF

Punctele obținute prin raportare sunt prezentate în fig. 4.10 (a...f), în care a fost trasată și curba de variație a domeniului limită corespunzător care separă zona lichifiabilă de cea nelichifiabilă.

Cu ajutorul perechilor de valori  $(\tau)_i - (R_{P1})_i$  și  $(\tau)_i - (N_{10-PDM})_i$  s-a determinat coeficientul de siguranță la lichifiere ( $F_l$ ), la fiecare nivel de calcul, cu ajutorul relației (4.1) pentru penetrarea statică, respectiv (4.2) pentru penetrarea dinamică.

Variația coeficientului de siguranță la lichifiere ( $F_l$ ) cu adâncimea este prezentată în fig. 4.11a, pentru penetrările statice, respectiv fig. 4.11b pentru penetrările dinamice PDM. Se menționează că pentru stratul de argilă prăfoasă (stratul C), situat între cotele 2,70 m și 5,0 m, nu s-au prelucrat diagramele de penetrare și nu s-a calculat coeficientul de siguranță la lichifiere ( $F_l$ ), stratul fiind nelichifiabil prin natura sa.

Din analiza graficelor de variație a coeficientului de siguranță la lichifiere, prezentate în fig. 4.11, rezultă următoarele concluzii privind comportarea la lichifiere a stratelor de nisip de pe amplasamentul coșului de fum aferent CAF:

- stratul de nisip mijlociu (B) situat între cotele 0,70 m (cota apei subterane) și 2,70 m, este lichifiabil pe toată grosimea sa, coeficientul de siguranță ( $F_l$ ) fiind subunitar pentru toate penetrările efectuate:

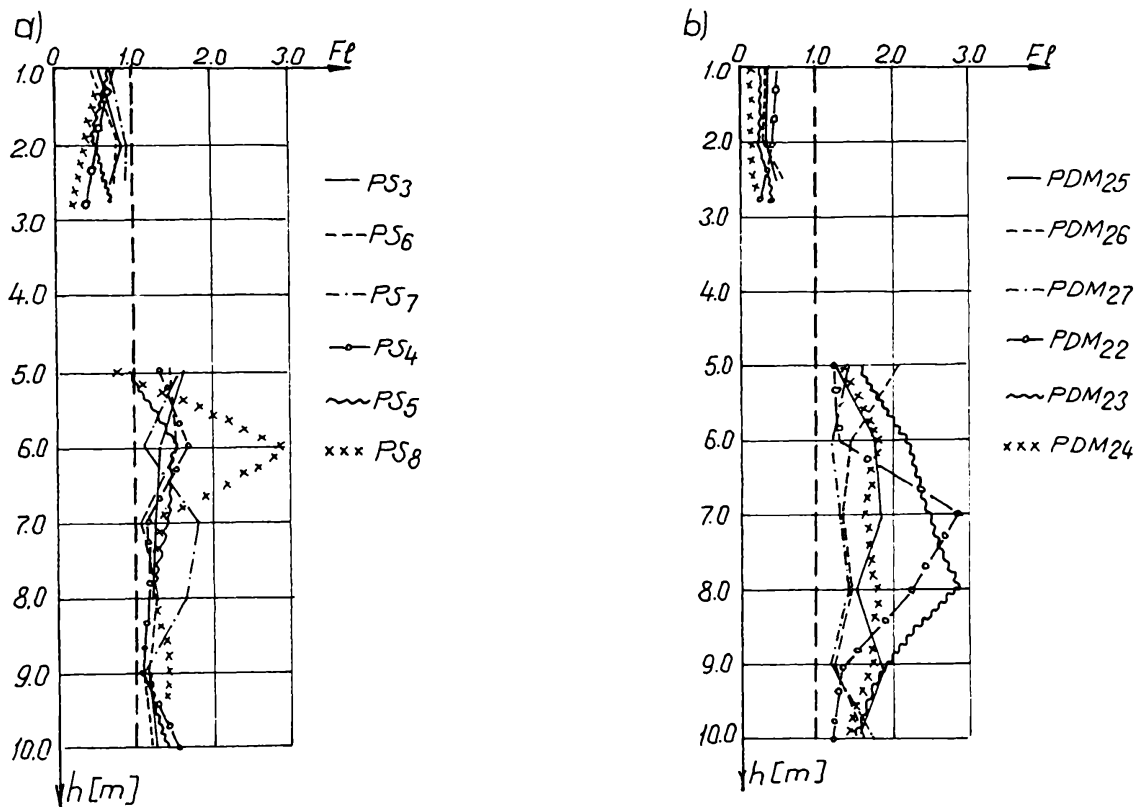


Fig. 4.11. Variația coeficientului de siguranță la lichifiere ( $F_l$ ) cu adâncimea; a) penetrări statice; b) penetrări dinamice PDM



În concluzie, pentru a realiza efectiv o compresie de date trebuie ca numărul ce se va transmite să fie o trunchiere a valorii rezultate prin calcule și apoi reprezentat ca întreg pe un număr corespunzător de biți. Evident, dacă înregistrarea ECG este în format de întregi (2 octeți), trunchierea trebuie făcută până acolo unde cifrele rezultate să poată fi reprezentate pe un număr de biți mai mic decât 16.

Iată deci că, deși predicția liniară se încadrează din punct de vedere al principiului teoretic în categoria metodelor de compresie reversibile, aplicarea ei în practică obligă la trunchierea valorii ce se emite, ceea ce duce automat la apariția de erori la refacerea semnalului, deci metoda devine ireversibilă.

Primul pas al analizei trunchierii trebuie să fie cel referitor la stabilitatea algoritmului, fiindcă trunchierea poate fi privită din acest punct de vedere ca o recepție eronată a semnalului emis. Experimental am constatat pe semnalele ECG1-ECG6 din baza de date că sistemul rămâne stabil chiar dacă trunchierea se face până la nivelul la care mai rămâne doar o singură cifră.

În graficul din fig. 3.63 sunt sintetizate rezultatele analizei efectului trunchierii semnalului la emisie asupra calității semnalului refăcut în condițiile următoare: ECG6, Ndate = 100, Ndec = 0 iar Npoli = 4 și 10. Pentru cuantificarea rezultatelor s-a folosit distanța medie pătratică (PRD) dintre semnalul original și cel refăcut. Rezultatele arată că dacă trunchierea se face la :

- prima zecimală                      PRD = 2,81 % - 3,61 %
- primele două zecimale              PRD = 0,28 %
- primele trei zecimale                PRD = 0,03 %

Se constată că în condițiile afișajului pe un monitor PC, cele două semnale sunt observate ca "identice" pentru valori ale trunchierii care conservă minimum 2 zecimale. Ținând cont că rezultatul codării nu depășește unitatea, se vor folosi pentru codare 3 cifre pentru a căror reprezentare sunt suficienți 10 biți.

### 3.4.1.3. Concluzii

Programul realizat de către autor pentru studiul compresiei semnalului ECG prin predicție liniară este scris în PASCAL și este structurat în două UNIT-uri: **Entrop.pas** și **Predic.pas**. Programul are la bază estimarea spectrului de putere al unui semnal prin Metoda Entropiei Maxime care a servit apoi la obținerea datelor menționate pe parcurs.

În concluzie, se obțin rezultate optime din punctul de vedere al compresiei de date ECG achiziționate pe doi octeți, utilizând Metoda Entropiei Maxime, dacă:

- se utilizează 4 coeficienți;
- setul de date pe care se calculează coeficienții are 100 eșantioane (caz în care poziția acestui set în înregistrarea ECG nu are efect);
- pentru emisie rezultatul codării se trunchiază la 10 biți.

În acest caz se tinde spre o rată medie de compresie având asigurată

$$\begin{aligned} \underline{CR = 1,6 : 1} \\ \underline{PRD < 0,5 \%} \end{aligned}$$

# COȘ DE FUM - CLĂDIREA PRINCIPALĂ

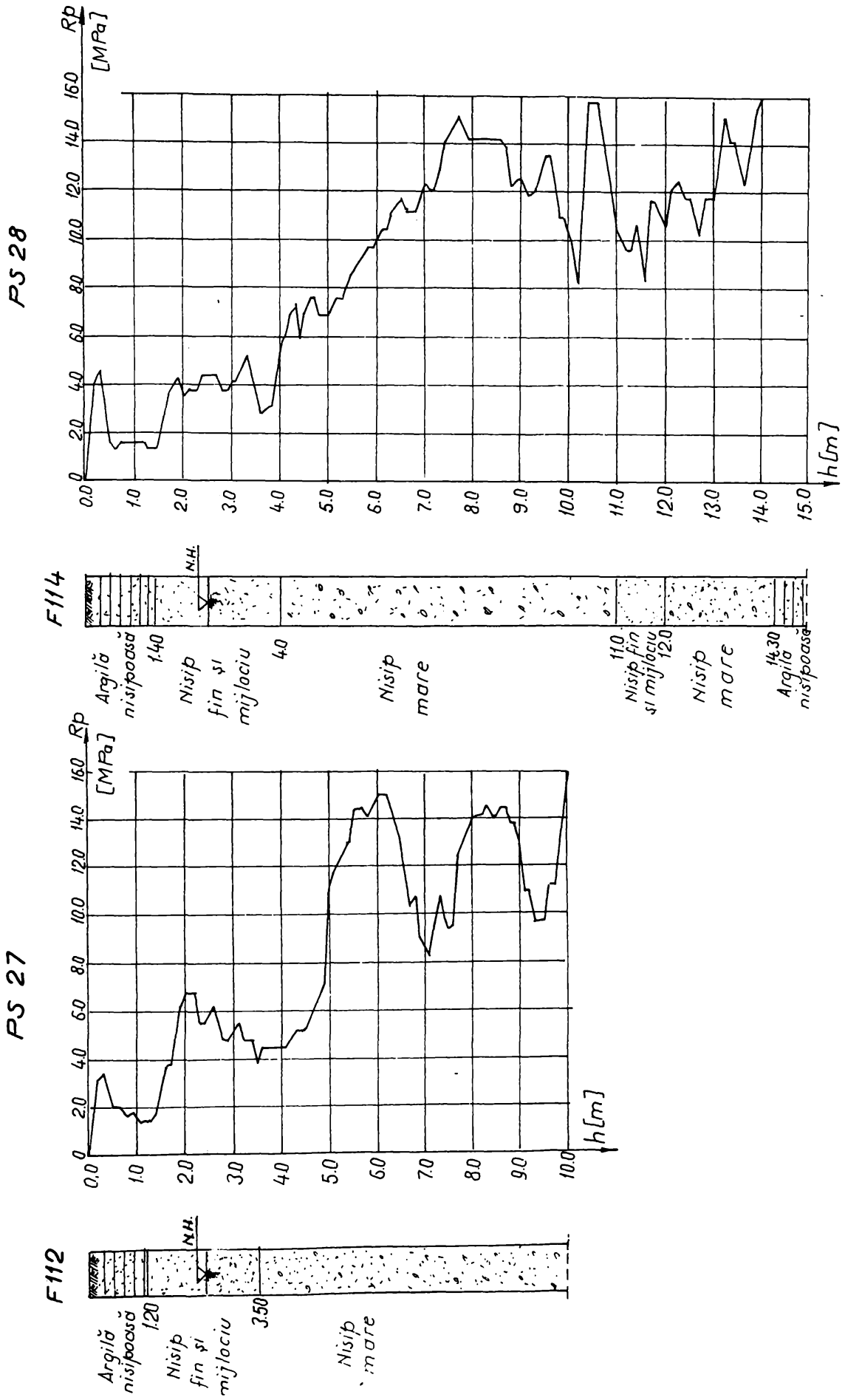


Fig. 4.12. Diagrame de penetrare statică pe amplasamentul "Coșului de fum" pentru clădirea principală CET



# COȘ DE FUM - CLĂDIREA PRINCIPALĂ

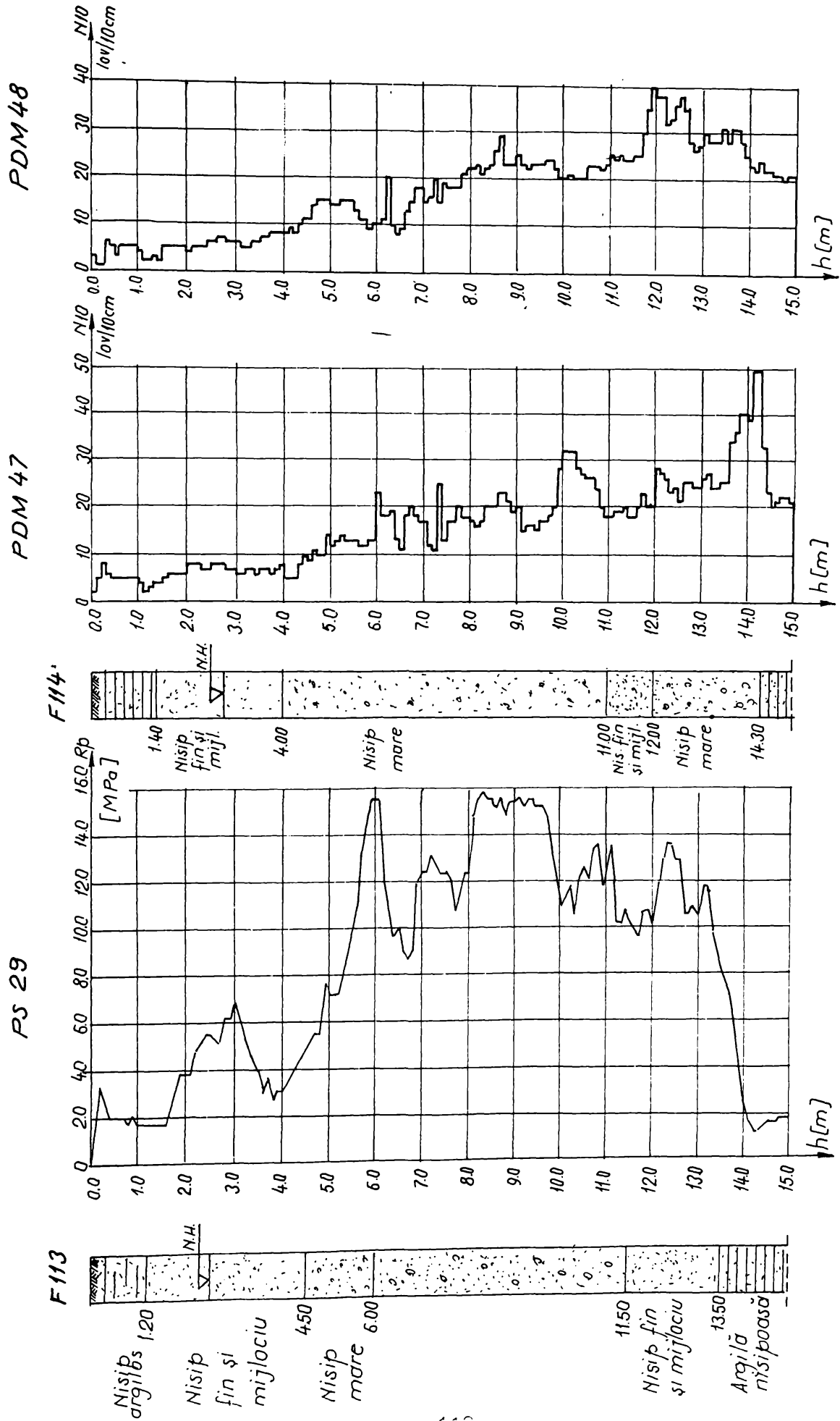


Fig. 4.13. Diagrame de penetrare statică și dinamică (PDM) pe amplasamentul "Coșului de fum" pentru clădirea principală CET Timișoara



Tabelul 4.4.

Rezultatele prelucrării datelor experimentale pentru penetrările PS<sub>27</sub> și PS<sub>28</sub> pe amplasamentul "Coșului de fum"

Nr. crt.	Foraj P.S.	Cota apei subterane [m]	Cota de calcul [m]	Efort unitar vertical total [kPa]	Efort unitar vertical efectiv [kPa]	R <sub>p</sub> [MPa]	C <sub>q</sub>	R <sub>p1</sub> [MPa]	$\frac{a_{max}}{g}$	r <sub>d</sub>	Efort unitar de forfecare normalizat
0	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11	12
1	F112	2,50	3,00	55,7	51,15	4,8	1,37	6,57	0,16	0,96	0,108
2			4,00	74,4	60,25	4,4	1,28	5,63		0,95	0,122
3			5,00	93,2	69,4	9,1	1,20	10,92		0,94	0,131
4			6,00	112,0	78,6	14,6	1,13	16,49		0,93	0,137
5	PS <sub>27</sub>	2,50	7,00	130,8	87,8	8,6	1,07	9,20	0,16	0,92	0,142
6			8,00	149,6	97,0	14,1	1,01	14,24		0,90	0,144
7			9,00	168,4	105,9	12,5	0,97	12,12		0,89	0,147
8			10,00	187,2	114,8	16,0	0,92	14,72		0,88	0,149
1	F114 PS <sub>28</sub>	2,70	3,00	55,6	52,7	4,0	1,35	5,4	0,16	0,96	0,105
2			4,00	74,3	61,6	4,2	1,27	5,33		0,95	0,119
3			5,00	93,1	70,5	6,9	1,19	8,21		0,94	0,129
4			6,00	111,9	79,3	9,7	1,13	10,96		0,93	0,136
5			7,00	130,7	88,1	12,4	1,07	13,26		0,92	0,142
6			8,00	149,5	96,9	14,2	1,02	14,48		0,90	0,144
7			9,0	168,3	105,7	12,5	0,97	12,12		0,89	0,147
8			10,0	187,1	114,5	11,0	0,92	10,12		0,88	0,149

Tabelul 4.5.

Rezultatele prelucrării datelor experimentale pentru penetrarea PS<sub>29</sub> pe amplasamentul "Coșului de fum" pentru clădirea principală

Nr. crt.	Foraj P.S.	Cota apei subterane [m]	Cota de calcul [m]	Efort unitar vertical total [kPa]	Efort unitar vertical efectiv [kPa]	R <sub>p</sub> [MPa]	C <sub>a</sub>	R <sub>p1</sub> [MPa]	$\frac{a_{max}}{g}$	r <sub>d</sub>	Efort unitar de forfecare normalizat
0	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11	12
1		2,50	3,0	56,5	51,5	5,7	1,36	7,75	0,16	0,96	0,109
2			4,0	75,2	60,3	5,1	1,28	6,52		0,95	0,123
3			5,0	93,9	69,1	7,6	1,20	9,12		0,94	0,133
4	6,0	112,5	78,0	15,5	1,14	17,67	0,93	0,139			
5	7,0	131,4	86,9	9,8	1,07	10,48	0,92	0,144			
6	8,0	150,3	95,8	12,0	1,02	12,24	0,90	0,147			
7	9,0	169,2	104,7	15,2	0,97	14,7	0,89	0,149			
8	10,0	188,1	113,6	11,0	0,93	10,23	0,88	0,151			
9	11,00	207,0	122,4	12,4	0,89	11,03	0,83	0,146			
10	12,00	225,6	131,2	10,2	0,85	8,67	0,82	0,147			
11	13,00	244,2	139,6	10,8	0,82	8,86	0,80	0,146			

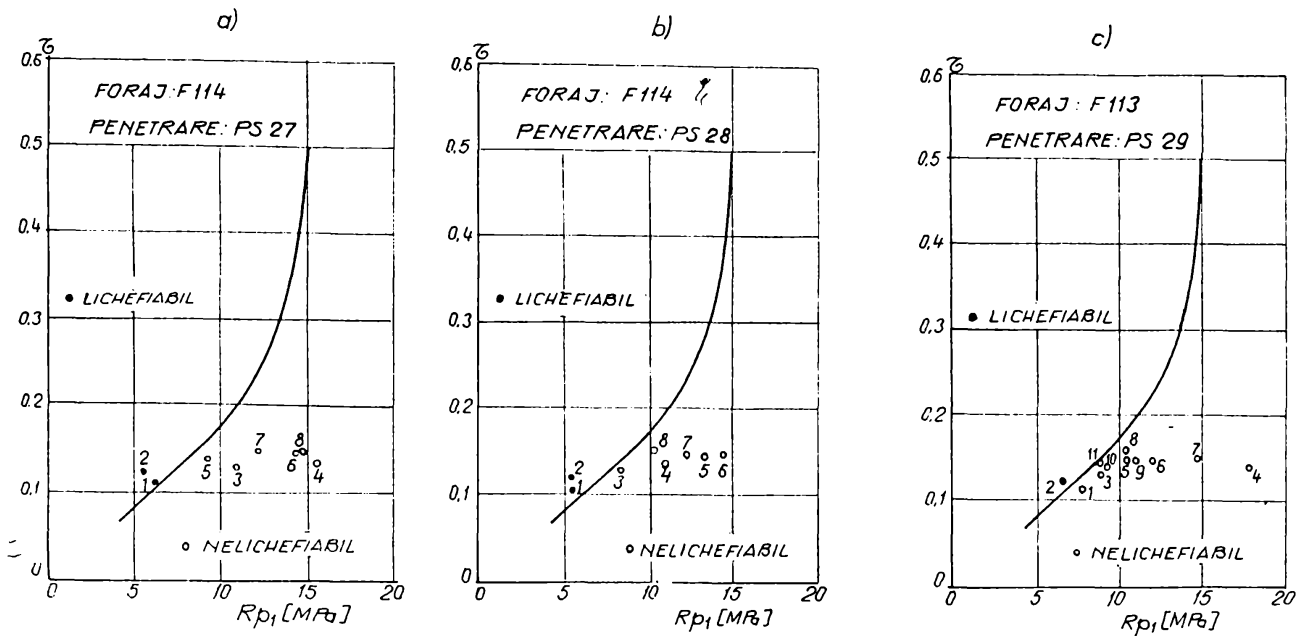


Fig. 4.15. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare statică pe amplasamentul "Coșului de fum" pentru clădirea principală CET

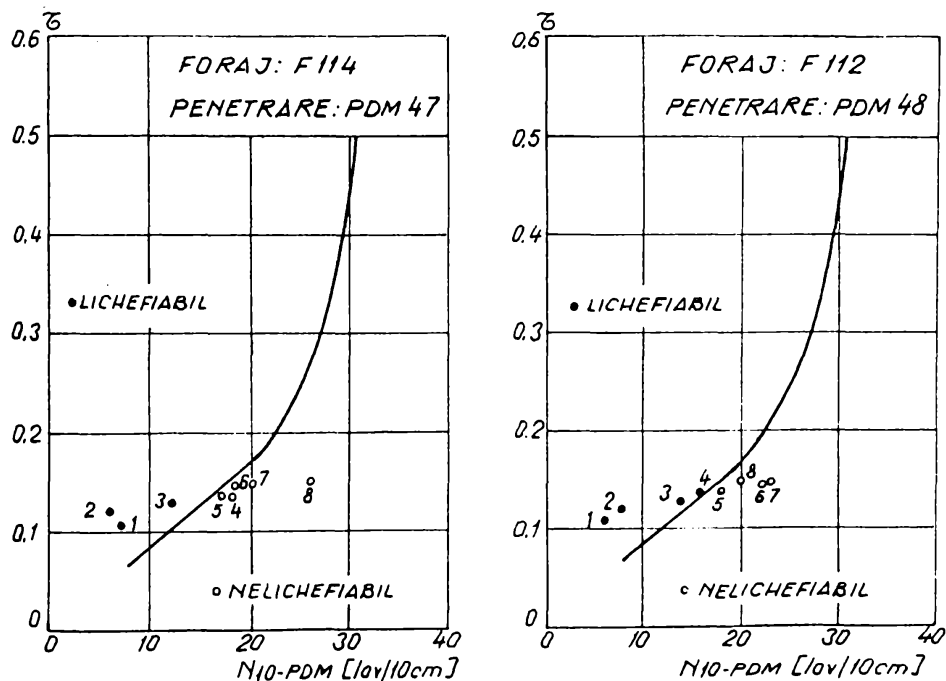


Fig. 4.16. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare PDM pe amplasamentul "Coșului de fum" pentru clădirea principală CET

Prelucrarea diagramelor de penetrare dinamică (PDM), prezentate în fig. 4.13 b și c, s-a făcut în mod similar utilizând valorile efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) din tabelul 4.5, păstrându-se nemodificate orizonturile de calcul. Pentru fiecare penetrare dinamică au fost reținute perechile de valori ( $\tau$ )<sub>i</sub> și ( $N_{10-PDM}$ )<sub>i</sub>, care au fost raportate la sistemul de axe  $\tau$ - $N_{10-PDM}$ .

Punctele obținute prin raportare, sunt reprezentate în fig. 4.16, în care a fost trasată și curba de variație a domeniului limită corespunzător, care separă zona lichifiabilă de cea nelichifiabilă.

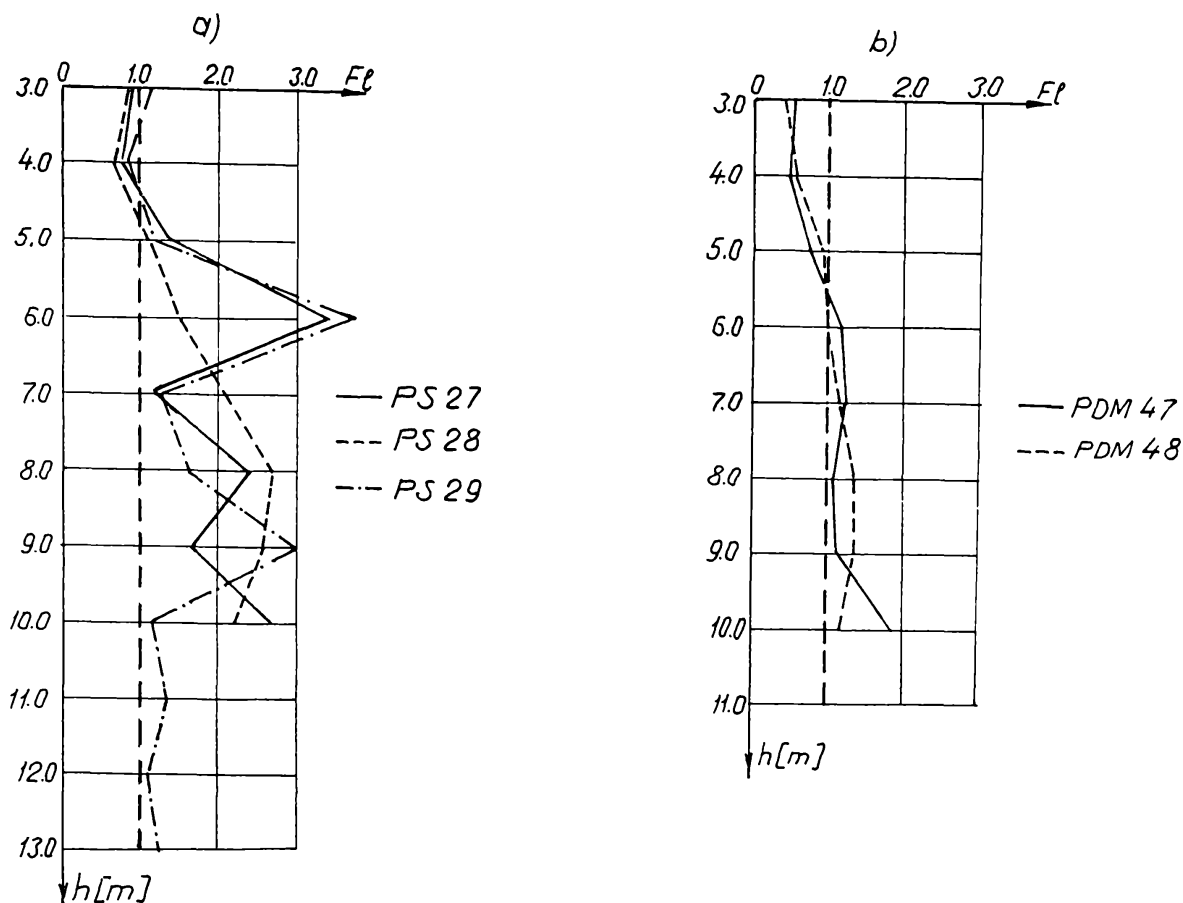


Fig. 4.17. Variația coeficientului de siguranță ( $F_s$ ) în adâncime: a) penetrări statice; b) penetrări dinamice PDM.

Coeficientul de siguranță la lichiefiere ( $F_s$ ) s-a determinat cu ajutorul perechilor de valori ( $\tau$ )<sub>i</sub> și ( $R_{p1}$ )<sub>i</sub>, pentru penetrările statice utilizându-se relația (4.1). Pentru penetrările dinamice acesta a fost calculat cu ajutorul relației (4.2), utilizându-se perechile de valori raportate în fig. 4.16.

Variația coeficientului de siguranță ( $F_s$ ) cu adâncimea este prezentată în fig. 4.17 a, pentru penetrările statice, respectiv 4.17. b, pentru penetrările dinamice PDM.

Din analiza graficelor de variație a coeficientului de siguranță ( $F_s$ ) (fig. 4.17), pe amplasamentul acestui obiect se desprind următoarele:

- stratul de nisip fin și mijlociu, situat între cotele 2,50 m (cota apei subterane) și 4,0 (4,50) m, este lichifiabil pe toată grosimea sa, coeficientul de siguranță fiind subunitar pentru 4 din cele 5 penetrări prelucrate; excepție fac datele furnizate de penetrarea PS<sub>29</sub>, conform cărora stratul apare ca nelichifiabil între 3,0 și 3,50 m;

- pe baza valorilor coeficientului de siguranță, obținute prin prelucrarea penetrărilor statice, rezultă că stratul de nisip mare (D) este nelichifiabil între 4,50 m și adâncimea cercetată (10 respectiv 13 m);

- din datele furnizate de penetrările dinamice PDM rezultă că stratul de nisip mare D este lichefiabil între 4,0 m și 5,50 (6,0) m, respectiv nelichefiabil pe restul adâncimii cercetate (10m);

- împrăștierea valorilor coeficientului de siguranță ( $F_1$ ) într-un domeniu relativ larg (1,20 ... 3,75 pentru zona nelichefiabilă) și neconcordanța dintre valorile acestuia obținute din prelucrarea penetrărilor statice față de cele obținute din penetrări dinamice (PDM), poate fi justificată de neuniformitatea stratigrafică atât pe orizontală, cât și pe verticală, fapt subliniat în studiile geotehnice [91, 92]. Această neuniformitate a influențat probabil și legea corelativă  $R_p-N_{10-PDM}$ , utilizată în prelucrarea datelor.

#### 4.2.3. Studii experimentale pe amplasamentul obiectului “STAȚIE DE EPURARE CHIMICĂ” aparținând CET Timișoara

Pentru analiza condițiilor de fundare pe amplasamentul obiectului “Stație de epurare chimică”, aparținând CET Timișoara, au fost prelucrate datele obținute în urma lucrărilor de teren prezentate în tabelul 4.6.

Tabelul 4.6.

Lucrări de teren pe amplasamentul “Stație de epurare chimică”.

Obiect \ Lucrări teren	Foraje	Penetrări statice	Penetrări dinamice PDM	Penetrări dinamice PDU
Stație epurare chimică	$F_9 - h = 10m$	$PS_2 - h = 15m$	$PDM_2 - h = 15m$	$PDU_{15} - h = 6m$
Grad de protecție antiseismică: 7,5 MSK	$F_{14} - h = 20m$	$PS_9 - h = 12m$	$PDM_{23} - h = 10m$	$PDU_{10} - h = 5m$ $PDU_{12} - h = 6m$
	$F_{20} - h = 10m$	—	$PDM_9 - h = 13m$	—

Conform fișei forajelor, prezentate în fig. 4.18 ... 4.20, rezultă că stratificația terenului este alcătuită dintr-o copertă de suprafață, formată din sol vegetal și argilă prăfos-nisipoasă, cu o grosime cuprinsă între 1,0 și 1,90 m. Sub această copertă a fost interceptat un pachet gros de nisipuri, care se dezvoltă până la adâncimea de 20 m și este alcătuit din nisipuri mijlocii (stratul B) între cotele 1,0-(1,90) m ... 3,10 m și nisipuri mari (stratul D) de la aceste cote în jos. Acest pachet este întrerupt pe alocuri de intercalații argilos-prăfoase, între cotele 3,10 și 4,20 m, respectiv între 11,60 m și 13,40 m.

La data executării forajelor, apa subterană a fost interceptată la adâncimea de 1,10 m în forajul F14, respectiv 2,10 m, în forajul F9. Adâncimea variabilă a nivelului apei subterane este datorată configurației suprafeței terenului în zonele unde au fost executate forajele.

În fig. 4.18 ... 4.20 sunt prezentate diagramele de penetrare statică, dinamice mijlocii



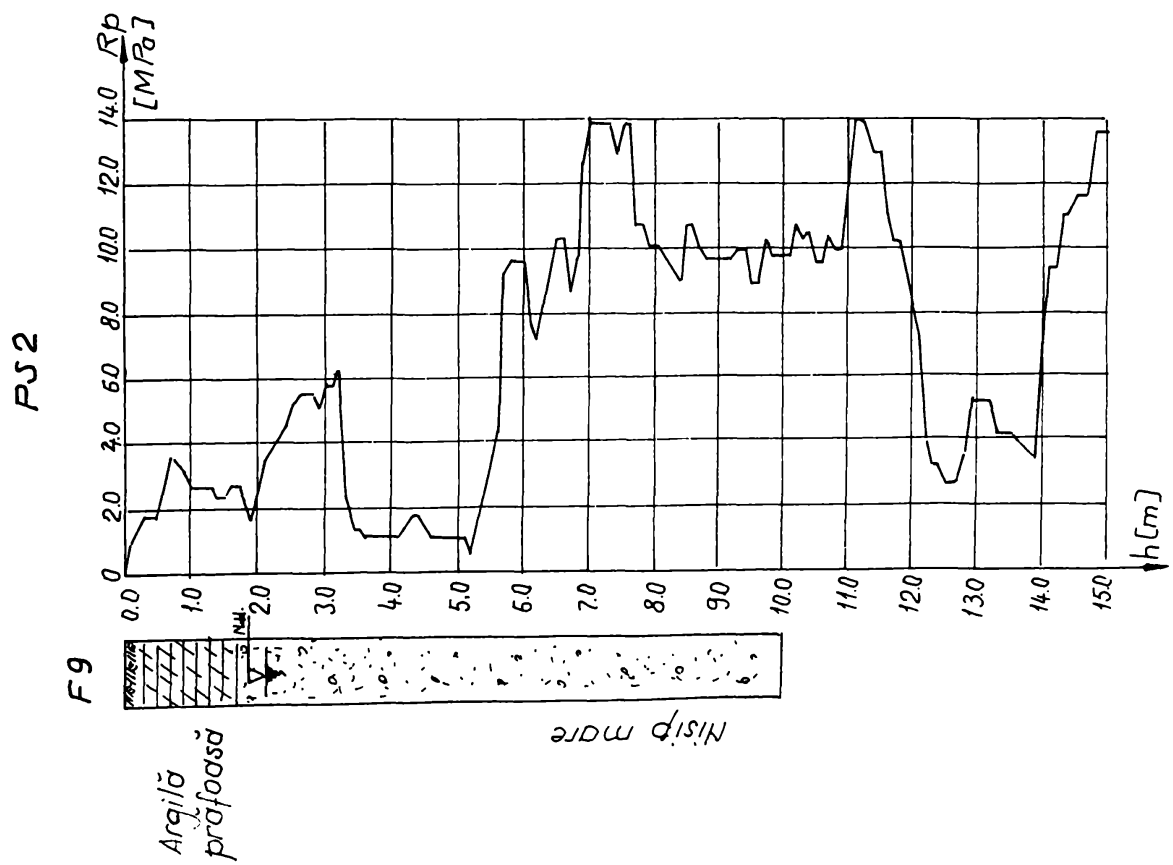
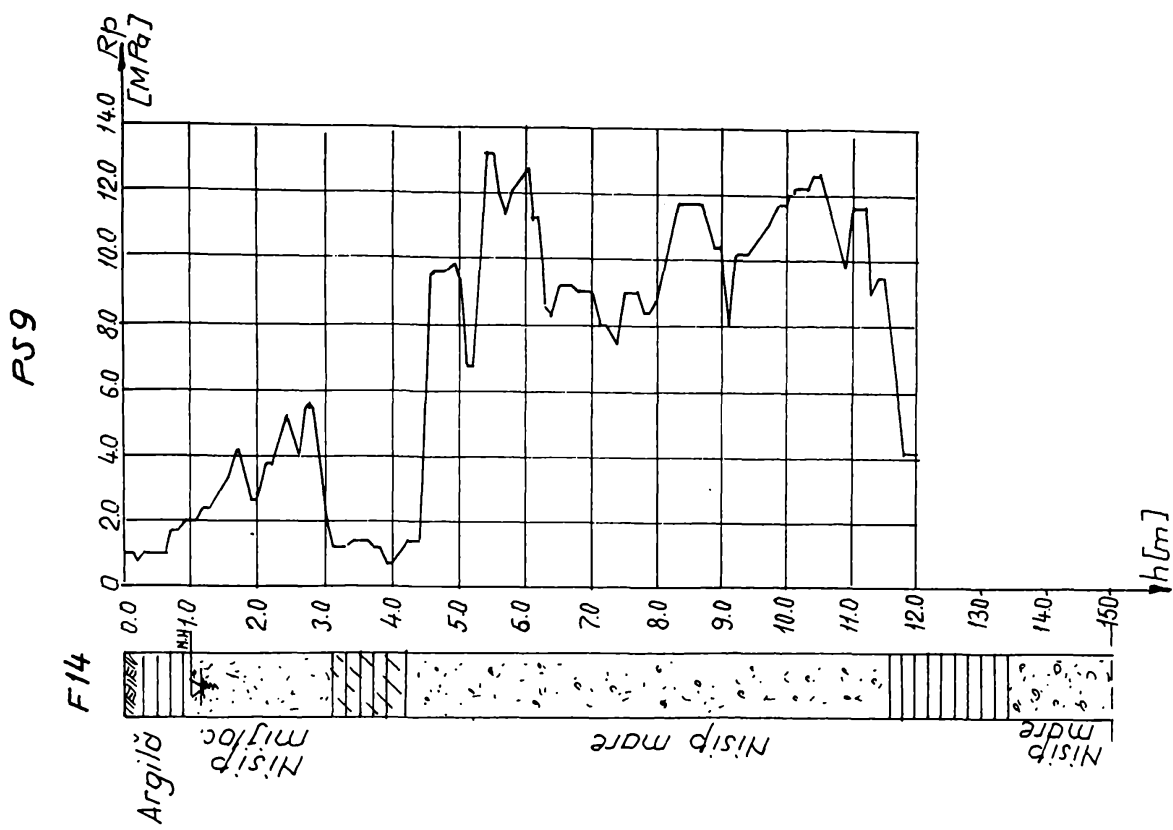


Fig. 4.18. Diagrame de penetrare statică pe amplasamentul "Stație de epurare chimică"

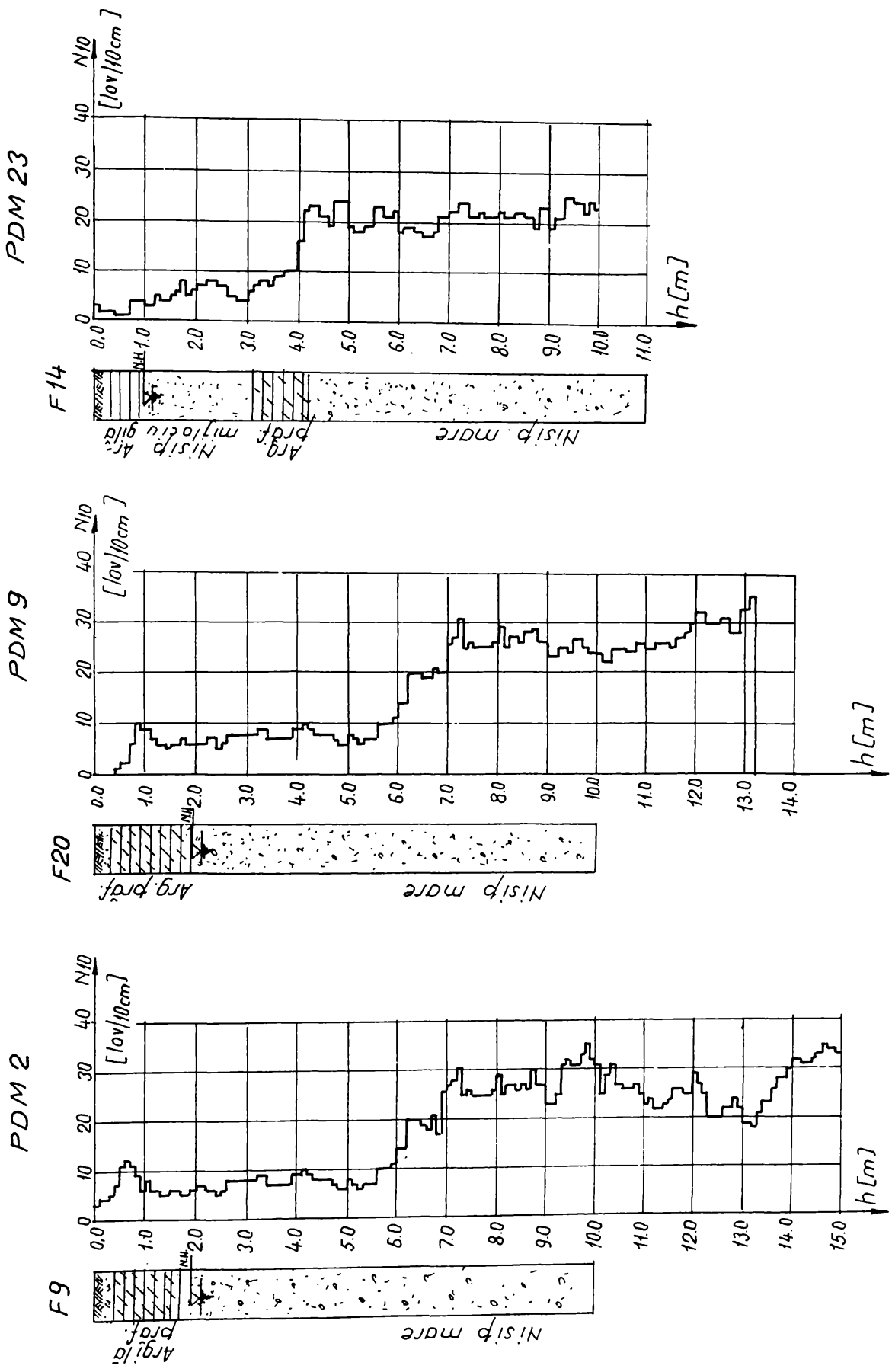


Fig. 4.19. Diagrame de penetrare dinamică (PDM) pe amplasamentul "Stație de epurare chimică"

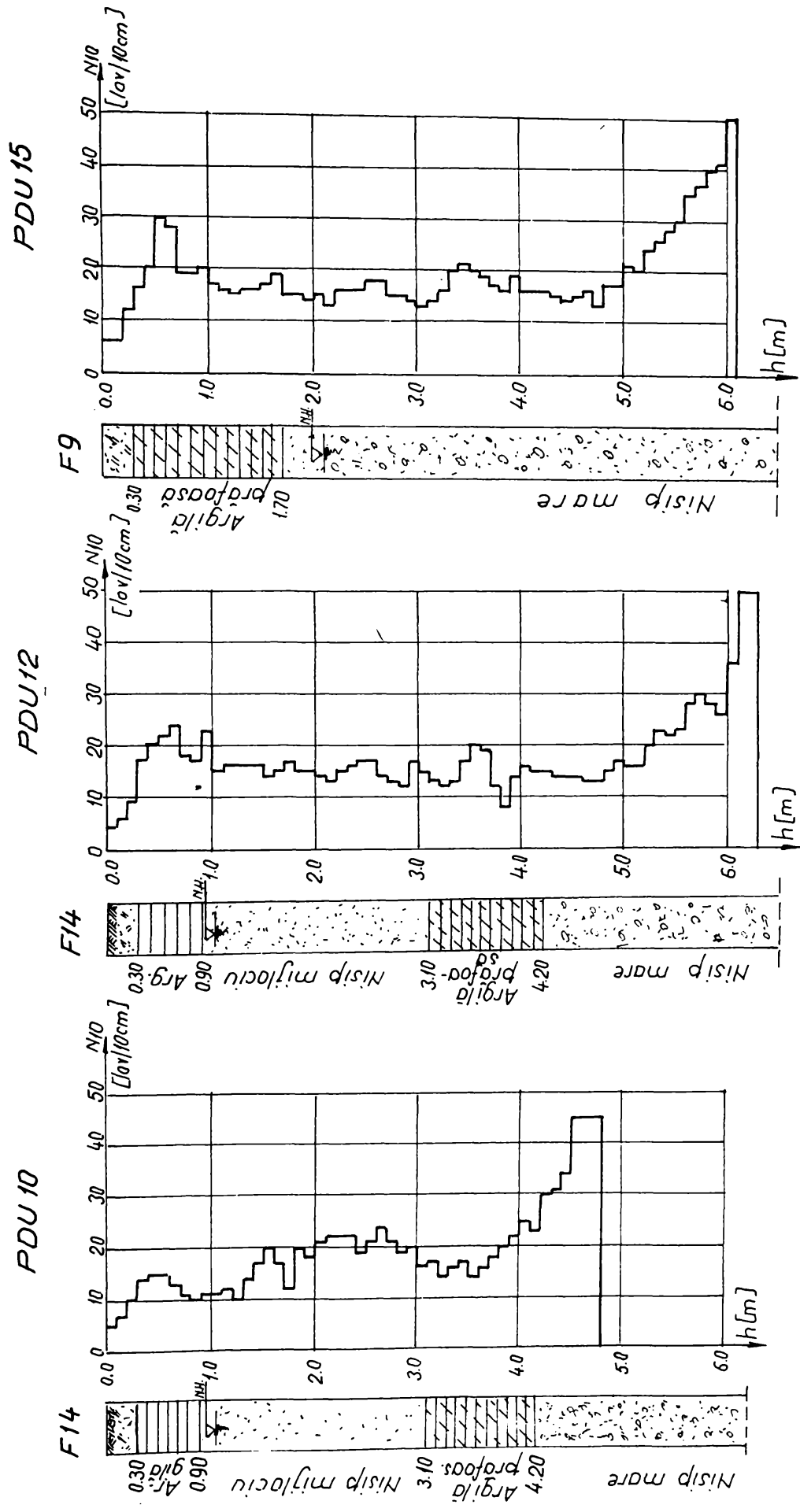


Fig. 4.20. Diagrame de penetrare dinamică (PDU) pe amplasamentul "Stație de epurare chimică"

(PDM) și dinamice ușoare (PDU), obținute prin prelucrarea datelor conform instrucțiunilor tehnice C159-89 [90].

Încadrarea din punct de vedere al granulozității, a nisipurilor B și D, interceptate până la adâncimea de 10,0 m, este prezentată în fig. 4.21.

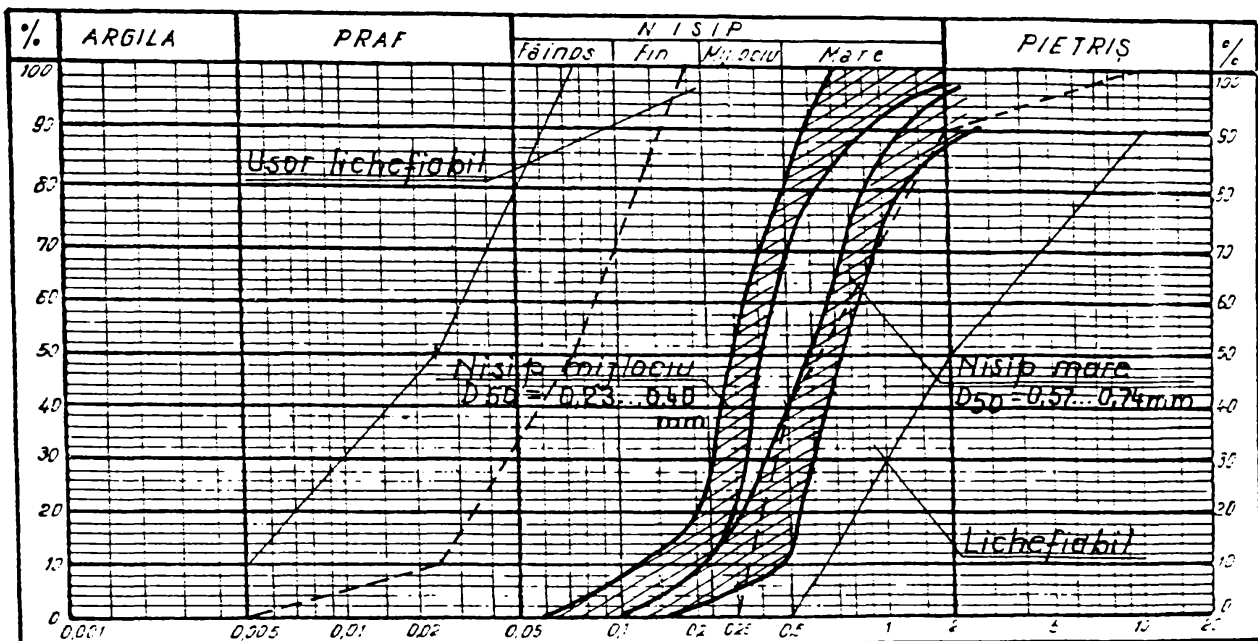


Fig. 4.21. Încadrarea din punct de vedere al granulozității a nisipurilor de pe amplasamentul "Stație de epurare chimică"

În conformitate cu criteriul granulozității, recomandat de îndrumătorul tehnic P125-84 [88], rezultă că nisipul mijlociu (stratul B) poate fi încadrat în categoria celor "ușor lichefiabile", în proporție de 100%, iar nisipul mare (stratul D) în proporție de 50%.

Rezultatele obținute prin prelucrarea datelor din forajele F9 și F14, respectiv din penetrările  $PS_2$  și  $PS_9$ , conform relațiilor (3.25) ... (3.28) au fost centralizate în tabelul 4.7.

Prelucrarea datelor s-a făcut după procedeul de lucru prezentat, pe orizonturi din metru în metru, începând de la nivelul apei subterane până la adâncimea de 9,50 m. Perechile de valori  $(\tau)_i$  și  $(R_{p1})_i$ , obținute în dreptul fiecărui nivel de calcul, au fost raportate la sistemul de axe  $\tau-R_{p1}$ , iar punctele obținute și curba de variație a domeniului limită care separă zona lichefiabilă de cea nelichefiabilă, corespunzător tipului de nisip analizat ( $0,28 \text{ mm} < D_{50} < 0,74 \text{ mm}$ ) sunt prezentate în figura 4.22.

Diagramele de penetrare dinamică (PDM), prezentate în fig. 4.19, au fost prelucrate în mod similar, prin utilizarea valorilor efortului unitar de forfecare normalizat  $(\tau)$ , calculate în tabelul 4.7, păstrându-se aceleași orizonturi de calcul. Pentru fiecare penetrare dinamică au fost reținute, în dreptul fiecărui nivel de calcul, perechile de valori  $(\tau)_i$  și  $(N_{10-PDM})_i$ , care au fost raportate la sistemul de axe  $\tau-N_{10-PDM}$ .

Tabelul 4.7.

Rezultatele prelucrării datelor experimentale pentru penetrările PS<sub>2</sub> și PS<sub>3</sub> pe amplasamentul "Stație de epurare chimică"

Nr. crt.	Foraj P.S.	Cota apei subterane [m]	Cota de calcul [m]	Efort unitar vertical total [kPa]	Efort unitar vertical efectiv [kPa]	R <sub>p</sub> [MPa]	C <sub>q</sub>	R <sub>p1</sub> [MPa]	$\frac{a_{max}}{g}$	r <sub>d</sub>	Efort unitar de forfecare normalizat
0	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11	12
1	F9 PS <sub>2</sub>	-2,10	2,50	46,25	42,2	4,5	1,47	6,61	0,16	0,97	0,110
2			3,50	64,5	51,0	2,1	1,37	2,87		0,96	0,126
3			4,50	83,0	59,8	1,2	1,29	1,55		0,95	0,137
4			5,50	101,5	68,6	5,5	1,21	6,65		0,93	0,143
5			6,50	120,0	77,4	9,0	1,14	10,26		0,92	0,148
6			7,50	138,5	86,2	13,0	1,08	14,04		0,91	0,152
7			8,50	157,0	95,0	10,0	1,03	10,03		0,90	0,155
8			9,50	175,5	103,8	9,8	0,98	9,6		0,89	0,156
1	F14 PS <sub>9</sub>	-1,10	1,50	27,20	21,2	3,0	1,78	5,34	0,16	0,98	0,130
2			2,50	45,8	29,8	4,5	1,64	7,38		0,97	0,155
3			4,50	83,0	57,2	6,0	1,41	8,46		0,95	0,143
4			5,50	101,6	65,8	12,0	1,33	15,96		0,93	0,149
5			6,50	120,2	74,4	9,0	1,25	11,25		0,92	0,154
6			7,50	138,8	83,0	8,0	1,17	9,36		0,91	0,158
7			8,50	157,4	91,6	11,0	1,11	12,2		0,90	0,160
8			9,50	176,0	100,2	10,6	0,99	10,5		0,89	0,162

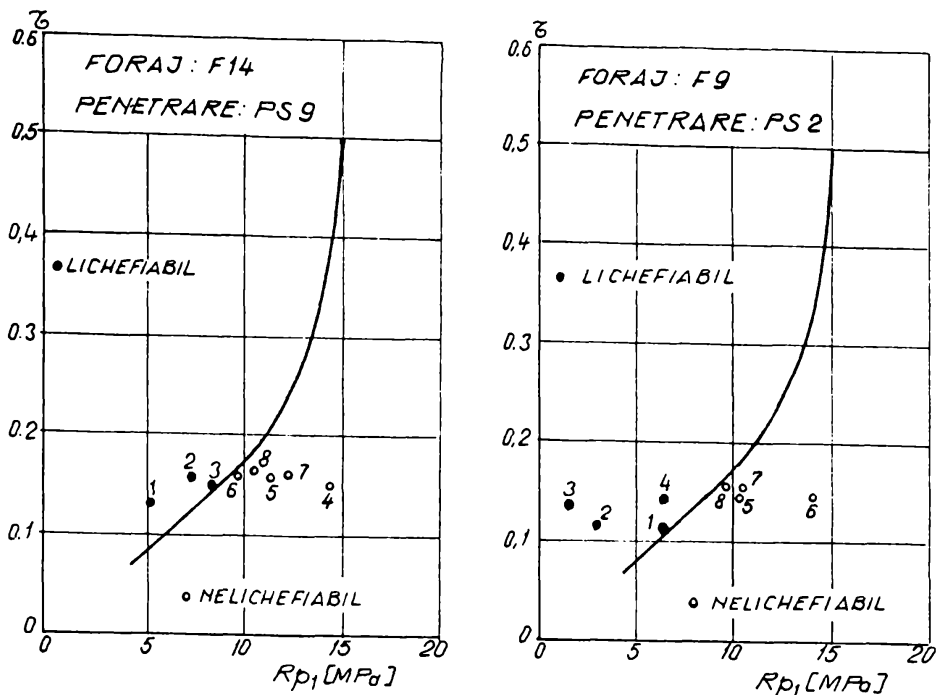


Fig. 4.22. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare statică pe amplasamentul "Stație de epurare chimică"

Punctele obținute prin raportare sunt prezentate în fig. 4.23, în care a fost trasată și curba de variație a domeniului limită corespunzător (fig. 3.19 b), care definește limita dintre zona lichefiabilă și cea nelichefiabilă.

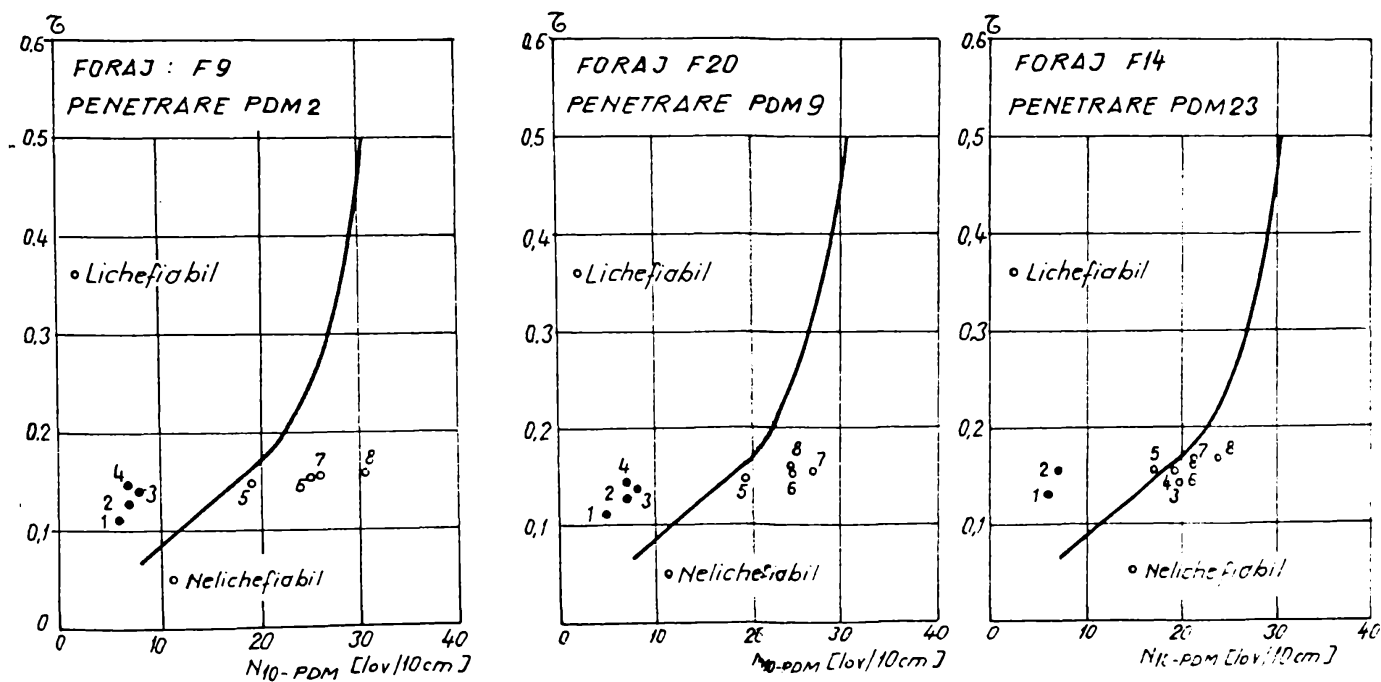


Fig. 4.23. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare dinamică (PDM) pe amplasamentul "Stație de epurare chimică"

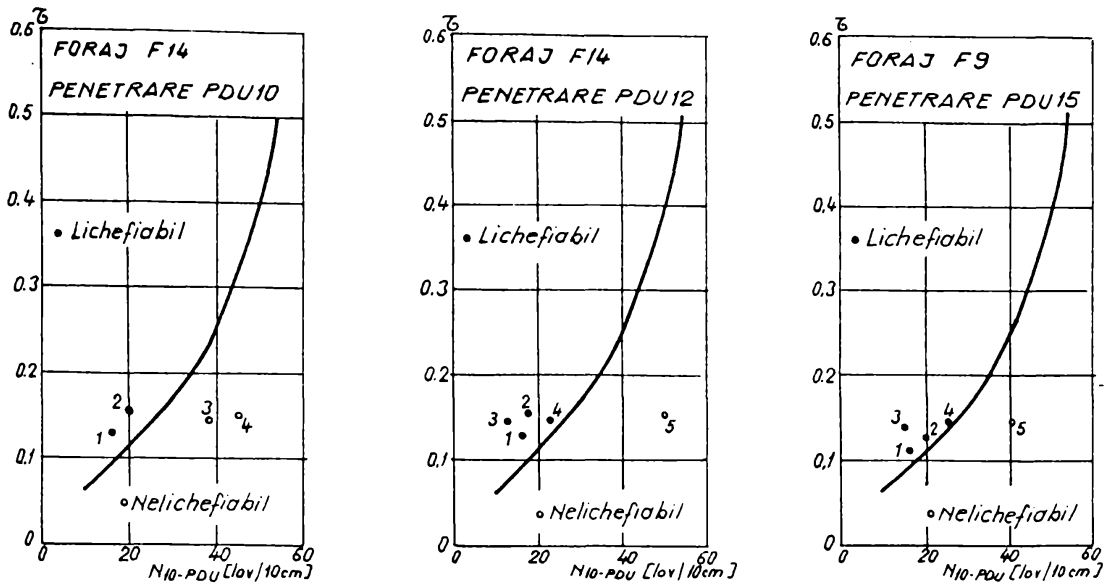


Fig. 4.24. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare dinamică (PDU) pe amplasamentul "Stație de epurare chimică"

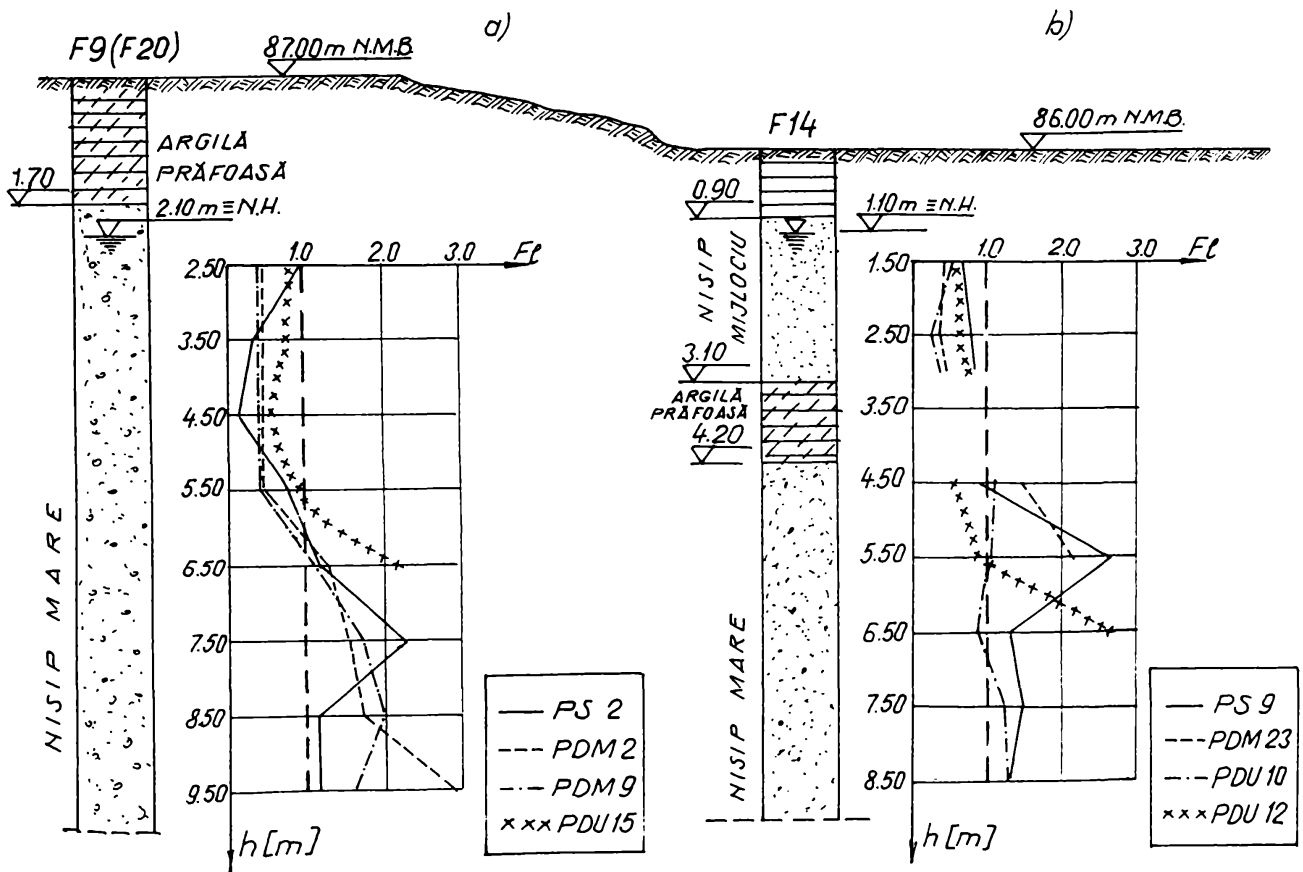


Fig. 4.25. Variația coeficientului de siguranță la lichefiere ( $F_1$ ) cu adâncimea:  
a) forajul F9 (F20), b) forajul F14.



Pentru evaluarea potențialului de lichefiere a terenului de pe amplasamentul "Stație de epurare chimică", au fost prelucrate și diagramele de penetrare (PDU) prezentate în fig. 4.20. Prelucrarea acestora s-a făcut în mod similar cu cea a diagramelor (PDM), prin reținerea valorilor  $(\tau)_i$  (din tabelul 4.7) și a valorilor  $(N_{10-PDU})_i$  din dreptul nivelului de calcul corespunzător pentru fiecare penetrare. Raportarea valorilor s-a făcut în sistemul de axe  $\tau-N_{10-PDU}$ , iar punctele obținute sunt prezentate în fig. 4.24. În figura 4.24 este prezentată și curba de variație a domeniului limită, care separă zona lichefiabilă de cea nelichefiabilă, valabil pentru tipul de nisip analizat și tipul de penetrare utilizată (fig. 3.19 a).

Coeficientul de siguranță la lichefiere ( $F_l$ ) a fost determinat cu ajutorul relației (4.1) pe baza datelor obținute din penetrările statice și respectiv, relația (4.2) pentru datele oferite de penetrările dinamice ușoare și mijlocii. Variația coeficientului de siguranță ( $F_l$ ) cu adâncimea, este prezentată în fig. 4.25. Reprezentarea s-a făcut separat, pe foraje, datorită configurației suprafeței terenului natural, care prezintă cote diferite în dreptul forajelor analizate.

Analiza forajelor prezentate în fig. 4.25 a permis obținerea următoarelor concluzii cu privire la sensibilitatea la lichefiere a nisipurilor de pe amplasamentul "Stație de epurare chimică":

- stratul de nisip mijlociu (stratul B), interceptat în forajul F14, este lichefiabil, începând de la nivelul apei subterane (1,10 m) și până la limita sa inferioară, aflată la 3,10 m;
- conform datelor furnizate de penetrările efectuate în vecinătatea forajelor F9 și F20, rezultă că stratul de nisip mare este lichefiabil începând de la nivelul apei subterane (2,10 m) până la adâncimea de 6,0 m ( $5,70 - PDU_{15}$ ) și nelichefiabil pe restul grosimii analizate;
- pe baza datelor obținute prin prelucrarea penetrărilor, efectuate în jurul forajului F14, rezultă că stratul de nisip mare (D) este nelichefiabil începând de la 4,50 m ( $5,50 - PDU_{12}$ ) în jos. Contradictorii apar datele furnizate de penetrarea PDM<sub>23</sub>, care încadrează nisipul mare drept lichefiabil, între cotele 5,50 și 7,0 m, respectiv nelichefiabil în rest. Acest fapt poate fi justificat prin prezența unor incluziuni argilos-prăfoase, în zona în care penetrarea a fost efectuată, care a condus la înregistrarea unui număr de lovituri,  $N_{10-PDM}$ , mai mic.

#### **4.2.4. Studii experimentale pe amplasamentul obiectelor "CAZANE ABUR ȘI CORP BUNCĂRI" (CET Timișoara)**

Pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări" au fost prelucrate datele experimentale obținute în urma lucrărilor de teren prezentate în tabelul 4.8.

Fișele forajelor, până la adâncimea la care au fost executate penetrările și diagramele de penetrare obținute sunt prezentate în fig. 4.26 ... 4.28. Diagramele de penetrare au fost obținute prin prelucrarea datelor conform instrucțiunilor tehnice C159-89.

Conform fișei forajelor rezultă că stratificația de pe amplasament este neomogenă și se prezintă sub forma unui complex nisipos, situat sub o crustă de 1,50-1,80 m grosime, formată din sol vegetal și argilă nisipoasă sau prăfoasă, întrerupt de intercalatii argiloase cu consistență relativ redusă. Între 1,50 (1,80) m și 10 (12) m a fost interceptat un pachet gros

# CAZANE ABUR ȘI CORP BUNCĂRI

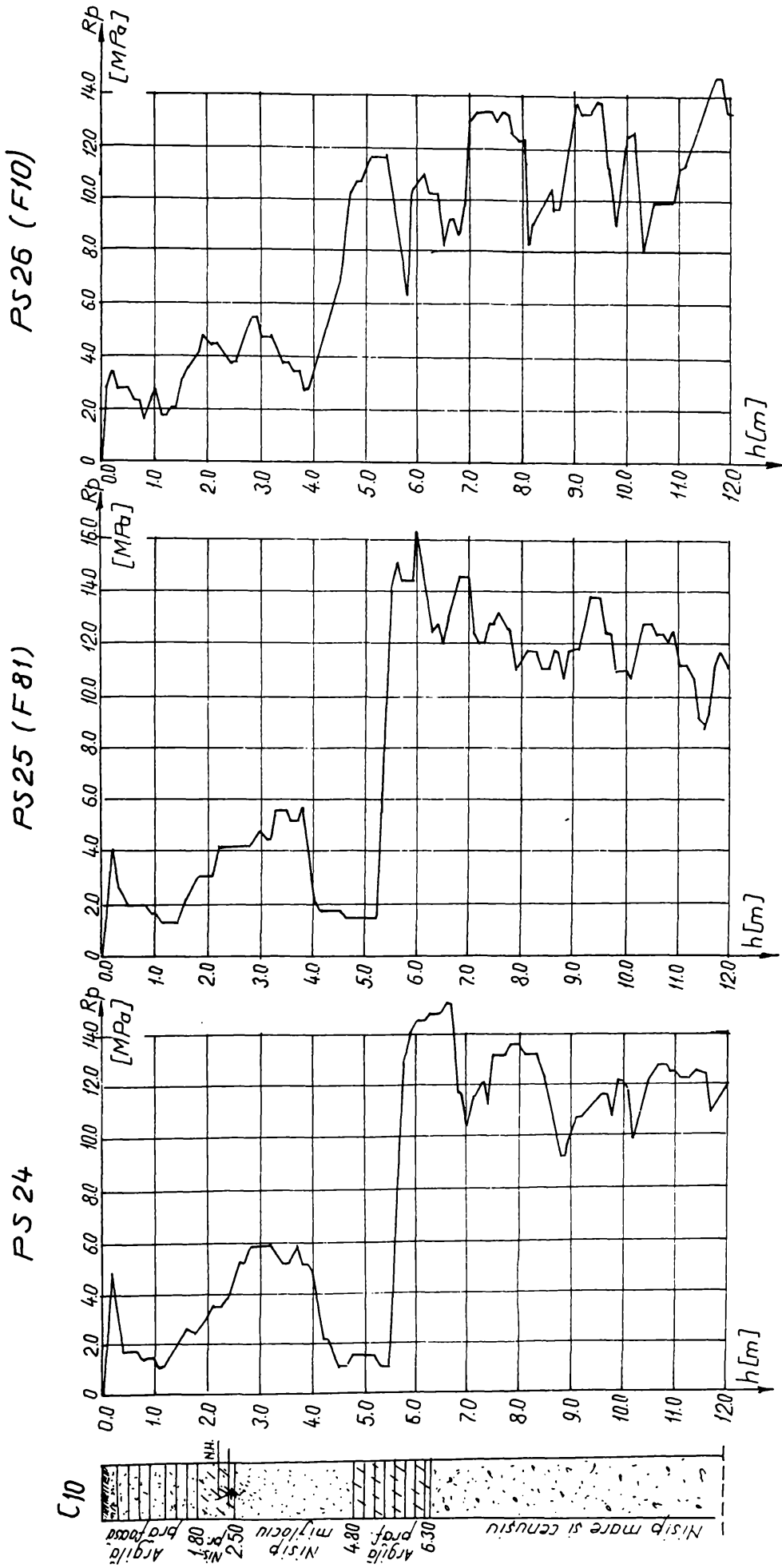


Fig. 4.26. Diagrama de penetrare statică pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări"

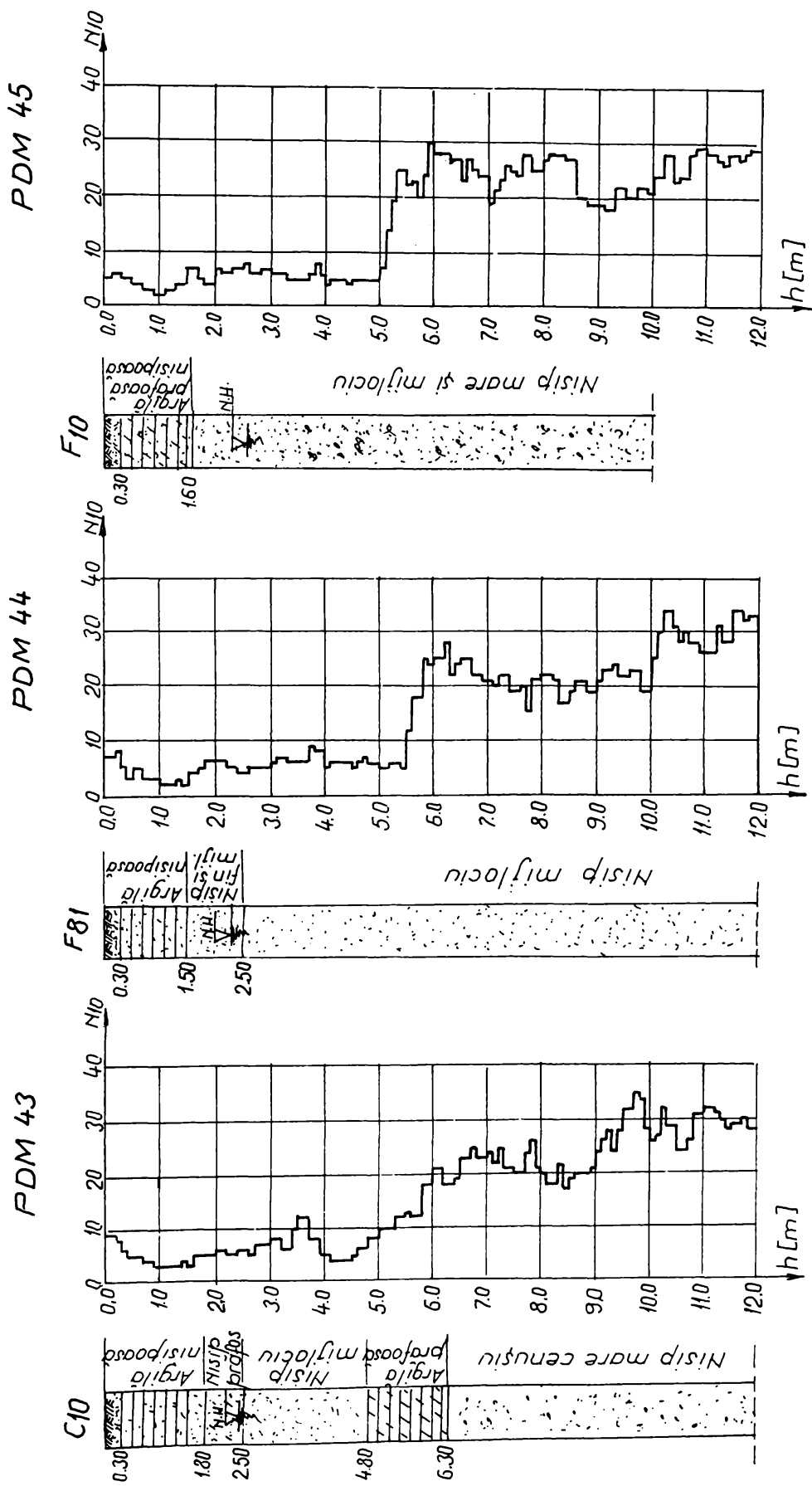


Fig. 4.27. Diagrama de penetrare dinamică (PDM) pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări"

# CAZANE ABUR SI CORP BUNCARI

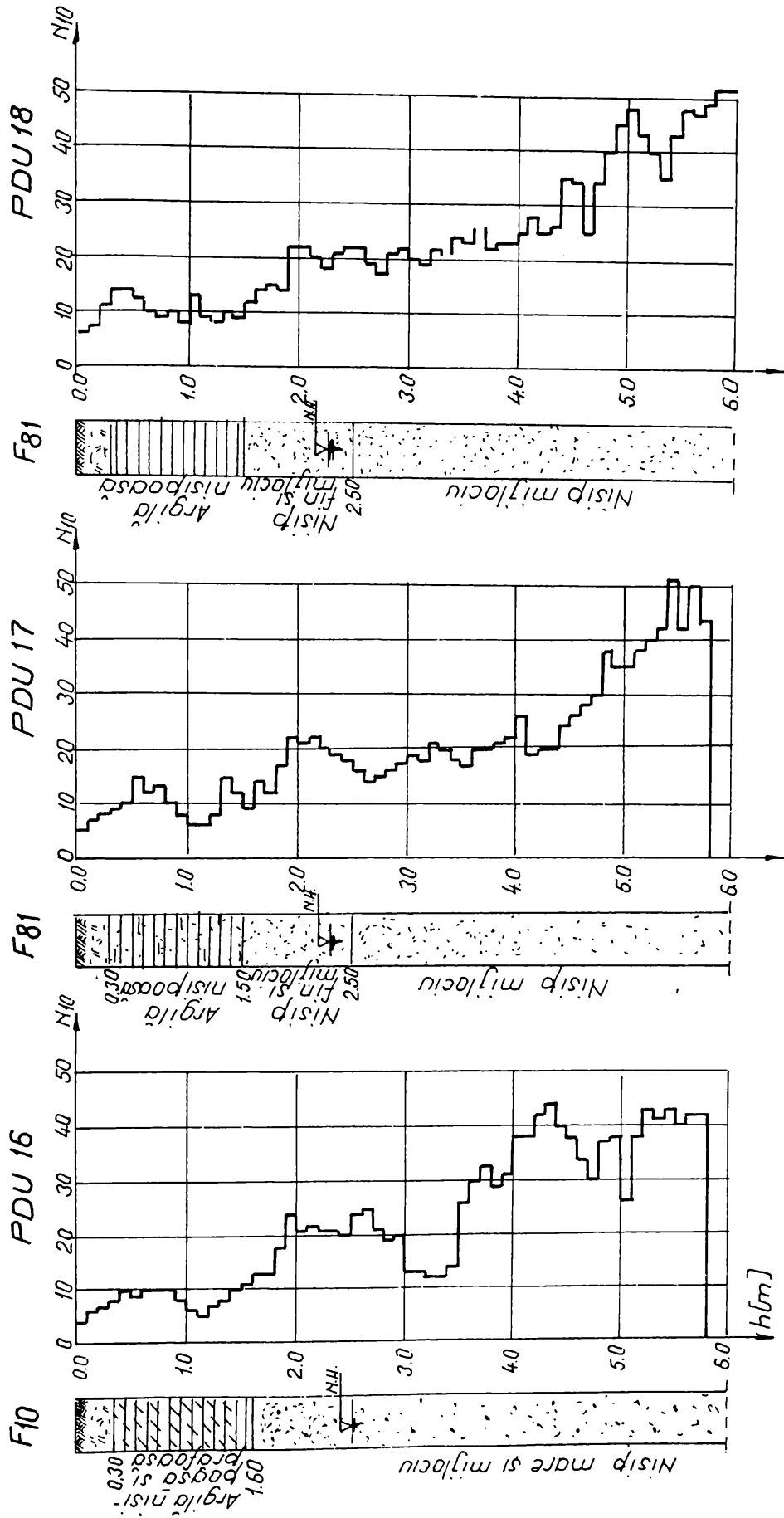


Fig. 4.28. Diagrama de penetrare dinamică (PDU) pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări"

## Lucrări de teren pe amplasamentul "Cazane abur și Corp buncări"

Obiect \ Lucrări teren	Foraje	Penetrări statice	Penetrări dinamice PDM	Penetrări dinamice PDU
Cazane abur și corp buncări Grad de protecție antiseismică: 7,5 MSK	$F_{10}$ - h = 12m	$PS_{26}$ - h = 12m	$PDM_{45}$ - h = 12m	$PDU_{16}$ - h = 6m
	$C_{10}$ - h = 30m	$PS_{24}$ - h = 12m	$PDM_{23}$ - h = 12m	—
	$F_{81}$ - h = 20m	$PS_{25}$ - h = 12m	$PDM_{44}$ - h = 12m	$PDU_{17}$ - h = 5,8 m $PDU_{15}$ - h = 6,2 m

alcătuit din nisip mijlociu și mare ( $F_{10}$ ), nisip fin-mijlociu și nisip mijlociu ( $F_{81}$ ) și respectiv, nisip mijlociu și nisip mare ( $C_{10}$ ). În forajul  $C_{10}$ , între cotele 4,80 m și 6,30 m, s-a interceptat un strat de argilă prăfoasă care se interpune între stratul de nisip mijlociu și cel de nisip mare.

Apa subterană a fost interceptată la 2,30-2,60 m, față de nivelul terenului natural.

Încadrarea din punctul de vedere al granulozității nisipurilor interceptate până la adâncimea de 10 m, este prezentată în fig. 4.29.

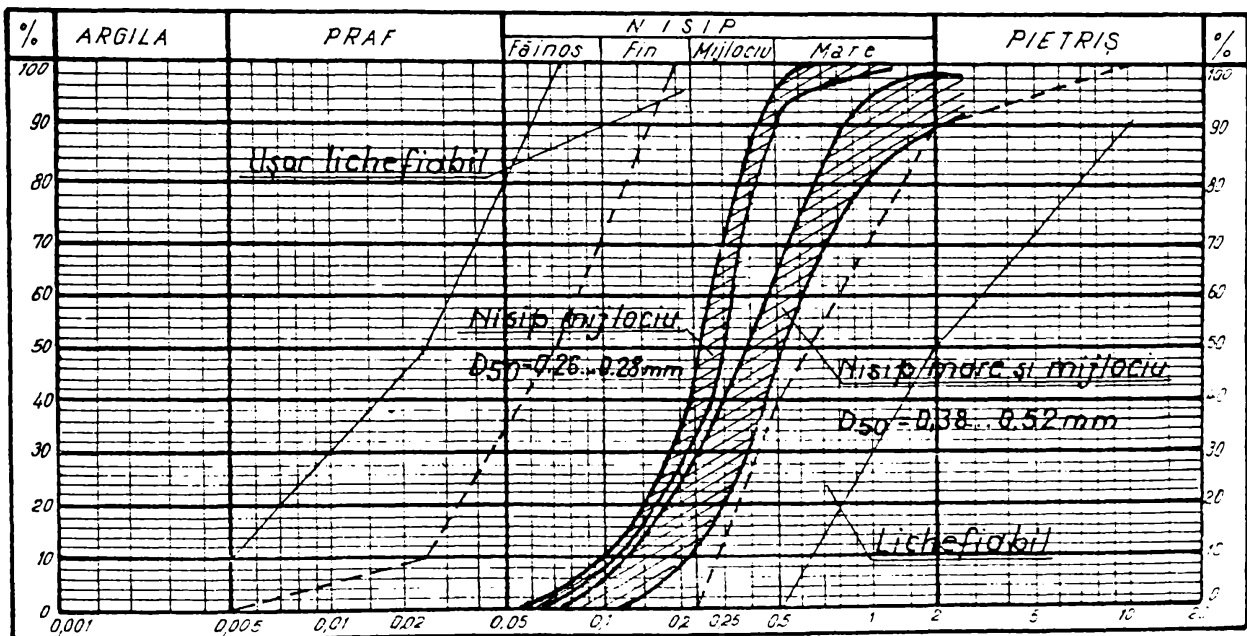


Fig. 4.29. Încadrarea din punctul de vedere al granulozității a nisipurilor de pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări"

În conformitate cu criteriul granulozității, recomandat de îndrumătorul tehnic P125-84 [88], rezultă că nisipul mijlociu și mare mijlociu poate fi încadrat în categoria celor "ușor lichefiabile" în proporție de 100%, iar nisipul mare, interceptat în forajul  $C_{10}$  (fig. 4.26), în proporție de cca. 80%.

Tabelul 4.9.

Rezultatele prelucrării datelor experimentale pentru penetrările PS<sub>24</sub> și PS<sub>26</sub> pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări"

Nr. crt.	Foraj P.S.	Cota apei subterane [m]	Cota de calcul [m]	Efort unitar vertical total [kPa]	Efort unitar vertical efectiv [kPa]	R <sub>p</sub> [MPa]	C <sub>q</sub>	R <sub>p1</sub> [MPa]	$\frac{a_{max}}{g}$	r <sub>d</sub>	Efort unitar de forfecare normalizat
0	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11	12
1	F10 PS <sub>26</sub>	2,60	3,00	56,8	52,9	4,8	1,35	6,48	0,16	0,96	0,107
2			4,00	75,9	62,1	3,6	1,27	4,87		0,95	0,120
3			5,00	95,0	71,35	11,3	1,19	13,45		0,94	0,130
4			6,00	114,1	80,6	10,7	1,125	12,04		0,93	0,137
5			7,00	133,2	89,85	13,0	1,06	13,78		0,92	0,142
6			8,00	152,3	99,1	11,0	1,005	11,05		0,90	0,144
7			9,00	171,4	108,35	13,8	0,96	13,23		0,89	0,146
8			10,00	190,5	117,6	12,6	0,91	11,46		0,88	0,148
1	C10 PS <sub>24</sub>	2,40	3,00	56,4	50,46	5,2	1,38	7,17	0,16	0,96	0,120
2			4,00	75,2	59,36	4,2	1,29	5,42		0,95	0,125
3			4,50	84,6	63,8	2,0	1,25	2,50		0,95	0,131
4			6,50	123,1	96,9	14,8	1,02	15,09		0,92	0,122
5			7,50	141,9	105,8	12,0	0,97	11,64		0,91	0,127
6			8,50	160,7	114,7	11,8	0,92	10,85		0,90	0,131
7			9,50	179,5	123,6	11,4	0,88	10,08		0,89	0,134

Tabelul 4.10.

Rezultatele prelucrării datelor experimentale pentru penetrarea PS<sub>25</sub> pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări"

Nr. crt.	Foraj P.S.	Cota apei subterane [m]	Cota de calcul [m]	Efort unitar vertical total [kPa]	Efort unitar vertical efectiv [kPa]	R <sub>p</sub> [MPa]	C <sub>q</sub>	R <sub>p1</sub> [MPa]	$\frac{a_{max}}{g}$	r <sub>d</sub>	Efort unitar de forfecare normalizat
0	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11	12
1	F81 PS <sub>25</sub>	2,30	2,50	47,1	45,4	3,1	1,43	4,43	0,16	0,97	0,104
2			3,50	65,7	54,0	5,0	1,34	6,70		0,96	0,121
3			4,50	84,4	62,6	1,8	1,26	2,27		0,95	0,133
4			5,50	103,1	71,3	8,5	1,19	10,11		0,93	0,139
5			6,50	121,8	80,1	12,4	1,12	13,88		0,92	0,145
6			7,50	140,5	88,9	12,2	1,06	12,93		0,91	0,149
7			8,50	159,2	97,7	11,3	1,01	11,41		0,90	0,152
8			9,50	177,9	106,4	13,8	0,97	13,38		0,89	0,155



Pentru analiza sensibilității la lichefiere a nisipurilor de pe amplasament, datele experimentale, obținute din foraje și penetrări, au fost prelucrate cu ajutorul relațiilor (3.25 ... 3.28), iar rezultatele obținute au fost centralizate în tabelele 4.9 și 4.10.

Perechile de valori  $(\tau)_i$  și  $(R_{p1})_i$ , obținute în tabelele 4.9 și 4.10, au fost raportate pe sistemul de axe  $\tau$ - $R_{p1}$ , iar punctele obținute și curba de variație a domeniului limită, care separă zona lichefiabilă de cea nelichefiabilă, corespunzător tipului de nisip analizat sunt prezentate în fig. 4.30.

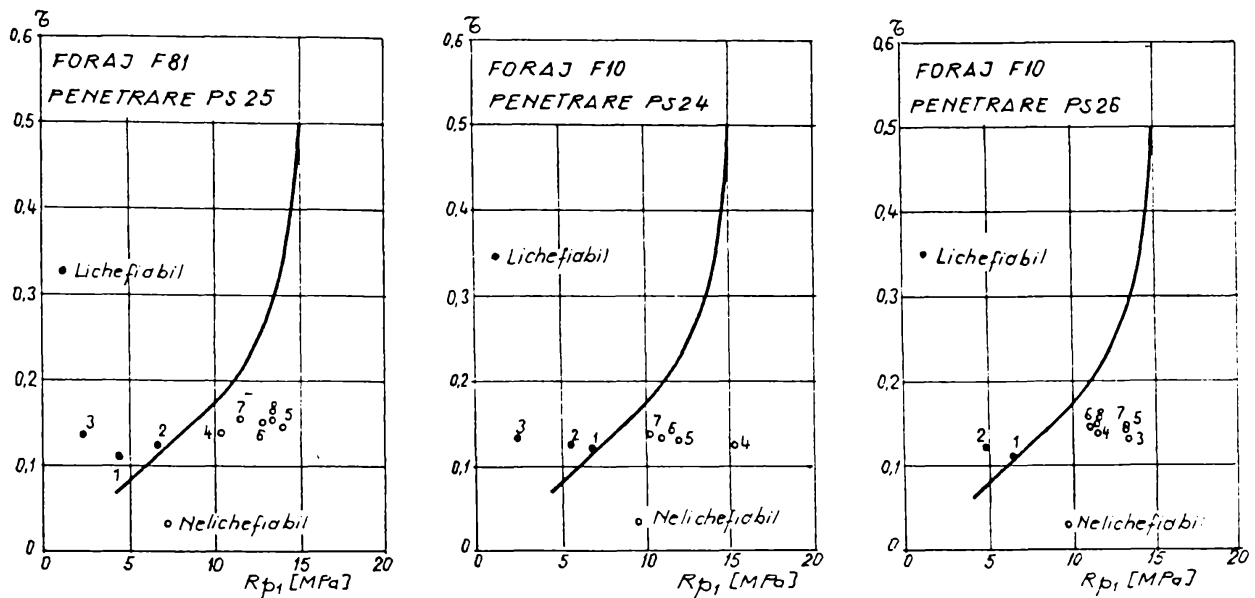


Fig. 4.30. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare statică pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări"

Prelucrarea diagramelor de penetrare dinamică PDM și PDU, prezentate în fig. 4.27 și 4.28, s-a făcut în mod similar, utilizând valorile efortului unitar de forfecare normalizat  $(\tau)_i$ , calculate în tabelele 4.9 și 4.10 și valorile  $(N_{10-PDM})_i$  respectiv  $(N_{10-PDU})_i$  corespunzătoare nivelului de calcul.

Punctele obținute prin raportarea la sistemele de axe  $\tau$ - $N_{10-PDM}$  și  $\tau$ - $N_{10-PDU}$  sunt prezentate în fig. 4.31, pentru penetrările dinamice (PDM) și fig. 4.32, pentru penetrările dinamice (PDU). În fig. 4.31 și 4.32 au fost reprezentate și domeniile limită corespunzătoare tipului de penetrare și a tipului de nisip analizat.

Coeficientul de siguranță la lichefiere  $(F_l)$  a fost calculat cu ajutorul relației (4.1), pe baza datelor din fig. 4.30 pentru penetrările statice și respectiv cu relația (4.2) pentru datele din fig. 4.31 și 4.32 pentru penetrările dinamice mijlocii, respectiv ușoare.

În figura 4.33 este prezentată variația coeficientului de siguranță la lichefiere  $(F_l)$  cu adâncimea și pe tipuri de penetrări.

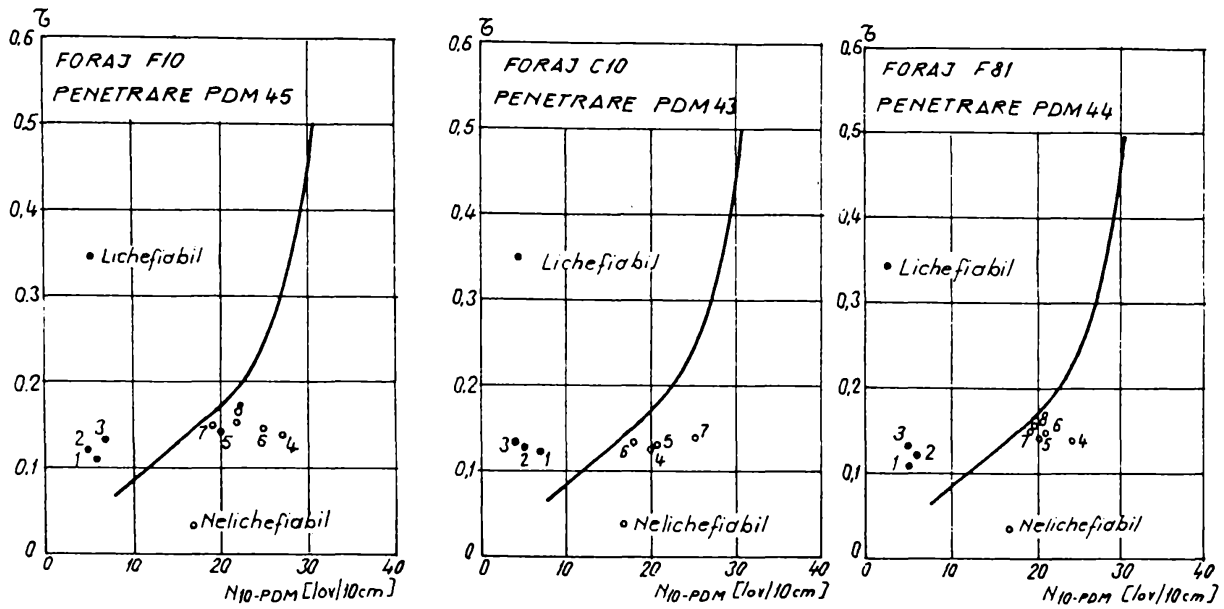


Fig. 4.31. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare dinamică (PDM) pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări"

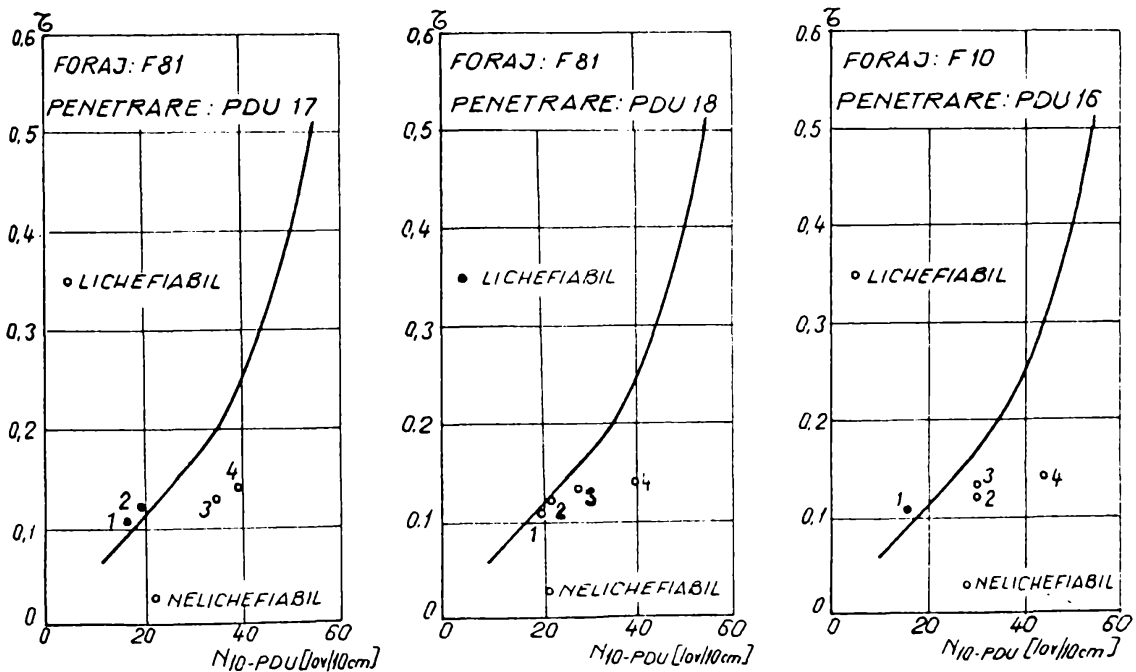


Fig. 4.32. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare dinamică (PDU) pe amplasamentul "Cazane abur și corp buncări"

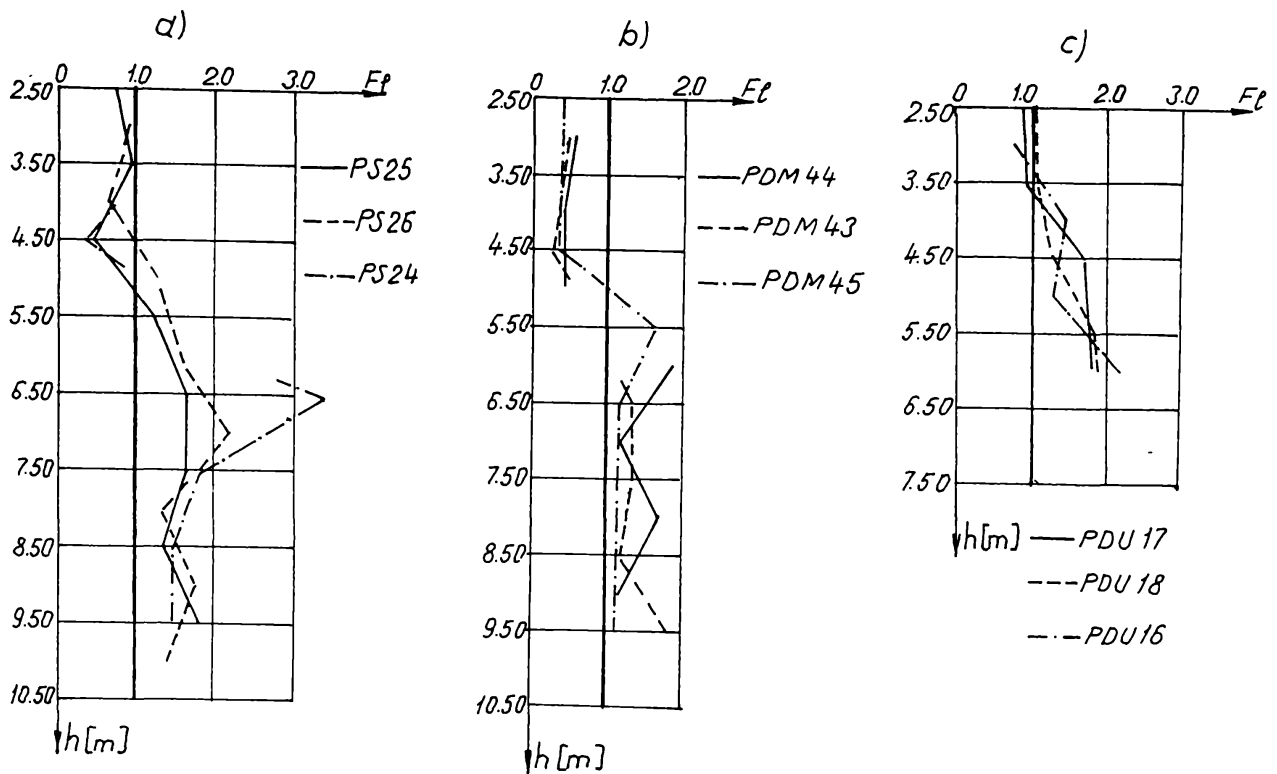


Fig. 4.33. Variația coeficientului de siguranță la lichiefiere ( $F_p$ ) cu adâncimea:  
 - a) penetrări statice; b) penetrări dinamice (PDM); c) penetrări dinamice (PDU)

Din analiza graficelor de variație prezentate în fig. 4.33 rezultă următoarele:

- stratul de nisip mijlociu, interceptat sub copertă, este lichefiabil începând de la 2,50 m (nivelul mediu al apei subterane) până la adâncimea de 5,0-5,50 m, cu valori  $F_p < 1,0$ ;
- începând de la 5,0-5,50 m stratul de nisip mijlociu și nisip mare și mijlociu nu este lichefiabil, pentru gradul de protecție antiseismică 7,5 MSK;
- conform datelor furnizate de penetrarea dinamică (PDU) rezultă că terenul de pe amplasament este lichefiabil până la adâncimea de cca. 4,0 m, iar sub această cotă devine nelichefiabil. Contradicția dintre rezultatele obținute prin penetrări statice și dinamice mijlocii (PDM), respectiv cele dinamice ușoare (PDU), poate fi datorată neuniformității stratigrafice, care a influențat legătura corelativă  $R_p-N_{10-PDU}$  folosită.

#### 4.2.5. Studii experimentale pe amplasamentul obiectelor “CAZAN APĂ FIERBINTE (CAF) ȘI CORP BUNCĂRI” aferente CET Timișoara

Pentru studiul condițiilor de fundare de pe amplasamentul obiectelor “Cazan apă fierbinte (CAF) și Corp buncări” aferente CET Timișoara au fost prelucrate datele obținute în urma forajului  $C_4$  și a penetrării statice  $PS_{11}$ .

Stratificația terenului de pe amplasamentul acestor obiecte și diagrama de penetrare statică analizate sunt prezentate în fig. 4.34. Nivelul apei subterane a fost interceptat la adâncimea de 2,20 m față de nivelul terenului natural.

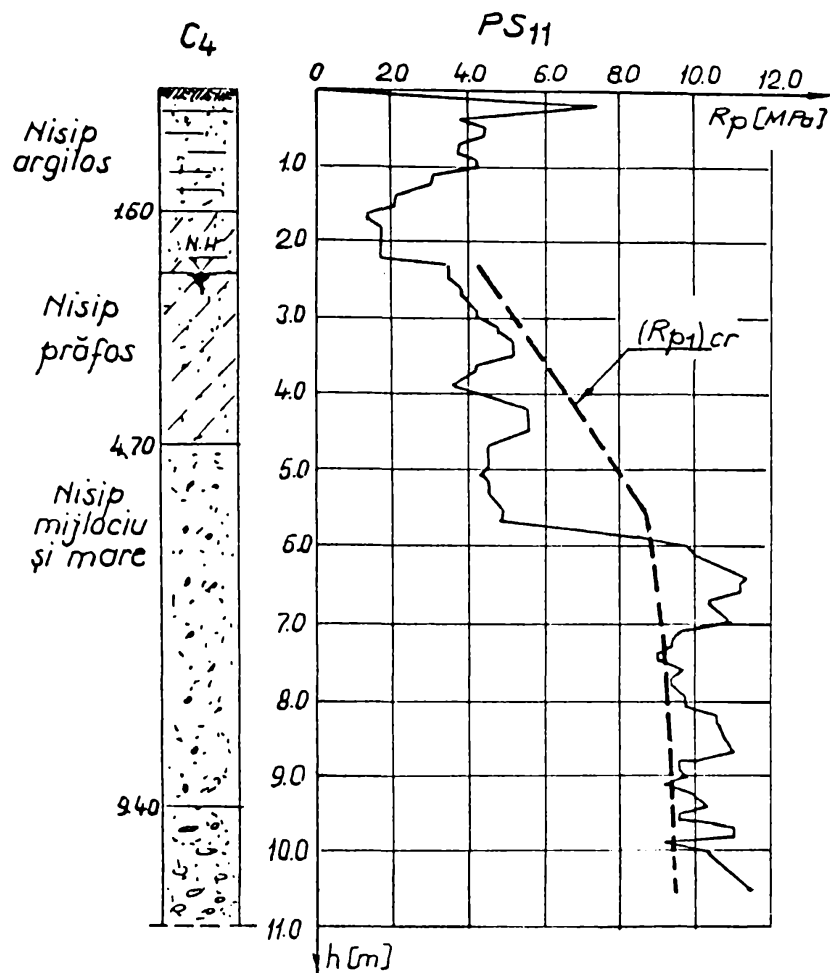


Fig. 4.34. Fișa forajului și diagrama de penetrare statică pe amplasamentul "CAF și Corp buncări"

În forajul  $C_4$ , executat pe amplasamentul analizat, au fost interceptate trei tipuri de pământuri nisipoase și anume: nisip prăfos, între cotele 1,60 ... 4,70 m, nisip mijlociu și mare, între cotele 4,70 ... 9,40 m și respectiv nisip mare cu pietriș, începând de la cota 9,40 m în jos (fig. 4.34). Urmare acestui fapt, analiza condițiilor de lichefiere, a nisipurilor de pe acest amplasament, s-a făcut prin aplicarea criteriului grafic unic, bazat pe prelucrările experimentale efectuate de Shibata și Teparaksa (1988) [72], criteriu prezentat detaliat în paragraful 3.2.3 din cadrul capitolului 3. Așa cum s-a prezentat, acest criteriu permite efectuarea unei analize de lichefiere, pe baza diagramei de penetrare statică, indiferent de valoarea diametrului mijlociu,  $D_{50}$ , a nisipurilor interceptate în foraj.

Calcululele pentru stabilirea criteriului grafic au fost conduse pe orizonturi din metru în metru, începând de la nivelul apei subterane în jos. Parametrii mișcării seismice luati în considerare au fost următorii: magnitudinea,  $M = 7,0$  și accelerația maximă indusă la suprafața terenului,  $a_{max} = 0,16g$ . Deși în zona Banat, unde este situat amplasamentul analizat, magnitudinea maximă a cutremurelor cunoscute se consideră că a avut valoarea  $M = 5,0$  [5], autorul a luat în considerare valoarea  $M = 7,0$ , din motive de siguranță.

Datele experimentale, prelucrate prin utilizarea rel. (3.29) ... (3.34), sunt centralizate în tabelul 4.11.

Tabelul 4.11

Rezultatele prelucrării datelor experimentale pe amplasamentul obiectelor "(CAF) și Corp buncări" aferente CET Timișoara

Nr. ctr.	Cota de calcul [m]	$\tau$	$R_p$ [MPa]	$C_1$	$R_{p1}$ [MPa]	$D_{50}$ [mm]	$C_2$	$(R_{p1})_{cr}$ [MPa]
1	2,50	0,115	3,50	1,55	5,42	0,18	0,72	4,6
2	3,50	0,13	4,2	1,44	6,04	0,19	0,76	5,78
3	4,50	0,14	5,4	1,34	7,23	0,21	0,84	7,0
4	5,50	0,147	4,9	1,25	6,12	0,42	1,0	8,8
5	6,50	0,15	11,2	1,17	13,10	0,38	1,0	9,0
6	7,50	0,153	9,2	1,11	10,21	0,51	1,0	9,2
7	8,50	0,154	10,8	1,05	11,34	0,53	1,0	9,25
8	9,50	0,156	9,8	0,99	9,7	0,35	1,0	9,40
9	10,50	0,157	11,2	0,95	10,64	0,80	1,0	9,43

Cu valorile  $(R_{p1})_{cr}$ , obținute la fiecare nivel de calcul, s-a stabilit graficul de variație a domeniului critic, care a fost suprapus peste diagrama de penetrare statică (fig. 4.34 b).

Din analiza poziției diagramei de penetrare statică față de curba de variație a domeniului critic obținut, rezultă că există posibilitatea apariției fenomenului de lichefiere pentru nisipurile interceptate între cotele 2,50 și 6,0 m iar, de la cota de 6,0 m, apariția lichefierii este improbabilă, pentru seism cu accelerația  $a_{max} = 0,16g$ .

Din datele prezentate rezultă că procedeul criteriului grafic unic, bazat pe date obținute prin penetrări statice, constituie un mijloc rapid și eficient de stabilire a condițiilor în care este probabilă apariția lichefierii în cazul unor nisipuri cu diferențe mari între valorile diametrului mijlociu,  $D_{50}$ .

#### 4.3. EXPERIMENTĂRI PE AMPLASAMENTELE UNOR BLOCURI DE LOCUINȚE DIN MUNICIPIUL ARAD

Din punct de vedere geologic, municipiul Arad este așezat pe formațiunile depresiunii panonice, depresiune care a luat naștere prin scufundarea unui masiv vechi constituit din șisturi cristaline [101]. Peste cristalin, situat la cca. 1000 m adâncime, au luat naștere

formațiunile sedimentare ale panonianului și cuaternarului. Cuaternarul are o grosime, începând de la suprafață, de cca. 250 m și este alcătuit din formațiuni lacustre și fluviale cu o stratificație în suprafață de natură încrucișată, tipică formațiunilor din conurile de dejecție.

Municipiul Arad se află pe conul de dejecție al râului Mureș, care este principalul curs de apă din zonă. Cuaternarul este constituit din pietrișuri și bolovănișuri, în masă de nisipuri cu intercalații de argile și prafuri argiloase [101].

Pe zone mari din municipiul Arad (Banu Mărăcine, P-ța Spitalului, Micălaca, Aurel Vlaicu etc.) stratificația terenului este alcătuită din pachete de nisipuri fine, nisipuri prăfoase, nisipuri mijlocii și mari, cu potențial de lichefiere ridicat datorită stării de îndesare reduse sau medii. Grosimea acestor pachete este cuprinsă între 2,0 ... 3,50 m, rareori ajungând la 6,0 m.

Nivelul apei subterane este relativ ridicat și oscilează între 0,80-1,20 m (zona Banu Mărăcine) și 2,30-2,50 m (zona P-ța Spitalului).

Conform macrozonării seismice, prevăzută în [96] și [97], în vigoare la data executării studiilor de teren, municipiul Arad este încadrat într-o zonă cu gradul de intensitate seismică egal cu 7 MSK.

O dată cu intrarea în vigoare a normativului P100-92 [88], municipiul Arad a fost încadrat în zona de activitate seismică D, căreia îi corespunde o accelerație seismică maximă indusă de cutremur la suprafața terenului, egală cu 0,16g.

Valoarea accelerației ( $a_{max} = 0,16g$ ) este echivalentă cu accelerația maximă corespunzătoare intensității seismice 7,5 MSK și a fost utilizată de autor pentru prelucrarea datelor experimentale, conform procedurii propus în paragraful 4.1.

Încercările experimentale au fost efectuate în scopul evaluării potențialului de lichefiere a terenului de pe unele amplasamente și au fost realizate în baza unor contracte de colaborare între Catedra de drumuri și fundații din Timișoara (actualmente Departamentul I.G.-C.C.T.), Intreprinderea Antrepriză în Construcții-Montaj Arad și Centrul de proiectare județean Arad. La unele dintre aceste contracte autorul a participat în calitate de responsabil de temă sau colaborator, la stabilirea soluțiilor de fundare și a acordat asistență tehnică la realizarea acestora [103, 104, 105, 107].

În perioada 1980-1992, autorul a menținut o strânsă colaborare cu unitățile menționate, contribuind la rezolvarea soluțiilor de fundare pe terenuri dificile, pentru blocuri de locuințe care însumează peste 3000 apartamente în municipiul și județul Arad.

În continuare se prezintă rezultatele obținute în urma prelucrării datelor experimentale, bazate pe încercări de penetrare statică și dinamică cu con, pe două amplasamente mai deosebite din municipiul Arad.

### 4.3.1. Studii experimentale pe amplasamentul blocului 8 din zona Banu Mărăcine - Arad

Blocul 8, din zona Banu Mărăcine, este o clădire de locuit S + P + 4 cu infrastructura alcătuită din fundații continue monolite și elevații prefabricate, iar suprastructura integral prefabricată.

Stratificația interceptată în foraje este alcătuită din umpluturi recente, având grosimea de 70-90 cm, sub care se dezvoltă, până la adâncimea de cca. 5,20 m, un complex nisipos alcătuit din nisipuri fine și nisipuri prăfoase afânate spre îndesare medie. Începând de la adâncimea de cca. 5,20 m, complexul nisipos fie se transformă în nisip grosier cu pietriș, neepuizat până la adâncimea la care s-a condus forajul (8,0 m) și caracterizat printr-o stare de îndesare medie spre îndesat (fig. 4.35).

Apa subterană a fost interceptată la 0,80 ... 1,20 m de la suprafața terenului, nivelul ei fiind influențat de canalul Mureșel care trece prin zonă.

Pentru evaluarea potențialului de lichefiere al complexului nisipos fin interceptat între umplutură și stratul de nisip cu pietriș, au fost efectuate în teren natural 4 încercări de penetrare dinamică de tip ușor (PDU) și 2 încercări de penetrare statică. Încercările au fost efectuate pe o platformă de lucru, realizată prin escavarea umpluturii până la cota de 106,50 m NMB și conduse până la adâncimea de cca. 5,0 m (101,50 m NMB).

În figura 4.35 (a, b, c) sunt prezentate stratificația terenului și diagramele de penetrare statică în teren natural ( $PS_1^m$  și  $PS_2^m$ ), iar în figura 4.36 (b și c) sunt prezentate diagramele a două penetrări dinamice ( $PDU_1^m$  și  $PDU_2^m$ ), care au fost prelucrate conform procedurii propus de autor (punctul 4.1).

Datele experimentale, obținute din fișa forajului și din încercările de penetrare statică, au fost prelucrate cu ajutorul relațiilor 3.20 ... 3.28 iar rezultatele obținute sunt prezentate centralizat în tabelul 4.12. Calculul a fost efectuat pe orizonturi, din 0,5 în 0,5 m, până la adâncimea de 5,0 m, începând de la nivelul apei subterane în jos.

Perechile de valori ( $\tau$ )<sub>i</sub> și ( $R_{p1}$ )<sub>i</sub>, obținute în tabelul 4.12 au fost raportate la sistemele de axe  $\tau$ - $R_{p1}$ , iar punctele obținute sunt prezentate în fig. 4.37.

Deoarece pe amplasamentul acestui obiect a fost interceptat, între 106,0 m NMB și 101,40 m NMB, un nisip fin prăfos cu  $0,10 \leq D_{50} < 0,25$  mm și un conținut de părți fine între 5 ... 20%, pentru analiza acestuia, din punct de vedere al sensibilității la lichefiere, s-a utilizat un domeniu limită corespunzător.

Domeniul limită corespunzător acestui tip de pământ nisipos este reprezentat în fig. 4.37 în sistemul de axe  $\tau$ - $R_{p1}$  (selectat din fig. 3.16).

Diagramele de penetrare dinamică ușoară (PDU), prezentate în fig. 4.36 (b și c) au fost prelucrate în mod similar, utilizând valorile efortului unitar de forfecare normalizat, ( $\tau$ )<sub>i</sub> din tabelul 4.12 și numărul de lovituri ( $N_{10-PDU}$ )<sub>i</sub>, din dreptul nivelului de calcul corespunzător. Punctele obținute prin raportarea la sistemul de axe  $\tau$ - $N_{10-PDU}$  și domeniul limită corespunzător sunt prezentate în figura 4.38.



# BLOC 8 - ARAD

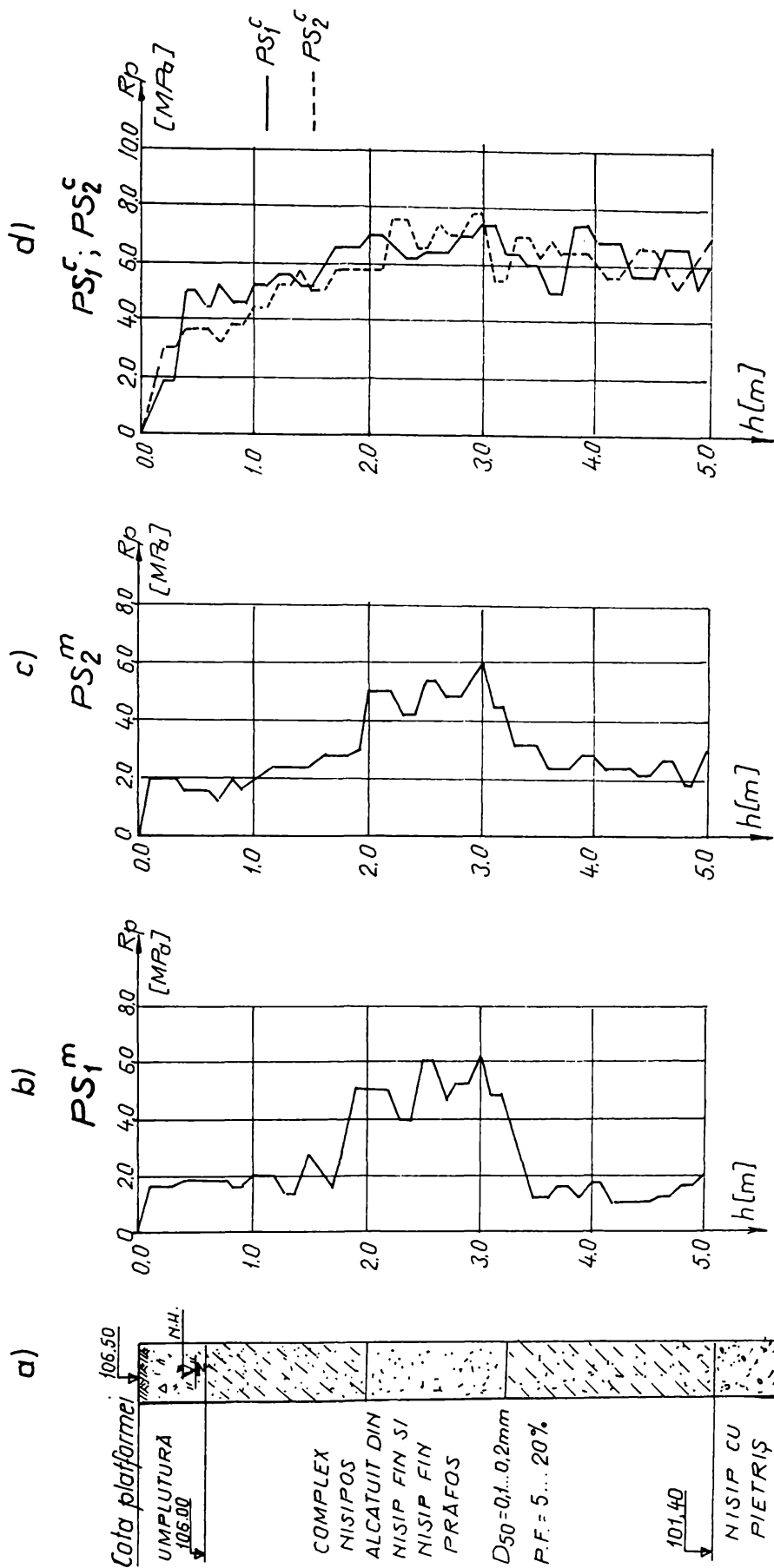
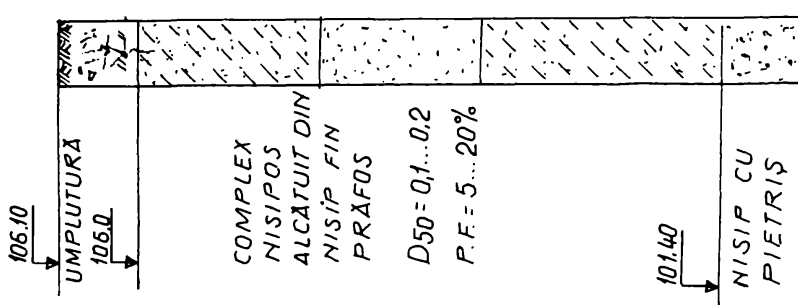


Fig. 4.35. Penetrări statice maror și de control executate pe amplasamentul Bloc 8, zona Banu Mărăcine din municipiul Arad: a) fișa forajului; b și c) penetrări în teren natural; d) penetrări în teren îmbunătățit

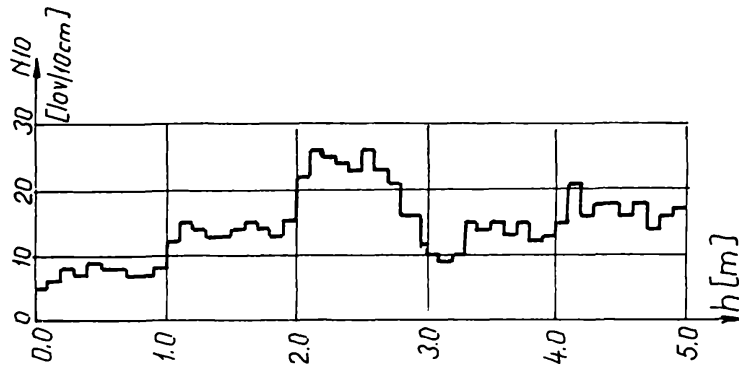
# BLOC 8

a)



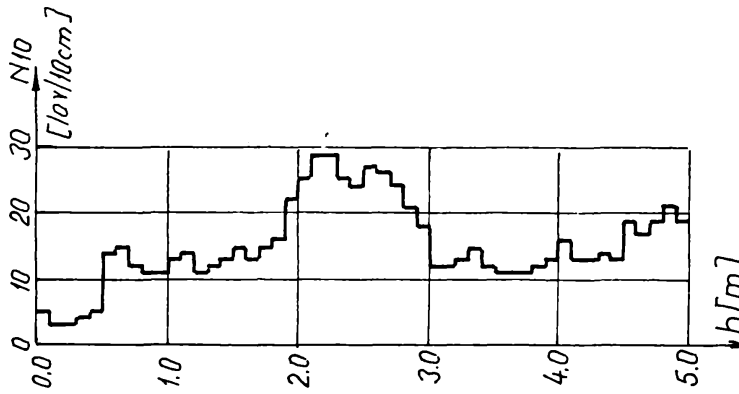
b)

$PDU_1^m$



c)

$PDU_2^m$



d)

$PDU^c$

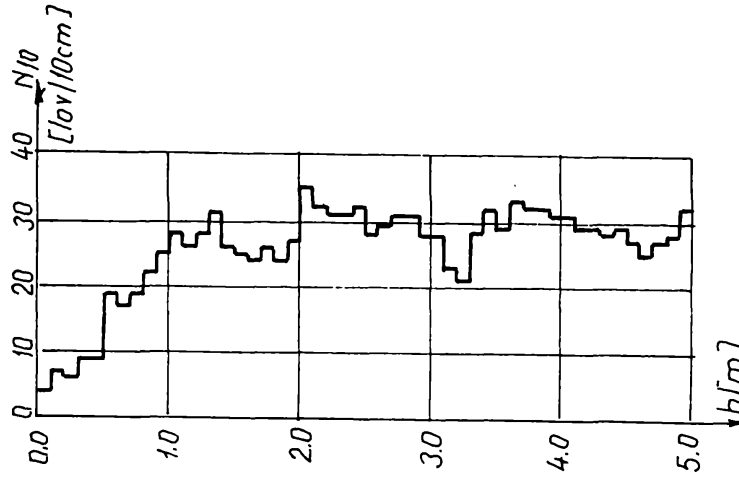


Fig. 4.36. Penetrări dinamice marilor și de control executate pe amplasamentul Bloc 8, zona Banu Mărăciine din municipiul Arad

Tabelul 4.12.  
 Rezultatele prelucrării datelor experimentale pentru penetrările statice  $PS_1^m$  și  $PS_2^m$  pe amplasamentul blocului 8, zona Banu Mărăciine - municipiul Arad

Nr. crt.	Foraj P.S.	Cota apei subterane [m]	Cota de calcul [m]	Efort unitar vertical total [kPa]	Efort unitar vertical efectiv [kPa]	$R_p$ [MPa]	$C_q$	$R_{p1}$ [MPa]	$\frac{a_{max}}{g}$	$r_d$	Efort unitar de forfecare normalizat
0	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11	12
1	F26 $PS_1^m$	-0,40	0,50	8,9	8,7	1,8	2,02	3,63	0,16	0,994	0,106
2			1,00	17,9	13,3	2,0	1,93	3,86		0,988	0,138
3			1,50	27,1	17,9	2,8	1,83	5,12		0,982	0,154
4			2,00	36,3	22,5	5,0	1,75	8,75		0,976	0,163
5			2,50	45,6	27,2	6,0	1,67	10,02		0,970	0,169
6			3,00	54,9	31,7	6,1	1,61	9,82		0,964	0,173
7			3,50	64,3	36,4	1,5	1,54	1,85		0,958	0,176
8			4,00	73,7	41,1	1,7	1,48	1,52		0,952	0,177
9			4,50	83,1	45,8	1,0	1,43	1,43		0,946	0,178
10			5,00	92,5	50,5	2,0	1,38	2,76		0,940	0,179
1	F26 $PS_2^m$	-0,40	0,50	8,9	8,7	1,6	2,02	3,23	0,16	0,994	0,106
2			1,00	17,9	13,3	2,0	1,93	3,86		0,988	0,138
3			1,50	27,1	17,9	2,4	1,83	4,39		0,982	0,154
4			2,00	36,3	22,5	4,6	1,75	8,05		0,976	0,163
5			2,50	45,6	27,2	5,0	1,67	8,35		0,970	0,169
6			3,00	54,9	31,7	5,4	1,61	8,69		0,964	0,173
7			3,50	64,3	36,4	3,0	1,54	4,62		0,958	0,176
8			4,00	73,7	41,1	2,4	1,48	3,55		0,952	0,177
9			4,50	83,1	45,8	2,2	1,43	3,15		0,946	0,178
10			5,00	92,5	50,5	3,0	1,38	4,14		0,940	0,179

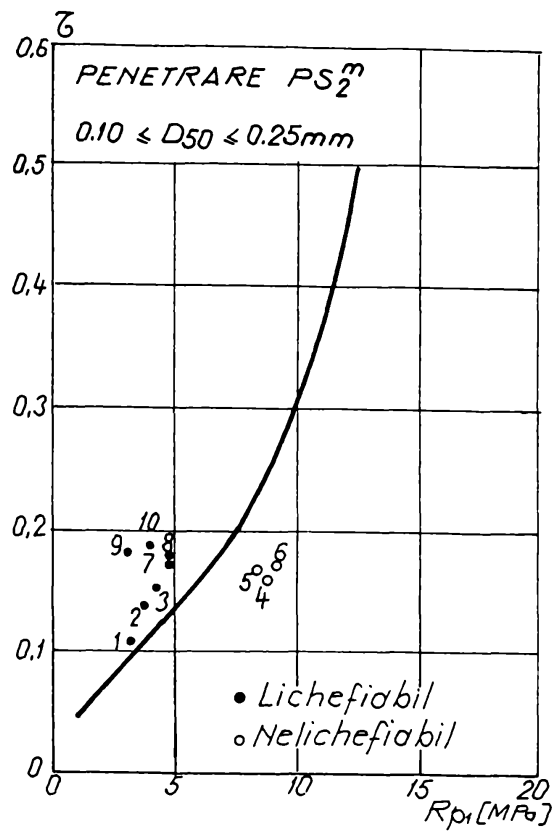
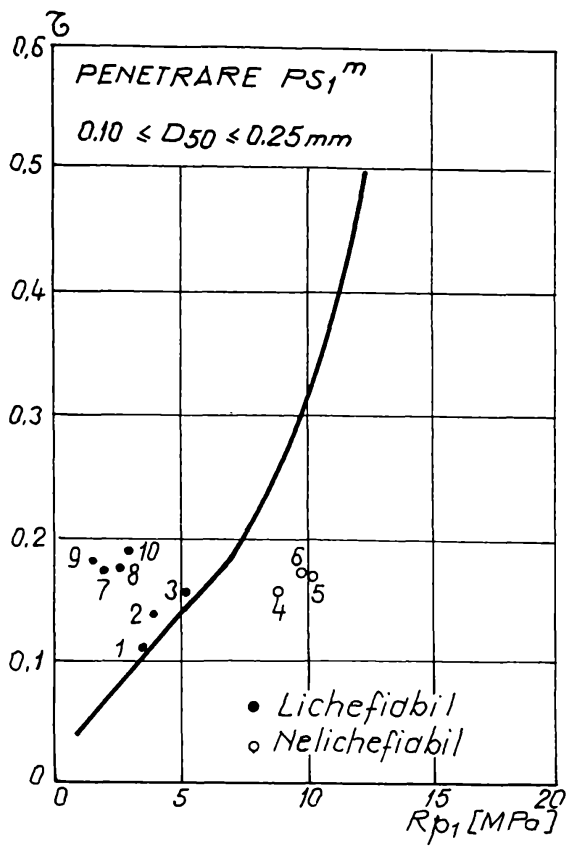


Fig. 4.37. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare statică pe amplasamentul blocului 8, zona Banu Mărăcine - Arad

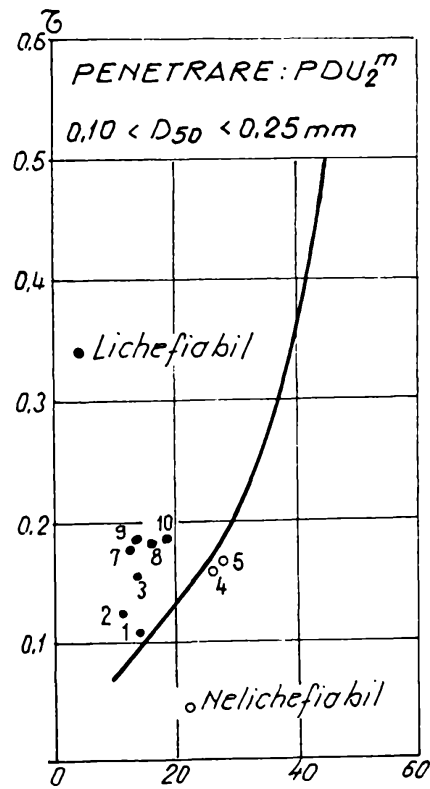
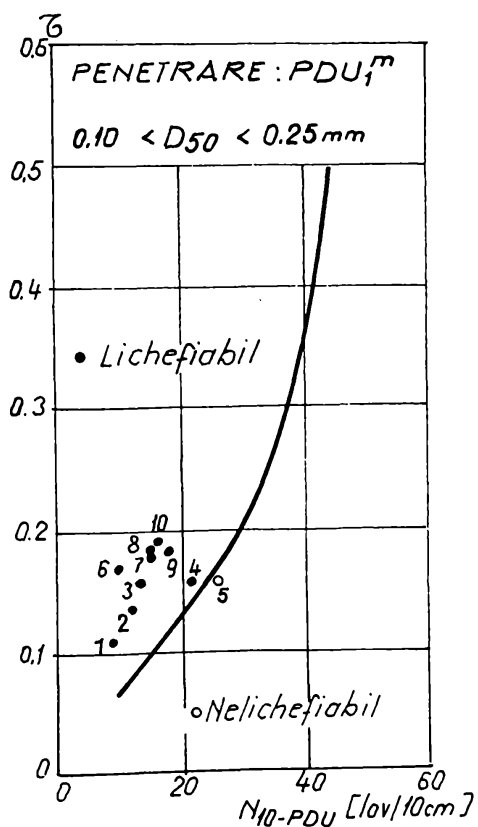


Fig. 4.38. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare dinamică PDU pe amplasamentul blocului 8, zona Banu Mărăcine - Arad

Din analiza calitativă a datelor prezentate în fig. 4.37 și 4.38 rezultă că majoritatea punctelor, obținute prin raportarea valorilor  $(\tau)_i$  și  $(R_{p1})_i$ , respectiv  $(\tau)_i$  și  $(N_{10-PDU})_i$ , se situează în stânga domeniului limită, deci nisipul prăfos analizat se încadrează în categoria lichefiabil.

Pentru creșterea gradului de îndesare, respectiv pentru scoaterea terenului din domeniul lichefiabil, s-a adoptat o soluție de îmbunătățire cu ajutorul ploturilor din balast, executate prin vibropresare.

Ploturile au fost realizate pe direcția axelor principale ale clădirii, la o distanță de 1,20 m interax, cu ajutorul agregatului de vibropresare AVP-1 echipat cu un vibromai cu înălțimea de 3,50 m.

Testarea calității lucrărilor, după realizarea îmbunătățirii terenului, s-a realizat prin încercări de penetrare statică și dinamică (de control) executate între axele ploturilor din balast. În fig. 4.35 d sunt prezentate diagramele de penetrare statică ( $PS_1^c$  și  $PS_2^c$ ) obținute după îmbunătățire.

Pe amplasament au fost executate un număr de 14 penetrări dinamice de control a căror diagramă medie este prezentată în fig. 4.36 d.

Diagramele de penetrare statică și dinamică au fost prelucrate după același procedeu, iar rezultatele obținute sunt prezentate în fig. 4.39.

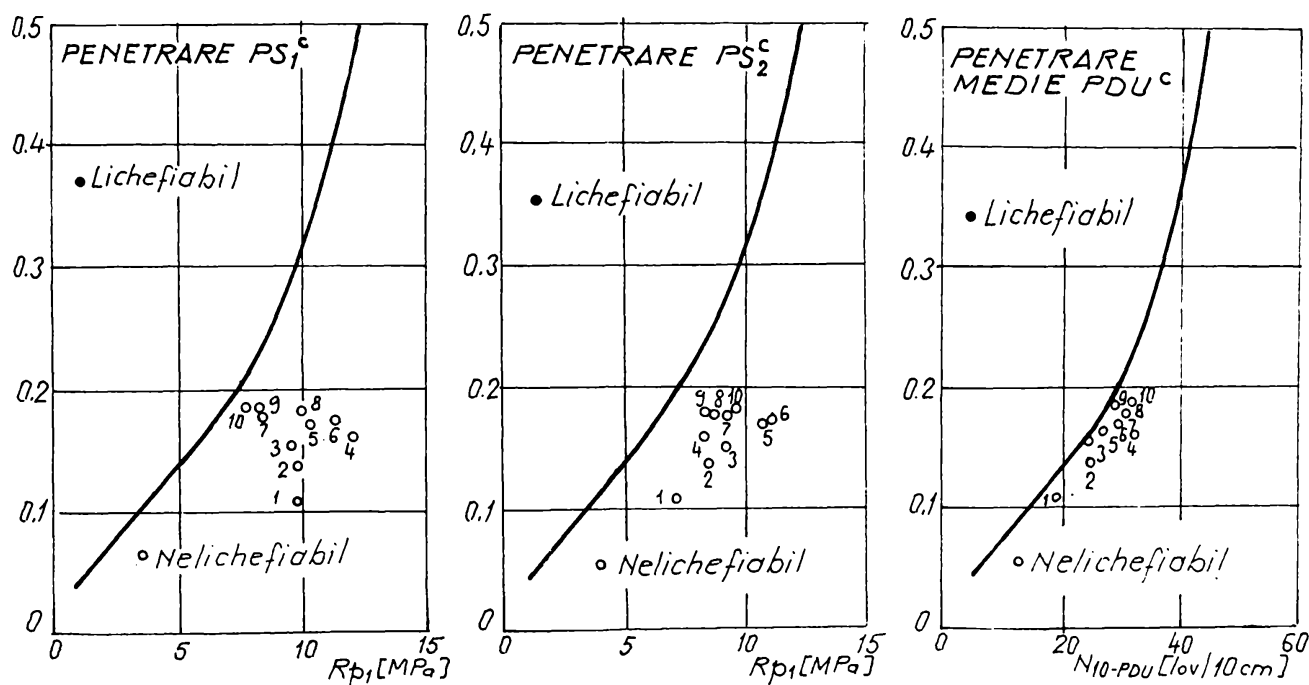


Fig. 4.39. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare de control pe amplasamentul blocului 8, zona Banu Mărăcine - Arad; a și b) - penetrări statice; c) - penetrare dinamică medie ( $PDU^c$ )

Cu ajutorul datelor prezentate în fig. 4.37 ... 4.39 s-a determinat coeficientul de siguranță la lichefiere ( $F_l$ ) cu ajutorul relației (4.1), pentru penetrările statice, respectiv cu relația (4.2), pentru penetrările dinamice.

Variația coeficientului de siguranță cu adâncimea este reprezentată în fig. 4.40, atât pentru terenul natural cât și pentru terenul îmbunătățit.

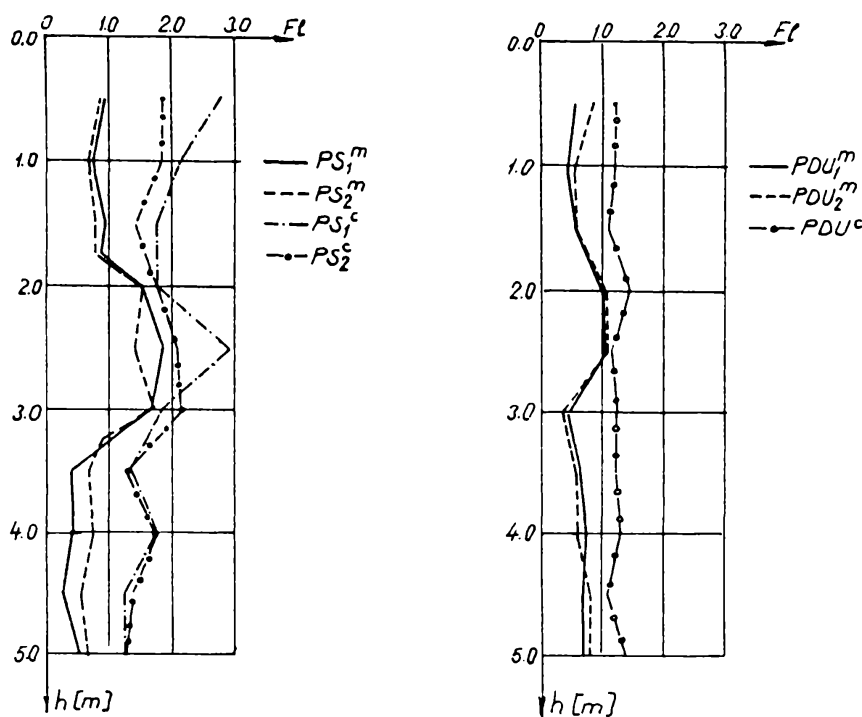


Fig. 4.40. Variația coeficientului de siguranță la lichiefiere pe amplasamentul blocului 8, zona Banu Mărăcine - Arad

Din analiza graficelor prezentate în figura 4.40 rezultă următoarele concluzii cu privire la comportarea la lichiefiere a nisipului fin și prăfos interceptat pe amplasament:

- pe baza datelor obținute din penetrări statice, executate în teren natural (fig. 4.40 a), rezultă că stratul de nisip este lichefiabil între cotele 0,50 - 1,80 m și 3,25 - 5,0 m, domenii în care valoarea coeficientului de siguranță este subunitară. În intervalul cuprins între 1,80 și 3,25 m stratul este nelichefiabil pentru intensitatea seismică 7,5 MSK.

- din analiza datelor obținute prin prelucrarea diagramelor de penetrare martor (fig. 4.40 b) rezultă că terenul este lichefiabil între cotele 0,50 ... 2,0 m și 2,50 ... 5,0 m, cu valori ale coeficientului de siguranță la lichiefiere ( $F_t$ ) supraunitare. Între cotele 2,0 și 2,50 m terenul poate fi considerat nelichefiabil pentru seism cu intensitatea 7,5 MSK ( $F_t > 1$ ).

- tehnologia de îmbunătățire a terenului a dat bune rezultate, deoarece datele obținute prin prelucrarea penetrărilor de control au condus la obținerea unor coeficienți de siguranță la lichiefiere supraunitari, pe toată grosimea stratului analizat și pentru ambele tipuri de penetrări. Îmbunătățirea terenului s-a dovedit eficientă, contribuind la creșterea coeficientului de siguranță la lichiefiere cu 20 ... 250%, conform datelor furnizate de penetrările statice și 10 ... 150%, pe baza datelor obținute prin prelucrarea diagramelor de penetrare dinamică (PDU).

- diferențele dintre rezultatele obținute pe baza datelor furnizate de penetrările statice cu con față de cele corespunzătoare penetrărilor dinamice cu con poate fi pusă pe seama relației corelative dintre cele două tipuri de penetrări, relație utilizată pentru stabilirea domeniului limită

corespunzător penetrării dinamice și care a putut fi influențată de condițiile locale ale amplasamentului. Totodată diferența poate fi justificată de neuniformitatea stratigrafică a terenului de pe amplasament.

#### 4.3.2. Studii experimentale pe amplasamentul blocului 2 din P-ța Spitalului, Arad

Blocul 2 din zona P-ța Spitalului, este alcătuit din două tronsoane (2 a și 2 b) și are un regim de înălțime variabil, S + P + (6E ... 9E). Sistemul de fundare proiectat este de tip radier general iar suprastructura a fost concepută în cadre și diafragme din beton armat.

Pe amplasament au fost efectuate două foraje geotehnice ( $F_{2A}$  și  $F_{2B}$ ) conduse până la adâncimea de 10 m. Conform fișei forajelor (fig. 4.43 a), rezultă că stratificația terenului este alcătuită, înspre suprafață, dintr-o copertă formată din umplutură (cca. 1,0 m grosime) și argilă nisipoasă, cu o grosime de 2,30 - 2,50 m. Sub această copertă a fost interceptat un strat de nisip mijlociu și mare cu rare elemente de pietriș, cu îndesare medie și a cărui grosime nu a fost epuizată până la cota la care au fost conduse forajele. Spre baza stratului, procentul de pietriș și starea de îndesare crește [106, 107].

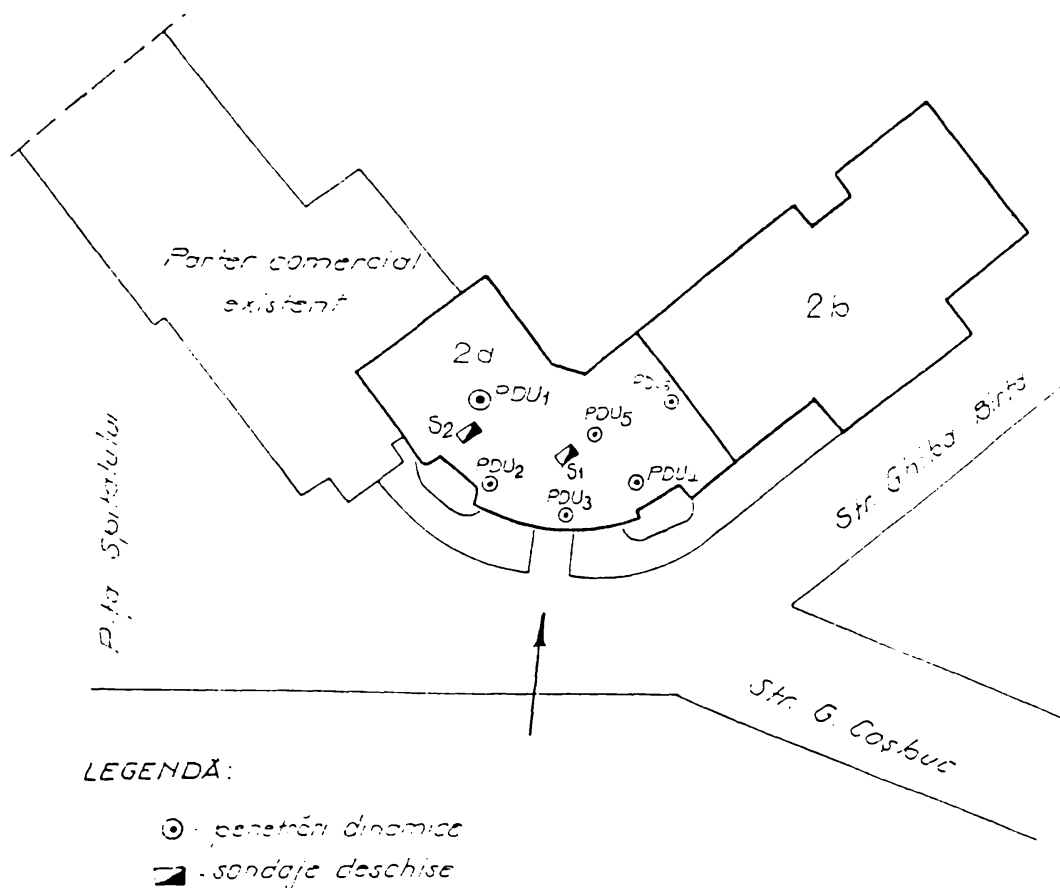


Fig. 4.41. Plan de situație al amplasamentului și dispunerea penetrărilor dinamice pentru blocul 2, P-ța Spitalului din Arad



Apa subterană a fost interceptată, la data executării forajelor, la cota -3,0m față de nivelul terenului natural.

Pentru determinarea stării de îndesare a stratului de nisip mijlociu și mare cu pietriș pe amplasamentul blocului 2a au fost executate 6 penetrări dinamice ușoare (PDU), conduse până la adâncimea de 6,0 m, față de cota unei platforme de lucru realizată prin escavarea copertei superficiale. Cota platformei de lucru a fost stabilită la -2,5 m față de nivelul terenului natural, fiind aproximativ egală cu cota de fundare prevăzută în proiectul de execuție al obiectului. Diagrama medie de penetrare în teren natural este prezentată în fig. 4.43 b.

Gradul de îndesare, apreciat pe bază de penetrări [90], are valori cuprinse între 0,4 ... 0,55 până la 5,0 m și 0,7 ... 0,85, de la această cotă în jos.

Planul de situație al amplasamentului și dispunerea penetrărilor dinamice pe amplasament este prezentat în fig. 4.41.

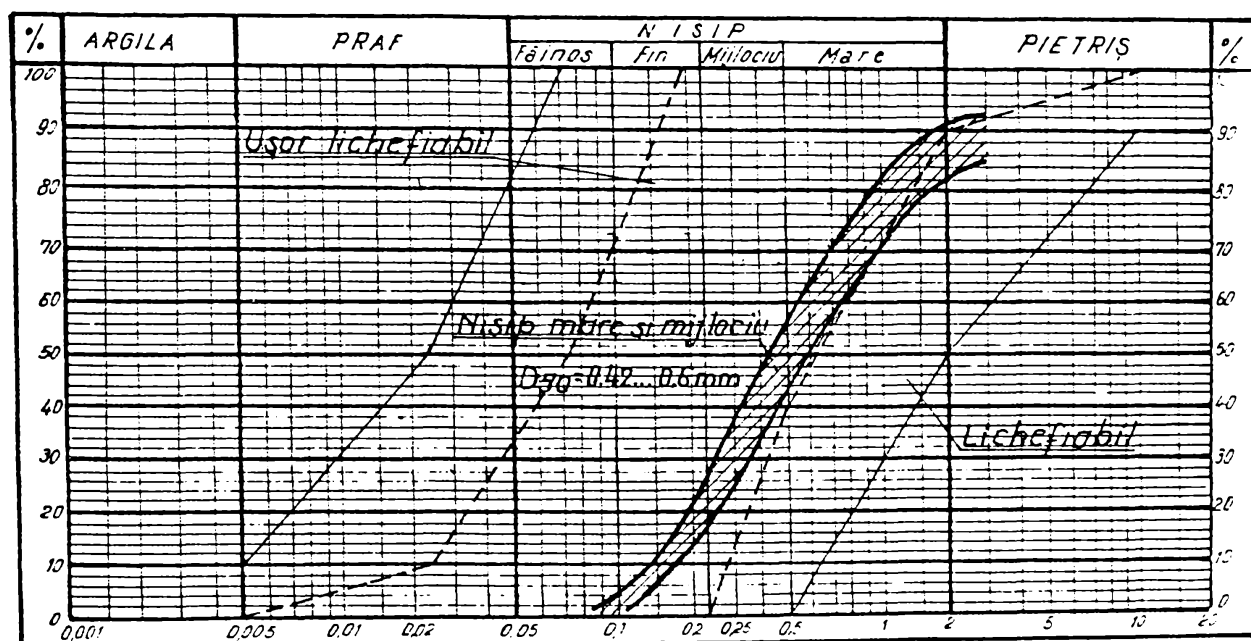


Fig. 4.42. Încadrarea din punctul de vedere al granulozității a nisipului de pe amplasamentul blocului 2 din P-ța Spitalului, Arad

Domeniul de încadrare din punctul de vedere al granulozității, al nisipului interceptat pe amplasament este prezentat în fig. 4.42.

În conformitate cu prevederile îndrumătorului tehnic P125-84 [88], pe baza criteriului granulozității și a stării de îndesare, stratul de nisip mijlociu și grosier cu rar pietriș se încadrează în categoria terenurilor ușor lichefiabile până la adâncimea de 5,50 m, pentru gradul de seismicitate al zonei (zona D,  $a_{max} = 0,16g$  [89]).

Având în vedere starea de îndesare a terenului situat sub cota de fundare, pe amplasamentul blocului 2a s-a adoptat o soluție de îmbunătățire prin vibroîntepare.

# BLOC 2 A și 2B ZONA SPITALULUI ARAD

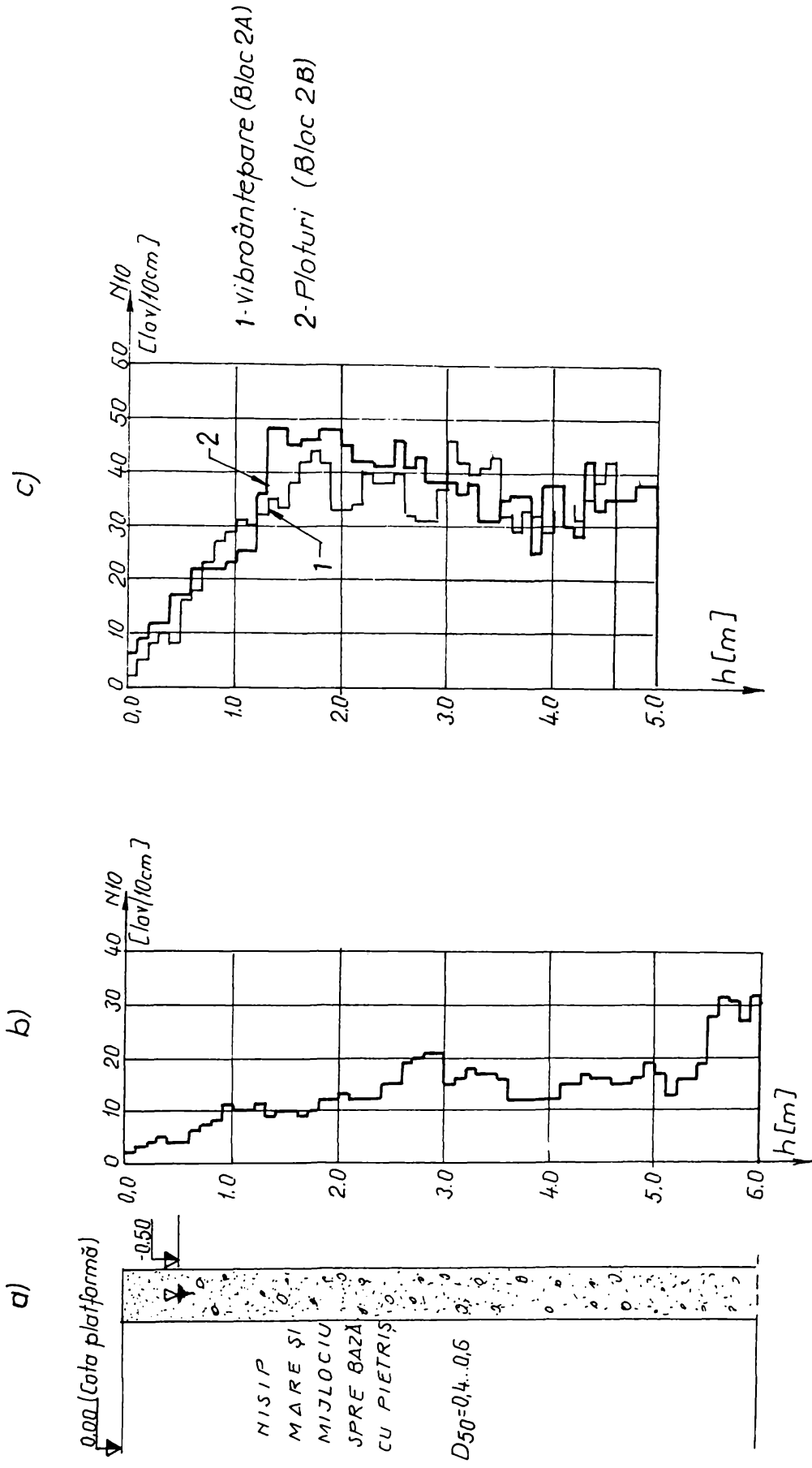


Fig. 4.43. Diagrama medie de penetrare maritor și control pe amplasamentul blocului 2, zona P-ța Spitalului, Arad

Tabelul 4.13.

Rezultatele prelucrării datelor experimentale obținute prin penetrări dinamice ușoare (PDU) pe amplasamentul blocului 2

Nr. crt.	Foraj	Cota apei subterane [m]	Cota de calcul [m]	Efort unitar vertical total [kPa]	Efort unitar vertical efectiv [kPa]	N <sub>10-PDU</sub> Teren natural	N <sub>10-PDU</sub> Control vibrație-pare	N <sub>10-PDU</sub> Control ploturi	$\frac{a_{max}}{g}$	r <sub>d</sub>	Efort unitar de forfecare normalizat
0	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11	12
1	F <sub>2A</sub> F <sub>2B</sub>	-0,50	1,0	19,1	14,1	10	30	25	0,16	0,988	1,139
2			1,50	28,65	18,65	10	35	45		0,982	0,157
3			2,0	38,2	23,2	12	33	42		0,976	0,167
4			2,50	47,75	27,75	15	38	41		0,970	0,173
5			3,0	57,3	32,3	20	40	37		0,964	0,178
6			3,50	66,85	36,85	16	35	35		0,958	0,180
7			4,0	76,4	41,4	12	30	36		0,952	0,182
8			4,50	85,95	45,95	16	39	37		0,946	0,184
9			5,0	95,5	50,5	18	-	38		0,940	0,185
10			5,50	105,05	55,05	30	-	-		0,934	0,186
11			6,0	114,6	59,6	28	-	-		0,928	0,1855

Vibroîntepările au fost dispuse în vârfurile unei rețele triunghiulare cu latura de 1,20 m și executate conform recomandărilor cuprinse în normativul C29-85 [108].

Testarea calității lucrărilor după îmbunătățire a fost făcută tot cu ajutorul încercărilor de penetrare dinamică ușoară. După execuția îmbunătățirii, pe amplasament au fost executate 9 penetrări de control, a căror diagramă medie este prezentată în fig. 4.43 c.

Pe amplasamentul blocului 2b a fost adoptată o soluție de îmbunătățire cu ploturi din balast, executate prin vibropresare cu utilajul AVP-1. Ca echipament de lucru a fost utilizat un vibromai din beton armat cu înălțimea de 3,50 m. Diagrama medie a penetrărilor de control executate pe amplasamentul blocului 2b este prezentată în fig. 4.43 c.

Datele obținute din foraje și diagramele de penetrare martor și control au fost prelucrate conform procedurii de lucru, prezentat la punctul 4.1, iar rezultatele obținute au fost centralizate în tabelul 4.13.

Calculul a fost efectuat pe orizonturi, din 0,5 în 0,5 m, până la adâncimea de 6,0 m, începând de la nivelul apei subterane în jos. Punctele obținute prin raportarea perechilor de valori,  $(\tau)_i$  și  $(N_{10-PDU})_i$ , obținute în tabelul 4.13., la sistemul de axe  $\tau$ - $N_{10-PDU}$  sunt prezentate în fig. 4.44.

În figura 4.44 a fost reprezentată și curba de variație a domeniului limită, care separă zona lichefiabilă de cea nelichefiabilă, corespunzător tipului de nisip analizat ( $0,42 \leq D_{50} \leq 0,6$  mm, P.F = 0%).

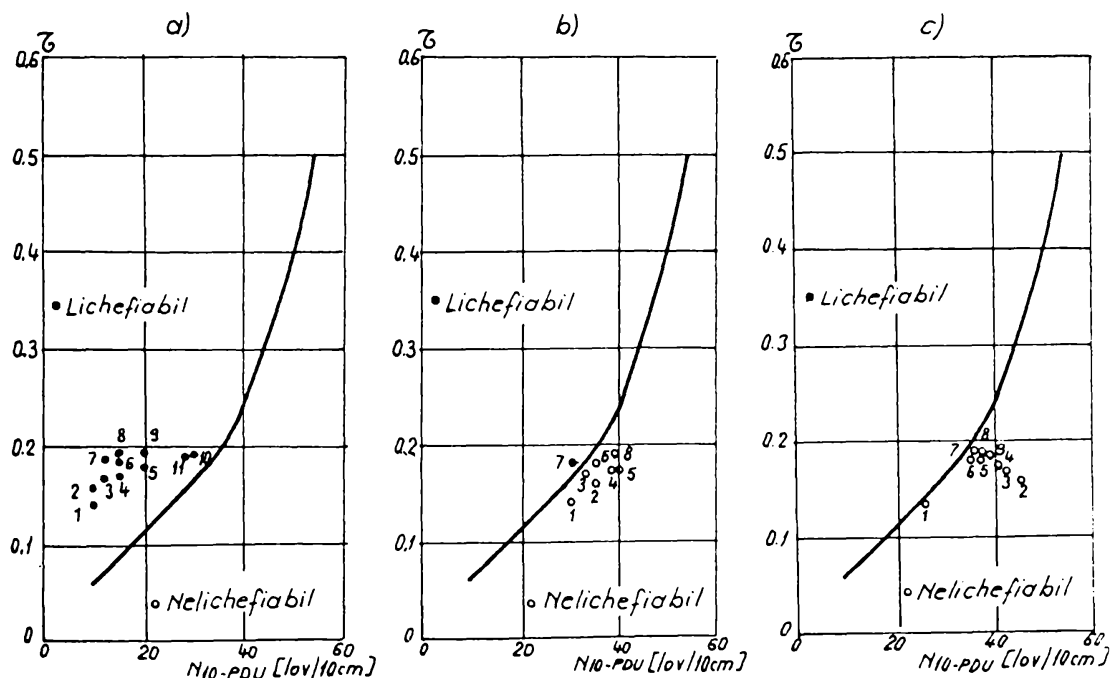


Fig. 4.44. Rezultatele prelucrării grafice a diagramelor de penetrare dinamică pe amplasamentul blocului 2, P-ța Spitalului, Arad.

- a) teren natural; b) teren compactat prin vibroîntepare;  
c) teren compactat cu ploturi din balast

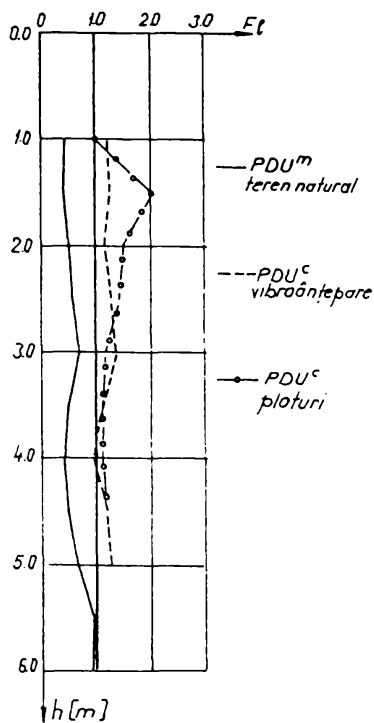


Fig. 4.45. Variația coeficientului de siguranță la lichiefiere cu adâncimea

Coeficientul de siguranță la lichiefiere ( $F_1$ ) a fost calculat, pe baza datelor din fig. 4.44, cu ajutorul relației (4.2), iar variația acestuia cu adâncimea este reprezentată în fig. 4.45.

Din analiza graficelor prezentate în fig. 4.45, rezultă următoarele:

- stratul de nisip mijlociu și mare cu pietriș în stare naturală este lichifiabil, începând de la nivelul apei subterane și până la adâncimea de 6,0 m ( $F_1 < 1,0$ );

- în urma îmbunătățirii prin vibrație/șepare s-a mărit starea de îndesare, obținându-se coeficienți de siguranță supraunitari pentru toate nivelele de calcul, cu excepția cotei de 4 m, unde valoarea  $F_1 = 0,95$ ; probabil la această cotă se găsește o intercalație lenticulară de argilă;

- prin îmbunătățirea cu ploturi din balast, s-au obținut rezultate mai bune decât prin vibrație/șepare, pentru toate nivelele de calcul. Începând de la cota de 1,0 m, au rezultat valori supraunitare ale coeficientului de siguranță la lichiefiere, aspect explicat prin adaosul de balast introdus la realizarea ploturilor.

#### 4.4. CONCLUZII REZULTATE ÎN URMA STUDIILOR ȘI PRELUCRĂRILOR EXPERIMENTALE

Evaluarea potențialului de lichiefiere a pământurilor saturate folosind datele obținute din penetrări statice cu con, penetrări dinamice ușoare cu con și penetrări dinamice cu con, a fost efectuată pe baza unui procedeu de lucru propus de autor și prezentat la paragraful 4.1. Modul de aplicare a acestui procedeu a fost particularizat prin analize de lichiefiere pe amplasamentele a 7 obiecte aferente "Centralei electrice de termoficare" (CET) - Timisoara (paragraful 4.2) și a 2 blocuri de locuințe din municipiul Arad (paragraful 4.3). Pe baza rezultatelor obținute în urma prelucrărilor experimentale rezultă următoarele concluzii:

- 1) procedeu propus permite efectuarea unei analize complexe a condițiilor de lichiefiere cu luarea în considerare atât a condițiilor geotehnice ale amplasamentului (stratificație, nivelul apei subterane, granulozitate, diametrul mijlociu  $D_{50}$ ), cât și a parametrilor mișcării seismice ( $a_{max}$ , magnitudinea  $M$ );

- 2) procedeu prezintă avantajul că folosește datele unor investigații geotehnice de rutină, folosite de regulă în studiile geotehnice ale amplasamentelor (foraje, penetrări statice și dinamice cu con) și date ale mișcării seismice care se pot obține din accelerograme sau din normativul P100-92 [89] ( $a_{max}$ );

3) aplicarea etapelor de lucru ale procedurii de analiză conduce la determinarea coeficientului de siguranță la lichefiere ( $F_l$ ), cu ajutorul rel. 4.1 și 4.2 propuse de autor, și graficul de variație al acestuia cu adâncimea depozitului nisipos analizat;

4) analiza graficului de variație a coeficientului de siguranță la lichefiere cu adâncimea, permite localizarea zonelor în care terenul nisipos analizat este susceptibil la lichefiere, caracterizate prin valori ale coeficientului ( $F_l$ ) subunitare.

5) funcție de valorile ( $F_l$ ), pe adâncimea în care lichefierea este probabilă, se poate stabili tehnologia de îmbunătățire a terenului, cu sau fără material de adaos, funcție de importanța obiectului de pe amplasament și de valoarea coeficientului de siguranță dorit (punctul 4.3.2). Totodată, prelucrarea diagramelor de penetrare de control (obținute după îmbunătățire) și analiza variației coeficientului de siguranță ( $F_l$ ), obținut similar ca în cazul terenului natural, permite determinarea eficienței tehnologiei de îmbunătățire utilizată prin compararea graficului de variație a coeficientului ( $F_l$ ), obținut în teren îmbunătățit, față de același grafic obținut în terenul natural;

6) în situația în care pe amplasament sunt interceptate pământuri nisipoase, cu diferențe mari între valorile diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ), analiza condițiilor de lichefiere ale acestora se poate face rapid și eficient pe baza criteriului grafic unic, bazată pe prelucrările experimentale efectuate de Shibata și Teparaksa (1988) [72]. Etapele de lucru și modul de prelucrare a datelor experimentale au fost particularizate printr-o analiză de lichefiere pe amplasamentul a două obiecte care deservește CET-Timișoara. Suprapunerea graficului de variație a diagramei  $(R_{P1})_{cr}$  peste diagrama de penetrare statică permite și în acest caz determinarea adâncimii până la care este posibilă apariția lichefierii în depozitul analizat;

7) pentru eliminarea unor rezultate eronate se recomandă stabilirea unor relații corelative locale, specifice amplasamentului analizat, între rezistența la penetrare statică ( $R_p$ ) și numărul de lovituri  $N_{10-PDU}$ , respectiv  $N_{10-PDM}$ . Aceste relații corelative vor permite stabilirea unor domenii limită, care separă zona lichefiabilă de cea în care lichefierea este improbabilă și care caracterizează amplasamentul analizat.

## CAPITOLUL 5

# STUDII PRIVIND CORELAREA CERCETĂRIILOR TEORETICE ȘI EXPERIMENTALE ÎN VEDEREA EVALUĂRII POTENȚIALULUI DE LICHEFIERE

### 5.1. INTRODUCERE

Majoritatea metodelor disponibile pentru evaluarea potențialului de lichefiere a pământurilor nisipoase saturate supuse acțiunilor seismice presupun parcurgerea a două etape principale [61, 68, 71]:

- (1) estimarea condițiilor de solicitare sau deformație ciclică produse de seismul considerat în proiectare;
- (2) determinarea caracteristicilor geotehnice ale terenului de pe amplasament care condiționează sensibilitatea la lichefiere.

Pentru terenuri cu suprafața orizontală, condițiile de solicitare sunt reprezentate cel mai bine prin efortul unitar de forfecare ciclic normalizat ( $\tau$ ), obținut prin împărțirea efortului unitar de forfecare, indus de seism în plane orizontale, la efortul unitar vertical efectiv inițial ( $\sigma'_v$ ). Acest parametru prezintă avantajul că permite luarea în considerare a adâncimii stratului analizat, a nivelului apei subterane, a intensității seismice sau a accelerației maxime induse de seism la suprafața terenului și chiar a magnitudinii.

Efortul unitar de forfecare ciclic normalizat ( $\tau$ ), indus de seism în teren, poate fi determinat fie printr-un calcul dinamic al terenului, fie utilizând relația simplificată dezvoltată de Seed și Idriss (1971) [67] (rel. 3.25).

Determinarea caracteristicilor terenului, care condiționează sensibilitatea la lichefiere, se poate face utilizând rezultatele unor încercări de laborator, pe probe netulburate sau pe probe reprezentative ale masivului de pământ. Din cauza dificultăților care apar în prelevarea unor probe netulburate sau a obținerii unor probe reprezentative, care să simuleze condițiile din masiv, precum și a erorilor inerente din timpul încercărilor (penetrarea membranei, aplicarea eforturilor de forfecare uniforme etc.), o serie de cercetări s-au axat pe obținerea acestor caracteristici pe baza relațiilor corelative obținute în urma unor încercări de teren (in-situ).

Dintre încercările de teren cel mai des utilizate și care au stat la baza stabilirii unor astfel de relații corelative se pot aminti: penetrarea dinamică standard (SPT), penetrarea statică cu con (CPT), presiometria în foraje și măsurarea vitezei undelor seismice [61, 68, 71, 72].

Încercarea SPT este cea mai veche și cea mai utilizată încercare de teren din SUA și Japonia, iar pe baza rezultatelor obținute prin aplicarea acesteia s-au stabilit cele mai multe corelații care permit evaluarea potențialului de lichefiere. Cu toate eforturile depuse pentru perfecționarea metodei, mai există încă probleme privind reproductibilitatea și nivelul de încredere a rezultatelor.



În ultima perioadă, încercarea de penetrare statică cu con (CPT) a devenit cea mai utilizată încercare de teren pentru investigații geotehnice, fiind considerată a fi cea mai bună metodă care permite delimitarea stratificației și o înregistrare rapidă și continuă a rezistenței la penetrare. Spre deosebire de încercarea (SPT), procedeul de lucru și aparatura pot fi ușor standardizate [61, 75].

În afara avantajelor prezentate, această încercare se mai caracterizează prin simplitate, reproductibilitate și acuratețe a rezultatelor. Datorită furnizării unui profil continuu al caracteristicilor terenului în adâncime, încercarea (CPT) este extrem de valoroasă în studiul depozitelor naturale de nisipuri, datorită neuniformității inerente a acestora.

În ultimii 10-15 ani, rezultatele obținute în urma unor încercări (CPT) au fost utilizate în obținerea unor relații corelative, care permit evaluarea potențialului de lichefiere a pământurilor nisipoase saturate. Aceste relații corelative s-au dovedit a fi în bună concordanță cu observațiile de lichefieri înregistrate în urma unor cutremure puternice din SUA, Japonia, China, Canada și România [61, 72, 75].

Cercetările teoretice și studiile experimentale efectuate de autorul acestei lucrări au fost dezvoltate în următoarele direcții principale:

- (1) sinteza ultimelor cercetări privind utilizarea încercării de penetrare standard (SPT) în evaluarea potențialului de lichefiere a pământurilor nisipoase saturate;
- (2) sinteza cercetărilor efectuate pe plan mondial cu privire la relațiile corelative dintre rezultatele penetrării statice cu con (CPT) și potențialul de lichefiere;
- (3) stabilirea unor corelații directe între rezultatele penetrării dinamice cu con de tip ușor (PDU) și mediu (PDM) și potențialul de lichefiere, prin transformarea celor care au la bază rezultatele penetrării statice cu con. Aceste corelații au fost obținute de autor pe baza unor studii teoretice care au urmărit, prin prelucrări statistice, stabilirea unor relații corelative între  $R_p$ ,  $N_{10-PDU}$  și respectiv,  $N_{10-PDM}$ ;
- (4) studii privind estimarea tasării probabile a terenului de fundare produse ca urmare a lichefierii acestuia.

Cercetările teoretice și studiile experimentale au urmărit finalizarea unor concluzii și propuneri utile în studiul condițiilor de fundare pe amplasamente cu terenuri lichefiabile și care să completeze recomandările cuprinse în instrucțiunile românești "Îndrumător tehnic pentru studiul proprietăților pământurilor necoezive lichefiabile" - indicativ P125-84 [88].

## 5.2. CORELAȚII ÎNTRE POTENȚIALUL DE LICHEFIERE ȘI REZULTATELE PENETRĂRII STANDARD (SPT)

În capitolul 3.1. al acestei lucrări s-a prezentat o sinteză a principalelor studii și cercetări privind utilizarea rezultatelor încercării (SPT) pentru determinarea parametrilor care condiționează sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase saturate.

Astfel, gradul de îndesare ( $I_D$ ), care este unul dintre parametri determinanți în studiul lichefierii, poate fi determinat utilizând relațiile (3.3) ... (3.6). Pe baza relațiilor (3.13) ... (3.15) se poate evalua rezistența la lichefiere ( $R_l = \sigma_{dl}/2\sigma'_0$ ), corespunzătoare încercării triaxiale ciclice.

Primele criterii care au stabilit o legătură directă între rezultatele (SPT) și potențialul de lichefiere, pe unele amplasamente concrete, s-au prezentat sub formă analitică, în rel. (3.16), sau sub formă grafică, în fig. 3.5 și 3.6.

Unul dintre cele mai elaborate criterii de apreciere a lichefiabilității, pe baza datelor (SPT), a unor caracteristici ale amplasamentului (granulozitate, nivelul apei subterane) și ai parametrilor seismici ( $a_{max}$ , magnitudinea  $M$ ) a fost stabilit de către Seed (1987) [71], Seed ș.a. (1983, 1985, 1986) [68, 69, 70]. Acest criteriu a fost stabilit prin prelucrarea datelor a 125 cazuri de lichefiere și nelichefiere (67 - lichefiere, 7 - tranziție între lichefiere și nelichefiere, 51 - nelichefiere), care s-au manifestat în timpul unor cutremure puternice din SUA, China și Japonia și la care au fost disponibile date (SPT).

Criteriul a fost stabilit pentru cutremure cu magnitudinea  $M = 7,5$ , suprafața terenului aproximativ orizontală și reprezintă o relație între efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) și rezistența la penetrare corectată,  $N_{1-60}$ .

Pe baza prelucrării acestor date, Seed ș.a. au stabilit, pe bază empirică, domeniile grafice limită (critice), care separă zona lichefiabilă de zona în care condițiile de lichefiere nu sunt îndeplinite. Aceste domenii limită sunt prezentate în fig. 5.1, pentru cazul nisipului curat,

cu conținut de particule fine (P.F) mai mic de 5% și pentru nisipuri cu conținut procentual de particule fine egal cu 15%, respectiv egal cu 35%.

Criteriul grafic prezentat în fig. 5.1 presupune determinarea a doi parametri, și anume:

a) efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ), care poate fi estimat prin utilizarea metodei simplificate propusă de Seed și Idriss (1971) [67], exprimată prin rel. (3.25). Utilizarea relației permite luarea în considerare a accelerației maxime induse de seism la suprafața terenului ( $a_{max}$ ) și a nivelului apei subterane.

b) rezistența la penetrare standard corectată ( $N_{1-60}$ ), în funcție de efortul vertical efectiv ( $\sigma'_v$ ), conform relației (3.7) și pentru un transfer a aproximativ 60% a energiei dezvoltate prin căderea liberă a berbecului pe tubul carotier, exprimată prin relația (3.11).

Factorul de corecție  $C_N$ , care intervine în relația (3.7), poate fi determinat analitic prin utilizarea rel. (3.8), (3.9) și (3.10), sau prin utilizarea graficelor prezentate în

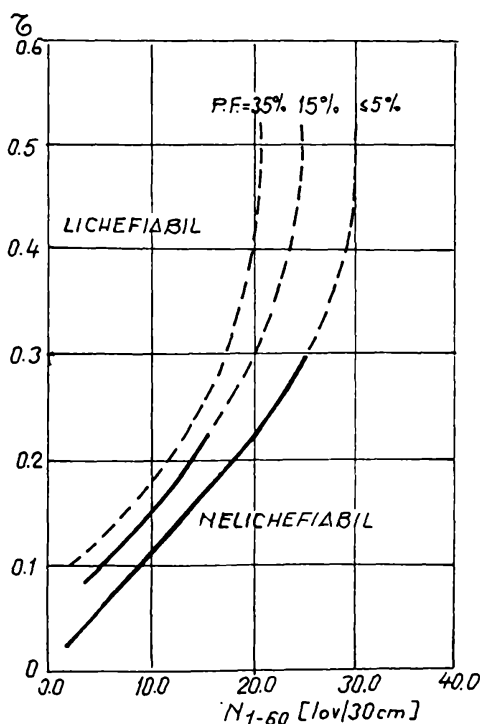


Fig. 5.1. Criteriu grafic de apreciere a potențialului de lichefiere pe baza datelor (SPT) [69]

fig. 3.4. O valoare mai reprezentativă a factorului de corecție,  $C_N$ , poate fi determinată utilizând graficele din fig. 5.2, grafice obținute experimental de Marcuson și Bieganousky (1977) [38], funcție de efortul vertical efectiv ( $\sigma'_v$ ) și de gradul de îndesare ( $I_D$ ).

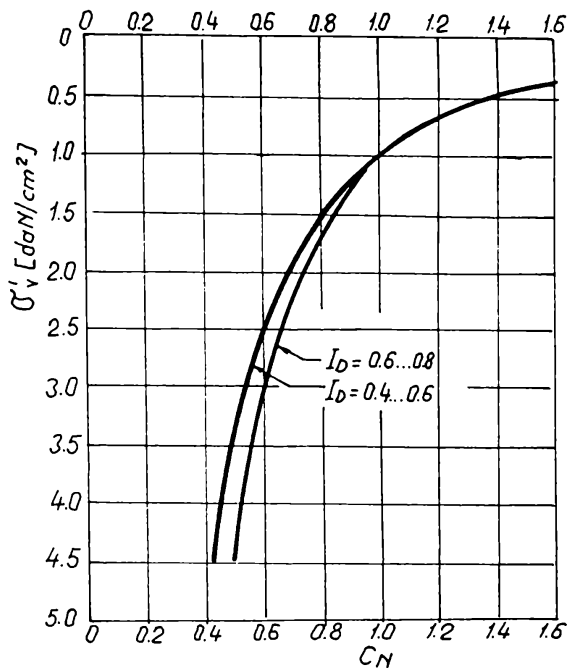


Fig. 5.2. Grafice recomandate pentru determinarea factorului  $C_N$  [38]

Criteriul grafic de evaluare a potențialului de lichefiere, bazat pe date SPT și prezentat în fig. 5.1., a fost stabilit pentru un cutremur cu magnitudinea  $M = 7,5$ . Acest criteriu poate fi extins și pentru cutremure cu magnitudini diferite de valoarea 7,5, dacă se ținea seama că, din punctul de vedere al lichefierii, diferența dintre valorile magnitudinii constă în numărul de cicluri de solicitare pe care acestea le induc. În tabelul 5.1 sunt prezentate numărul de cicluri reprezentative, corespunzătoare efortului unitar de forfecare echivalent,  $\tau = 0,65 \tau_{\max}$  ( $\tau_{\max}$  este efortul unitar de forfecare maxim indus de seism) și pentru diverse valori ale magnitudinii. În coloana 2 a tabelului 5.1 este prezentat factorul de transformare,  $r_m$ , care permite trecerea de la efortul unitar de forfecare, corespunzător unei magnitudini  $M = 7,5$ , la același efort unitar corespunzător unei magnitudini  $M$ , diferită de valoarea 7,5 [68].

Tabelul 5.1

Numărul de cicluri reprezentative și factorul de transformare  $r_m$ , funcție de magnitudinea  $M$  [68]

Magnitudinea $M$	Număr reprezentativ de cicluri reprezentativ pentru $\tau=0,65\tau_{\max}$	Factorul de transformare $r_m$
0	1	2
8,5	26	0,89
7,5	15	1,00
6,75	10	1,13
6,0	5	1,32
5,25	2 ... 3	1,50

Pentru a lua în considerare influența magnitudinii în criteriul grafic prezentat în fig. 5.1, valoarea efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) se va corecta prin utilizarea expresiei:

$$(\tau)_{M=7,5} = (\tau)_{M=M} \cdot \frac{1}{r_m} \quad (5.1)$$

în care valoarea coeficientului  $r_m$  se extrage din tabelul 5.1, funcție de magnitudinea seismului.

Autorul acestei lucrări consideră că graficele și datele prezentate în fig. 5.1, fig 5.2 și tabelul 5.1, care permit evaluarea potențialului de lichefiere pe baza rezistenței la penetrare standard și a parametrilor seismului, pot fi introduse ca propuneri de completare a instrucțiunilor românești "Îndrumător tehnic pentru studiul proprietăților pământurilor necoezive lichefiabile", indicativ P125-84. Acest fapt este justificat de următoarele considerente:

- criteriul grafic de evaluare a potențialului de lichefiere, prezentat în fig. 5.1, a fost stabilit prin prelucrarea datelor a 125 cazuri de lichefiere și nelichefiere, manifestate în timpul unor cutremure puternice din SUA, Japonia și China. Ulterior, criteriul a fost confirmat și de observațiile obținute în timpul altor cutremure, în care au apărut fenomene de lichefiere [67, 69, 70, 71].

- în criteriul de apreciere a lichefiabilității, recomandat în îndrumătorul P125-84 (fig. C<sub>2</sub>), nu se face nici o referire la corecția rezistenței la penetrare funcție de efortul vertical efectiv ( $\sigma'_v$ ) și de energia pierdută în timpul încercării [rel. (3.7), (3.11), fig. 5.2];

- criteriul de apreciere a potențialului de lichefiere, recomandat de îndrumătorul P125-84 nu ia în considerare magnitudinea seismului;

- criteriul de evaluare a potențialului de lichefiere, bazat pe date SPT, este cel mai utilizat pe plan mondial și este confirmat de cele mai multe date experimentale [68, 69, 70, 71, 74], prezentând în schimb unele dificultăți la folosirea procedurii tehnice de realizare a penetrării, care pot influența și rezultatele ce se obțin, ceea ce nu-i diminuează posibilitățile de folosire și extindere.

### 5.3. CORELAȚII ÎNTRE POTENȚIALUL DE LICHEFIERE ȘI REZULTATELE PENETRĂRII STATICE CU CON (CPT)

Prin faptul că este ușor de standardizat, simplă și reproductibilă, încercarea de penetrare statică cu con (CPT) a devenit una dintre cele mai utilizate metode de investigare geotehnică. Încercarea (CPT) oferă un profil continuu al rezistenței la penetrare în adâncime și pe măsura acumulării a tot mai multe date experimentale, corelate cu observații din timpul unor cutremure puternice, a început să fie utilizată tot mai mult în studii de lichefiere [61, 70, 72, 75].

O sinteză a principalelor studii și cercetări privind utilizarea încercării (CPT) într-o analiză de lichefiere a pământurilor nisipoase saturate, este prezentată în cap. 3.2.

Rezultatele încercării de penetrare au fost utilizate la început pentru aprecierea stării de îndesare cu ajutorul unor expresii analitice de forma rel. (3.21) ... (3.23), cu ajutorul recomandărilor cuprinse în tabele 3.2 și 3.3, sau conform graficelor cuprinse în fig. 3.9.

Primul criteriu, care exprimă o legătură directă între potențialul de lichefiere și rezistența la penetrare statică, a fost obținut prin prelucrarea statistică a datelor experimentale obținute în urma cutremurului Tangshan (China, 1976;  $M = 7,8$ ;  $a_{max} = 0,1g...0,4g$ ) [61, 72]. Corelația care permite estimarea rezistenței la penetrare critică ( $R_p$ )<sub>cr</sub>, care separă condițiile în care lichefierea este posibilă, de cele pentru care aceasta este improbabilă, este prezentată în rel. (3.24) și se bazează pe datele prezentate în tabelul 3.4 [61]. Aplicarea practică a acestei metode prezintă dificultăți în aprecierea intensității seismice (conform normelor chineze).

Dintre studiile de referință pe plan mondial care au abordat dependența dintre potențialul de lichefiere și rezistența la penetrare statică se remarcă cele publicate de Seed

ș.a. (1983) [68], Robertson și Campanella (1985) [61], Seed și De Alba (1986) [70], Shibata și Teparaksa (1988) [72], Stark și Olson (1995) [75].

Corelațiile care permit evaluarea potențialului de lichefiere pe baza datelor (CPT), presupun determinarea efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) indus de seism și rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ).

Efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) se determină după aceeași metodologie ca și la penetrarea dinamică standard, folosind relația simplificată Seed și Idriss (1971) [67] [exprimată prin rel. (3.25)].

Rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ) se determină pentru un efort vertical efectiv  $\sigma'_v = 100$  KPa, folosind relația:

$$R_{p1} = C_q \cdot R_p \quad [MPa] \quad (5.2)$$

în care:  $R_p$  - este rezistența la penetrare măsurată;

$C_q$  - factor de corecție, care depinde de efortul unitar vertical efectiv.

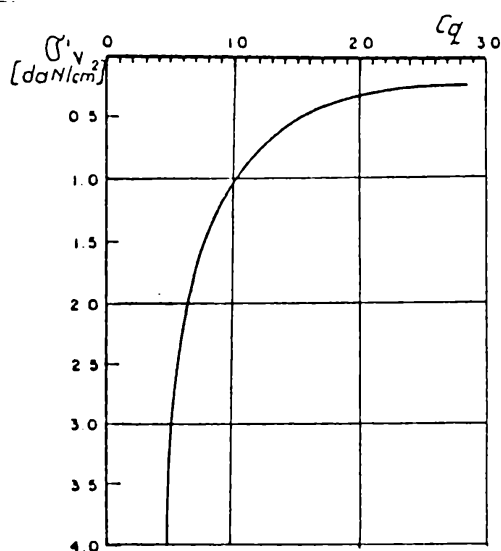


Fig. 5.3. Variația factorului de corecție ( $C_q$ ) funcție de  $\sigma'_v$  [61]

Factorul de corecție ( $C_q$ ) se determină cu ajutorul unor expresii analitice de tipul rel. (3.28), recomandată de Stark și Olson (1995) [75], sau de tipul (3.30), propusă de Shibata și Teparaksa (1988) [72].

În fig. 5.3 este redată variația grafică a factorului de corecție ( $C_q$ ) funcție de efortul vertical efectiv ( $\sigma'_v$ ), recomandată în studiul publicat de Robertson și Campanella (1985) [61].

Primele criterii grafice care permit evaluarea potențialului de lichefiere pe baza datelor (CPT) au fost stabilite de Seed ș.a. (1983) [68, 70], prin transformarea criteriilor care se bazează pe datele (SPT) (fig. 5.1) și pe baza unor relații corelative între  $R_{p-CPT}$  și  $N_{SPT}$ . Criteriile au fost obținute pentru cazul nisipului curat, cu diametrul mijlociu  $D_{50} > 0,25$  mm și pentru nisipuri prăfoase, cu  $D_{50} < 0,15$  mm.

Criteriile obținute sunt prezentate în fig. 5.4 și constau în stabilirea unor domenii limită (critice) care separă zonele în care condițiile de lichefiere sunt îndeplinite de cele în care lichefierea este improbabilă.

Corelațiile au fost stabilite pentru condițiile unui teren cu suprafața orizontală, cutremur cu magnitudinea  $M = 7,5$  și efort unitar vertical efectiv  $\sigma'_v = 100$  KPa. Domeniile limită stabilite exprimă legătura dintre efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ), necesar pentru declansarea lichefierii, și rezistența la penetrare statică corectată ( $R_{p1}$ ).

Relațiile de conversie  $R_{p-CPT} - N_{SPT}$ , care au stat la baza obținerii acestor domenii pentru cele două tipuri de pământuri nisipoase, sunt prezentate în fig. 5.4.

Un studiu sistematic privind relațiile de conversie  $R_{p-CPT} - N_{SPT}$  a fost efectuat de Robertson și Campanella (1985) [61] prin prelucrarea datelor a 16 studii elaborate în acest

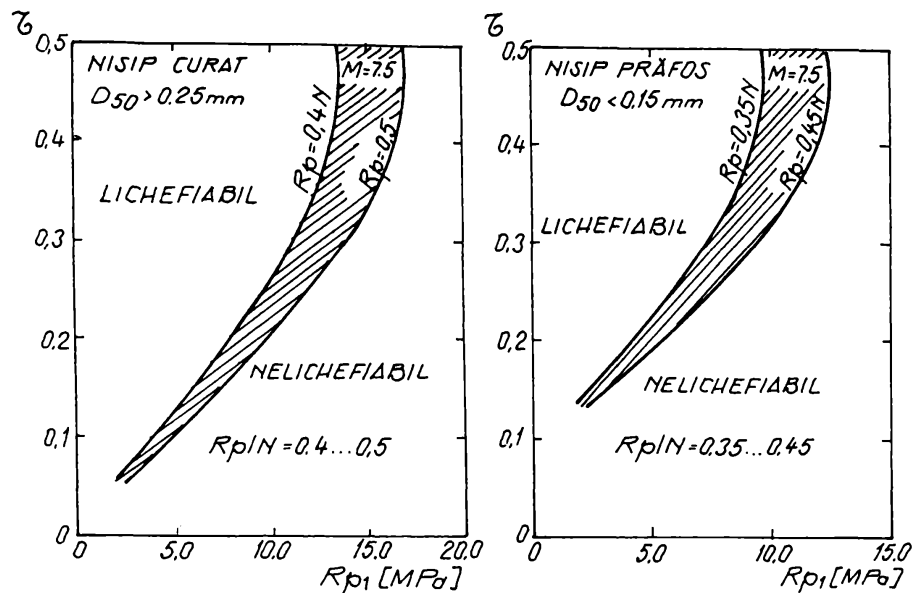


Fig. 5.4. Corelații între rezistența la lichefiere și rezistența penetrare statică corectată ( $R_p$ ) [68]

domeniu de către diverși autori. Curba de variație a rapoartelor de conversie  $R_p/N$  funcție de valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ), obținută de Robertson și Campanella este prezentată în fig. 5.5. Pe baza acestei curbe și a cazurilor de lichefiere analizate de Seed ș.a. (1983) [68] pe baza datelor SPT, Robertson și Campanella (1985) au stabilit domeniile limită prezentate în fig. 5.6.

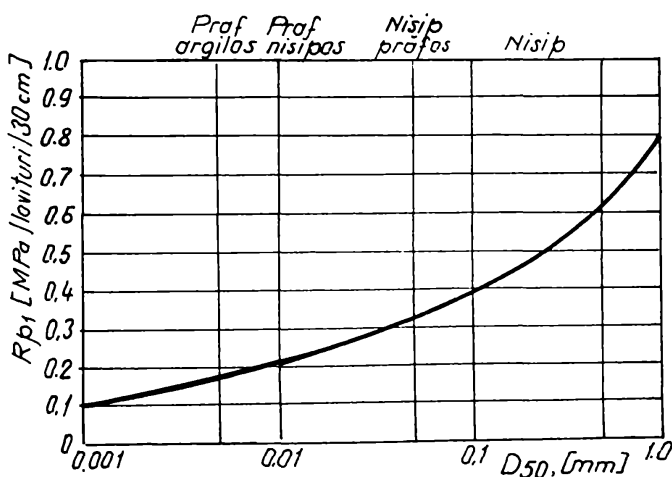


Fig. 5.5. Variația rapoartelor  $R_p/N$  funcție de valoarea diametrului mijlociu  $D_{50}$  [61]

nisipoase, caracterizate prin valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) și conținutul procentual de particule fine (P.F), corespunzătoare fracțiunii granulare a prafului și argilei (argilă max. 15%).

Domaniile limită stabilite de Stark și Olson (1995) prezintă avantajul că se bazează pe rezultatele obținute prin penetrări statice, fără să utilizeze rapoarte de conversie  $R_p/N$  care pot fi sensibil influențate de condițiile locale ale amplasamentului.

Domaniile limită au fost obținute pentru condițiile terenului cu suprafața orizontală, cutremur cu magnitudinea  $M = 7,5$  și pentru nisipuri cu valoarea diametrului mijlociu  $D_{50} > 0,25$  mm și respectiv  $D_{50} < 0,15$  mm.

Pe baza prelucrării datelor a unui număr de 180 cazuri de lichefiere și neli-chefiere la care au fost disponibile rezultate obținute prin penetrări statice, Stark și Olson (1995) [75] au stabilit domeniile limită prezentate în fig. 3.16 și reluate în fig. 5.7 pentru nisip curat și nisip prăfos. Ei au luat în studiu trei tipuri de pământuri



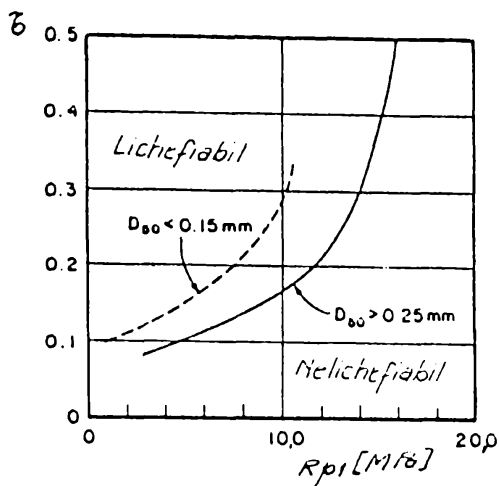


Fig. 5.6. Corelații  $R_{p1}$ - $\tau$  obținute de Robertson și Campanella [61]

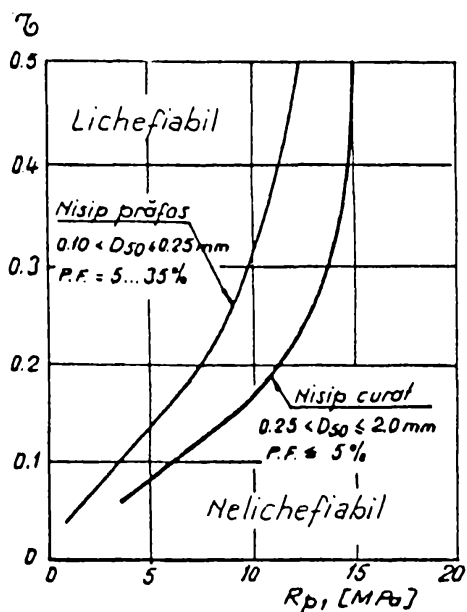


Fig. 5.7. Domenii limită obținute de Stark și Olson (1995) pentru nisip curat și nisip prăfos [75]

Prin prelucrarea matematică a datelor și observațiilor obținute pentru 125 cazuri de lichefiere și nelichefiere, la care au fost disponibile rezultate (CPT), Shibata și Teparaksa (1988) [72] au stabilit ecuația matematică a curbei de variație a domeniului critic, care separă cazurile de lichefiere de cele în care aceasta este improbabilă. Shibata și Teparaksa (1988) au ajuns la concluzia că domeniul critic are forma unei hiperbole, definită prin expresia (3.34), în care influența diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) este exprimată cantitativ prin intermediul coeficientului de corecție ( $C_2$ ), care are valoarea  $C_2 = 1,00$  pentru nisipuri cu  $D_{50} \geq 0,25 \text{ mm}$  și  $C_2 = D_{50}/0,25$  pentru nisipuri cu  $D_{50} < 0,25 \text{ mm}$ . Acest procedeu permite evaluarea condițiilor în care lichefierea este probabilă pe baza unui criteriu unic, indiferent de valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ).

Corelația hiperbolică obținută de Shibata și Teparaksa este prezentată sub formă grafică în fig. 3.18. Efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) a fost determinat cu ajutorul relației (3.31), în care intervine ca parametru și magnitudinea cutremurului  $M$ .

Conform metodologiei propusă de Shibata și Teparaksa, prin utilizarea rel. (3.31) și (3.34), se pot stabili familii de curbe care definesc domeniile critice, pentru valori particulare ale diametrului mijlociu  $D_{50}$  și funcție de rezistența la penetrare statică corectată. Curbele de variație ale domeniilor critice obținute de Shibata și Teparaksa sunt prezentate în fig. 3.19 [72].

Totodată, prin utilizarea rel. (3.34), Shibata și Teparaksa au stabilit criterii grafice care exprimă variația rezistenței la penetrare critică funcție de adâncime, de accelerația maximă indusă de seism la suprafața terenului ( $a_{\max}$ ), de magnitudinea cutremurului ( $M$ ), de nivelul apei subterane și de diametrul mijlociu  $D_{50}$ , care intervine prin intermediul coeficientului  $C_2$ .

Graficele, exprimate sub forma  $(R_{p1})_{cr} / C_2$  sunt prezentate în fig. 3.20, iar suprapunerea acestora peste diagrama de penetrare statică permite localizarea zonelor în care este posibilă apariția lichefierii în depozitele nisipoase saturate.

O analiză comparativă a domeniilor limită (critice) care separă zonele lichefiabile de cele nelichefiabile și care au la bază datele CPT, obținute de diverși autori, este prezentată în fig. 3.11, pentru nisip curat ( $0,25 < D_{50} < 2,0 \text{ mm}$ ; P.F.  $\leq 5\%$ ), fig. 3.13, pentru nisip prăfos



( $0,10 \leq D_{50} \leq 0,25$  mm;  $5\% < P.F < 35\%$ ) și în fig. 3.15, pentru praf nisipos ( $D_{50} < 0,10$  mm;  $P.F \geq 35\%$ ).

Din această analiză rezultă că domeniile limită, stabilite de Stark și Olson (1995) reprezintă o înfășurătoare a celor mai multe curbe obținute de alți autori, în special în domeniul de interes general pentru studiul lichefierii, care corespunde valorilor ( $\tau$ ) cuprinse între 0,1 și 0,3. Pentru anumite valori ale diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ), criteriile obținute de Stark și Olson sunt mai restrictive decât cele obținute de Shibata și Teparaksa (1988).

Având la bază rezultate obținute prin încercări de penetrare statică și fiind stabilite pe baza celui mai mare număr de cazuri (180 cazuri) de lichefiere și nelichefiere, manifestate în timpul unor cutremure puternice, criteriile stabilite de Stark și Olson (1995) **par a fi cele mai recomandate în analize de lichefiere.**

Pe baza acestor considerente, **autorul acestei lucrări a propus un procedeu de evaluare a potențialului de lichefiere**, care are la bază criteriile grafice stabilite de Stark și Olson (1995) și care permite evaluarea potențialului de lichefiere, prin determinarea coeficientului de siguranță la lichefiere pentru diverse adâncimi ale depozitului nisipos analizat.

Etapele de lucru ale unei analize de lichefiere, care are la bază procedeul propus de autor, au fost prezentate în detaliu în cap. 4 al prezentei lucrări. Procedeul a fost utilizat în analize de lichefiere pe amplasamentele unor obiecte aferente Centralei electrice de termoficare din Timișoara și pe amplasamentele unor blocuri de locuințe din municipiul Arad. **Prelucrarea datelor experimentale care au la bază încercări de penetrare statică cu con, conform procedeuului propus și rezultatele obținute sunt prezentate în paragrafele 4.2 și 4.3.**

Criteriile de apreciere a potențialului de lichefiere stabilite de Shibata și Teparaksa (1988), deși sunt mai puțin restrictive decât cele obținute de Stark și Olson (1995), prezintă avantajul că pot fi utilizate fie sub forma unui criteriu grafic unic, indiferent de valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) (fig. 3.20), fie sub forma unor familii de curbe, corespunzătoare unor valori reprezentative ale diametrului mijlociu (fig. 3.19).

Pe baza celor prezentate, autorul consideră ca utilă introducerea următoarelor propuneri de completare a instrucțiunilor românești, cu indicativul P125-84:

- (1) Graficul de variație a factorului de corecție ( $C_q$ ), prezentat în fig. 5.3 și care permite determinarea rezistenței la penetrare statică corectată ( $R_{P1}$ ).
- (2) Criteriul grafic de apreciere a potențialului de lichefiere, care utilizează domeniile limită prezentate în fig. 5.7, funcție de rezistența la penetrare statică corectată ( $R_{P1}$ ), efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ) și categoria de pământ nisipos, exprimată prin valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ).
- (3) Procedeul de evaluare a potențialului de lichefiere, propus de autor și care utilizează domeniile limită prezentate în fig. 5.7, prin determinarea variației coeficientului de siguranță la lichefiere cu adâncimea.
- (4) Procedeul de evaluare a potențialului de lichefiere, pe baza criteriului unic, [propus de Shibata și Teparaksa (1988)], exprimat prin rel. (3.34) și fig. 3.20.

- (5) Relațiile corelative grafice între rezistența la penetrare standard și rezistența la penetrare statică, prezentate în fig. 3.21 și fig. 5.5, care iau în considerare valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ).

**Utilitatea propunerilor recomandate este justificată de următoarele considerente:**

- criteriile de evaluare a potențialului de lichefiere reprezintă o sinteză a cercetărilor în domeniu pe plan mondial și au fost stabilite pe baza observațiilor obținute prin analiza a 180 cazuri de lichefiere și nelichefiere manifestate în timpul unor cutremure puternice din Japonia, China, SUA și România și la care au fost disponibile date obținute prin încercări de penetrare statică;

- domeniile limită (critice) care permit evaluarea coeficientului de siguranță la lichefiere, conform procedurii propus de autor, iau în considerare principalii factori care condiționează sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase: parametri mișcării seismice ( $a_{max}$ , intensitatea, magnitudinea), nivelul apei subterane, granulozitatea (diametrul mijlociu, conținutul de praf și argilă), starea de îndesare (exprimată prin valoarea rezistenței la penetrare) și adâncimea stratului analizat în depozit;

- procedeul de analiză a lichefierii pe baza acestor criterii permite determinarea zonelor lichefiabile în depozitul nisipos, stabilirea adâncimii până la care este necesară îmbunătățirea terenului și alegerea metodei de îmbunătățire, funcție de coeficientul de siguranță dorit;

- în instrucțiunile cu indicativul P125-84 nu este prevăzut nici un criteriu direct care să permită aprecierea potențialului de lichefiere pe baza rezultatelor penetrării statice cu con. În acest sens, se recomandă utilizarea criteriului bazat pe penetrarea dinamică standard (anexa 2, fig. C<sub>2</sub>) și a unor relații generale corelative între penetrarea statică și penetrarea dinamică standard [ $R_p/N = 0,35...0,40$  (MPa/lov/30 cm) pentru nisipuri fine;  $R_p/N = 0,45...0,50$  (MPa/lov/30 cm), pentru nisipuri grosiere].

#### 5.4. CORELAȚII ÎNTRE POTENȚIALUL DE LICHEFIERE ȘI REZULTATELE PENETRĂRII DINAMICE CU CON (PDU ȘI PDM)

În capitolul 3.3 au fost prezentate principalele direcții în care rezultatele penetrării dinamice cu con au fost utilizate pentru studiul sensibilității la lichefiere a pământurilor nisipoase saturate.

Așa cum s-a arătat, primele utilizări ale rezultatelor acestei încercări de teren au vizat determinarea gradului de îndesare ( $I_D$ ), care este unul din parametri determinanți ai sensibilității la lichefiere [rel. (3.36)...(3.39)]. Această metodă de cercetare a terenului s-a impus în special în Europa, datorită unor avantaje tehnico-economice dintre care se pot aminti: aparatură simplă, rapiditatea execuției, preț de cost redus. La fel ca și penetrarea statică, încercarea de penetrare dinamică furnizează un profil informativ al rezistenței terenului în adâncime.

Se apreciază că rezultatele încercării de penetrare dinamică cu con nu au fost utilizate în obținerea unor corelații directe, care să permită evaluarea potențialului de lichefiere din următoarele considerente:

- dificultatea interpretării unitare a rezultatelor, cauzată de numărul mare de penetrometre utilizate pe plan mondial, care au caracteristici diferite: lucrul mecanic dezvoltat de berbecul în cădere, modul de acționare, suprafața și unghiul la vârful conului, modul de reducere a frecării laterale pe tije etc.;

- lipsa observațiilor de cazuri cu lichefierii sau nelichefierii reale, din timpul unor cutremure, și la care să fie disponibile date obținute în urma unor penetrări dinamice.

O corelație directă între rezultatele penetrării dinamice cu con și sensibilitatea la lichefiere a nisipurilor a fost propusă de Perlea (1978) [53], care se bazează pe studiile efectuate de Ishihara, cu ajutorul penetrometrului standard (SPT) și care au fost adaptate la penetrometrul dinamic ușor (PDU) și mijlociu (PDM). Corelația este prezentată, sub formă grafică, în fig. 3.22, pentru gradul de intensitate seismică 7, respectiv 8 MSK.

Corelația amintită prezintă dezavantajul că nu ia în considerare granulozitatea pământului nisipos, exprimată prin valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ), ori majoritatea studiilor în domeniu au scos în evidență că rezistența la lichefiere depinde sensibil de valoarea acestui parametru [61, 68, 69, 70, 71, 72, 75]. De asemenea, corelația propusă de Perlea (1978) nu ține seama de influența nivelului apei subterane.

Pornind de la aceste considerente, autorul a propus și stabilit corelații grafice care permit evaluarea potențialului de lichefiere, prin determinarea coeficientului de siguranță la lichefiere, pe baza rezultatelor penetrării dinamice cu con de tip (PDU) și (PDM). Corelațiile grafice sunt prezentate sub forma unor domenii limită, care separă zonele lichefiabile de cele în care lichefierea este improbabilă și care exprimă relația de dependență dintre rezultatele penetrării dinamice cu con ( $N_{10-PDU}$  și  $N_{10+PDM}$ ) și efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ).

Corelațiile propuse se bazează pe transformarea domeniilor limită corespunzătoare penetrării statice, stabilite de Stark și Olson (1995) [75] pentru datele specifice penetrării dinamice cu con (PDU) și (PDM).

Domeniile limită propuse, funcție de natura pământului nisipos și tipul penetrării, s-au stabilit prin utilizarea legăturilor corelative între rezistența la penetrare statică ( $R_p$ ) și numărul de lovituri ( $N_{10}$ ), obținute prin prelucrări statistice de către diverși autori [26, 27, 28, 34].

Relațiile corelative utilizate pentru obținerea domeniilor limită, au fost exprimate cu ajutorul relațiilor (3.40)...(3.43), iar domeniile limită obținute de autor sunt prezentate în fig. 5.8 pentru penetrarea (PDU) și fig. 5.9 pentru penetrarea (PDM). Domeniile de valabilitate a criteriilor grafice sunt specificate pe figură.

Prin utilizarea efortului unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ), corelațiile propuse de autor prezintă avantajul că permit luarea în considerare a adâncimii stratului analizat, a nivelului apei subterane și a accelerației maxime induse de seism la suprafața terenului, ( $a_{max}$ ).

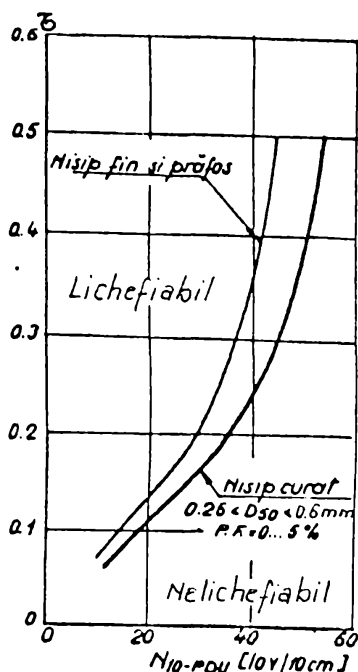


Fig. 5.8. Domenii limită  $\tau$ - $N_{10-PDU}$

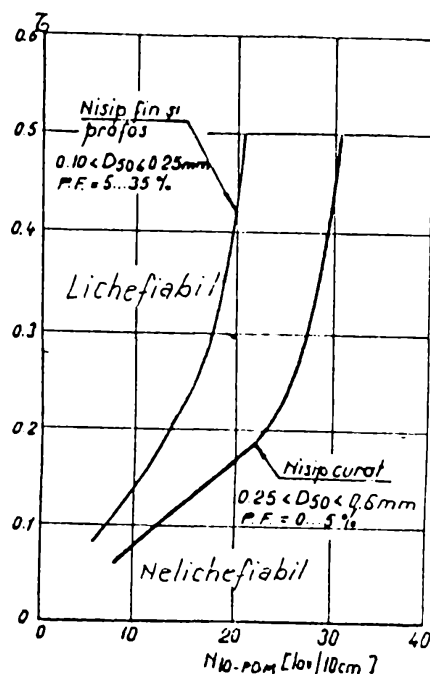


Fig. 5.9. Domenii limită  $\tau$ - $N_{10-PDM}$

Cu ajutorul criteriilor grafice prezentate în fig. 5.8 și 5.9, autorul a propus și o metodologie de lucru pe faze, care permite evaluarea potențialului de lichefiere și determinarea coeficientului de siguranță la lichefiere funcție de rezultatele penetrării dinamice cu con ( $N_{10-PDU}$  și  $N_{10-PDM}$ ) și efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ). Procedeu de lucru este prezentat în detaliu în cap. 4.1. și modul de aplicare al acestuia este particularizat pentru analize concrete de lichefiere pe amplasamentele unor obiecte aferente CET Timișoara și a unor blocuri de locuințe din municipiul Arad. Analizele de lichefiere s-au efectuat prin prelucrarea unui mare volum de date experimentale obținute prin încercări de penetrare statică și dinamice cu con (PDM și PDU), executate în paralel (sau în apropiere), sau numai prin încercări de penetrare dinamică (PDU), realizate pe amplasamentele menționate.

Modul de prelucrare a datelor și rezultatele obținute sunt prezentate, pentru fiecare amplasament, în cap. 4 al lucrării.

Coeficientul de siguranță a fost determinat cu ajutorul rel. (4.2), la diverse adâncimi în interiorul depozitului nisipos analizat, iar graficul de variație al acestuia cu adâncimea, permite localizarea zonelor lichefiabile și adâncimea până la care lichefierea este probabilă. Acest fapt permite determinarea adâncimii pe care este necesară îmbunătățirea terenului, stabilirea tehnologiei de îmbunătățire funcție de coeficientul de siguranță dorit și controlul efectului îmbunătățirii terenului, prin compararea graficului de variație a coeficientului de siguranță la lichefiere, obținut după îmbunătățire, cu variația coeficientului obținut în terenul natural.

Modul de analiză a condițiilor de lichefiere, conform acestui procedeu, este particularizat prin prelucrarea datelor experimentale pe amplasamentul a două blocuri de locuințe din municipiul Arad. Datele obținute sunt prezentate detaliat în cap. 4.3, iar graficele de variație a coeficientului de siguranță la lichefiere, obținute înainte și după execuția îmbunătățirii terenului, sunt prezentate comparativ în fig. 4.39 și 4.44.

Datorită acestor aspecte tehnice, autorul acestei lucrări consideră că procedeul de analiză a condițiilor de lichefiere care are la bază rezultatele încercării de penetrare dinamică cu con (PDU și PDM) pe baza criteriilor grafice prezentate în fig. 5.8 și 5.9 poate fi introdus ca propunere de completare a instrucțiunilor românești P125-84 [88].

Această recomandare este justificată mai ales de faptul că în instrucțiunile românești nu este specificat nici un criteriu de apreciere a sensibilității la lichefiere pe baza rezultatelor penetrării dinamice cu con.

De asemenea, criteriile propuse utilizează efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ), ceea ce permite luarea în considerare a parametrilor care definesc mișcarea seismică ( $a_{max}$ , intensitatea) și nivelul apei subterane (prin intermediul efortului unitar vertical efectiv). Criteriile propuse iau în considerare și granulozitatea pământurilor analizate, prin intermediul diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) și conținutul de particule fine, corespunzătoare fracțiunii granulare a prafului și argilei.

Criteriile grafice prezentate în fig. 5.8 și 5.9 au fost stabilite pe baza unor relații corelative  $N_{10}$ - $R_p$ , relații care pot fi influențate semnificativ de o serie de factori locali și care pot afecta precizia rezultatelor obținute. Pentru eliminarea acestor neajunsuri este recomandată stabilirea unor corelații  $N_{10}$ - $R_p$  specifice amplasamentului analizat.

## 5.5. STUDII PRIVIND EVALUAREA TASĂRII NISIPURILOR SATURATE SUPUSE LA ACȚIUNI SEISMICE

### 5.5.1. Evaluarea tasării în cazul lichefierii complete

Este cunoscut faptul că nisipurile supuse unei acțiuni seismice au tendința să se taseze, trecând într-o stare mai îndesată. Dacă nisipurile sunt saturate și nu există posibilități de drenaj, deformațiile se produc în condiții de volum constant și primul efect al acțiunii seismice este generarea unei presiuni suplimentare în apa din pori. În aceste condiții tasarea apare dacă excesul de presiune a apei din pori este disipat.

Timpu necesar pentru dezvoltarea tasării este în funcție de caracteristicile terenului și de distanța de drenaj și poate să varieze de la perioada imediată acțiunii seismice până la cca. o zi [79].

Deoarece chiar tasări mici pot provoca uneori efecte semnificative asupra stabilității și rezistenței structurilor supuse acțiunilor seismice, este necesară dezvoltarea unor metode și analize simplificate care să permită prognozarea stării probabile a nisipurilor saturate în perioada de postlichefiere.

Primele cercetări în domeniu și primele metode de prognoză a tasării nisipurilor saturate au fost propuse de Silver și Seed (1971) [73] și de către Lee și Albaisa (1974) [36].

Pe baza unor încercări de laborator, cu ajutorul triaxialului ciclic, Lee și Albaisa (1974)[36] au studiat tasarea nisipurilor, rezultată în urma disipării excesului de presiune a

apei din pori, generată în timpul încărcării ciclice. Ei au ajuns la concluzia că valoarea deformației specifice, pentru nisipuri nelichefiabile, crește cu creșterea diametrului particulelor, cu scăderea gradului de îndesare și cu creșterea mărimii presiunii în exces a apei din pori. Autorii nu au tras nici o concluzie cu privire la efectul deformațiilor unghiulare în stadiul de postlichefiere.

Tokimatsu și Seed (1987) [79] citează studiile efectuate de Tatsuoka ș.a. (1984), care au studiat deformația specifică, după lichefierea inițială ( $u/\sigma'_v = 1,0$ ;  $u$  = presiunea apei din pori,  $\sigma'_v$  = efortul vertical efectiv) și au ajuns la concluzia că amplitudinea tasării este influențată semnificativ de deformația unghiulară maximă produsă în teren și de gradul de îndesare, dar nu depinde semnificativ de efortul vertical efectiv. Rezultă că deformația unghiulară maximă este un factor principal care influențează tasarea probabilă după ce lichefierea s-a declanșat.

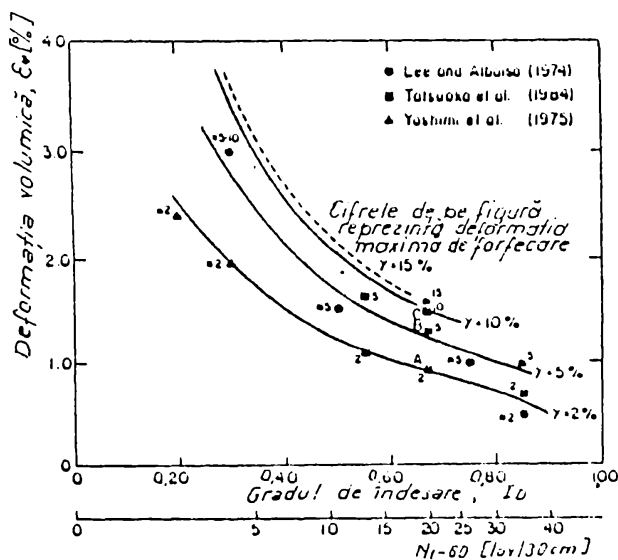
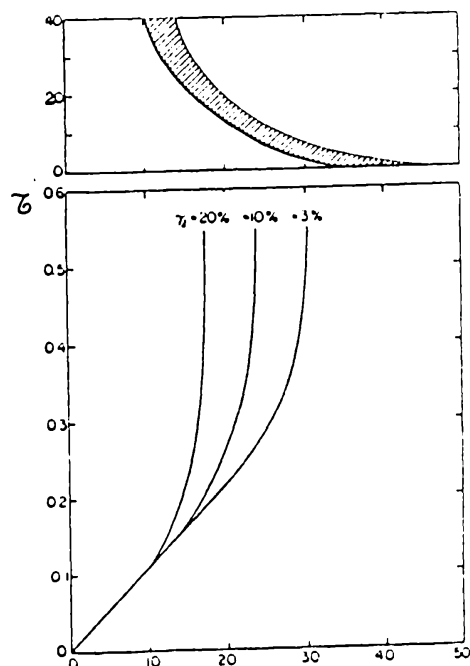


Fig. 5.10. Relația între deformația specifică, deformația unghiulară și gradul de îndesare pentru nisipuri [79].

Cu toată împrăștierea datelor (cu o eroare de  $\pm 25\%$ ), rezultatele prezentate în fig. 5.10 constituie o bază pentru obținerea unei relații preliminare între deformația specifică ( $\epsilon$ ), obținută după lichefiere, și alți parametri. De asemenea, relațiile prezentate în fig. 5.10 pot fi utilizate pentru estimarea tasărilor probabile ale altor

Fig. 5.11. Relația dintre deformația unghiulară limită ( $\gamma_l$ ), efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) și rezistența la penetrare corectată ( $N_{1,60}$ ) [79]

Variația deformației specifice funcție de gradul de îndesare și de deformația unghiulară, obținută în studiul lui Tatsuoka ș.a. este prezentată în fig. 5.10. În figura 5.10 sunt prezentate și rezultatele obținute de Lee și Albaisa (1975), precum și cele obținute în studiul lui Yoshimi ș.a. (1975). Din curbele medii prezentate în fig. 5.10 apare evidentă creșterea valorii deformației specifice odată cu scăderea gradului de îndesare ( $I_D$ ) și cu creșterea deformației unghiulare ( $\gamma$ ) indusă în teren.





nisipuri saturate după lichefiere, știut fiind că gradul de îndesare poate fi determinat prin încercări de teren cu o aproximație rezonabilă.

Pe baza acestor concluzii, Tokimatsu și Seed (1987) [79] au obținut o relație grafică care exprimă legătura între deformația unghiulară limită ( $\gamma_l$ ), efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ) și rezistența la penetrare standard corectată ( $N_{1-60}$ ). Această relație grafică este prezentată în fig. 5.11.

Pentru determinarea efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) indus de seism s-a utilizat relația simplificată propusă de Seed și Idriss (1971) [67] [rel. (3.25)].

Rezistența la penetrare ( $N_{1-60}$ ) este corectată funcție de efortul unitar vertical efectiv și pentru un transfer de aproximativ 60% a energiei dezvoltate prin căderea liberă a berbecului pe tubul carotier [rel. (3.7) și (3.11)].

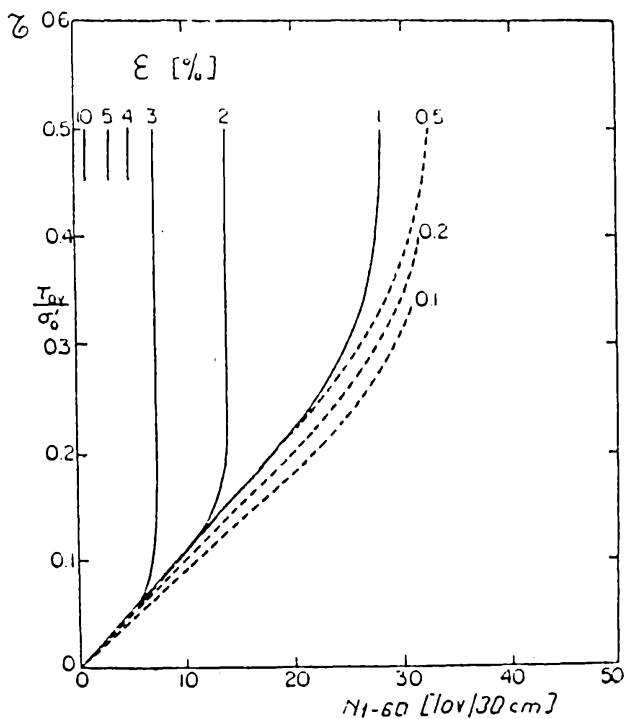


Fig. 5.12. Relația dintre deformația specifică ( $\varepsilon$ ), efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) și rezistența la penetrare standard corectată ( $N_{1-60}$ ) [79]

Graficul prezentat în fig. 5.11 permite determinarea deformației unghiulare limită ( $\gamma_l$ ), înregistrată după lichefiere, funcție de valoarea ( $\tau$ ) și ( $N_1$ ).

Prin combinarea datelor prezentate în fig. 5.10 și 5.11, Tokimatsu și Seed (1987) [79] au obținut relația de legătură dintre deformația specifică ( $\varepsilon$ ), efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) și rezistența la penetrare corectată ( $N_{1-60}$ ). Relația de legătură obținută este prezentată în fig. 5.12.

Cu ajutorul graficelor din fig. 5.12 se poate evalua deformația specifică ( $\varepsilon$ ) și implicit tasarea probabilă după lichefierea nisipurilor saturate, funcție de valorile ( $\tau$ ) și ( $N_{1-60}$ ).

Tasarea probabilă poate fi calculată cu expresia:

$$S = \sum \varepsilon_i \cdot H_i \quad (5.3)$$

în care:  $\varepsilon_i$  - deformația specifică stratului elementar  $i$ , obținută din fig. 5.12 funcție de ( $\tau$ ) $_i$  și ( $N_{1-60}$ ) $_i$

$H_i$  - grosimea stratului elementar,  $i$ .

### 5.5.2. Evaluarea tasării în cazul lichefierii incomplete

Chiar dacă lichefierea este incompletă ( $u/\sigma'_v < 1,0$ ), o anumită presiune în exces a apei din pori poate fi generată în timpul mișcării seismice și disiparea acesteia va avea ca efect producerea unor tasări, relativ mai mici decât în cazul lichefierii complete. Presiunea apei din



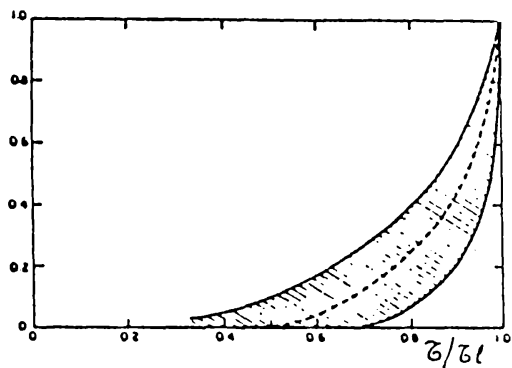


Fig. 5.13. Relația dintre  $(u/\sigma'_v)$  și  $(\tau/\tau_l)$  [79]

pori generată în aceste condiții poate fi exprimată în funcție de raportul dintre efortul unitar de forfecare normalizat indus ( $\tau$ ) și efortul unitar de forfecare care produce lichefierea completă ( $\tau_l$ ).

În fig. 5.13 este reprezentată relația dintre raportul  $(u/\sigma'_v)$  și  $(\tau/\tau_l)$  obținută în studiul lui Tokimatsu și Yoshimi (1983) [78]. Linia întreruptă reprezintă relația corespunzătoare pentru majoritatea tipurilor de nisipuri.

Lee și Albaisa (1974) [36] au studiat dependența deformației specifice de raportul  $(u/\sigma_{3C})$  și au ajuns la concluzia că pentru valoarea  $(u/\sigma_{3C})$  mai mică de 0,6, relația între aceste mărimi poate fi reprezentată prin linia întreruptă din fig. 5.14. Valoarea  $(\sigma_{3C})$  reprezintă presiunea de consolidare a probelor în timpul încercărilor.

Prin combinația valorilor medii, prezentate în fig. 5.13 și 5.14, se obține o relație de legătură între deformația specifică ( $\epsilon$ ) și valoarea  $(\tau/\tau_l)$  pentru nisipuri curate saturate. Relația este prezentată sub formă grafică în fig. 5.15 [79].

Din fig. 5.15 se poate observa că și în condițiile în care valoarea raportului  $(\tau/\tau_l)$  ajunge la 0,8 (care corespunde unui coeficient de siguranță împotriva lichefierii egal cu 1,25), valoarea deformației specifice ajunge la cca. 0,1%.

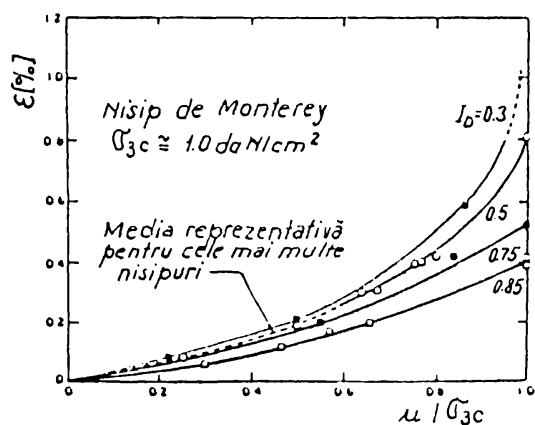


Fig. 5.14. Relația dintre deformația specifică ( $\epsilon$ ) și raportul  $(u/\sigma_{3C})$  [36]

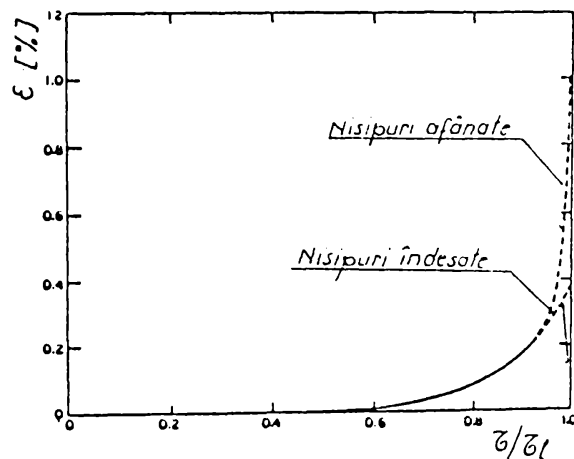


Fig. 5.15. Relația dintre deformația specifică ( $\epsilon$ ) și raportul  $(\tau/\tau_l)$  [79]

Totodată, din fig. 5.15 se poate observa că pentru valori ale raportului  $(\tau/\tau_l)$  mai mici de 0,7, raportul  $(u/\sigma'_v)$  are valori mai mici de 0,1 și din acest motiv efectul produs de generarea presiunii apei din pori asupra tasării unei structuri este nesemnificativ.

### 5.5.3. Efectul magnitudinii cutremurului asupra tasării nisipurilor saturate

Criteriile grafice care permit evaluarea deformației specifice ( $\epsilon$ ), prezentate în fig. 5.12, au fost obținute pentru seisme cu magnitudinea  $M = 7,5$ . Aceste criterii grafice pot fi extinse și pentru alte magnitudini, dacă se are în vedere că deosebirea dintre seismele cu diferite magnitudini constă în numărul de cicluri de solicitare pe care acestea le produc [68].

În tabelul 5.1. prezentat anterior, a fost prezentat numărul reprezentativ de cicluri echivalente, corespunzător unui efort unitar de forfecare indus,  $\tau = 0,65\tau_{\max}$  ( $\tau_{\max}$  este efortul unitar de forfecare maxim indus de seism), funcție de magnitudinea seismelor, obținute în studiul efectuat de Seed ș.a. (1983) [68].

Pentru determinarea deformației specifice ( $\epsilon$ ) pentru orice valoare a magnitudinii cutremurului, se pot utiliza graficele prezentate în fig. 5.12, în care se va modifica valoarea efortului unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) prin utilizarea relației (5.1)

Tasările calculate prin utilizarea graficelor prezentate în fig. 3, au fost comparate cu tasările reale, măsurate în cazul a 2 clădiri fondate pe nisipuri saturate, în timpul cutremurului Tokachi-Oki (Japonia, 1968,  $M = 7,9$ ). Datele au fost prezentate de Tokimatsu și Seed (1987) [79] și s-a constatat o bună corespondență între tasările măsurate și cele calculate după metoda propusă. Acest fapt justifică și recomandă utilizarea acestei metode pentru calculul tasării probabile a nisipurilor saturate datorită acțiunii cutremurelor.

### 5.5.4. Evaluarea tasării produse în urma lichefierii pe baza rezultatelor penetrării statice și dinamice cu con

În fig. 5.12 au fost prezentate criteriile grafice care permit determinarea deformației specifice ( $\epsilon_v$ ), în funcție de efortul de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ) și de rezistența la penetrare corectată ( $N_{1-60}$ ), obținută în urma încercării de penetrare dinamică standard.

Datorită avantajelor pe care le prezintă încercarea de penetrare statică, în comparație cu penetrarea dinamică standard, autorul a propus o metodologie de evaluare a tasării probabile, produsă în urma lichefierii, în funcție de rezistența la penetrare statică corectată ( $R_{P1}$ ) și de efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ) indus de seism. Pentru aceasta, autorul a transformat criteriile grafice, prezentate în fig. 5.12 și care se bazează pe rezistența la penetrare standard corectată ( $N_{1-60}$ ), în criterii care utilizează rezistența la penetrare statică corectată ( $R_{P1}$ ).

Criteriile propuse sunt prezentate în fig. 7 și au fost stabilite pe bază de relații corelative între ( $R_{P1}$ ) și ( $N_{1-60}$ ). Pentru aceasta, autorul a utilizat relațiile corelative recomandate de Robertson și Campanella (1985) [61] astfel:

- pentru nisip curat, cu  $D_{60} > 0,25$  mm:

$$R_{P1} / N_{1-60} = 0,50 \quad [MPa / \text{lovituri} / 30 \text{ cm}] \quad (5.4)$$

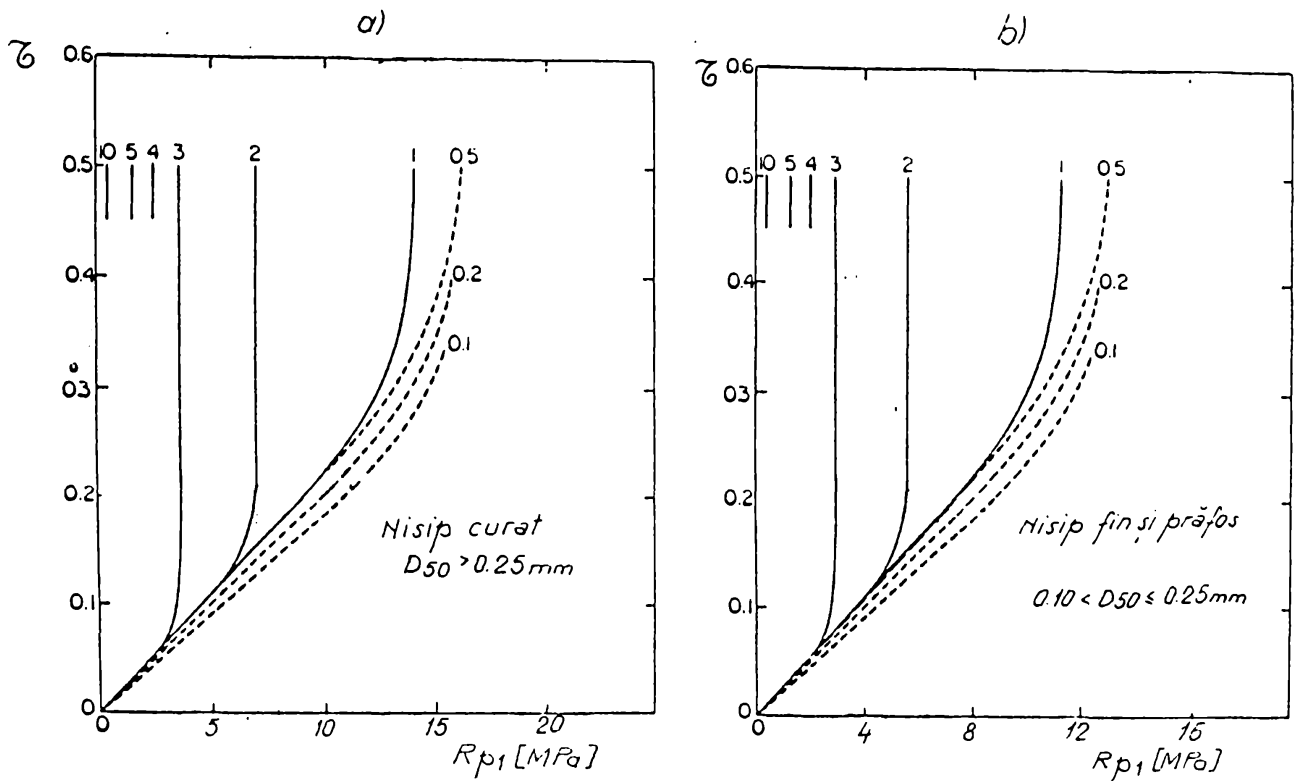


Fig. 5.16. Criterii grafice care exprimă relația dintre deformația specifică ( $\varepsilon$ ) și rezistența la penetrare statică corectată ( $R_{p1}$ ).

a) nisip curat cu  $D_{50} > 0,25$  mm; b) nisip fin și prăfos cu  $0,10 < D_{50} \leq 0,25$  mm

- pentru nisip fin și prăfos, cu  $0,10 < D_{50} < 0,25$  mm

$$R_{p1} / N_{1-60} = 0,40 \quad [MPa / \text{lovituri} / 30cm] \quad (5.5)$$

Rapoartele de conversie, exprimate prin relațiile (5.4) și (5.5), pot fi considerate ca valori medii acceptate în majoritatea studiilor și cercetărilor din domeniu [55, 61, 68, 70, 88]. Rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ) se determină cu ajutorul relației (3.27) sau a graficului din fig. 5.3, iar efortul unitar de forfecare normalizat ( $\tau$ ), cu ajutorul relației (3.25).

Pe baza acestor doi parametri se poate estima deformația specifică ( $\varepsilon$ ), care permite estimarea tasării probabile produsă datorită fenomenului de lichefiere, cu ajutorul relației (5.3).

Pe baza unor relații corelative între numărul de lovituri ( $N_{10-PDU}$  și/sau  $N_{10-PDM}$ ) și rezistența la penetrare ( $R_p$ ), autorul a stabilit și criterii grafice care permit evaluarea deformației specifice ( $\varepsilon$ ) pe baza rezultatelor obținute în urma încercării de penetrare dinamică cu con și a efortului unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ). Aceste criterii au fost stabilite prin transformarea criteriilor grafice, prezentate în fig. 5.16 și care se bazează pe rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ), utilizând relațiile corelative (3.40) ... (3.43).

Criteriile grafice obținute sunt prezentate în fig. 5.17, funcție de categoria de pământ nisipos și de tipul de penetrometre utilizat în timpul încercărilor.

Cu valoarea deformației specifice ( $\varepsilon$ ) determinată pe baza numărului de lovituri ( $N_{10-PDU}$  și/sau  $N_{10-PDM}$ ) și a efortului unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ), se poate estima tasarea probabilă produsă în urma lichefierii cu ajutorul rel. (5.3).

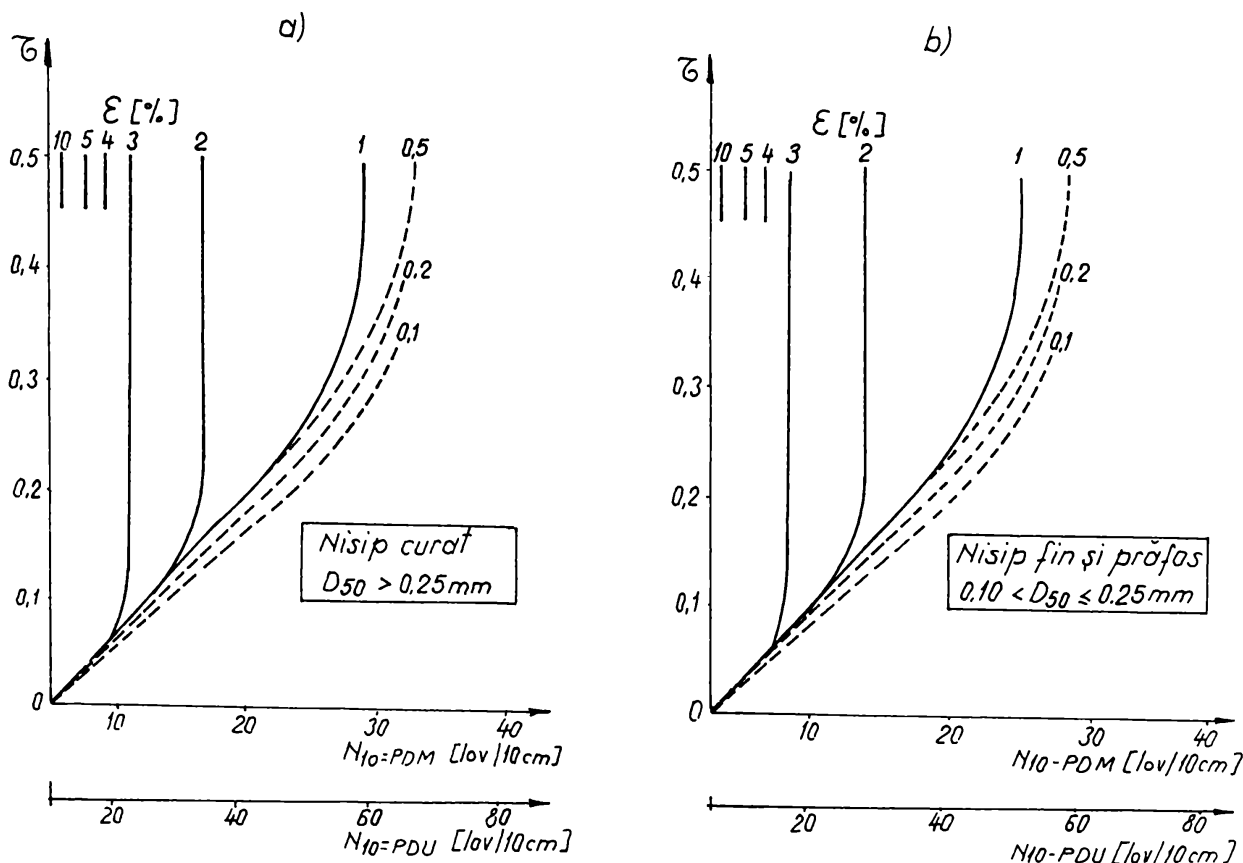


Fig. 5.17. Criterii grafice care exprimă relația dintre deformația specifică ( $\varepsilon$ ) și rezultatele penetrării dinamice cu con (PDU și PDM)

a) nisip curat cu  $D_{50} > 0,25$  mm; b) nisip fin și prăfos cu  $0,10 < D_{50} \leq 0,25$  mm

Aplicarea practică a procedurii de evaluare a tasărilor, care se bazează pe criteriile grafice prezentate în fig. 5.16 și 5.17, este particularizată pentru amplasamentul blocului 8 din zona Banu Mărăcine - Arad. Calculul de evaluare a tasărilor s-a făcut pe baza rezultatelor încercării de penetrare dinamică cu con (PDU) și a penetrării statice cu con.

Datele despre amplasament și rezultatele încercărilor de teren au fost prezentate detaliat în analiza de lichefiere a terenului din cadrul paragrafului 4.3.1.

Pentru evaluarea tasărilor, terenul de fundare a fost împărțit, începând de la nivelul apei subterane, în 9 strate elementare a câte 0,5 m grosime. Calculele au fost conduse în tabelul 5.2, pentru penetrarea dinamică ușoară medie (PDU) și în tabelul 5.3 pentru penetrarea statică medie. Pentru completarea datelor din tabele s-au folosit valorile ( $\tau$ ) și ( $R_{p1}$ ) din tabelul 4.11, iar pentru determinarea valorilor ( $\varepsilon$ ) s-au utilizat criteriile grafice din fig. 5.16.b, corespunzătoare categoriei de teren nisipos de pe amplasament (nisip fin și nisip prăfos cu  $D_{50} = 0,10 \dots 0,20$  mm).

Valorile ( $N_{10-PDU}$ ) s-au luat ca valori medii, corespunzătoare fiecărui strat elementar, iar deformația specifică ( $\varepsilon$ ) a fost evaluată cu ajutorul graficelor prezentate în fig. 5.17.b.

Tasarea probabilă, produsă în ipoteza lichefierii terenului, a fost evaluată cu ajutorul rel. (5.3), prin însumarea pe stratele elementare considerate. Conform datelor prezentate în

Tabelul 5.2

## Calculul tasării probabile pe baza penetrării dinamice cu con PDU

Număr strat elementar	Grosimea [m]	$\tau$	Teren natural			Teren îmbunătățit		
			$N_{10-PDV}$ [lov/10cm]	$\epsilon$ [%]	Tasarea S [cm]	$N_{10-PDU}$ [lov/10cm]	$\epsilon$ [%]	Tasarea S [cm]
1	0,5	0,106	7	4,5	2,25	20	2,6	1,3
2	0,5	0,138	13	3,8	1,9	27	1,5	0,75
3	0,5	0,154	14	3,7	1,85	25	2,5	1,25
4	0,5	0,163	23	2,6	1,3	32	1,0	0,5
5	0,5	0,169	18	3,0	1,5	28	2,2	1,1
6	0,5	0,173	11	4,0	2,0	25	2,6	1,3
7	0,5	0,176	12	3,9	1,95	31	1,7	0,85
8	0,5	0,177	17	3,1	1,55	29	2,0	1,0
9	0,5	0,178	15	3,5	1,75	28	1,8	0,9
Tasarea totală			16,05 cm			8,95 cm		

Tabelul 5.3

## Calculul tasării probabile pe baza penetrării statice

Număr strat elementar	Grosimea [m]	$\tau$	Teren natural			Teren îmbunătățit		
			$R_{p1}$ [MPa]	$\epsilon$ [%]	S [cm]	$R_{p1}$ [MPa]	$\epsilon$ [%]	S [cm]
1	0,50	0,106	3,63	2,9	1,45	8,5	0	0
2	0,50	0,138	3,86	2,8	1,4	8,7	0	0
3	0,50	0,154	5,12	2,2	1,1	8,4	0	0
4	0,50	0,163	8,75	1,0	0,5	11,25	0	0
5	0,50	0,169	10,02	0,5	0,25	10,1	0	0
6	0,50	0,173	9,82	0,5	0,25	8,2	0,5	0,25
7	0,50	0,176	1,85	4,9	2,45	8,0	0,5	0,25
8	0,50	0,177	2,52	3,9	1,95	7,6	1,0	0,5
9	0,50	0,178	1,43	7,5	3,75	7,6	1,0	0,5
Tasarea totală			11,55 cm			1,50 cm		

tabelele 5.2. și 5.3, rezultă că tasarea probabilă, în ipoteza lichefierii terenului natural, va avea valoarea de 16,05 cm, apreciată pe baza penetrării dinamice PDU și, respectiv, 11,55 cm, pe baza penetrării statice. Se constată o diferență apreciabilă între cele două valori ale tasării

probabile, care poate fi justificată pe baza corelației utilizate pentru obținerea graficelor prezentate în fig. 5.17.b, care a fost influențată de condițiile locale ale amplasamentului.

Deoarece în urma analizei de lichefiere (punctul 4.3.1) a rezultat că terenul de pe amplasament este lichefiabil până la adâncimea de 5,0 m, s-a adoptat o soluție de fundare pe teren îmbunătățit cu ploturi din balast, realizate prin vibropresare. Pe baza diagramelor medii de control, obținute după realizarea îmbunătățirii, au fost evaluate și tasările probabile aferente după aceeași metodologie de calcul. Datele obținute sunt prezentate în tabelele 5.2 și 5.3, din care rezultă că, prin îmbunătățirea terenului, s-a obținut o reducere a tasării ca urmare a acțiunii seismice, de la 16,05 cm la 8,95 cm, pe baza datelor PDU și respectiv de la 11,55 cm la 1,50 cm pe baza datelor obținute prin penetrări statice. Și aici se constată diferențe semnificative între tasările probabile obținute pe baza celor două tipuri de încercări de teren. Autorul menționează că nu a folosit o relație corelativă între penetrarea dinamică cu con (PDU) și penetrarea statică specifică amplasamentului analizat, și recomandă, pentru obținerea unor date cât mai concludente, stabilirea și utilizarea unor astfel de corelații.

Metodele de evaluare a tasării nisipurilor saturate, produse în urma lichefierii acestora și care se bazează pe rezultatele încercărilor de penetrare dinamică standard, penetrare dinamică cu con (PDU și/sau PDM) și penetrare statică cu con, pot conduce la rezultate mai puțin exacte decât metodele de calcul ale tasării produse de acțiunea încărcărilor statice. Acest fapt se datorează condițiilor mult mai complexe, care pot fi asociate încărcărilor seismice. Cu toate acestea, comparația datelor obținute în urma măsurătorilor de tasări, în timpul unor cutremure, și rezultatele numerice obținute prin utilizarea metodei prezentate, recomandă aceste metode pentru evaluarea preliminară (o primă aproximație) a tasării probabile produsă de încărcarea seismică.

Deoarece criteriile grafice prezentate în fig. 5.17 au fost stabilite pe baza unor relații corelative între penetrarea dinamică cu con și penetrarea statică cu con, care pot fi influențate semnificativ de condițiile locale, se recomandă, pentru amplasamentele cu obiective importante, stabilirea unor relații corelative specifice amplasamentului analizat. În acest mod, precizia rezultatelor obținute va crește semnificativ.

Metodele prezentate de evaluare a tasării permit, de asemenea, determinarea efectului îmbunătățirii terenului, exprimată cantitativ prin reducerea tasării probabile.

*Pe baza acestor considerente, autorul consideră că procedeul de calcul a tasării datorită lichefierii terenului de fundare și criteriile grafice care permit evaluarea deformațiilor specifice ( $\varepsilon$ ), prezentate în fig. 5.12, 6.16 și 5.17 pe baza încercărilor de penetrare (dinamică standard, dinamică cu con și statică cu con) pot fi considerate ca propuneri care să fie incluse într-un normativ pentru calculul și proiectarea construcțiilor fundate pe terenuri lichefiabile.*

## CAPITOLUL 6

### CONCLUZII FINALE, CONTRIBUȚII ȘI PROPUNERI

Pentru evaluarea potențialului de lichefiere a pământurilor nisipoase saturate, supuse la solicitări seismice, au fost dezvoltate câteva metode practice care se bazează pe încercări la fața locului. Dintre încercările de teren, cel mai mult utilizate pe plan mondial, se remarcă penetrarea dinamică standard (SPT) și penetrarea statică cu con (CPT) [61, 67, 68, 70, 72, 75].

Criteriile de evaluare ale potențialului de lichefiere au fost obținute prin corelarea rezultatelor încercărilor de teren, prezentate în lucrare, cu observațiile privind apariția fenomenelor de lichefiere pe unele amplasamente, în timpul unor cutremure puternice din SUA, Japonia, China și România [61, 70, 72, 75].

Fiind susținute de un mare număr de date experimentale și observații din timpul cutremurelor și datorită faptului că folosesc date obținute prin investigații geotehnice de rutină, utilizate frecvent în cadrul studiilor geotehnice, aceste metode de evaluare a potențialului de lichefiere sunt recomandate a fi folosite și în țara noastră, fiind foarte utile în cadrul analizelor de lichefiere pe amplasamente cu pământuri nisipoase saturate.

Criteriile de apreciere a potențialului de lichefiere, bazate pe rezultatele încercărilor de teren, mai prezintă avantajul că iau în considerare atât condițiile geotehnice ale amplasamentului (stratificația, nivelul apei subterane, granulozitatea), cât și parametrii principali care definesc mișcarea seismică ( $a_{max}$ , magnitudinea M).

Pentru realizarea acestui deziderat, autorul a desfășurat un program de studiu și prelucrări experimentale prin care a urmărit:

- studiul factorilor ce condiționează sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase saturate solicitate la încărcări statice și seismice;
- studii teoretice privind procedeele de evaluare a potențialului de lichefiere pe baza încercărilor de penetrare dinamică standard (SPT), penetrare statică cu con (CPT) și penetrare dinamică cu con (PDU și PDM);
- elaborarea unui procedeu de evaluare a potențialului de lichefiere, care permite, în final, determinarea coeficientului de siguranță la lichefiere, pentru diverse adâncimi ale depozitului nisipos analizat;
- aplicarea procedeuului, propus de autor, la efectuarea unor analize privind condițiile de apariție a lichefierii pe amplasamentele unor obiecte care deservește "Centrala electrică de termoficare - Timișoara" (CET) și a unor blocuri de locuințe din municipiul Arad;
- propuneri de completare a criteriilor de apreciere a susceptibilității la lichefiere, a pământurilor nisipoase saturate, prevăzute în instrucțiunile românești "Îndrumător tehnic pentru studiul proprietăților pământurilor necoezive lichefiabile", indicativ P125-84.

Aspectele urmărite sunt în concordanță cu preocupările recente pe plan mondial, în studiul condițiilor de apariție a fenomenului de lichefiere, constituind obiectul a numeroase lucrări de specialitate [1, 16, 30, 33, 35, 55, 58, 61, 62, 68, 70, 71, 72, 75, 79, 83].



Studiile și prelucrările experimentale, efectuate pentru elucidarea aspectelor susmenționate, au furnizat elemente noi și concluzii utile în analize de lichefiere, dintre care unele constituie contribuții originale ale autorului, și care vor fi prezentate sintetic în cele ce urmează.

## 6.1. CONCLUZII FINALE

6.1.1. Evaluarea potențialului de lichefiere pe baza datelor obținute prin încercări de laborator, pe probe netulburate sau pe probe reprezentative ale masivului de pământ, prezintă unele dificultăți care pot influența semnificativ rezultatele obținute. Dintre factorii care pot influența aceste rezultate se pot enumera: dificultățile ce apar în prelevarea unor probe cu adevărat netulburate sau în obținerea unor probe reprezentative, care să simuleze condițiile din masiv, precum și erorile inerente din timpul încercărilor de laborator (penetrarea membranei, aplicarea eforturilor unitare de forfecare uniforme, etc.).

6.1.2. Datorită acestor aspecte tehnice, cercetările recente, ale specialiștilor în domeniu s-au axat pe evaluarea caracteristicilor, care condiționează sensibilitatea la lichefiere și a potențialului de lichefiere, pe baza unor relații corelative obținute în urma unor încercări de teren. Dintre încercările cel mai des utilizate pe plan mondial și care au stat la baza stabilirii unor astfel de relații corelative se remarcă penetrarea dinamică standard (SPT), penetrarea statică cu con (CPT) și penetrarea dinamică cu con (PDU și PDM).

Principalele studii și cercetări privind utilizarea rezultatelor acestor încercări de teren pentru determinarea parametrilor, care condiționează sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase saturate, au fost sintetizate în cadrul capitolului 3, al prezentei lucrări.

6.1.3. Pe baza datelor **provenite din încercarea (SPT)**, care este cea mai veche și cea mai utilizată încercare de teren (în special în SUA și Japonia), s-au stabilit cele mai multe corelații care permit evaluarea potențialului de lichefiere. În acest sens se remarcă criteriul de apreciere al lichefiabilității propus de Seed (1987) [71], Seed ș.a. (1983, 1985, 1986) [68, 69, 70], care este unul dintre cele mai elaborate și mai utilizate criterii bazate pe datele (SPT). Acest criteriu a fost stabilit prin prelucrarea datelor a 125 cazuri de lichefiere și nelichefiere (67 - lichefiere, 7 - tranziție între lichefiere și nelichefiere, 51- nelichefiere), care s-au manifestat în timpul unor cutremure puternice din SUA, China și Japonia și la care au fost disponibile date (SPT).

6.1.4. Criteriul specificat la punctul 6.1.3., prezintă avantajul că ia în considerare influența principalilor factori care pot condiționa sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase saturate cum ar fi: caracteristicile amplasamentului (stratificație, granulozitate, starea de îndesare, nivelul apei subterane), parametrii solicitării seismice ( $a_{max}$ , magnitudinea  $M$ ) și adâncimea stratului analizat în interiorul depozitului (prin intermediul efortului unitar de forfecare normalizat indus de seism,  $\tau$ ).

6.1.5. De asemenea, criteriul stabilit de Seed și Seed ș.a., care exprimă o relație de dependență între efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ) și rezistența la penetrare corectată ( $N_{1-60}$ ), ia în considerare principalii factori care pot influența semnificativ rezultatele obținute în timpul încercării (SPT) dintre care se pot aminti: influența sarcinii geologice [prin introducerea coeficientului de corecție, calculat cu ajutorul rel. (3.8), (3.9) și (3.10) sau prin utilizarea graficelor prezentate în figura 5.2, în care intervine ca și parametru, gradul de îndesare ( $I_d$ )] și energia pierdută în timpul încercării, prin căderea liberă a berbecului pe tubul carotier [rel. (3.11)].

6.1.6. Criteriul bazat pe datele (SPT) este prezentat în figura 5.1. sub forma unor domenii grafice limită (critice), care separă zona lichefiabilă de zona în care condițiile de lichefiere nu sunt îndeplinite și a fost stabilit pentru cutremure cu magnitudinea  $M = 7,5$ . Utilizarea criteriului pentru cutremure cu magnitudini diferite de valoare 7,5 se poate face prin folosirea rel. (5.1) și a datelor prezentate în tabelul 5.1.

6.1.7. Prin faptul că este simplă, reproductibilă și ușor la standardizat, **încercarea de penetrare statică (SPT)** a devenit una dintre cele mai utilizate metode de investigare geotehnică. Oferind un profil continuu al rezistenței la penetrare în adâncime și pe măsura acumulării a tot mai multe date experimentale corelate cu date din timpul unor cutremure, încercarea (CPT) a început să fie utilizată tot mai mult pentru stabilirea unor criterii de evaluare a potențialului de lichefiere [61, 70, 72, 75].

Studiile și cercetările efectuate, în ultimii 10-15 ani, au urmărit stabilirea unor corelații între efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism și rezistența la penetrare statică, corectată funcție de efortul unitar vertical efectiv.

6.1.8. Primele criterii grafice, care permit evaluarea potențialului de lichefiere prin folosirea datelor (CPT), au fost stabilite de Seed ș.a. (1983) [68] prin transformarea criteriilor care se bazează pe datele (SPT) (fig.5.1) și prin utilizarea unor relații corelative între  $R_{p-CPT}$  și  $N_{SPT}$ .

Criteriile specificate, stabilite pentru două tipuri de pământuri nisipoase (nisip curat cu  $D_{50} > 0,25$  mm și pentru nisipuri prăfoase cu  $D_{50} < 0,15$  mm) și prezentate în fig. 5.4, prezintă dezavantajul că nu utilizează direct date (CPT) ci rezultate obținute în urma unor relații de conversie  $R_{p-CPT}-N_{SPT}$  (specificate pe figura 5.4), relații care pot fi influențate de condițiile locale ale amplasamentului.

6.1.9. Pe baza unui studiu sistematic privind relațiile de conversie  $R_{p-CPT} - N_{SPT}$ , prin prelucrarea datelor a 16 studii elaborate în acest domeniu de către diverși autori (fig.5.5.), Robertson și Campanella (1985) [61] au stabilit domeniile limită (critice) prezentate în fig.5.6 și care permit evaluarea potențialului de lichefiere pe baza datelor (CPT) și a efortului unitar de forfecare normalizat indus de seism.

Aceste domenii, care separă zonele lichefiabile de cele nelichefiabile, au fost stabilite pentru cutremur cu magnitudinea  $M = 7,5$  și pentru nisipuri cu valoarea diametrului mijlociu  $D_{50} > 0,25$  mm și respectiv  $D_{50} < 0,15$  mm.

6.1.10. În anul 1988, Shibata și Teparaksa [72] au prelucrat matematic datele și observațiile pentru 125 cazuri reale de lichefiere și nelichefiere, la care au fost disponibile date (CPT). Autorii au stabilit ecuația matematică a curbei de variație a domeniului critic, care separă zonele de lichefiere, de cele în care lichefierea este improbabilă.

6.1.11. Domeniile critice stabilite de Shibata și Teparaksa au forma unor hiperbole definite prin expresia (3.34), în care influența diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) este exprimată cantitativ prin intermediul coeficientului de corecție ( $C_2$ ), care are valoarea  $C_2 = 1,00$ , pentru nisipuri cu  $D_{50} \geq 0,25$  mm și respectiv,  $C_2 = D_{50}/0,25$ , pentru nisipuri cu  $D_{50} < 0,25$  mm.

Urmare a acestei concepții tehnice, evaluarea condițiilor în care lichefierea este probabilă se poate face **pe baza unui criteriu unic**, indiferent de valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ).

6.1.12. Metodologia propusă de Shibata și Teparaksa permite stabilirea unei familii de curbe care definesc domeniile critice, pentru valori particulare ale diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) și funcție de rezistența la penetrare corectată ( $R_{p1}$ ) (fig.3.19).

Totodată, prin utilizarea rel.(3.34), acest procedeu permite stabilirea unor criterii grafice unice care exprimă variația rezistenței la penetrare critice, funcție de adâncimea statului analizat, de accelerația maximă indusă de seism la suprafața terenului ( $a_{max}$ ) și de valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) [care intervine prin intermediul coeficientului ( $C_2$ )]. Aceste grafice sunt prezentate în fig.(3.20), iar suprapunerea acestora peste diagrama de penetrare statică permite localizarea rapidă a zonelor în care este posibilă apariția fenomenului de lichefiere, pe adâncimea cercetată.

6.1.13. Mult mai recent, Stark și Olson (1995) [75] au prelucrat datele a unui număr de 180 cazuri de lichefiere și nelichefiere reale, la care au fost disponibile rezultate obținute prin penetrări statice și au stabilit domenii limită pentru trei tipuri de pământuri nisipoase, funcție de conținutul de particule fine (PF) și valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ). Domeniile limită stabilite de acești autori sunt prezentate în fig.3.16 și reluate în fig.5.7, pentru nisip curat și nisip fin prăfos.

6.1.14. Atât domeniile limită stabilite de Shibata și Teparaksa (1988) cât și cele concepute de Stark și Olson (1995) prezintă avantajul că utilizează date experimentale obținute prin penetrări statice fără să utilizeze relații de conversie  $R_{p-CPT} - N_{SPT}$ , care pot fi sensibil influențate de condițiile locale ale amplasamentului.

6.1.15. Analiza comparativă a domeniilor limită (critice) care au la bază datele (CPT), (fig.3.11, 3.13 și 3.15), scoate în evidență că domeniile limită stabilite de Stark și Olson (1995) reprezintă o înfășurătoare a celor mai multe curbe obținute de alți autori, în special în domeniul de interes general pentru studiul lichefierii care corespunde valorilor ( $\tau$ ) cuprinse

între 0,1 și 0,3. Fiind stabilite pe baza celui mai mare număr de cazuri de lichefierii și nelichefierii (180 cazuri), manifestate în timpul unor cutremure puternice, aceste criterii par a fi cele mai recomandate în analize de lichefierii.

6.1.16. Deși, este caracterizată prin aparatura simplă, rapiditatea execuției și a prețului de cost scăzut, încercarea de penetrare dinamică cu con, de tip ușor (PDU) și mediu (PDM), a fost mai puțin utilizată în studiul lichefierii, pe baza unor corelații directe între potențialul de lichefierii și rezultatele obținute în timpul încercării. Acest fapt este justificat prin dificultatea interpretării unitare a rezultatelor cauzată de numărul mare de penetrometre utilizate pe plan mondial (care prezintă caracteristici tehnice diferite) precum și de lipsa observațiilor referitoare la cazuri de lichefierii sau nelichefierii reale, din timpul unor cutremure, la care să fie disponibile date obținute prin penetrări dinamice cu con.

6.1.17. Studiile și cercetările privind utilizarea rezultatelor penetrării dinamice cu con au urmărit în special stabilirea unor corelații între aceste rezultate și gradul de îndesare, care este unul dintre parametrii determinanți ai sensibilității la lichefierii a pământurilor nisipoase. În acest sens se pot remarca corelațiile obținute de Melzer (1967) [40] [rel.(3.36)], Gruia (1972)[26] [rel.(3.39)] și Gâdea (1975) [rel.(3.37) și (3.38)].

6.1.18. Corelații generale directe între rezultatele penetrării dinamice cu con și sensibilitatea la lichefierii a nisipurilor saturate sunt dificil de stabilit, din cauza datelor de teren insuficiente și a caracteristicilor diferite ale tipurilor de penetrometre utilizate și a influenței semnificative a factorilor locali.

O astfel de corelație directă a fost propusă de Perlea (1978) [53] și se bazează pe studiile efectuate de Ishihara, cu ajutorul penetrometrului standard (SPT), care au fost adaptate la penetrometrul dinamic ușor (PDU) și mijlociu (PDM). Corelația este prezentată în fig.3.22 sub forma unor diagrame etalon, care separă domeniul lichefiabil de cel nelichefiabil, pentru gradul de intensitate seismică 7, respectiv 8 MSK.

## 6.2. UNELE CONTRIBUȚII ALE AUTORULUI

Studiile teoretice și experimentale efectuate de autor au condus la obținerea unor criterii și procedee noi de analiză a lichefierii, utile în studiul condițiilor de fundare pe amplasamente cu pământuri susceptibile la lichefierii, dintre care unele constituie contribuții originale ale autorului. În cele urmează se prezintă sintetic principalele contribuții ale autorului în domeniul studiat, în cadrul lucrării de doctorat.

6.2.1. În urma studiilor teoretice, bazate pe studii de specialitate publicate recent în SUA și Japonia, autorul a sintetizat principalele concluzii referitoare la factorii care conditionează sensibilitatea la lichefierii a pământurilor nisipoase saturate solicitate la încărcări monoton crescătoare (statice) și ciclice. În acest sens s-au analizat următoarele aspecte:

- studiul mecanismului de producere a lichefierii și principalii factori care condiționează acest fenomen în cazul nisipurilor saturate solicitate la încărcări monoton crescătoare (influența stării de îndesare, a presiunii de consolidare inițiale și a tensiunilor de forfecare inițiale; efectele lichefierii);

- elucidarea mecanismului de producere a lichefierii în condițiile unor solicitări ciclice, în special cele produse de seism, și principalii factori care condiționează acest fenomen, punându-se accentul pe următoarele aspecte: influența diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) și a conținutului de particule fine (corespunzătoare fracțiunii granulare a prafului și argilei) asupra rezistenței la lichefiere, influența gradului de îndesare, a stării de umiditate și a condițiilor de drenare ale statului analizat, influența copertei nelichefiabile situată la suprafața terenului, influența construcțiilor asupra fenomenului de lichefiere și a efectelor acestuia, precum și influența principalilor parametri care definesc mișcarea seismică.

Analiza celor prezentate mai sus și concluziile obținute au fost prezentate detaliat în cap.2, al prezentei lucrări.

6.2.2. Referitor la evaluarea potențialului de lichefiere pe baza rezultatelor obținute în urma încercării de penetrare standard (SPT), studiile teoretice efectuate de autor au condus la sintetizarea criteriilor recente în acest domeniu, criterii care se bazează pe un număr mare de date experimentale, corelate cu observații de lichefierii și nelichefierii la scară naturală manifestate în timpul unor cutremure puternice și care au o largă aplicabilitate în SUA și Japonia [rel.(3.7), (3.8), (3.9), (3.10), (3.11), (3.12), și (5.1); fig.5.1 și 5.2; tabelul 5.1].

6.2.3. Pe baza criteriilor grafice stabilite de Stark și Olson (1995), care au la bază rezultate obținute în urma încercărilor de penetrare statică cu con (CPT), autorul a propus un procedeu care permite evaluarea potențialului de lichefiere, prin determinarea coeficientului de siguranță la lichefiere ( $F_l$ ), pentru diverse adâncimi ale depozitului analizat. Procedeu se bazează pe criteriile grafice prezentate în fig.5.7, corespunzătoare pentru două tipuri de pământuri nisipoase și anume: nisip curat cu  $0,25 \text{ mm} < D_{50} \leq 2,00 \text{ mm}$  și conținut de particule fine, P.F.  $\leq 5 \%$ , respectiv nisip prăfos cu  $0,10 \text{ mm} < D_{50} \leq 0,25 \text{ mm}$  și P.F. =  $5 \dots 35 \%$ .

6.2.4. Coeficientul de siguranță la lichefiere ( $F_l$ ) s-a determinat pe baza unei relații de calcul (4.1), propusă de autor și care are forma:

$$F_{l(crit)} = \frac{\tau_{dom.lim}}{\tau_{calc}} \quad (4.1)$$

6.2.5. Etapele de lucru ale unei analize de lichefiere, care au la bază procedeu propus de autor și modul de interpretare a variației coeficientului de siguranță la lichefiere au fost prezentate în mod detaliat în cap.4, paragraful 4.1 și fig.4.2.

6.2.6. Procedeu a fost utilizat în analize de lichefiere pe amplasamentele unor obiecte aferente Centralei electrice de termoficare (CET) din Timișoara și a unor blocuri de locuințe

din municipiul Arad, pe baza datelor obținute în cadrul unui program experimental la care autorul a participat direct.

Modul de prelucrare a datelor experimentale, conform procedurii propus, și rezultatele obținute sunt prezentate în cap.4, paragrafele 4.2 și 4.3, al prezentei lucrări.

*Acest procedeu, care ia în considerare principalii factori - care condiționează sensibilitatea la lichiefiere a pământurilor nisipoase saturate (parametrii mișcării seismice:  $a_{max}$ , magnitudinea M; nivelul apei subterane; granulozitatea: diametrul mijlociu, conținutul de praf și argilă; starea de îndesare; adâncimea stratului analizat în depozit) permite determinarea zonelor lichefiabile în depozitul nisipos ( $F_1 < 1,0$ ), stabilirea adâncimii până la care este necesară îmbunătățirea terenului și alegerea metodei de îmbunătățire, funcție de coeficientul de siguranță dorit.*

6.2.7. Pe baza criteriului grafic unic, propus de Shibata și Teparaksa (1988), autorul a propus și a aplicat o metodologie care permite efectuarea unei analize de lichiefiere pe amplasamente de pământuri nisipoase, caracterizate prin diferențe mari ale valorilor diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ). Particularizarea acestei metodologii s-a făcut pentru studiul condițiilor de fundare pe amplasamentele obiectelor "Cazan de apă fierbinte și Corp buncăre", aferente CET - Timișoara. Modul de aplicare, rezultatele obținute și interpretarea acestora sunt prezentate în cap.4, paragraful 4.2.5.

6.2.8. În cadrul studiului experimental, autorul a propus și stabilit corelații grafice directe care permit evaluarea potențialului de lichiefiere, pe baza rezultatelor penetrării dinamice cu con de tip (PDU) și respectiv (PDM).

Corelațiile propuse sunt prezentate sub forma unor domenii limită, care separă zonele lichefiabile de cele nelichefiabile și care exprimă relația de dependență dintre rezultatele penetrării dinamice cu con ( $N_{10-PDU}$  și  $N_{10-PDM}$ ) și efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism.

Domeniile limită, stabilite funcție de natura pământului nisipos și tipul penetrării, au fost obținute prin transformarea corelațiilor stabilite de Stark și Olson (1995), bazate pe date (CPT), pentru datele specifice penetrării dinamice cu con (PDU) și (PDM). Transformarea a fost efectuată de autor prin utilizarea unor relații corelative  $R_{P-CPT} - N_{10-PDU}$ ,  $R_{P-CPT} - N_{10-PDU}$  și  $N_{10-PDU} - N_{10-PDM}$  [rel.(3.40)...(3.43)].

Criteriile grafice obținute de autor sunt prezentate în [fig.5.8], pentru penetrarea (PDU) și [fig.5.9], pentru penetrarea (PDM). Domeniile de valabilitate a criteriilor grafice sunt specificate pe figurile prezentate în cap.5, paragraful 5.4.

6.2.9. Cu ajutorul criteriilor grafice prezentate în fig.5.8 și 5.9, autorul a propus și stabilit o metodologie de lucru pe faze, care permite evaluarea potențialului de lichiefiere prin determinarea coeficientului de siguranță la lichiefiere. Acest coeficient a fost determinat pe baza rel.(4.2), propusă de autor:

$$F_{liciefiere} = \frac{\tau_{dom.lim}}{\tau_{calc}} \quad (4.2)$$



Procedeul de lucru, bazat pe datele obținute prin penetrări dinamice cu con (PDU și PDM) și modul de interpretare a variației coeficientului de siguranță ( $F_v$ ) a fost prezentat în detaliu în cap.4, paragraf 4.1 și [fig.4.3].

6.2.10. Modul de aplicare a procedurii propus a fost particularizat prin efectuarea unor analize de lichefiere pe amplasamentele unor obiecte aferente CET - Timișoara și a unor blocuri de locuințe din municipiul Arad.

Analizele de lichefiere au fost efectuate prin prelucrarea unor date experimentale obținute de autor, în teren natural și îmbunătățit, iar rezultatele obținute și interpretarea acestora au fost prezentate în cap.4, paragraful 4.2 și 4.3, al prezentei lucrări.

6.2.11. Analiza de lichefiere, pe baza graficului de variație a coeficientului de siguranță cu adâncimea depozitului nisipos, permite localizarea zonelor lichefiabile și determinarea adâncimii până la care lichefierea este probabilă. Acest fapt permite determinarea adâncimii pe care este necesară îmbunătățirea terenului, stabilirea tehnologiei de îmbunătățire, funcție de clasa de importanță a construcției și funcție de coeficientul de siguranță dorit, precum și controlul efectului de îmbunătățire a terenului, prin compararea graficului de variație a coeficientului de siguranță la lichefiere obținut prin îmbunătățire, cu variația acestuia în teren natural. Două, astfel de analize comparative sunt prezentate în fig.4.39 și 4.44, obținute prin prelucrarea datelor experimentale pe amplasamentele a două blocuri de locuințe din municipiul Arad.

6.2.12. În cadrul programului de studiu teoretic de sinteză, autorul a urmărit și unele aspecte tehnice legate de comportarea în exploatare a construcțiilor în ipoteza lichefierii terenului de fundare. În această direcție, pe baza bibliografiei existente pe plan mondial, autorul a sintetizat unele aspecte privind estimarea preliminară a tasării probabile produse în urma lichefierii terenului de fundare, datorită acțiunii seismice. Pe baza studiului teoretic efectuat de autor au rezultat unele concluzii utile în proiectare și care permit evaluarea preliminară a tasărilor, în ipoteza lichefierii terenului de fundare:

Datele obținute prin penetrarea dinamică standard (SPT) au permis, pe baza studiilor și încercărilor de laborator, stabilirea unor criterii care permit estimarea preliminară a tasării probabile produse în urma lichefierii terenului. Aceste criterii au fost prezentate în cadrul cap.5 (fig.5.12), iar observațiile și măsurătorile din timpul unor cutremure din Japonia, au scos în evidență o bună concordanță între tasarea măsurată și cea calculată [79].

Criteriile grafice prezentate în fig.5.12 permit evaluarea deformației specifice ( $\epsilon$ ) și implicit tasarea probabilă totală, funcție de efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ) și rezistența la penetrare standard corectată ( $N_{1-60}$ ). Tasarea totală probabilă se poate calcula cu ajutorul rel.(5.3)

6.2.13. *Pe baza acestor considerente, autorul a extins aceste criterii și procedeul de evaluare a tasării pentru datele obținute în urma încercărilor de penetrare statică și dinamică cu con.*



Criteriile au fost obținute prin transformarea criteriilor din fig.5.12 pe baza unor relații de conversie  $R_{P-CPT} - N_{SPT}$ ,  $R_{P-CPT} - N_{10-PDU}$  și  $R_{P-CPT} - N_{10-PDM}$ , iar rezultatele obținute sunt prezentate în [fig.5.16], pentru penetrarea statică și [fig.5.17], pentru penetrarea dinamică cu con (PDU și PDM).

Modul de calcul a tasării probabile, pe baza criteriilor grafice prezentate în fig.5.16 și 5.17, a fost particularizat prin calculul tasării, în ipoteza lichefierii terenului de fundare, pentru blocul de locuințe 8, zona Banu Mărăcine din Arad.

Calculul tasării pe acest amplasament s-a efectuat prin prelucrarea datelor experimentale proprii, obținute prin penetrări statice și dinamice cu con (PDU), atât în terenul natural cât și în terenul îmbunătățit cu ajutorul ploturilor din balast.

Rezultatele obținute sunt prezentate sintetic în tabelul 5.2, pentru penetrarea medie (PDU) și tabelul 5.3, pentru penetrarea statică medie.

Analiza comparativă a rezultatelor obținute scoate în evidență o reducere semnificativă a tasării probabile, în ipoteza lichefierii terenului, în urma îmbunătățirii terenului.

Deși, aceste procedee de evaluare a tasării probabile pot conduce la rezultate mai puțin exacte, decât cele care iau în considerare încărcările statice, totuși, pot fi recomandate pentru evaluarea preliminară (o primă aproximație) a tasării produsă de încărcarea seismică.

### 6.3. PROPUNERI PENTRU APLICAREA UNOR CONTRIBUȚII

Pe baza concluziilor obținute în urma studiului teoretic și experimental, privind evaluarea potențialului de lichefiere, pe baza datelor obținute pentru penetrarea dinamică standard (SPT), penetrarea statică cu con (CPT) și penetrarea dinamică cu con (PDU și PDM), autorul consideră ca utile următoarele propuneri de completare a instrucțiunilor românești, cu indicativul P125-84.

6.3.1. *Graficele prezentate în fig. 5.1, fig.5.2 și tabelul 5.1, care permit evaluarea potențialului de lichefiere pe baza datelor (SPT) și a parametrilor ce definesc mișcarea seismică.*

Acest fapt este justificat de următoarele considerente tehnice:

(1) - criteriul grafic prezentat în figura 5.1 a fost stabilit prin prelucrarea unui număr mare de date experimentale, și observații de lichefiere din timpul unor cutremure puternice (125 cazuri) și confirmat, ulterior, de alte observații în timpul altor cutremure în care au apărut fenomene de lichefiere [67, 69, 70, 71];

(2) - criteriul prezentat ia în considerare influența granulozității, domeniile limită (critice) fiind stabilite pentru trei tipuri de pământuri nisipoase (funcție de conținutul procentual de particule fine), influență neluată în considerare în criteriul recomandat de instrucțiunile P125-84 (fig.C<sub>2</sub>);

(3) - criteriul de apreciere a lichefiabilității, recomandat în îndrumătorul P125-84 (fig. C<sub>2</sub>), nu face nici o referire la corecția rezistenței la penetrare funcție de efortul unitar vertical efectiv ( $\sigma'_v$ ) și de energia pierdută în timpul încercării [rel.(3.7), (3.11) și fig.5.2];

(4) - criteriul de evaluare a potențialului de lichefiere, prezentat în fig.C<sub>2</sub> din instrucțiunile P125-84, nu ia în considerare magnitudinea seismului [rel.(5.1) și tabelul 5.1].

6.3.2. a. Graficul de variație a factorului de corecție ( $C_q$ ), prezentat în fig.5.3 și care permite determinarea rezistenței la penetrare corectată ( $R_{p_1}$ );

b. Criteriile grafice de apreciere a potențialului de lichefiere, care utilizează domeniile limită prezentate în fig.5.7, funcție de rezistența la penetrare corectată ( $R_{p_1}$ ), efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ) și categoria de pământ nisipos, exprimată prin valoarea diametrului mediu ( $D_{50}$ );

c. Procedeele de evaluare a potențialului de lichefiere, propus de autor și care utilizează domeniile limită din fig.5.7 și rel.(4.1), prin determinarea variației coeficientului de siguranță la lichefiere pe adâncimea depozitului;

d. Procedeele de evaluare a potențialului de lichefiere, pe baza criteriului unic, indiferent de valoarea diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) [stabilit de Shibata și Teparaksa (1988)] exprimat prin relația(3.34) și fig.3.20;

e. Relațiile corelative grafice dintre rezistența la penetrare standard și rezistența la penetrare statică, prezentate în fig.3.21 și fig.5.5, care au domeniu de valabilitate într-o gamă largă a valorilor diametrului mijlociu ( $D_{50}$ );

*Utilizarea propunerilor recomandate este justificată de următoarele considerente tehnice:*

(1) - criteriile de evaluare a potențialului de lichefiere reprezintă o sinteză a cercetărilor în domeniu pe plan mondial, au fost stabilite pe baza unui număr mare de observații și date experimentale în urma unor cutremure puternice în care s-au manifestat fenomene de lichefiere (180 cazuri din SUA, Japonia, China și România) și au o largă aplicabilitate pe plan mondial;

(2) - domeniile limită (critice) propuse țin seama de principalii factori ce condiționează sensibilitatea la lichefiere a pământurilor nisipoase saturate: parametrii mișcării seismice ( $a_{max}$ , magnitudinea  $M$ ), nivelul apei subterane, granulozitatea (diametrul mijlociu, conținutul procentual de particule fine), starea de îndesare (exprimată prin valoarea rezistenței la penetrare) și adâncimea statului analizat în depozit;

(3) - procedeele de analiză a lichefierii propus de autor, pe baza acestor criterii, rezolvă principalele aspecte tehnice legate de alegerea sistemului de fundare pe amplasamentele cu pământuri lichifiabile dintre care se subliniază: localizarea zonelor lichifiabile în depozitul nisipos, stabilirea adâncimii până la care este necesară îmbunătățirea terenului și alegerea tehnologiei de îmbunătățire, funcție de importanța construcției și a coeficientului de siguranță dorit;

(4) - în cadrul instrucțiunilor cu indicativul P125-84 nu este recomandat nici un criteriu direct care să permită evaluarea potențialului de lichefiere pe baza rezultatelor penetrării statice cu con. În acest sens, se recomandă utilizarea criteriului bazat pe penetrarea dinamică standard (anexa 2, fig.C<sub>2</sub>) și a unor relații corelative generale între penetrarea statică și penetrarea dinamică standard [ $R_p / N = 0,35...0,40$  (MPa /lov /30cm, pentru nisipuri fine;  $R_p / N = 0,45...0,50$  (MPa /lov /30cm, pentru nisipuri grosiere)].

**6.3.3. a. Criteriile grafice de aplicare a potențialului de lichefiere**, prezentate în fig.5.8 și 5.9, funcție de tipul penetrării și natura pământului nisipos (caracterizat prin valoarea diametrului mijlociu,  $D_{50}$ ), care au la bază rezultatele încercării de penetrare dinamică cu con (PDU și PDM);

**b. Procedeele de analiză a condițiilor de lichefiere**, propus de autor, pe baza variației coeficientului de siguranță cu adâncimea, coeficient determinat cu ajutorul rel.(4.2), propusă de asemenea, de autorul acestei lucrări.

*Aceste recomandări sunt utile și justificate de următoarele aspecte tehnice:*

- criteriile și procedeele de analiză propuse utilizează efortul unitar de forfecare normalizat indus de seism ( $\tau$ ), ceea ce permite luarea în considerare a parametrilor care definesc mișcarea seismică ( $a_{max}$ ), nivelul apei subterane, granulozitatea (diametrul mijlociu, conținutul procentual de particule fine) și adâncimea stratului analizat din depozit;

- în cadrul îndrumătorului tehnic cu indicativ P125-84, nu este recomandat nici un criteriu direct de apreciere a sensibilității la lichefiere pe baza rezultatelor penetrării dinamice cu con.

**6.3.4.** Autorul consideră că procedeele de evaluare a tasării, în ipoteza lichefierii terenului de fundare, care utilizează criteriile grafice prezentate în fig. 5.12, fig. 5.16 și fig. 5.17, precum și relația (5.3) poate fi propus ca o recomandare care să fie inclusă într-un normativ pentru calculul și proiectarea construcțiilor amplasate în zone seismice și pe terenuri susceptibile la lichefiere.

## 6.4. ASPECTE PRIVIND DEZVOLTAREA CERCETĂRII ÎN VIITOR

Pe baza studiilor teoretice și experimentale efectuate până în prezent, autorul consideră că în viitor este necesar a fi continuate cercetările pentru rezolvarea următoarelor aspecte:

(1) - extinderea cercetărilor privind utilizarea penetrării statice și dinamice cu con pentru studiul lichefierii, în vederea aplicării și generalizării în țara noastră a procedeelelor propuse de autor;

(2) - continuarea cercetărilor în vederea elucidării influenței diametrului mijlociu ( $D_{50}$ ) asupra potențialului de lichefiere;

(3) - extinderea cercetării în vederea acumulării de date experimentale provenite din încercări de penetrare dinamică cu con (PDU și PDM), pe amplasamente cu lichefierii reale, în vederea stabilirii unor criterii de evaluare directe a potențialului de lichefiere și care să nu aibă la bază relații de conversie între valorile  $R_p$ ,  $N_{10-PDU}$  și respectiv,  $N_{10-PDM}$ ;

(4) - revizuirea și completarea instrucțiunilor P125-84, pe baza propunerilor făcute de autor în cadrul lucrării de doctorat.

## BIBLIOGRAFIE

1. **Andrus, R.D., Youd, T.L.** (1989) - Penetrations tests in liquefiable gravels. Proc.of 12<sup>th</sup> Int. Conf.on Soil Mech. and Found. Engr., A.A. Balkema, Rotterdam.
2. **Atkinson, J.H.** (1970) - On the liquefaction of foundation materials. Proc. of the third european symposium on earthquake engineering. Sofia.
3. **Bally, R.J., Perlea, V.** (1983) - Diguri și baraje din materiale locale pe terenuri slabe de fundare. Ed. Ceres, București.
4. **Bally, R.J. Raduinea, N** (1996) - Cu privire la comportarea loessurilor la seism. A VIII-a Conferința Națională de Geotehnică și Fundații, Iași.
5. **Bălan, St., Cristescu, V., Cornea, I., ș.a.** (1982) - Cutremurul de pământ din România de la 4 martie 1977, Ed. Academiei, București.
6. **Bishop, A.W.** (1967) - Progressive failure with special reference to the mecanism causing it. Proc. of Geotechnical Conference, Oslo, Vol.2, pag. 142-151.
7. **Bjerrum, I., Kringstad, S., Kummeneje, O.** (1961) - The shear strenght of a fine sand. Proc. of the 5<sup>th</sup> International Conf. on Soil and Found. Eng. Paris. pag.29...27.
8. **Botea, E., Perlea, V., Perlea, M.** (1980) - Sixth Danube European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Varna, sect. 1a, pag. 51...64.
9. **Caquot, A., Kerisel, J.** (1968) - Tratat de mecanica pământurilor (trad. din l. franceza) Ed. Tehnică, București.
10. **Casagrande, A.** (1976) - Liquefaction and cyclic deformation of sands, a critical review. Harward Soil Mechanics Series Nr. 88. Haward University Press, Cambridge.
11. **Castro, G.** (1969) - Liquefaction of sands. Harward Soil Mechanics Series Nr. 81, Haward University, Cambridge, Mass.
12. **Castro, G.** (1975) - Liquefaction and ciclic mobility of saturated sands. Journ. of. Geotech. Eng., ASCE, vol. 101(6).
13. **Castro, G., Poulos S.J.** (1977) - Factors affecting liquefaction and cyclic mobility. Journ of Geotech. Eng., ASCE, vol. 103(6).
14. **Croce, A., Vinale, F.,** (1981) - Progettazione e particolari strutturali in zona sismica. Cap. Liquefazione di depositi sabbiosi saturi. AIDIS - ANCE.
15. **De Mello** (1971) - The standard penetration test. State of the art paper. Proc. of the IV Panamerican Conf. of. Soil Mech and Found, Engr., San Juan, Puerto Rico, vol.1.

16. **Dobry, R.**, (1989) - Some basic aspects of soil liquefaction during earthquakes. Annals of New York Academy of Sciences. Vol. 558. Part. IV. Soil liquefaction: Principles and examples, pag. 172...182.
17. **Evans, M.D., Zhou, S.** (1995) - Liquefaction behaviour of Sand-Gravel composites. Journ. Geotech. Eng., ASCE, vol. 121(3).
18. **Fear, C.E., Mc Roberts, E.C.** (1995) - Reconsideration of initiation of liquefaction in sandy soils. Journ. of Geotech. Eng. ASCE, vol. 121(3).
19. **Florin, V.A., Ivanov P.L.** (1961) - V International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Paris, vol.I, pag. 102...111.
20. **Franke, E.** (1987) - Einige Fragen zur DIN 4094, Teil 2, Geotechnik, nr.1.
21. **Fuștei, R.** (1981) - Consolidarea nisipurilor prin explozii de adâncime. Construcții nr. 7.
22. **Gibbs, H.J., Holtz** (1957) - Research on determining the density of sands by spoon penetration testing. Proc. of the 4<sup>th</sup> ICSMFE, London.
23. **Gâdea, A.** (1961) - Cercetarea terenului cu aparatul de penetrare prin percutie. Rev. Construcțiilor și a materialelor de Construcții nr.7/1961.
24. **Gâdea, A.** (1975) - Rezultatele obținute prin aplicarea metodei penetrării dinamice cu con. A III-a Conf. Naț. de Geotehnică și Fundații, Timișoara.
25. **Gâdea, A., Vallo, A.** (1983) - Corelații între rezultatele penetrării dinamice cu con și unele caracteristici fizico-mecanice ale nisipurilor din zona de sud a municipiului Timișoara. A V-a Conf. Naț. de Geotehnică și Fundații, Cluj-Napoca.
26. **Gruia, A.** (1979) - Contribuții la cercetarea terenului "in situ" prin metoda penetrării dinamice cu con. Teză de doctorat. Timișoara.
27. **Gruia, A.** (1979) - Unele aspecte privind corelarea dintre penetrarea statică și dinamică cu con. Bul. științific și tehnic al Institutului Politehnic "Traian Vuia", Timișoara, Tom 24(38), pag.58...66.
28. **Gruia, A., Păunescu, M.**(1982) - Unele aspecte privind cercetarea terenului de fundare prin metoda penetrării dinamice cu con. Bul. științific și tehnic al Institutului Politehnic "Traian Vuia". Timișoara, Tom 27(41).
29. **Ishihara, K., Lysmer, J., Yasuda, S., Hirao, H.** (1976) - Prediction of liquefaction in sand deposits during earthquakes. Soils and Foundations, vol.16, nr.1
30. **Ishihara, K.** (1985) - Stability of natural deposits during earthquakes. Proc. of 11<sup>th</sup> ICSMFE, A.A. Balkema, Rotterdam, vol.1.
31. **Ivanov, P.L., Sinitsyn, A.P.** (1977) - Soil liquefaction and stability of foundation. Proc. 9<sup>th</sup> ICSMFE, Tokio, vol.2.

- 32. Ivanov, P.L., Sinitsym, A.P., Musaelyan, A.A.** (1981) - Proc.of 10<sup>th</sup> ICSMFE Stockolm, vol.3, pag.239...242.
- 33. Kayen, R.E., Mitchell, J.K., Seed, R.B., Lodge, A., Nishio, S., Couthino, R.** (1982) - Evaluation of SPT, CPT and wavebased methods for liquefaction potential assesments using Loma Prieta data. Proc. of 4<sup>th</sup> Japan - U.S. workshop on earthquaqe resistant. Des. of lifeline facilities and Countermeasures for soil liquefac-tion. Buffalo.
- 34. Khaled, F.** (1988) - Contribuții privind cercetarea terenului în vederea stabilirii sistemului de fundare. Teza de doctorat, Timișoara.
- 35. Kramer, S.L., Seed, H.B.** (1988) - Initiation of soil liquefaction under static loading con-ditions. Journ. of Geotech. Eng., ASCE, vol. 114(4), pag. 410...430.
- 36. Lee, K.L., Albaisa, A.** (1974) - Earthquake induced settlements in saturated sands. Journ. of Soil Mech. Foundations Div., ASCE, vol. 100(4).
- 37. Manoliu, I.** (1983) - Fundații și procedee de fundare. Editura Didactică și Pedagogică, București.
- 38. Marcuson, W.F., Bieganousky, W.A.** (1977) - Laboratory standard penetration tests on fine sands. Journ. of. Geotech. Eng. Div., ASCE, vol 106(3).
- 39. Maslov, N.N.** (1957) - Proceedings of 4<sup>th</sup> ICSMFE, London, vol.1.
- 40. Melzer, K.** (1967) - Sonderuntersuchungen in sand. Technische Hochschule, Aachen.
- 41. Mihi, P., Mihi, T.** (1990) - Aspecte tehnice privind fundarea pe amplasamente cu terenuri lichefiabile. Bul. Șt. și Tehnic al I.P.T., Timișoara, Tom 35(49).
- 42. Mihi, P.** (1997) - Utilizarea penetrării dinamice cu con la evaluarea potentialului de lichefiere a nisipurilor saturate. Simpozion "Zilele Academice Timișene", Timișoara, vol.2, pag.408...413.
- 43. Mihi, P.** (1997) - Criteriu grafic unic pentru determinarea potentialului de lichefiere a nisipurilor saturate. Simpozion "Zilele Academice Timișene", Timișoara, vol. 2, pag. 422...426.
- 44. Mihi, P.** (1997) - Influența construcțiilor asupra fenomenului de lichefiere pe ampla-samente cu nisipuri saturate. Simpozion "Zilele Academice Timișene", Timișoara, vol.2, pag.433...440.
- 45. Murogachi, T., Oguro, I., Miyashita, T.** (1974) - Penetration testing in Japan. State o the art raport. Simpozion ESOPT. Stockolm, vol.1.
- 46. Păunescu, M.** (1980) - Îmbunătățirea pământurilor slabe în vederea fundării directe. Ed. Tehnică, București.

47. **Păunescu, M., Gâdea, A., Gruia, A.** (1966) - Despre factorii care influențează rezultatele penetrării dinamice cu con. Rev. Construcții și materiale de construcții, nr.8.
48. **Păunescu, M., Keller, E.** (1979) - Unele posibilități de apreciere a lichefierii. A IV-a Conf. Naț. de Geot. și Fundații, Iași, sect.1, pag. 124...133.
49. **Păunescu, M., Gruia, A., Haida, V., Mișu, P.** (1981) - Aspecte privind cercetarea terenurilor lichefiabile și soluțiile de fundare pentru o centrală electrică de termoficare. Rev. Construcții nr.7, pag. 33...39.
50. **Păunescu, M., Pop, V., Silion, T.** (1982) - Geotehnică și fundații. Ed. Didactică și Pedagogică, București.
51. **Păunescu, M., Gruia, A., Haida, V., Mișu, P., Varga, L., Jurca, A.** (1983) - Soluții de fundare pentru o centrală electrică de termoficare situată în zonă seismică. A V-a Conf. Naț. de Geotehnică și Fundații. Cluj Napoca.
52. **Păunescu, M., Mișu, P.** (1986) - Unele aspecte privind aplicarea tehnologiei de îmbunătățire cu ploturi din balast în terenuri saturate. Simpozion "Soluții noi eficiente în proiectarea și execuția structurilor", Timișoara.
53. **Perlea, V., Perlea, M.** (1978) - Prognoza comportării construcțiilor fundate pe depozite lichefiabile. Schimbul de experiență "Comportarea in situ a construcțiilor", Călimanesti, voi. 1, pag. 101...110.
54. **Perlea V., Perlea, M.** (1979) - Posibilități de evidențiere a lichefiabilității nisipurilor în terenurile de fundații. A IV-a Conf. Națională de Geotehnică și Fundații, Iași, sect.4, pag. 161...170.
55. **Perlea, V., Perlea, M.** (1984) - Stabilitatea dinamică a terenurilor nisipoase. Ed. Tehnică București.
56. **Perlea, V.** (1984) - Studii de geotehnică fundații și construcții hidrotehnice. I.C.H., București, voi. 23.
57. **Podani, M., Popescu, O.D.I.** (1977) - Comportarea lucrărilor hidrotehnice realizate din pământ care au fost afectate de seismul din 4 martie 1977. Rev. Hidrotehnica, voi.22, nr.5, pag. 102...104.
58. **Poulos, S.J., Castro, G., France, W.** (1985) - Liquefaction evaluation procedure. Journ. of Geotech. Eng., ASCE, vol. 111(6), pag. 772...792.
59. **Răduinea, N., Enăsel, I., Bozas, C.** (1983) - Stabilirea potențialului de lichefiere și a unor parametrii dinamici ai nisipurilor prin încercări de laborator. A V-a Conf. Națională de Geotehnică și Fundații, Cluj Napoca, voi. 1, pag. 372...379.
60. **Richter, T.** (1978) - Cercetări teoretice și experimentale privind comportarea la lichefiere a terenurilor granulare sub încărcări ciclice. (lb. germană). Teză de doctorat. Berlin.



- 61. Robertson, P.K., Campanella, R.G.** (1985) - Liquefaction potentials of sands using the CPT. *Journ. of Geotech. Eng., ASCE*, vol. 111(3), pag. 384...403.
- 62. Rollins, K.M., Seed, H.B.** (1990) - Influence of buildings on potentials liquefaction damage. *Journ. of Geotech. Eng. ASCE*, vol. 116(2).
- 63. Rosu, L.** (1987) - Urmărirea tasărilor unor construcții din amplasamentul CET Timișoara. A VII-a Conf. Naț. de Geotehnică și Fundații, Galați, voi.2.
- 64. Sandi, N., Serbanescu, G., Zorapapel, T.** (1978) - Unele învățăminte în urma cutremurului din 4 martie 1977. *Rev. Construcții*, nr.11, pag.3...14.
- 65. Schmertmann, J.H.** (1874) - Simpozion ESOPT. Stockolm, vol.1, pag.217...218.
- 66. Searle, I.W.** (1979) - The interpretation of Begemann friction jacket cone results to give soil types and design parameters. *Proc. of 7<sup>th</sup> European Conf. on SMFE*, Brighton, vol.2.
- 67. Seed, H.B., Idriss, I.M.** (1971) - Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential. *Journ of Geotech. Eng., ASCE*, vol. 97(9).
- 68. Seed, H.B., Idriss, I.M., Arango, I.** (1983) - Evaluation of liquefaction potential using field performance data. *Journ. of Geotech. Eng., ASCE*, vol. 109(3).
- 69. Seed, H.B., Tokimatsu, K., Harder, L.F., Chung, R.** (1985) - Influence of SPT procedures in soil liquefaction resistance evaluation. *Journ. of Geotech. Eng., ASCE*, vol. 111(12).
- 70. Seed, H.B., De Alba** (1986) - Use of SPT and CPT tests for evaluating the liquefaction resistance of sands. *Proc. IN SITU 86, ASCE Spec. Conf. on Use of IN SITU Testing in Geotech. Eng. Div. Spec. Publ. Nr.6*, ASCE, New York.
- 71. Seed, H.B.** (1987) - Design problems in soil liquefaction. *Journ. of Geotech. Eng., ASCE*, vol. 113(8).
- 72. Shibata, T., Teparaksa, W.** (1988) - Evaluation of liquefaction potentials of soils using cone penetration tests. *Soils and Foundations*, Tokio, nr 28(2), pag 49...60.
- 73. Silver, M.L., Seed, N.B.,** (1971) - Volume changes in sands during cyclic loading. *Journ. of Soil Mech. Found. Div., ASCE*, vol. 97(9).
- 74. Stark, T.D., Mesri, G.** (1992) - Undrained shear strength of liquefied sands for stability analysis. *Journ. of. Geotech.Eng., ASCE*, vol. 118(11).
- 75. Stark, T.D., Olson, S.M.** (1995) - Liquefaction resistance using CPT and field case histories. *Journ of Geotech. Eng., ASCE*, vol. 121(12).
- 76. Stefanoff, G., Beikoff, M.** (1974) - Penetration testing in Bulgaria. *Simposion ESOPT, Stockolm*, vol.1.

- 77. Tatsuoka, F., s.a. (1978)** - A method for estimating undrained cyclic strength of sandy soils using standard penetration resistances. *Soils and Foundations*, Tokio, vol 18(3).
- 78. Tokimatsu, K., Yoshimi, Y. (1983)** - Empirical correlation of soil liquefaction based on SPT N - values and fines content. *Soils and Foundations*. Tokio, vol. 23, nr.4, pag.56...74.
- 79. Tokimatsu, K., Seed, H.B. (1987)** - Evaluation of settlements in sands due to earthquake shaking. *Journ. of. Geotech. Eng., ASCE*, vol. 113(8).
- 80. Trofimenkov, J.G. (1974)** - Penetration testing in URSS. *Simposion ESOPT*, vol.I, Stockolm.
- 81. Vaicum, Al. (1983)** - Unele recomandări privind analiza fenomenului de lichefiere și mobilitate ciclică. *A V-a Conf. Naț. de Geotehnică și Fundații*, Cluj-Napoca, vol.I, pag 436...441.
- 82. Vaicum, Al. (1985)** - Condiții de amplasament în ingineria construcțiilor. Ed. Academiei R.S.R., București.
- 83. Yegian, M.K., Ghahraman, V.G., Harutiunyan, R.N. (1994)** - Liquefaction and embankment failure case histories, 1988 Armenia Earthquake, *Journ of Geotech. Eng., ASCE*, vol. 120(3), pag. 581...596.
- 84. Yoshimi, Y., Kuwabara, F. (1973)** - Efect of subsurfaces liquefaction on the strength of surface soil. *Soils and Foundations*, vol.13, nr.2, pag. 67...81, Tokio.
- 85. Yoshimi, Y.K., Tokimatsu, K. (1977)** - Settlement of buildings on saturated sand during earthquakes. *Soils and Foundations*, vol. 17, nr.1, Tokyo.
- 86. Youd, T.L., Bennett, M.J. (1983)** - Liquefaction sites, Imperial Valley, California. *Journ. of. Geotech. Eng., ASCE*, vol. 109(3) - pag. 440...457.
- 87. Zaharescu, E., Perlea, V., Perlea, M. (1977)** - Lichefierea nisipurilor în timpul cutremurului de la 4 martie 1977. *Rev. Hidrotehnica*, vol.22, nr.5.
- 88. \* \* \*** Îndrumator tehnic pentru studiul proprietăților pământurilor lichefiabile. Indicativ P 125-84.
- 89. \* \* \*** Normativ pentru proiectarea antiseismică a construcțiilor de locuințe, social - culturale, agrozootehnice și industriale. Indicativ P100-92.
- 90. \* \* \*** Instrucțiuni tehnice pentru cercetarea terenului de fundare prin metoda penetrării cu con, penetrarea statică, penetrarea dinamică, vibropenetrare. Indicativ C159-89.
- 91. \* \* \*** Studiu preliminar - etapa I pentru CET - Timișoara, nr. 22502/040 - 1979. Elaborat de IPROTIM Timișoara.
- 92. \* \* \*** Studiu geologic și geotehnic definitiv pentru CET - Timișoara nr. 2917-80 Elaborat de ISPH București.

93. \* \* \* Contract nr. 402/79 - Studiu de teren privind condițiile de fundare și asistență tehnică la elaborarea documentațiilor pentru obiecte aferente CET Timișoara. Beneficiar ISPE București. Executant I.P. "Traian Vuia", Catedra de Drumuri și Fundații.
94. \* \* \* Contract nr. 146/81 - Asistența tehnică la elaborarea documentației de execuție privind consolidarea terenului de fundare, la executarea consolidării și la verificarea terenului de fundare. Beneficiar ISPE București, filiala Timișoara. Elab. de I.P. "Traian Vuia" Timișoara.
95. \* \* \* Contract nr.92/79 - Studii privind potențialul de lichefiere a terenului de fundare pe amplasamentul CET - Timișoara. Elaborat de ICH - București.
96. \* \* \* Normativ pentru proiectarea antiseismică a construcțiilor de locuințe social culturale, agrozootehnice și industriale. Indicativ P100-81.
97. \* \* \* STAS 11100/1-77 - Zonarea seismică. Macrozonarea seismică a teritoriului Republicii Socialiste România.
98. \* \* \* ISSMFE (1985) - Referat internațional pentru penetrarea dinamică standard. XI-a ISCME, San Francisco.
99. \* \* \* ISSMFE (1988) - Referat internațional pentru penetrarea dinamică standard (material pregătit pentru ISOPT-1), Florida, S.U.A.
100. \* \* \* STAS 1242/5-81 - Cercetarea terenului prin penetrare dinamică în foraj.
101. \* \* \* Studiu geotehnic la blocuri de locuințe unicat în zona Piața Spitalului din Arad. nr. 15016/1986. Elaborat de Cr.Pr.Jud. Arad.
102. \* \* \* Studiu geotehnic la blocuri de locuințe din zona Banu Maracine din Arad, nr. 15016/1983. Elaborat de Gr.Pr.Jud. Arad.
103. \* \* \* Contract 7117/85 Studii și asistență tehnică pentru realizarea unor soluții eficiente în municipiul Arad.
104. \* \* \* Contract 10752/86 - Sisteme de fundare și tehnologii noi de execuție a fundațiilor pentru construcțiile de locuințe din municipiul și județul Arad. Elaborat de I.P. "Traian Vuia" Timișoara.
105. \* \* \* Contract 10900/89 - Studii aplicative privind reducerea potențialului de lichefiere a terenului în municipiul Arad. Elaborat de I.P. "Traian Vuia" Timișoara.
106. \* \* \* Studiu geotehnic pentru Blocul 2, zona P-ta Spitalului din Arad, nr. 1676/1993. Elaborat de S.C. "PROIECT" S.A. Arad.
107. \* \* \* Proiect nr. 011/1996 Expertizarea terenului de fundare de pe amplasamentul Blocului 2a, zona Spitalului din Arad. Elaborat de Facultatea de Construcții din Timișoara, Departamentul I.G.C.C.T. Colectiv de elaborare: Petru Mihu (resp. proiect), Virgil Haida.
108. \* \* \* Normativ privind consolidarea terenurilor slabe prin procedee mecanice. Indicativ C29-85.