



STATENS GEOTEKNISKA INSTITUT  
SWEDISH GEOTECHNICAL INSTITUTE



## Nedbrytning av odränerad skjuvhållfasthet i lera på grund av cyklisk belastning och deformationer

– En litteraturstudie

Rolf Larsson  
Helen Åhnberg





**STATENS GEOTEKNISKA INSTITUT**  
**SWEDISH GEOTECHNICAL INSTITUTE**

# Varia 617

Nedbrytning av odränerad skjuvhållfasthet  
i lera på grund av cyklisk belastning och  
deformationer

– **En litteraturstudie**

Rolf Larsson  
Helen Åhnberg

<b>Varia</b>	Statens geotekniska institut (SGI) 581 93 Linköping
Beställning	SGI – Informationstjänsten Tel: 013–20 18 04 Fax: 013–20 19 09 E-post: <a href="mailto:info@swedgeo.se">info@swedgeo.se</a> Internet: <a href="http://www.swedgeo.se">www.swedgeo.se</a>
ISSN	1100-6692
ISRN	SGI-VARIA--11/617--SE
Dnr SGI	1-0804-0290
Uppdragsnr SGI	14107, 14350

## Förord

Denna litteraturstudie ingår som en del i projektet ”Hållfasthetsförsämring i lera vid cyklisk belastning och jordrörelser” som samfinansieras av Trafikverket (f.d. Banverket) och Statens geotekniska institut.

I litteraturstudien summeras vad som rapporterats i litteraturen fram till årsskiftet 2010/2011 och som bedöms ha relevans för svenska förhållanden.

Innehållet kommer att ingå som en del i rapporteringen av erfarenheterna från det aktuella projektet och kompletteras med vad som tillkommer i litteraturen inom projektets löptid.

I avvaktan på detta publiceras studien i SGI:s Variaserie för att bli tillgänglig för övriga geotekniker och andra intresserade.

Linköping i mars 2011

Författarna



# Innehåll

<b>Förord</b> .....	3
<b>1. Inledning</b> .....	6
<b>2. Klassificering av jord med hänsyn till nedbrytningsrisk</b> .....	8
2.1 Med ledning av normal geoteknisk klassificering i laboratorium .....	8
2.2 Med ledning av sonderingsresultat .....	13
<b>3. Mätning av hållfasthetsnedbrytning</b> .....	20
3.1 Mätning av hållfasthetsnedbrytning i laboratorium .....	20
Enklare indexförsök .....	20
Cykliska direkta skjuvförsök och triaxialförsök .....	21
3.2 Mätning av hållfasthetsnedbrytning i fält .....	22
Vingförsök .....	22
T-barsondering .....	23
<b>4. Allmänt uppträdande hos lera vid cyklisk belastning</b> .....	27
4.1 Elastisk zon .....	27
4.2 Utveckling av porövertryck och deformationer .....	27
4.3 Inverkan av initiell statisk skjuvspänning .....	28
4.4 Inverkan av den cykliska belastningens storlek .....	32
4.5 Hastighets- eller tidsaspekter .....	33
4.6 Uppskattning av cykliska belastningar .....	36
4.7 Tumregler för belastningar som inte leder till brott .....	36
4.8 Inverkan av cyklisk belastning på odränerad skjuvhållfasthet och deformationer vid efterföljande statisk belastning .....	36
4.9 Modeller för den cykliska kapaciteten .....	38
4.10 Inverkan av överkonsolidering .....	40
4.11 Inverkan av plasticitet .....	43
4.12 Inverkan av sensitivitet .....	45
<b>Referenser</b> .....	46

# 1. Inledning

En lös jords odränerade skjuvhållfasthet bryts ned vid stora plastiska deformationer som en följd av att den strukturella uppbyggnad som skapats under dess konsolidering för yttre laster bryts ned. Med stora plastiska deformationer avses här skjuvdeformationer som är större än brottdeformationen vid odränerad statisk belastning. Den totala nedbrytningspotentialen, dvs. skillnaden mellan den ostörda och den helt omrörda skjuvhållfastheten,  $c_U$  respektive  $c_R$ , uttrycks normalt som jordens sensitivitet som definieras av kvoten mellan dessa hållfastheter,  $S_t = c_U/c_R$ . Medan sensitiviteten ger ett mått på hur mycket hållfastheten totalt kan brytas ned, säger den dock ingenting om hur stor energi som krävs för att åstadkomma denna nedbrytning eller hur snabbt det går att åstadkomma olika grader av nedbrytning. Det senare är av stor betydelse för bedömning av risk för liquefaction (övergång till ett närmast vätskeliknande tillstånd) vid skakningar i marken, typ jordbävningar och sprängning, bärighetsbrott i jorden på grund av cykliska belastningar från t.ex. våg-, is- och vindkrafter samt risken för progressiv brottutveckling på grund av en lokal nedbrytning av hållfastheten på grund av påtvingade deformationer eller överbelastning i t.ex. ett släntparti. I nyare studier har den omrörda skjuvhållfastheten ibland delats upp i en flytspänning, då materialet börjar få plastiska deformationer, och en plastisk viskositet (t.ex. Jeong et al. 2010). Denna uppdelning görs för att bättre beskriva materialets reologiska uppträdande då t.ex. skredmassor kommer i flyttillstånd. Detta ger dock inte heller någon uppfattning om vad som krävs för att bryta ned den ostörda odränerade skjuvhållfastheten.

Risken för liquefaction vid jordbävningar har studerats ingående i främst jordbävningens utsatta länder som USA och Japan. Denna risk beror förutom på jordens egenskaper också på skakningarnas storlek och varaktighet, vilket i sin tur beror på jordbävningens magnitud, avståndet till dess epicentrum m.m. Länge ansågs att risken för liquefaction var begränsad till löst lagrad silt och sand, men erfarenheterna från senare jordbävningar har visat att liknande effekter också kan uppstå i leror. Även om det i de flesta leror inte uppstår ett helt flytande tillstånd i likhet med sand och silt eller viss kvicklera, resulterar jordbävningseffekter ofta i mycket stora plastiska deformationer med påtaglig hållfasthetsnedsättning och stora skador på anläggningar och konstruktioner som följd. De empiriska bedömningsgrunder som tidigare använts håller därför på att utvecklas för att också innefatta lera. De leror som hittills undersökts har dock stora olikheter i jämförelse med lösa skandinaviska leror, och många samband anges med reservationer för att andra kriterier kan gälla för ”kwickleror”, vilket då ofta avser leror med avsevärt lägre sensitivitet än hos de som klassificeras som kvicklera i Sverige.

Risken för hållfasthetsnedsättning i lera på grund av cykliska vågbelastningar har studerats ingående, dels i samband med byggande av pirlar och vallar längs kusterna men främst sedan oljeborrhuggarna flyttades ut till havs och grundlades på lösa finkorniga sediment på havsbotten. Även kassunfyror och vindkraftverk till havs omfattas av denna problematik. En stor del av den forskning som bedrivits på detta område, och den för svenska förhållanden mest relevanta, har utförts och pågår på Norges Geotekniska Institut, NGI, och kunskapen har där stadigt utvecklats sedan starten för 35 – 40 år sedan, (Andersen 1976). Någon motsvarande omfattande forskning beträffande effekter av andra typer av stora cykliska belastningar som exceptionella trafikbelastningar eller i samband med anläggningsverksamhet har veterligt inte bedrivits.

Som ett mått på hur snabbt en leras hållfasthet kan brytas ned föreslog Söderblom (1969) ett begrepp som kallades rapiditet. Den metod för bestämning av parametern som föreslogs var dock mycket subjektiv och resultaten berodde också på andra faktorer än nedbrytbarheten. Sedan dess har olika försök gjorts att ta fram andra metoder för att bestämma en motsvarande parameter, t.ex. Massarsch (1976) och Torstensson (1973) i samband med hållfasthetsnedsättning vid pålning. Ingen av dessa metoder har dock fått någon spridning. I samband med inträffade jordskred i Sverige och Kanada gjordes olika undersökningar med bl.a. relativt enkla cykliska skjuvförsök (Larsson och Jansson 1982, Tavenas et al. 1983). Resultaten av dessa försök ledde till vissa preliminära empiriska riktlinjer för vilka leror som är lättast att bryta ned, men inte till någon direkt rekommendation för en ny försöksmetod. I ett nyligen utfört examensarbete av Karlsson och Thylén (2007) förkastades de



metoder som tidigare föreslagits (utom direkta skjuvförsök som inte provades) och presenterades ett par andra som enligt författarna möjligen skulle kunna vara användbara.

Mer än 40 år sedan begreppet rapiditet introducerades finns fortfarande ingen vedertagen metod att bestämma denna parameter. Behovet är dock stort, vilket visats av flera inträffade progressiva skred, bl.a. i samband med belastningar vid anläggningsverksamhet, vid sprängningsarbeten och i samband med nedfallande klippblock från bergssidor. Forskning pågår vid bl.a. NGI beträffande relevanta spännings-töjningssamband under nedbrytningsförlopp och vid Statens geotekniska institut, SGI, beträffande vilka leror som är lättast att bryta ned och under vilka omständigheter. Några direkt tillämpbara resultat har dock ännu inte publicerats.

Denna litteraturstudie ger en summering av hittills utförd forskning och vunna erfarenheter inom ämnesområdet med speciellt avseende på svenska förhållanden.

## 2. Klassificering av jord med hänsyn till nedbrytningsrisk

### 2.1 Med ledning av normal geoteknisk klassificering i laboratorium

Att skilda jordar är olika känsliga för störningar i form av töjningar och skakningar är väl känt. De mest känsliga jordarna i detta hänseende är löst lagrad sand och silt, där mycket liten påverkan krävs för att den instabila strukturen skall kollapsa. Om jorden är vattenmättad och permeabiliteten är låg medför detta att effektivspänningarna mellan kornen upphör och alla spänningar överförs till vattnet i form av portryck. Jorden uppför sig då som en tung vätska utan praktiskt taget någon skjuvhållfasthet, dvs. liquefaction uppstår. De farligaste jordarna ur denna synvinkel är löst lagrad silt och finsand där permeabiliteten visserligen är hög jämfört med de finkornigaste jordarna men fortfarande är låg i förhållande till snabba skakningsförlopp.

Leror har som regel större motståndskraft mot skakningar och måttlig påverkan. Detta gäller också för lösa leror trots att dessa har en mycket öppen struktur, dvs. hög porositet. Var och en som tagit och hanterat ”ostörda” lerprover vet dock att det är en mycket stor skillnad på vad som krävs för att prover av olika jordar skall vara och förbli ”ostörda”. Likaså vet var och en som utfört rutinprovning i laboratoriet med bestämning av ostörd och omrörd skjuvhållfasthet att det är en mycket stor skillnad i vilket omrörningsarbete som krävs för att leran skall bli helt omrörd. Någon etablerad metod att undersöka leran för att få ett direkt mått på hur lätt nedbrytbar den är finns inte, men några empiriska riktlinjer har tagits fram och fler är under utarbetande.

Ur jordbävningssynpunkt ansågs länge att om jorden klassificerats som lera fanns just ingen risk för att liquefaction skulle uppstå (t.ex. Thiers and Seed 1969, Seed 1979). Senare undersökningar av jordbävningar i bl.a. Anchorage i Alaska (Idriss 1985) och Wufeng på Taiwan Chu et al. (2004) har dock visat att motsvarande effekter kan uppstå även i lera och enligt Juang et al. (2008) har liquefaction uppstått i jord med en lerhalt av upp till 90 %. Även om det i de flesta leror inte uppstått ett helt flytande tillstånd i likhet med vad som kan ske i sand och silt eller viss kvicklera, har jordbävningseffekter i flera fall resulterat i mycket stora plastiska deformationer med påtaglig hållfasthetsnedsättning och stora skador på anläggningar och konstruktioner som följd.

Inte bara lerhalten spelar in utan även faktorer som sensitivitet, lermineral, portal samt porvattnets kemiska sammansättning och  $pH$ . Inverkan av lerhalt, lermineral samt porvattnets kemiska sammansättning och  $pH$  brukar grovt sammanfattas av jordens flytgräns,  $w_L$ , eller plasticitetsindex,  $I_p$ , vilka båda beror på dessa faktorer. Undersökningar av Gratchev och Sassa (2009) visar också att inverkan av lermineral och  $pH$  på hur lätt hållfastheten i lera bryts ned kan länkas till den samtidiga förändringen i flytgräns och att en högre flytgräns ger högre motstånd mot nedbrytning. Av nämnda faktorer är det i svensk praxis bara flytgränsen och sensitiviteten som bestäms rutinmässigt. Portalet uttrycks indirekt genom jordens naturliga vattenkvot,  $w_N$ , under förutsättning att jorden är vattenmättad, vilket är det normala för svenska leror. Förhållandet mellan den naturliga vattenkvoten och flytgränsen,  $w_N/w_L$ , kallas för kvasiflytindex och kan sägas vara ett mått på hur öppen den aktuella strukturen är i förhållande till en referensstruktur som beror på jordens sammansättning och som uttrycks med flytgränsen. I princip kan man anta att ju öppnare struktur, desto lättare kan strukturen brytas ned. Samtidigt råder förhållandet att ju högre kvasiflytindex, desto lägre är i princip den omrörda skjuvhållfastheten och desto högre är sensitiviteten. För att en lera skall vara kvick måste per svensk definition kvasiflytindex vara större än 1. Sambanden innehåller fler komponenter men eftersom sensitiviteten är kopplad till kvasiflytindex används båda parametrarna vid bedömning av nedbrytningsrisker. Ibland används båda, men då skall man veta att de inte är oberoende.

Att nedbrytbarheten ökar och nedbrytningen går snabbare vid cyklisk belastning (dvs. desto färre cykler till brott) ju högre kvasiflytindex och sensitiviteten är konstaterades av Hanna och Javed (2008). I undersökningar av inträffad liquefaction vid jordbävningar konstaterade Juang et al. (2008) att motståndet mot liquefaction ökar då plasticitetsindex (och flytgränsen) ökar.

Att nedbrytbarheten ökar med minskande flytgräns har som ovan nämnts bl.a. visats av Gratchev och Sassa (2009) och Juang et al. (2008). Boulanger och Idriss (2006, 2007) anger att lera skulle kunna få flytjordsegenskaper vid ett  $I_p$  lägre än 5 – 7 %, vilket i svensk lera ungefär skulle motsvara en flytgräns av 30 %. Samtidigt antyder författarna att gränsen kan vara högre i lera som är ”kvick” med sensitiviteten större än 8, vilket antyder att referensmaterialet inte har så stora likheter med svensk lera. På basis av kinesiska erfarenheter angav Youd et al. (2001) kriterier för denna region. I dessa angavs att jord med en flytgräns  $\leq 35$  %, ett kvasiflytindex  $\geq 0,9$  och en lerhalt  $< 15$  % medförde stor risk för liquefaction och att jord med en flytgräns  $\leq 45$  %, ett kvasiflytindex  $\geq 0,8$  och en lerhalt  $< 45$  % medförde en måttlig risk för liquefaction. Att översätta de angivna gränserna för lerhalten till svenska förhållanden är svårt eftersom inte bara lerhalten i sig, utan också den aktuella jordens mineralogiska och kemiska sammansättning spelar roll. Ett något modifierat diagram för bedömning av risk för liquefaction i lera, som delvis bygger på samma kinesiska erfarenheter presenterades av Bray and Sancio (2006), Figur 1 a och b. Detta baseras på plasticitetsindex och tillhörande kvasiflytindex och visar också att om kvasiflytindex är högt (och sensitiviteten därmed är hög) och plasticitetsindex är lågt finns olika grad av risk för liquefaction beroende på dessa värden. Med normala relationer mellan flytgräns och plasticitetsindex blir de angivna gränserna mycket lika de i de kinesiska kriterierna.

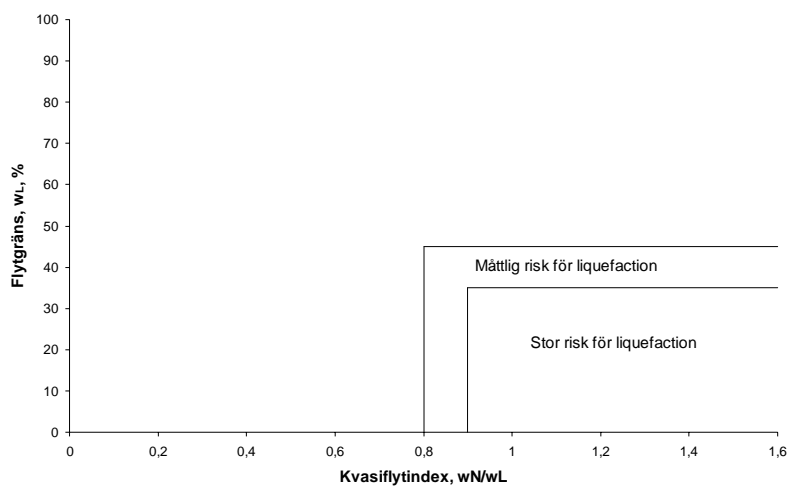


Fig. 1 a) Kinesiska kriterier för risk för liquefaction (efter Youd et al. (2001)).

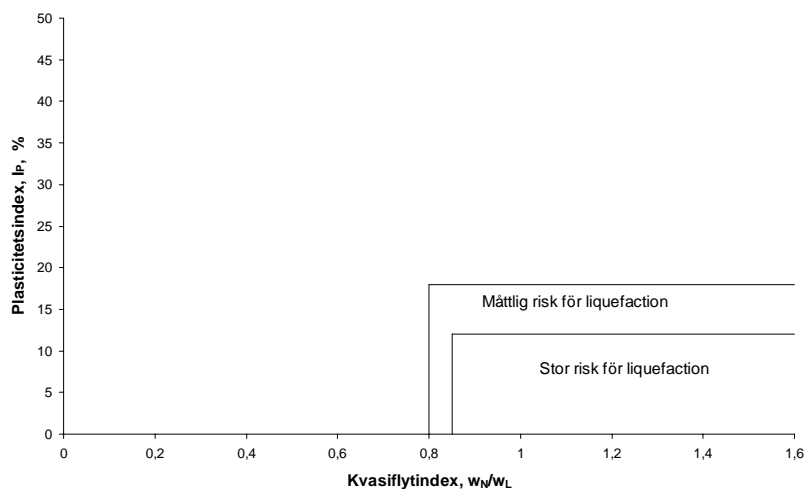


Fig. 1 b) Kriterier för risk för liquefaction enligt Bray and Sancio (2006).

Ett problem med riktlinjer för risker i samband med jordbävningar är att de är uppbyggda med hänsyn till det normala skakningsmönstret hos en kraftig jordbävning, oftast med en magnitud av 7,5, men ibland 6,5. Detta är inte helt lätt att översätta till andra fall som kan vara aktuella i Sverige utom för att ge en översiktlig bild. Eftersom undersökningarna utförts med avseende på jordbävningdrabbade områden, främst i relativt rika länder runt Stilla Havet, är också sammansättningen hos de undersökta jordarna oftast kraftigt skild från svenska förhållanden.

Med anledning av inträffade storskred utfördes undersökningar i Kanada och Sverige för att studera vilken typ av lera som var lättast att bryta ned, (Tavenas et al. 1983, Larsson och Jansson 1982). Ett antal metoder provades, men de som gav objektiva och direkt jämförbara resultat var cykliska direkta skjuvförsök. I de kanadensiska försöken användes en stor skjuvapparat i plexiglas för prover med 120 x 120 mm kvadratisk tvärsnitt och 100 mm höjd, där sidostyckena var ledade så att provet kunde vinkeländras  $\pm 25$  grader, Figur 2. De svenska försöken utfördes i en skjuvapparat typ SGI, (se SGF Notat 2:2004), som modifierats så att odränerad skjuvning kunde utföras cyklisk med en påtvingad deformation av  $\pm 0,15$  radianer under samtidig mätning av skjuvkraften. I de kanadensiska försöken mättes hållfastheten med hjälp av laboratorievingförsök och fallkonförsök efter olika antal cykler och i de svenska försöken användes de uppmätta skjuvkrafterna i varje cykel för att studera hållfasthetsnedbrytningen.

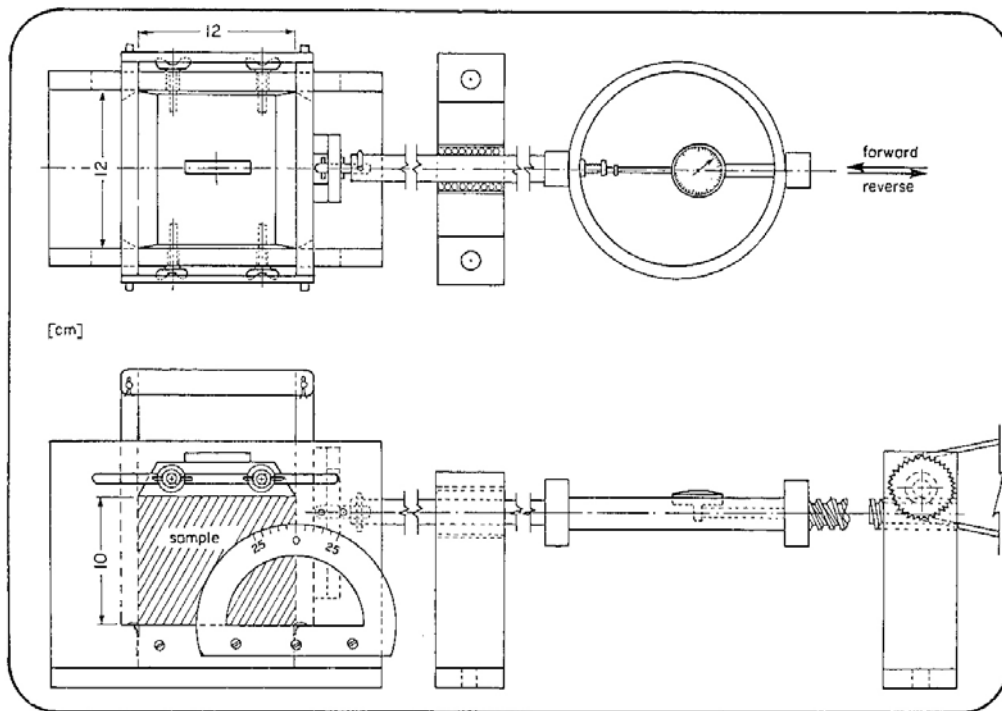


Fig.4 — Simple shear box.

Fig. 2. Kanadensisk skjuvapparat för cykliska försök, (Tavenas et al. 1983).

Tavenas et al. (1983) plottade nedbrytningsindex,  $I_r = (C_{u(ostört)} - C_{u(aktuellt)}) / (C_{u(ostört)} - C_{r(helt omrört)})$  mot den tillförda omrörningsenergi per volymenhet, vilken utvärderades ur påförd skjuvdeformation och uppmätt skjuvkraft. Eftersom den erforderliga energin för att börja bryta ned hållfastheten är en funktion av ursprunglig odränerad skjuvhållfasthet (eller indirekt förkonsolideringstrycket) användes ett empiriskt mått på denna energi av  $0,013 \sigma'_c$  (kNm/m<sup>3</sup>) för att normalisera nedbrytningsenergin. Den normaliserade nedbrytningsenergin blev på detta vis ett modifierat mått på den deformation som provet utsatts för. Vid jämförelsen av nedbrytningsindex för olika jordar användes sedan en normaliserad nedbrytningsenergi av 40.

I de svenska försöken plottades maximal skjuvspänning i varje cykel mot antalet cykler (fram eller återgående) och vid jämförelsen mellan olika jordar användes antalet cykler till en halvering av skjuvhållfastheten.

Trots att redovisningen var olika gav undersökningarna i stort sett samstämmiga resultat och visade att hållfastheten vid en påtvingad deformation i princip är lättare att bryta ned ju lägre jordens plasticitet och flytgräns är. Sambandet är dock inte entydigt utan även andra faktorer spelar in. De jordar som var lättast att bryta ned hade samtidigt mycket hög sensitivitet ( $> 200$ ). De flesta hade en flytgräns lägre än 40 % men också en högsensitiv jord ( $S_t = 320$ ) med flytgräns närmare 50 % visade sig vara lätt nedbrytbar, Figur 3.

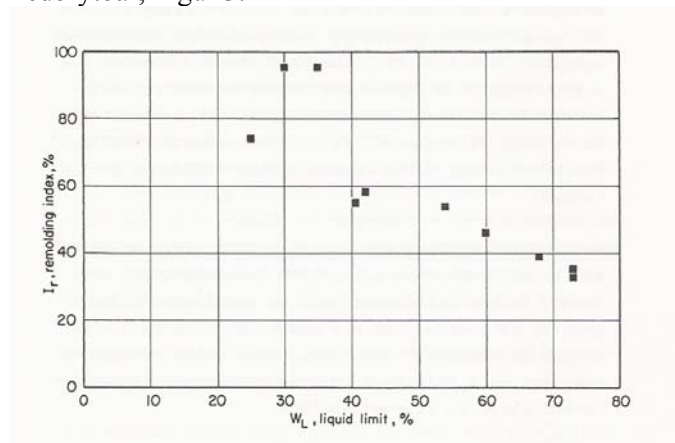


Fig. 3 a) Remoulding index vid en normaliserad nedbrytningsenergi av 40, (Tavenas et al. 1983)

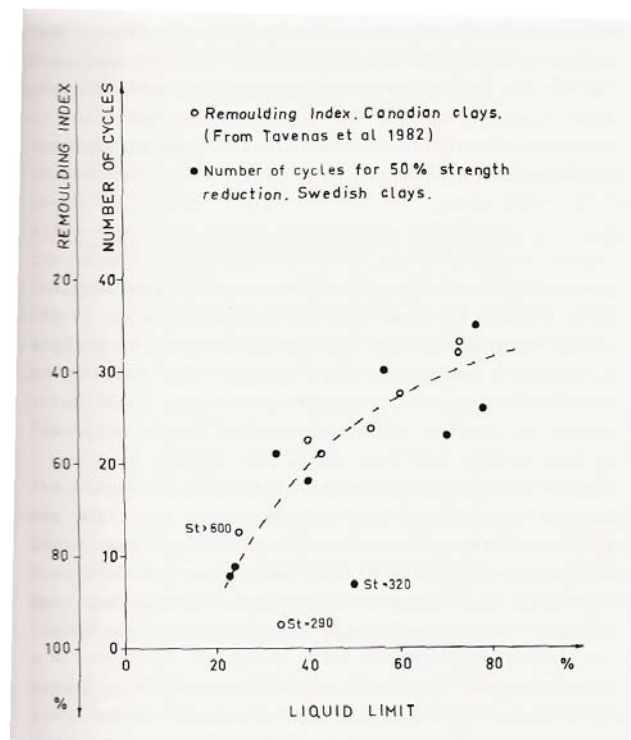


Fig.3 b) Sammanställning av resultat från svenska och kanadensiska cykliska skjuvförsök. (Larsson och Jansson 1982)

Det samlade resultatet av olika undersökningar för bedömning av hållfasthetens nedbrytbarhet med ledning av egenskaper bestämda i rutinmässiga klassificeringsförsök i laboratoriet tyder således på att

de lättast nedbrytbara jordarna, dvs. de som kväver minst påtvingade deformationer för att brytas ned, förutom löst lagrad silt och finsand består av relativt lågplastisk lera och låg – mellanplastisk högsensitiv lera.

Den energi som fordras för att börja bryta ned hållfastheten är i sand och silt beroende på de effektiva trycken i jorden. I lera kan den i princip uttryckas som en funktion av förkonsolideringstrycket eller den odränerade skjuvhållfastheten. Enligt Tavenas et al. (1983) kan den erforderliga energin för att börja bryta ned hållfastheten (eller förkonsolideringstrycket) i leror från östra Kanada som ovan nämnts uppskattas som  $0,013 \sigma'_c$  ( $\text{kNm/m}^3$ ). På basis av resultaten i de ovan nämnda kanadensiska cykliska skjuvförsöken föreslog Leroueil (2001) att arbetet för att åstadkomma ett nedbrytningsindex av 0,75, dvs. reducera hållfastheten med 75 % av den totala potentialen ( $c_u - c_r$ ) grovt kunde uppskattas ur  $12,5 \cdot c_u \cdot I_p$   $\text{kNm/m}^3$ , Figur 4. Den energi som behövs för att bryta ned hållfastheten hos en lera efter att en sådan nedbrytning påbörjats är således lägre ju lägre den odränerade skjuvhållfastheten är och ju mer lågplastisk leran är.

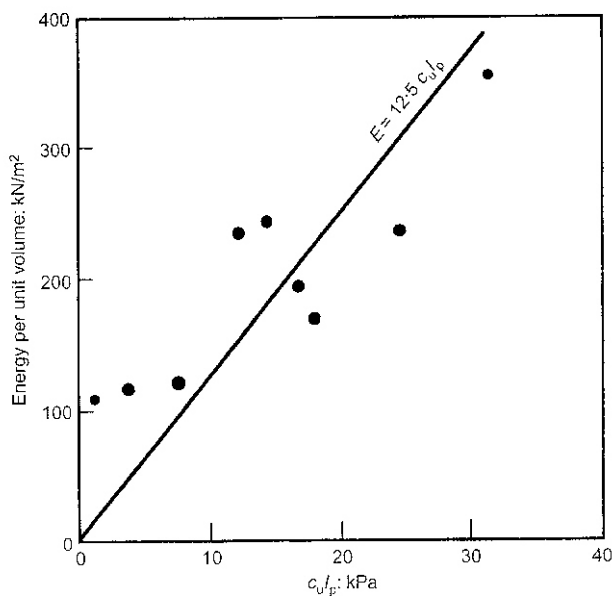


Fig. 4. Energi per volymenhet som krävs för att åstadkomma ett nedbrytningsindex av 75 % i leror från östra Kanada. (efter Tavenas et al, 1983; från Leroueil 2001).

## 2.2 Med ledning av sonderingsresultat

Klassificering av jord med hänsyn till risk för liquefaction vid jordbävningar bygger i huvudsak på resultat från olika sonderingar. Klassificeringsdiagrammen är uppbyggda på jämförelser mellan uppmätta eller uppskattade skakningar vid jordbävningar och sonderingsresultat i jord som brutits ned respektive förblivit intakt efter jordbävningen. Ur klassificeringsdiagrammen kan man utläsa vilken skjuvspänning, (beroende på jordacceleration, djup och densitet) i förhållande till effektiva överlagringstrycket som jorden med hänsyn till sonderingsresultaten kan antas vara motståndskraftig mot. I många länder med jordbävningssproblem finns kartor för vilka accelerationer som olika konstruktioner skall dimensioneras för. En enklare beskrivning av hur denna problemställning kan hanteras finns i t.ex. Brorsson et al. (1992).

I friktionsjord är densitetsindex eller den relativa lagringstätheten,  $I_D$  respektive  $D_r$ , den främst styrande parametern för nedbrytningsrisken. Många föreslagna relationer för denna risk baseras enbart på denna parameter. Ett exempel på en sådan relation gavs av Seed and Peacock (1971), se Tabell 1.

Tabell 1. Uppskattning av risk för liquefaction hos friktionsjord ur relativ lagringstäthet enligt Seed and Peacock (1971).

Max. acceleration vid markytan, g	Trolig liquefaction	Sannolikheten för liquefaction beror på typ av jord och jordbävningens magnitud (i detta fall antal skakningar)	Liquefaction osannolik
0,10	$D_r < 33$	$33 < D_r < 54$	$D_r > 54$
0,15	$D_r < 48$	$48 < D_r < 73$	$D_r > 73$
0,20	$D_r < 60$	$60 < D_r < 85$	$D_r > 85$
0,25	$D_r < 70$	$70 < D_r < 92$	$D_r > 92$

Ostörd provtagning i friktionsjord med bibehållen lagringstäthet är mycket svår att genomföra och den relativa lagringstätheten utvärderas som regel ur sonderingsmotstånd.

Motståndet mot liquefaction ökar förutom med lagringstäthet också med skjuvhållfastheten och därmed med ökande effektivspänningar i jorden. Av jordens egenskaper är det dock inte bara den relativa lagringstätheten utan också faktorer som åldring och överkonsolidering som spelar in. Båda dessa faktorer ökar motståndet mot liquefaction (vid samma effektiva överlagringstryck) men är svåra att särskilja och utvärdera ur sonderingsmotstånd.

Ursprungligen byggde de flesta sådana klassificeringar på resultat från SPT-sondering, där man förutom ett mått på jordens fasthet (lagringstäthet) också fick upp störda prover för jordartsklassificering. Om jorden bestod av silt och sand utan större lerinnehåll kunde man då beroende på effektivt överlagringstryck och antal slag för penetration (fasthet) empiriskt bedöma hur motståndskraftig den var för skakningar vid olika magnituder hos jordbävningen. Ett exempel på en sådan utvärdering visas i Figur 5.

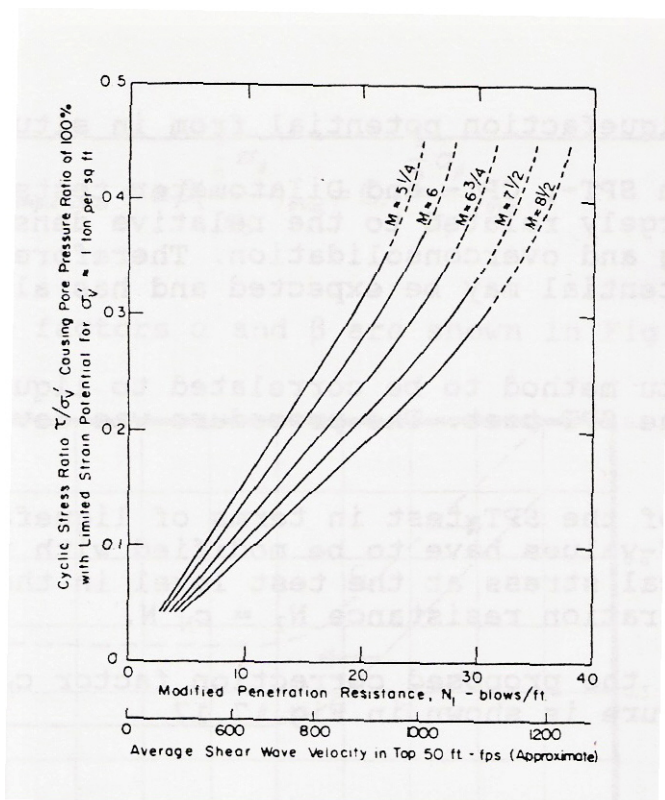


Fig. 5. Diagram för utvärdering av risk för liquefaction på basis av SPT-resultat, (Seed et al. 1983).  
M avser magnitud på Richterskalan

Eftersom nedträngningsmotståndet vid sondering ökar allteftersom det effektiva överlagringstrycket ökar, modifieras sonderingsresultaten med hänsyn till detta (för att inte överskatta lagringstätheten).

Sedan CPT-sondering fått en allt större spridning, har motsvarande diagram alltmer kommit att baseras på resultat från denna typ av sondering. Sådana diagram med motsvarande modifiering av sonderingsmotståndet som för SPT har presenterats av t.ex. Robertsson and Campanella (1985) och Shibata and Teparaska (1988), Figur 6.

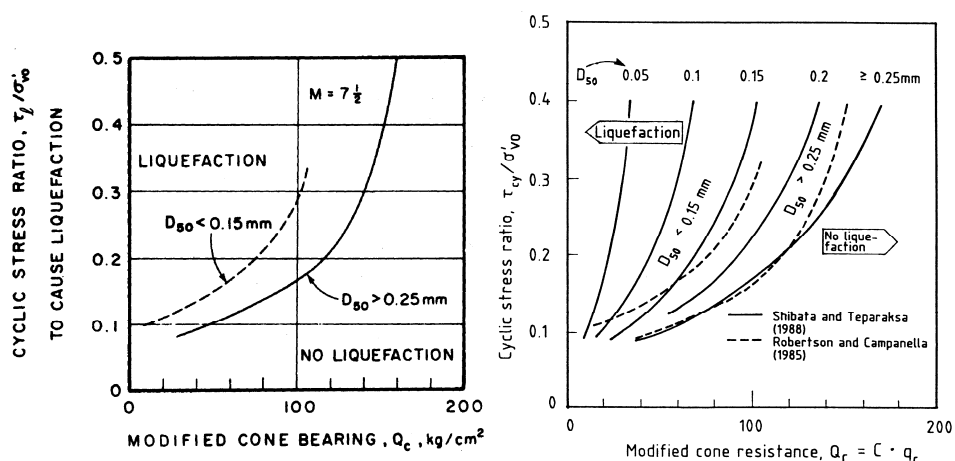


Fig. 6. Diagram för uppskattning av risk för liquefaction i sand och siltig sand, (Robertsson and Campanella 1985 och Shibata and Teparaska (1988) (från Lunne et al. 1989).



Diagrammen i Figur 6 avser en jordbävning med magnituden 7,5. För andra magnituder kan gränsvärdena för  $\tau/\sigma'_{v0}$  räknas om genom att multipliceras med nedanstående faktorer:

Magnitud	Multiplikationsfaktor
8,5	0,89
7,5	1,00
6,75	1,13
6	1,32
5,25	1,5

Till skillnad från sonderingsmetoderna är resultaten från dilatometerförsök i viss mån känsliga för åldring och överkonsolidering. Om det utvärderade materialindexet,  $I_D$ , visar på att jorden uppträder som sand kan risken för liquefaction enligt Robertson and Campanella (1986) bedömas med hjälp av det utvärderade horisontella spänningsindexet  $K_D$ , Figur 8. Diagrammet i Figur 7 kan antas gälla för en magnitud av 7,5. Senare studier av Reyna and Chameau (1991) visar att en modifiering bör göras även av detta diagram beroende på hur kraftig jordbävningen är.

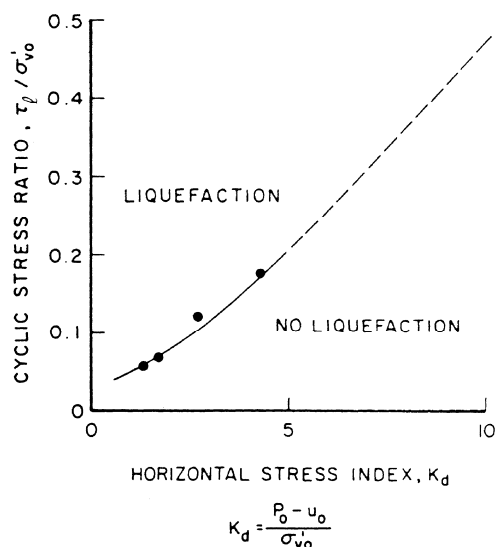


Fig. 7. Föreslagen relation mellan risk för liquefaction och horisontellt spänningsindex från dilatometerförsök i sand. Robertson and Campanella (1986).

Samtliga av ovanstående diagram avser sand eller sand och silt. När det stod klart att även vissa jordar som benämns som lera kunde få flytjordsegenskaper vid jordbävningar började man också titta på de empiriska klassificeringsdiagram som indelar jorden med avseende på dess uppträdande baserat på resultat från CPT-sondering. I dessa diagram kan även lera klassificeras som silt (eller t.o.m. sand) beroende på att de parametrar som mäts vid sonderingen visar på att den uppträder mer som ett grövre material.

Det internationellt mest kända av dessa klassificeringsdiagram presenterades av Robertson (1990) och föreslogs senare för att särskilja jord med risk att uppträda som sand eller silt med åtföljande risk för liquefaction av Robertson and Wride (1998). I detta diagram används en skiljelinje definierad av ett index för jordens uppträdande baserat på normaliserat nettospetstryck och en normaliserad friktionskvot. Indexet,  $I_{c,RW}$ , beräknas ur

$$I_{c,RW} = \sqrt{(3,47 - \log Q_t)^2 + (\log F + 1,22)^2}$$

där  $Q_t = (q_t - \sigma_{v0}) / \sigma'_{v0}$

$q_t$  = totalt spetstryck

$\sigma_{v0}$  = totalt överlagringstryck

$\sigma'_{v0}$  = effektivt överlagringstryck

$F = 100 f_s / (q_t - \sigma_{v0})$

$f_s$  = mantelfriktion

Om  $I_{c,RW} > 2,64$  antas jorden uppföra sig som en lera.

Linjen  $I_{c,RW} = 2,64$  är i princip också samma kriterium som används för att särskilja lera och silt i det svenska utvärderingsprogrammet Conrad (Larsson 1993), men i detta används också olika kriterier för spetstryckets storlek och den under sonderingen genererade porvattentrycksförändringen som tillägg för att göra denna indelning.

I Robertson och Wrides diagram indelas jorden i olika zoner och liquefaction indelas i två typer; ”cyclic liquefaction” som innebär stora rörelser under pågående cyklisk påverkan och ”flow liquefaction” som innebär hållfasthetsnedbrytning på grund av cyklisk påverkan som leder till efterföljande skred i lutande terräng.

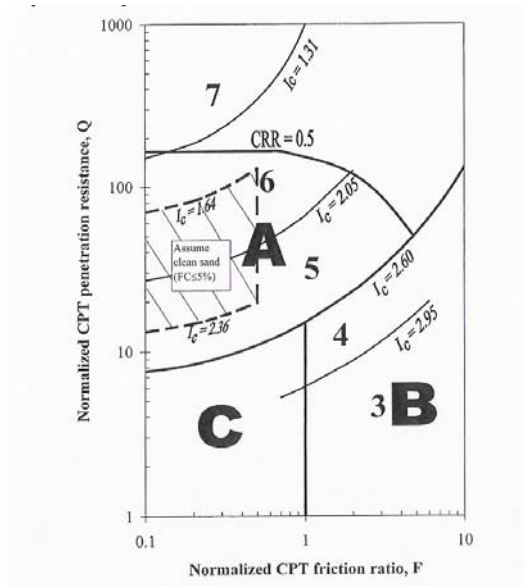


Fig. 8. Klassificering med avseende på risk för liquefaction, (Robertson and Wride 1998)

A Cyclic liquefaction möjlig beroende på storlek och varaktighet hos den cykliska belastningen

B Liquefaction föga trolig

C Flow liquefaction och (eller) cyclic liquefaction möjlig beroende på jordens plasticitet och sensitivitet samt på storlek och varaktighet hos den cykliska belastningen

I princip betyder detta att om jorden bedöms uppträda som silt eller sand kan bedömningen av risken för liquefaction baseras på CPT-resultat och om jorden klassificeras som lera kan bedömningen av risken bedömas med ledning av plasticitet och sensitivitet och att risken är liten om jorden är överkonsoliderad.

Att det under sonderingen genererade porvattentrycket påverkade klassificeringen med avseende även på risk för liquefaction påpekades av Jefferies and Davies (1993) och Jefferies and Been (2006). De senare föreslog ett modifierat index,  $I_{c,JB}$ , som även tog hänsyn till portrycksparametern  $B_q$

$$I_{c,JB} = \sqrt{[3 - \log(Q_t(1 - B_q))]^2 + (1,5 + 1,3 \log F)^2}$$

där  $B_q = (u_2 - u_0) / (q_t - \sigma_{v0})$

$u_2$  = uppmätt portryck under sondering vid normal filterplacering

$u_0$  = in situ-portryck

I detta fall anges skiljelinjen mellan jord som uppför sig som silt respektive lera gå vid ett index  $I_{c,JB} = 2,73$ .

Ku et al. (2010) fann att båda indexen i stort fungerade bra för att särskilja jordar som i princip uppför sig som silt respektive lera.

Eftersom även jordar som klassificeras som lera visat sig kunna brytas ned och få närmast vätske-liknade egenskaper föreslog Juang et al. (2008) en utvidgad modell för bedömning av risk för liquefaction ur resultat från CPT-sonderingar. I denna modell används ett index liknande det som föreslagits av Jefferies and Been (2006) men som modifierats något för att inrymma även normal-konsoliderade leror. Vid mycket höga värden på  $B_q$  blir termen  $(1 - B_q)$  negativ och för att undvika detta skrivs ekvationen för flytindexet som

$$I_c = \sqrt{[3 - \log(Q_t(1 - B_q) + 1)]^2 + (1,5 + 1,3 \log F)^2}$$

Gränsen mellan jord som uppträder som silt respektive lera går i detta fall vid  $I_c = 2,76$ .

För bedömning av flytbenägenhet används vidare i modellen ett värde på det totala spetsmotståndet som justerats för det effektiva överlagringstrycket enligt Idriss and Boulanger (2006),  $q_{t1N}$

$$q_{t1N} = C_N q_t / \sigma_{atm}$$

$$C_N = \left[ \frac{\sigma_{atm}}{\sigma'_{v0}} \right]^\alpha \leq 1,7$$

$$\alpha = 1,338 - 0,249(q_{t1N})^{0,264}$$

Beräkningen av  $q_{t1N}$  görs genom iteration.

Graden av motstånd mot cyklisk nedbrytning, *CRR*, (= cyclic resistance ratio), kan sedan beräknas ur

$$CRR = 0,05 + \exp[A + B(q_{t1N} / 100)^C]$$

$$\text{där } A = I_c(q_{c1N}/100) - 10,455$$

$$B = 0,669 I_c^3 - 5,55 I_c + 12,993$$

$$C = 0,284 - 0,0214 I_c^2$$

Detta värde på *CRR* jämförs sedan med den cykliska spänningsgrad, *CSR*, som beräknas med ledning av jordacceleration, jordbävningens magnitud samt totalt och effektivt överlagringstryck. Är den cykliska spänningsgraden *CSR* större än motståndetsgraden mot nedbrytning, *CRR*, är risken för liquefaction stor.

Juang et al. (2008) visar att den föreslagna metoden bättre fångar upp uppträdandet hos jordar på gränsen mellan lera och silt och att även resultat från leror vars hållfasthet brutits ned i samband med jordbävningar kan fångas in. Metoden visar också att de känsligaste jordarna har ett index  $I_c$  i storleken 1,51. Underlaget är stort, men omfattar ändå främst leror med uppmätta  $B_q$ -värden mellan 0,2 och 0,3. För andra leror är värdena ofta antagna. Att översätta detta till svenska leror med  $B_q$ -värden som normalt ligger mellan 0,5 och 0,9 och i speciellt kvickleror kan gå över 1,0 är osäkert.

Vidare spelar den uppmätta mantelfriktionen stor roll i alla förslag för indexet  $I_c$ . Mantelfriktionen antas av olika författare vara från ungefär lika med den odränerade skjuvhållfastheten i måttligt sensitiva jordar (e.g. Robertson 2009) till lika med den omrörda skjuvhållfastheten i sensitiva jordar. Erfarenheten från svenska sensitiva jordar är att den uppmätta mantelfriktionen i medeltal är cirka 3 ggr den omrörda skjuvhållfastheten, (Rankka et al. 2004). Variationen är dock stor, vilket delvis kan antas bero på hur snabbt och mycket hållfastheten bryts ned men också i mycket hög grad på mätnoggrannheten. Den omrörda skjuvhållfastheten i lösa svenska leror är ofta i storleken 1 kPa och i kvickleror < 0,4 kPa. I internationell standard är det högsta kravet för mätning av mantelfriktion att den skall kunna mätas inom  $\pm 5$  kPa. I Sverige är de av SGF rekommenderade högsta kraven, som ofta anses extrema, att mantelfriktionen skall kunna mätas inom  $\pm 2$  kPa. Inte ens dessa krav räcker således för en tillräckligt noggrann mätning av mantelfriktionen i lösa sensitiva leror, och när mätvärdena börjar närma sig noll spårar beräkningarna av  $I_c$  ur om inte gränsvärden för lägsta mantelfriktion ansätts. Om ”rimliga antaganden” om dessa görs antyder en snabb kontroll att hållfastheten hos en mycket stor del av de svenska lösa sensitiva lerorna enligt ovanstående modell skulle kunna brytas ned vid en kraftig jordbävning om en sådan inträffade. Modellen är dock inte testad för denna typ av jord och något underlag för en mer detaljerad utprovning finns inte.

Robertsson (2007, 2010) presenterade uppdaterade diagram för utvärdering av liquefaction potential där i princip all typ av jord skulle kunna brytas ned mer eller mindre under förutsättning att påverkan var tillräckligt stor, Figur 9. Detta förefaller visserligen rimligt, men ger inte så stor vägledning om risker i lera i olika fall.

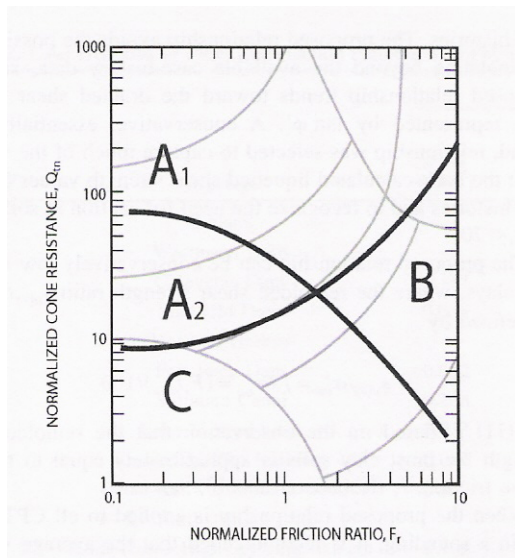


Fig. 9. Diagram för utvärdering av jords uppträdande med avseende på potential för liquefaction och deformationsmjuknande vid cyklisk belastning, (Robertson 2010).  
( $F_r$  motsvarar  $F$  i text ovan).

- A1 : friktionsjord, cyclic liquefaction möjlig beroende på storlek och varaktighet hos den cykliska belastningen.
- A2 : friktionsjord, cyclic liquefaction och flow liquefaction möjlig beroende på belastning och markytans geometri
- B : överkonsoliderad – starkt överkonsoliderad kohesionsjord, flow liquefaction möjlig beroende på storlek och varaktighet hos den cykliska belastningen.
- C : normalkonsoliderad- överkonsoliderad kohesionsjord, cyclic liquefaction och flow liquefaction möjlig beroende på belastning, sensitivitet och markytans geometri.

Ett ytterligare kriterium för att lera skulle kunna brytas ned vid jordbävningar gavs av Debasis (2004), som angav att kvoten  $q_v/\sigma'_{v0}$  måste vara mindre än 70, vilket grovt översatt skulle betyda att risken för detta är minimal i starkt överkonsoliderade leror.

I Sverige används nu CPT-sondering med samtidig mätning av totalt neddrivningsmotstånd för att kartlägga förekomst av kvicklera ur uppskattad mantelfriktion, (Rankka et al. 2004). Detta ger en uppskattning av sensitiviteten och den totala nedbrytningspotentialen, men säger ingenting om vilket arbete som krävs för att åstadkomma denna nedbrytning. För metoder som baseras på mätt mantelfriktion mot sonden räcker mätnoggrannheten inte till. Möjligen skulle man i likhet med det i Sverige använda klassificeringssystemet helt kunna övergå till att använda portrycksparmetern  $B_q$  för att göra en sådan uppskattning. Något underlag för att bedöma detta finns dock inte än.

## 3. Mätning av hållfasthetsnedbrytning

### 3.1 Mätning av hållfasthetsnedbrytning i laboratorium

#### Enklare indexförsök

Samtidigt som Söderblom (1974, 1983) introducerade begreppet rapiditet föreslogs en metod att mäta denna parameter. Metoden bestod i att placera ett ostört lerprov i skålen i den Casagrandeapparat som är avsedd för bestämning av stötflytgränsen. Skålen med provet tilläts sedan falla fritt 10 mm mot underlaget 250 ggr, varpå dess utseende studerades. Provet var normalt 40 mm högt med diametern 50 mm och utgjordes normalt av en uttryckt och avkapad del av ett prov taget med kolvprovtagare. Det cylindriska provet kom således att vila på periferin av dess underyta mot skålens konkava botten. Efter att provet utsatts för stipulerat antal slag studerades sedan hur det deformerats och konsistensen hos de delar som plasticerats.

Provet kom på detta vis att utsättas för ett antal retardationskrafter då skålen träffade underlaget. Antalet var specificerat, men krafterna berodde dessutom på provets massa. Även om dimensionerna var desamma för olika prover, vilket inte var absolut specificerat, varierade krafterna ändå beroende på provens densitet. Ingen hänsyn togs till detta och inte heller till jordens ostörda skjuvhållfasthet. Den senare inverkar så att om materialet skulle utsättas för en deformationsenergi som är liten i förhållande till skjuvhållfastheten åstadkoms endast en initieell nedbrytning av hållfastheten inom i en mycket liten kontaktyta. Däremot åstadkoms i detta fall ingen påtaglig nedbrytning av jordmassan som helhet även om materialet efter ett överskridande av gränsenergin skulle brytas ned mycket snabbt efter ytterligare påverkan.

Resultatet av denna typ av provning var således inte bara subjektivt i den okulära bedömningen av provets utseende efter att det utsatts för stötar utan också i hög grad beroende på faktorer som inte beaktades.

Andra metoder att bestämma nedbrytningen vid viss påverkan föreslogs av Massarsch (1976) och Torstensson (1977) i samband med studier av inverkan på lera av pålning. Dessa metoder var avsedda att ge en störning motsvarande den vid slagning av pålar och gick ut på att pressa ett lerprov med en viss diameter genom en förträngning med mindre diameter och därefter mäta hur mycket hållfastheten minskat. I detta fall var deformationerna påtvingade och så stora att en viss nedbrytning av strukturen uppstod. Metoden prövades senare av Tavenas et al. (1983) som dels använde sig av en serie olika diametrar på förträngningarna för att få olika störningsgrader, dels mätte kraften och deformationen vid genompressningen för att få ett mått på använd nedbrytningsenergi. Eftersom en stor del av motståndet utgjordes av friktion mellan jord och apparatur måste antaganden göras om storleken på denna. Resultaten visade stor spridning och metoden rekommenderades inte. Också senare undersökningar av Karlsson och Thylén (2007) visade på stor spridning och ojämna omrörningseffekter i jordmassan efter att proven pressats genom förträngningen.

Tavenas et al. (1983) utförde också mer spektakulära försök där jordprover fick falla fritt från olika höjder mot ett fast underlag respektive träffas av fasta kroppar som släppts från olika höjder. Deformationsenergin beräknades utifrån provets respektive fallkroppens vikter och fallhöjder. Proverna undersöktes sedan med avseende på utseende efter dessa påkänningar och den odränerade skjuvhållfastheten mättes med fallkonförsök i olika partier. Utvärderingen av utseende var dock subjektiv och hållfastheten i de deformerade proverna varierade stort beroende på bland annat avståndet till en träffyta. Det var också svårt att få fram tillräckligt antal prover med enhetliga ursprungliga egenskaper. Metoderna rekommenderades därmed inte.

Karlsson och Thylén (2007) studerade ett antal andra metoder där prover bland annat placerades i skakapparater som normalt används för siktning istället för Casagrandes stötapparat och skakades under en viss tid. Påverkan mättes också på annat sätt, men nackdelarna med Söderbloms ursprungliga förslag kvarstod i princip.

### **Cykliska direkta skjuvförsök och triaxialförsök**

För studier som främst avser grovt ett mått på hur lätt hållfastheten kan brytas ned har som tidigare nämnt två typer av direkta skjuvförsök utförts, se Kapitel 2.1. Av dessa är det endast den relativt enkla apparatur som togs fram av SGI som har en möjlig potential att bli etablerad i Sverige. Den mer avancerade kanadensiska utrustningen krävde ostörda prover med dimensionerna 120 x 120 mm och höjden 100 mm, vilket fordrar prover tagna med blockprovtagare och ett mycket omständligt förfarande med skjuvning och mellanliggande hållfasthetsprovning i flera steg. Den hade dock fördelen jämfört med andra utrustningar, såväl för direkta skjuvförsök som för triaxialförsök, att de stela ledade sidorna i skjuvningsriktningen medförde bättre förutsättningar för att hela provet skulle deformeras jämnt.

Den svenska apparaturen utgjordes av en vanlig direkt skjuvapparat typ SGI för 50 mm prover tagna med standardkolvprovtagare och som monterats och konsoliderats på sedvanligt sätt. Apparaturen hade sedan modifierats så att skjuvningen kunde utföras som en horisontell fram- och återgående rörelse som gav en vinkeländring hos provet av  $\pm 0,15$  radianer. Skjuvkraft och horisontalrörelse mättes kontinuerligt under provningsförloppet. Skjuvningen skedde med en betydligt högre hastighet än vid vanliga skjuvförsök så att hela försöket kunde utföras inom några timmar. Hastighetseffekterna kunde beaktas genom att jämföra den utvärderade odränerade skjuvhållfastheten med aktuell hastighet i första cykeln och hållfastheten vid provning med normal hastighet och att kontrollera hastighets-effekter på den slutliga residualhållfastheten genom att växla ned hastigheten i den avslutande cykeln. Prototypen för apparaturen var dock provisorisk och någon färdig fungerande sådan apparat finns inte för närvarande.

Både triaxialförsök och direkta skjuvförsök används i stor utsträckning för att undersöka jords egenskaper vid cyklisk belastning. I dessa fall monteras och konsolideras proverna som vanligt och utsätts sedan för en statisk och/eller dynamisk påverkan genom cykliska tillskottslaster. Avsikten med försöken är som regel att prova hur stora tillskottslaster med en viss storlek och ett visst antal cykler jorden kan utsättas för innan strukturen börjar kollapsa och deformationerna blir stora. Vilken typ av försök, direkt skjuvförsök, aktivt- eller passivt triaxialförsök som används, antalet och utseende på lastcyklerna, frekvens hos lastcykler m.m. beror på vilken typ av lastfall som är aktuell och vilket typ av cyklisk belastning man vill simulera; jordbävningar, havsvågor, vindkast, trafiklast, maskin-fundament etc. Dessa försök är således normalt inte primärt avsedda för att studera hur snabbt hållfastheten bryts ned utan hur jorden uppträder fram till dess att den börjar brytas ned. Efter att ett brott initierats finns stor risk, speciellt i triaxialförsök på sensitiv lera, att en tunnare brottzon utvecklas och det blir därmed svårare att relatera hållfastheten till deformationen eftersom brottzonens dimensioner inte är kända (t.ex. Lee 1979, Yong et al. 1980). Ett kvalitativt mått på hur snabbt nedbrytningen går kan dock erhållas ur de försök som går till brott och därefter får fortsätta att deformeras tillräckligt långt.

Speciella försök kan också utföras där provet utsätts för förutbestämda deformationer, cykliskt eller statistiskt, varunder eller varpå den resterande hållfastheten mäts. Med tanke på risken för lokala brottzoner är direkta skjuvförsök ofta lämpligast för detta, förutsatt att resultaten kan appliceras på aktuellt fall. De ovan nämnda cykliska direkta skjuvförsöken är exempel på sådana försök.

### 3.2 Mätning av hållfasthetsnedbrytning i fält

#### Vingförsök

Vid vingförsök har i Sverige hittills endast två värden mätts; odränerad skjuvhållfasthet och omrörd skjuvhållfasthet. Odränerad skjuvhållfasthet har utvärderats ur det maximala vridmomentet och omrörd skjuvhållfasthet ur momentet efter att vingen vridits runt 10 varv. Sensitiviteten har sedan beräknats som kvoten mellan dessa värden. Relationen mellan vingens rotation och vridmomentet har i övrigt inte ägnats någon större uppmärksamhet. I den mån den registrerats har detta endast gjorts upp till brott och strax efter vid respektive mättillfälle. Under den större delen av rotationen mellan maxvärdet och 10 varv har registreringen varit urkopplad. Även under den del av förloppet som registrerats har en mycket stor del av den mätta rotationen utgjorts av torsion i överföringsstänger, skarvar och registreringsinstrumenten. Vad man möjligen kunnat få en uppfattning om har varit om brottet vid det maximala momentet varit segt eller sprött, men oftast saknas denna uppgift.

På senare tid har nya utrustningar tagits fram där vridmoment och rotation mäts elektroniskt strax ovanför provningsnivån. På detta vis elimineras det mesta av felkällorna vid rotationsmätningen samtidigt som momentmätningen blir säkrare. För den kommande europeiska standarden har man för denna typ av utrustning också föreslagit en tredje mätning som utförs då vingen roterats 180 grader och ur momentet vid denna mätning beräknas vad som kallas residualhållfastheten, Figur 10.

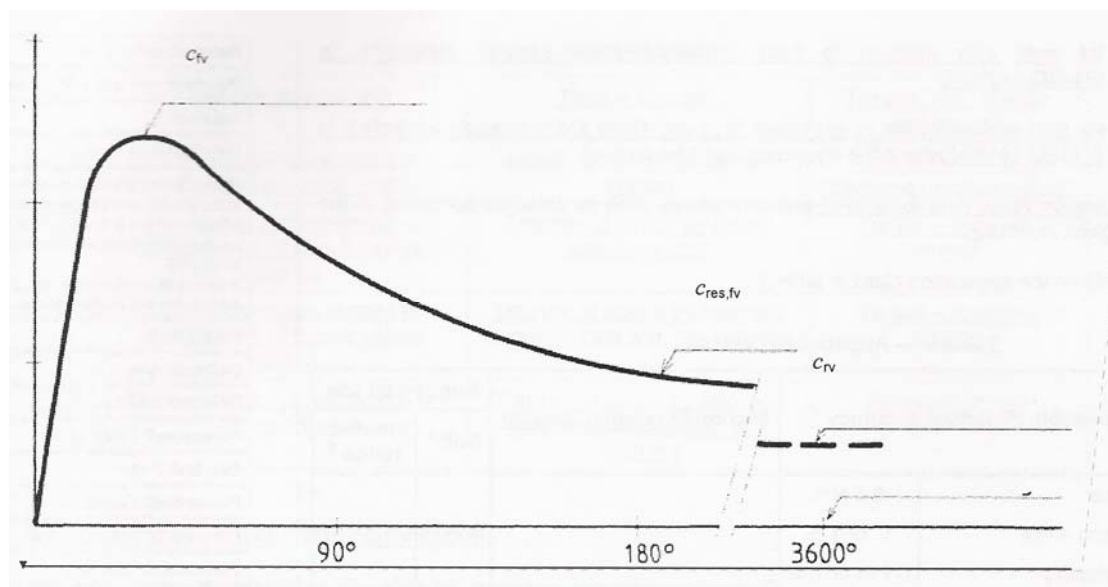


Fig.10. Utvärdering av vingförsök enligt förslag till europeisk standard.

Med standardutvärderingen ger detta endast tre punkter, men i princip kan hela förloppet från rotationens början till dess slut efter 10 varvs omrörning registreras. Denna typ av vingförsök skulle således kunna vara en metod att få ett mått på jordens nedbrytbarhet. Av praktiska skäl måste dock vridningshastigheten under ett sådant försök varieras. Detta påverkar resultaten, vilket måste tas hänsyn till antingen genom korrigerings eller genom en programstyrd variation av hastigheten så att denna är hög mellan mättillfällena men den standardiserade vid dessa. Något sådant förfarande har dock inte tagits fram och provats och någon sådan utrustning finns ännu inte i Sverige.



## T-barsondering

T-barsondering, där den koniska spetsen i en CPT-sond ersatts med en tvärställd cylinder med 40 mm diameter och längden 250 mm, har kommit att få en stor användning i främst offshore sammanhang. Anledningen är att spetsen på detta vis förstoras 10 gånger och att felkällor på grund av de höga vattentrycken på stora djup reduceras till en tiondel jämfört med den vanliga CPT-spetsen. Detta kan behövas i de ofta mycket lösa ytliga bottensediment som skall undersökas. T-barsonderingar har visat sig ge mindre spridning i uppmätt spetsmotstånd än parallella CPT-sonderingar medan de senare ger en mer detaljerad bild av jordlagerföljden, (Vermees et al. 2006). T-barsonderingar har också använts i torv, där CPT-sonderingar inte ger tolkningsbara resultat (Boylan and Long 2006). T-barspetsens utformning medför stor risk för att sonden skall utsättas för stora moment, vilket måste beaktas. Förborring genom torrskorpa måste göras och hålet måste vara minst 250 mm i diameter. T-barsondering har därmed begränsade möjligheter att bli ett rutinverktyg för undersökningar på land.

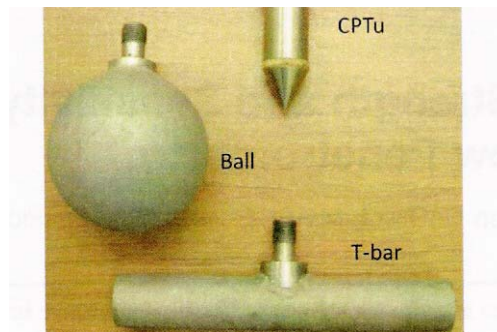


Fig. 11. Vanlig CPT-spets, T-bar och klotformig spets (Ball). (Foto från Yafrate et al. 2009)

Med T-barspetsen ges dock också möjligheten att röra om jorden successivt genom att köra den upp och ned inom ett djupintervall och på så vis studera den successiva nedbrytningen genom förändringen i sonderingsmotstånd. Detta har också gjorts i ett antal undersökningar, främst med avsikt att få ett mått på omrörd skjuvhållfasthet och sensitivitet. Som ett alternativ till denna spets kan en klotformig spets med diametern 113 mm användas. Erfarenheterna av denna och underlaget för utvärdering är dock mindre.

T-barsonderingar utförs med samma standardhastighet som CPT-sonderingar; 20 mm/s. Undersökningar har visat att sonderingsmotståndet är hastighetsberoende (Low et al. 2008, Yafrate and DeJong 2007). Hastighetseffekterna har uppmätts till  $13 - 15 \text{ \%}/\log v$  (där  $v$  är penetrationshastigheten). Vilket är i samma storlek som normala hastighetseffekter för odränerad skjuvhållfasthet. Vid extremt låga hastigheter planar de dock ut till ett minimum för spetsmotståndet motsvarande cirka 80 % av det vid standardhastigheten. För omrörd jord synes hastighetseffekterna vara något större, speciellt då hastigheten överstiger 25 mm/s.

De cykliska försöken med T-barsonderingar utförs med samma hastighet som den vanliga sonderingen. Cyklingslängden bör vara minst 0,2 m, men cirka 1 m är vanligt. Antalet cykler bör vara minst 10, då minimivärdet normalt uppnåtts, (Yafrate and DeJong 2005, DeJong et al. 2010).

Odränerad skjuvhållfasthet utvärderas ur T-barsonderingar som

$$c_u = \frac{q_{net}}{N_{Tbar}}$$

där

$$q_{net} = q_c - [\sigma_{v0} - u_2(1-a)] \frac{A_s}{A_p}$$

$q_c$	= uppmätt spetsstryck
$\sigma_{v0}$	= totalt överlagringstryck
$u_2$	= portryck uppmätt direkt ovanför spetsen (om detta inte mätts) används in situ portrycket $u_0$ , vilket inte är aktuellt här)
$a$	= areafaktor räknad på tryckstångens area (dvs. samma som för CPT-spetsen)
$A_s$	= tryckstångens area
$A_p$	= spetsens area
$A_s/A_p$	= 0,1 vid normalstor T-bar och $\phi$ 36 mm tryckstänger (samma stänger som för vanlig CPT-sond)

$N_{Tbar}$  beror liksom  $N_{kt}$  för CPT-sondering på vilken odränerad skjuvhållfasthet som avses (normalt aktiv-, passiv- eller direkt skjuvning).

Tidiga teoretiska studier med isotrop hållfasthet (Randolph et al 2000) gav  $N_{Tbar}$ -faktorer i storleken 10 – 13 (beroende på om man använde Tresca eller von Mises brottkriterium och vilken råhet som antogs).

Vidare analyser med avancerade numeriska metoder gav  $N_{Tbar}$ -faktorer för ostörd skjuvhållfasthet i storleken 11 – 13 (Randolph and Andersen 2006) och  $N_{Tbar,REM}$ -faktorer av cirka 13 för omrörd skjuvhållfasthet. Dessa faktorer avsåg sondering med standardhastigheten 20 mm/s och beräkningsresultaten var starkt beroende av antagna hastighetseffekter.

Senare analyser med FEM-simuleringar och olika antaganden om elasticitet och plasticitet (Zhou & Randolph (2009) ger en ”ideal”  $N_{Tbar}$ -faktor av 9,89 – 9,95 för idealplastiskt material med en normal råhetsfaktor av 0,2 och utan beaktande av hastighet. Hastighetseffekter vid sonderingen ger att denna faktor ökar med ökande sonderingshastighet medan deformationsmjuknande (sensitivitet) gör att den minskar. En högre råhet ökar faktorn. Normalt, utom möjligen för extrem kvicklera, borde detta innebära något högre  $N_{Tbar}$ -faktorer än den ”ideala”.

Speciella utvärderingar har också föreslagits för det ytligaste lagret på havsbotten (bottom mud), men dessa avser bara de översta cirka 0,1 m och är bara av intresse i specialfall, (White et al. (2010).

Olika undersökningar har utförts för att få fram empiriska  $N_{Tbar}$ -faktorer genom jämförelser med andra provningar. Som referenser har använts vingförsök, enkla tryckförsök, aktiva triaxialförsök samt medelvärden av aktiva och passiva triaxialförsök och direkta skjuvförsök (ADP).

I jämförelse med konfaktorer för CPT-sondering har  $N_{Tbar}$ -faktorerna för T-barutvärdering generellt visat sig vara lägre, (t.ex. Low and Randolph 2010, Low et al. 2010). I likhet med konfaktorer kan de senare förväntas variera med flytgränsen i svenska leror.

Den hittills mest använda  $N_{Tbar}$ -faktorn är 10,5 som tidigt rekommenderades som ett medelvärde baserat på främst australiska undersökningar av Randolph (t.ex. 2004). Samma faktor rekommenderades för torv av Boylan and Long (2006).

En kalibrering mot vingförsök av Veemees et al (2006) gav  $N_{Tbar}$ -faktorer mellan 10 och 12 i lera.

Mer detaljerade undersökning av Lunne et al (2005) med kalibrering mot medelvärden av aktiva och passiva triaxialförsök samt direkta skjuvförsök gav  $N_{Tbar}$ -faktorer mellan 10 och 13,0 med ett medelvärde av 12. Värdet 12,0 gällde för Drammenlera medan övriga var australiska leror offshore. I en senare studie på ett större underlag av Low et al. (2010) rekommenderades att använda en  $N_{Tbar}$ -faktor av 10,5 för att få en hållfasthet motsvarande aktivt triaxialförsök och 12 för att få en hållfasthet motsvarande medelskjuvhållfastheten. Någon relation till flytgräns eller andra faktorer kunde inte konstateras, men underlaget bestod av resultat från jordar från olika delar av världen, vilket ofta gör att lokala sådana samband inte kan urskiljas. Några jordar som, bortsett från Drammenlera, motsvarar normala svenska leror i sammansättning och övriga egenskaper ingick inte i underlaget.

Undersökningar med T-barsondering pågår för närvarande på SGI. Underlaget i form av resultat från olika jordar är dock ännu för litet för att kunna föreslå en speciell utvärdering för svenska leror. För normala svenska leror tycks det med ledning av de resultat som presenterats i litteraturen som om en  $N_{Tbar}$ -faktor i storleken 12 skulle kunna användas för en preliminär utvärdering av odränerad skjuvhållfasthet i avvaktan på lokal kalibrering eller att bättre empiri tas fram.

Omrörd skjuvhållfasthet och sensitivitet utvärderas genom att T-barsonden körs upp och ned 10 ggr inom det aktuella djupintervallet, vilket som nämnts erfarenhetsmässigt räcker för att man skall komma ned till ett minimivärde. Utvärderingen har främst kalibrerats mot vingförsök i fält, vilka ofta ger en högre omrörd skjuvhållfasthet än fallkonförsöket, men i vissa fall även mot det senare. Man har då funnit att man behöver använda högre  $N_{Tbar,REM}$ -faktorer för den omrörda skjuvhållfastheten än  $N_{Tbar}$  för den ostörda. Low et al (2010) rekommenderade användande av  $N_{Tbar,REM}$ -faktorerna 14, 5 och 14 för att den utvärderade omrörda skjuvhållfastheten skall motsvara vad som mäts med fallkon- respektive vingförsök. Sensitiviteten utvärderas oftast på sedvanligt sätt som kvoten mellan utvärderad ostörd och omrörd skjuvhållfasthet.

Rapporterade undersökningsresultat tyder dock på att  $N_{Tbar}$ - och  $N_{Tbar,REM}$ -faktorerna är känsliga för jordens sensitivitet. Enligt DeJong et al. (2011) skulle faktorn  $N_{Tbar}$  variera med sensitiviteten  $S_t$  enligt

$$N_{Tbar} = 12 - \frac{6,5}{1 + \left(\frac{S_t}{10}\right)^{-3}}$$

Vilket ger en  $N_{Tbar}$ -faktor som varierar mellan 12 för icke sensitiva leror och 5,5 för högsensitiva.

Enligt Yafrate et al. (2009) skulle faktorn  $N_{Tbar,REM}$  motsvarande variera med sensitiviteten  $S_t$  enligt

$$N_{Tbar,REM} = 12 + \frac{5,5}{1 + \left(\frac{S_t}{6}\right)^{-3}}$$

Vilket ger en  $N_{Tbar,REM}$ -faktor som varierar mellan 12 för icke sensitiva leror och 17,5 för högsensitiva.

Sensitiviteten föreslogs kunna uppskattas ur spetstrycken vid första sonderingen  $q_{in}$  och den sista  $q_{rem}$  som

$$S_{t,Tbar} = \left(\frac{q_{in}}{q_{rem}}\right)^{1,4}$$

Underlaget för dessa samband innehåller dock endast ett fåtal data för höga sensitiviteter och i vad mån det kan appliceras på svenska högsensitiva leror och kvickleror är mycket osäkert. Förslagen och faktorerna kommer att provas mot resultat från fallkonförsök i laboratoriet i de nu pågående undersökningarna på SGI. Om ovannämnda samband bekräftas borde det innebära att man vid utvärdering av nedbrytningseffekter får använda en gradvis förändrad  $N_{Tbar,REM}$ -faktor för de olika cyklerna beroende på den aktuella relationen  $q_{in}/q_{aktuell\ cykel}$ .

## 4. Allmänt uppträdande hos lera vid cyklisk belastning

### 4.1 Elastisk zon

Det verkar finnas en undre gräns för cyklisk påverkan där den cykliska belastningen endast medför helt elastiska återgående deformationer och ingen permanent portrycksförändring byggs upp. Denna gräns har rapporterats vara i storleken 20 -40 % av den odränerade skjuvhållfastheten vid såväl direkt skjuvning som triaxialförsök där utgångs- och slutvärdet för skjuvspänningen är noll, (Thiers and Seed 1969, van Eckelen and Potts 1978, Ansal and Erken 1989). En av anledningarna till variationen kan vara skillnader i antal cykler i försöken. Senare försök av Andersen (2009) tyder på lägre gränser om antalet cykler i försöken drivs mycket långt. Några motsvarande gränser för försök med initiell skjuvspänning finns inte rapporterade. Man kan dock anta att området med elastiska deformationer följer konsolideringstillståndet som de elastiska zonerna i bubbelmodellerna i Critical State, Figur 12.

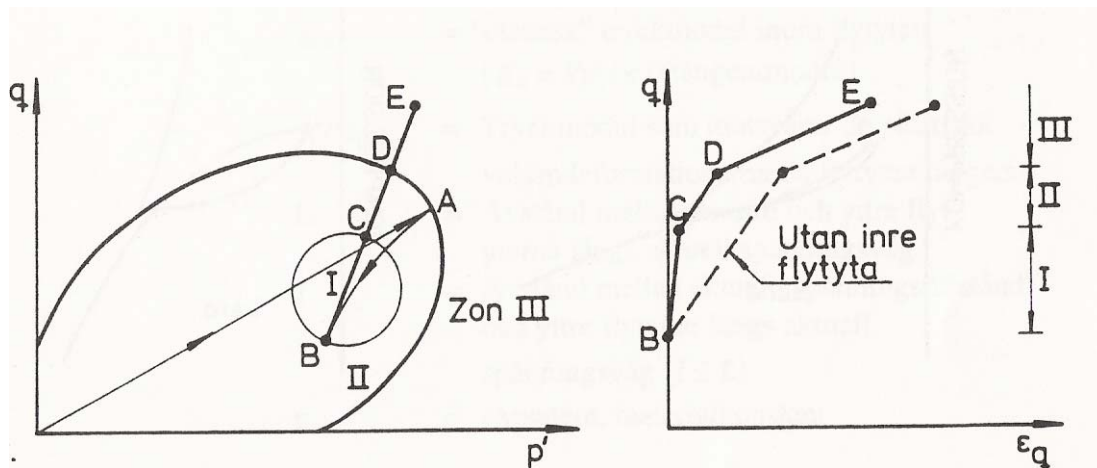


Fig. 12. Schematiskt exempel på en elastisk zon I skapad av spänningsvägen Origo-A-B, och resulterande skjuvdeformationer för spänningsvägen B-E. (Larsson 1994).

### 4.2 Utveckling av porövertryck och deformationer

Vid större påkänningar byggs ett portryck upp. Detta medför att effektivspänningarna minskar och att deformationerna i cyklerna ökar. Portrycksökningen är snabbast i de första cyklerna och avtar sedan. Detta medför att de cykliska deformationerna och kvarstående permanenta deformationerna närmar sig ett stationärt tillstånd, Figur 13. Blir deformationerna med tiden så stora att brottdeformationen vid statisk belastning uppnås, ökar de åter i en accelererande takt och materialet går till brott, (t.ex. Kouftas 1978, Malek et al. 1989, ). I cementerade (structured) leror kan den initiala nedbrytningen ske utan motsvarande portrycksökning och hänförs då till att bindningarna i jordskelettet bryts ned, (Lefebvre and Leboeuf 1987).

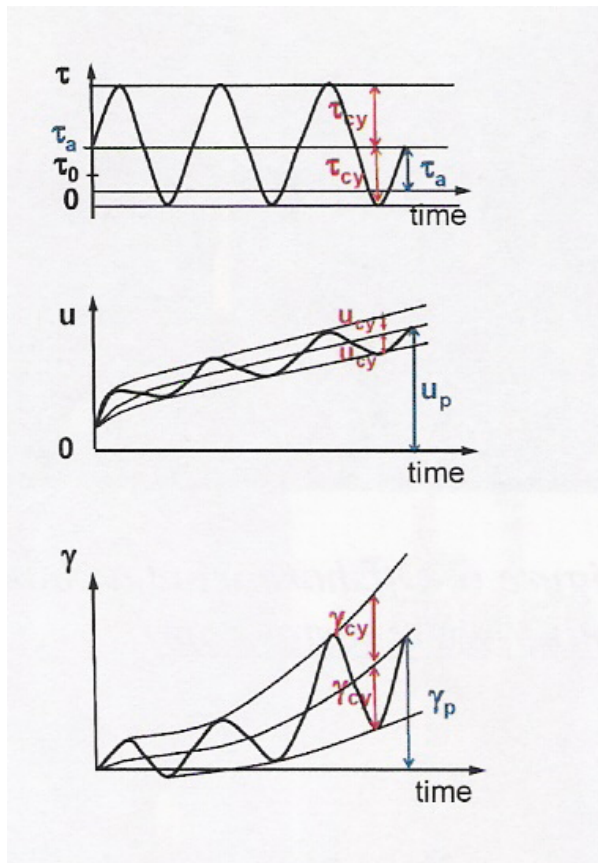


Fig. 13. Schematisk bild av uppbyggnad av porövertryck och deformationer vid odränerad cyklisk belastning, (Andersen 2009).

$\tau_0$  är skjuvspänning under konsolidering,  $\tau_a$  medelskjuvspänning under den cykliska belastningen,  $\tau_{cy}$  halva totala skjuvspänningsvariationen,  $u_p$  permanent portrycksökning,  $u_{cy}$  halva totala portrycksvariationen i cyklerna,  $\gamma_p$  permanent skjuvdeformation och  $\gamma_{cy}$  cyklisk skjuvdeformation. Tiden på x-axeln skulle kunna ersättas med antal cykler och accelerationen hos deformationerna efter två cykler tyder på att brottdeformationen passerats.

#### 4.3 Inverkan av initiell statisk skjuvspänning

Hur många cykler materialet tål innan gränsen nås är en funktion av initiell statisk skjuvspänning, cyklisk skjuvspänning och frekvensen hos den cykliska belastningen. Den initiella skjuvspänningen inverkar så att om materialet har en initiell statisk skjuvspänning som det konsoliderat för, så har det som regel en förhöjd skjuvhållfasthet för belastningar i samma riktning samtidigt som det elastiska spänningsområdet är förskjutet till att ligga omkring detta spänningstillstånd, (Andersen 2009, Larsson 1983, 1994). Detta är fallet för jord som avsatts och konsoliderat i lutande terräng eller på annat sätt utsatts för och konsoliderat för extra skjuvspänningar, Figur 14.

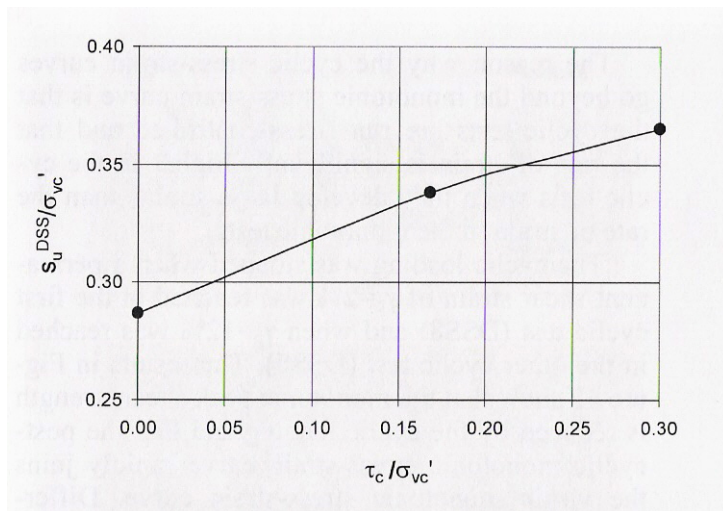
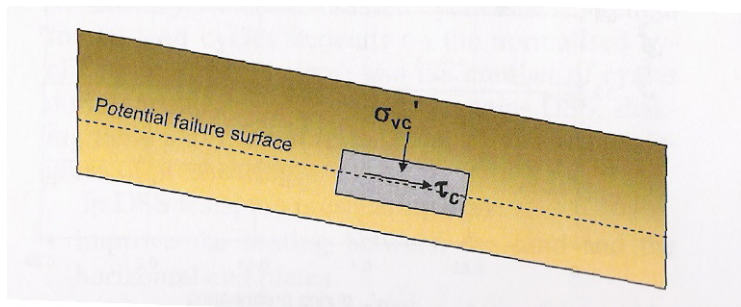


Fig. 14. Spänningssituation vid konsolidering med lutande markyta och uppmätt odränerad skjuvhållfasthet vid olika konsolideringsförhållanden i odränerade direkta skjuvförsök på normalkonsoliderad lera. (Andersen 2009).

I många fall beror den lutande terrängen på att tidigare avsatt jord eroderats bort och i detta fall åtföljs skjuvspänningsökningarna av en samtidig horisontal- och vertikalspänningsminskning. De största normalspänningarna som jorden konsoliderat för verkade i detta fall ofta under en närmast horisontell markyta och den påföljande skjuvspänningsökningen på grund av erosionen har då inte givit någon eller endast en måttlig rotation och förhöjning av största förkonsolideringstryck och tillhörande ökning i odränerad skjuvhållfasthet, Figur 15.

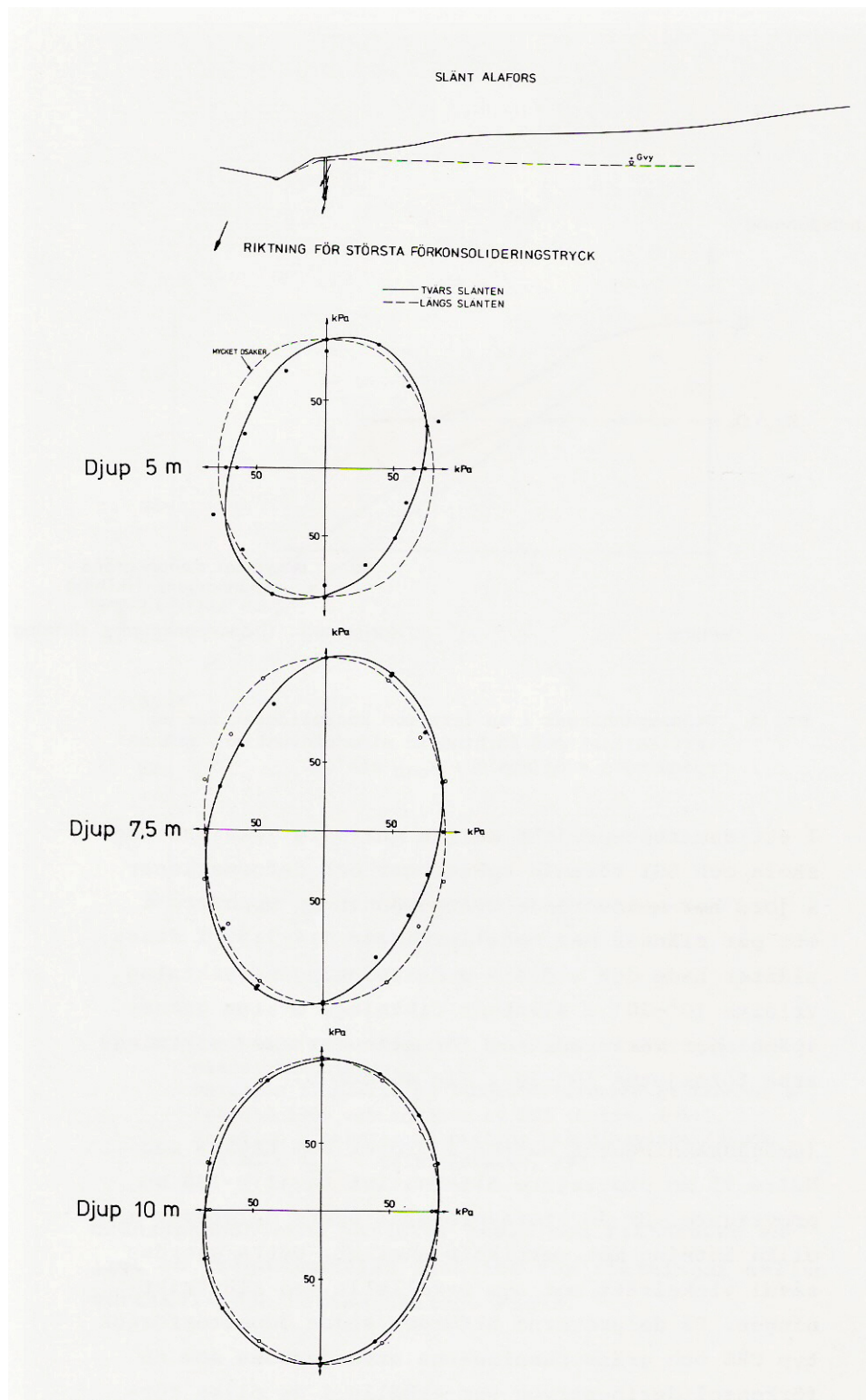


Fig. 15. Exempel på uppmätt förkonsolidering i olika riktningar i en erosionslät i lera.  
(Larsson 1983)



Är materialet konsoliderat för en spänningssituation som inte medfört några förhöjda skjuvspänningar i skakningsriktningen finns inte heller någon markant förhöjning av den statiska brottlasten i denna riktning. Är den statiska skjuvspänningen liten medför också måttliga svängningar runt detta tillstånd att skjuvspänningen ändrar riktning. Det senare medför två saker, dels kommer den omkastade skjuvspänningen att verka i en riktning där materialets odränerade skjuvhållfasthet normalt är lägre, dels medför riktningssändringen att materialets struktur lättare bryts ned, (Houston and Herrmann 1980, Yasuhara et al. 1992, Andersen 2004, 2009). Det första medför att den cykliska brottlasten i denna riktning blir lägre och att töjningarna för motsvarande skjuvspänning som i den andra riktningen blir större. Cykliska belastningar runt nollan och över gränsen för elastiska deformationer (som då relateras till den lägsta statiska hållfastheten) i ett anisotropt material medför därmed permanenta deformationer trots att medelskjuvspänning och kvarstående spänning hela tiden varit noll. Att materialets strukturella uppbyggnad är lättare att bryta ned genom fram- och återgående skjuvspänningar än med varierande skjuvspänning i samma riktning är ganska lätt att visualisera om man tänker sig löst lagrad sand eller grus. Samma förhållande gäller i princip även silt och lera även om det inte är lika direkt uppenbart.

Har jorden inte konsoliderat för den initiella statiska skjuvspänningen finns inte motsvarande hållfasthetsförhöjning, men i likhet med om det fått konsolidera så medför måttliga cykliska skjuvspänningsvariationer inga omkastningar i skjuvspänningsriktningen. En initiell statisk odränerad skjuvspänning medför dock samtidigt att utrymmet för ytterligare skjuvspänningar i samma riktning utan att brott uppstår minskar. Om den initiella statiska skjuvspänningen redan motsvarar den odränerade skjuvhållfastheten finns således inget utrymme för ytterligare cykliska spänningstillskott medan detta, bortsett från effekter av omkastningar av skjuvspänningsriktningen, i princip ökar ju lägre den odränerade statiska skjuvspänningen är. Enligt Boulanger and Idriss (2007) kan den cykliska brottpåkänningen vid olika statiska odränerade skjuvpåkänningar beräknas genom att korrigera den cykliska hållfastheten utan statisk skjuvpåkänning med en faktor  $K_{\alpha} \delta^{m_p}$

$$K_{\alpha} = 1,344 - \frac{0,344}{\left(1 - \frac{\tau_s}{c_u}\right)^{0,638}}$$

där  $\tau_s$  = statisk skjuvspänning  
 $c_u$  = odränerad skjuvhållfasthet

För jord där konsolidering pågår ökar den odränerade skjuvhållfastheten och därmed också utrymmet för statiska och cykliska skjuvspänningskombinationer i samma takt som konsolideringen fortskrider, (Hirao and Yasuhara 1991).

Den initiella statiska skjuvspänningen påverkar också vilken typ av brott som uppstår. Om denna skjuvspänning är nära noll uppstår brott på grund av stora cykliska deformationer, om den är liten uppstår en kombination av stora cykliska och permanenta deformationer och om den är hög blir det avgörande brottkriteriet oftast stor permanent deformation, (t.ex. Malek et al. 1989, Andersen 2009), Figur 16.

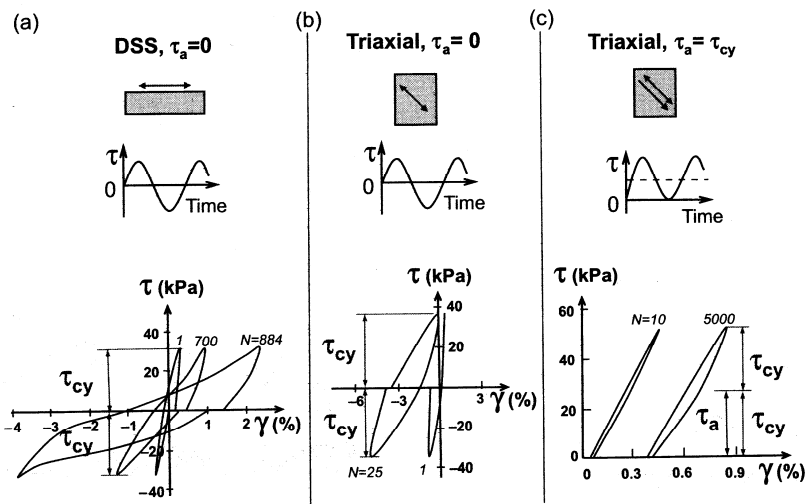
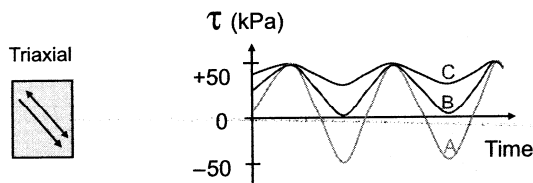


Fig.16. Olika typer av deformationer vid cyklisk belastning. (Andersen 2009)

- illustrerar ett direkt skjuvförsök utan statisk skjuvspänning och där de cykliska skjuvdeformationerna ökar men ingen permanent skjuvdeformation uppstår,
- illustrerar ett triaxialförsök utan statisk skjuvspänningen där de cykliska skjuvdeformationerna ökar samtidigt som en permanent skjuvdeformation uppstår på grund av jordens anisotropa egenskaper,
- illustrerar ett triaxialförsök där den statiska skjuvspänningen är lika stor som den cykliska. I detta fall ökar den cykliska skjuvspänningen något med antal cykler medan den permanenta blir större och avgörande.

#### 4.4 Inverkan av den cykliska belastningens storlek

Den cykliska belastningens storlek inverkar så att den tillsammans med den statiska belastningen ger det totala spänningstillstånd som i princip avgör om materialet skall gå till brott eller inte. Beroende på den statiska skjuvspänningen avgör storleken och typen av den cykliska belastningen också om spänningsriktningen kommer att kastas om eller inte. Den cykliska skjuvspänningens storlek i förhållande till den statiska påverkar också antalet cykler till brott så att ju större cyklisk andel, desto färre antal cykler till brott, (Malek et al. 1989, Lefebvre and Pfendler 1996, Andersen 2009).



Test	$\tau_{max}$	$\tau_a$	$\tau_{cy}$	Result
A	50	0	50	Failure ( $\gamma = 15\%$ ) 10 cycles
B	50	25	25	$\gamma_p = 0.8\%$ , $\gamma_{cy} = 0.3\%$ 2500 cycles
C	50	42.5	7.5	$\gamma_p = 0.03\%$ , $\gamma_{cy} = 0.02\%$ 2500 cycles

Fig. 17. Illustration av inverkan av den cykliska belastningens storlek. (Andersen 2009).

Resultat av triaxialförsök på identiska prover med samma totala maximala skjuvspänning (statisk + cyklisk).

- A motsvarar ett försök där den cykliska lasten uppgår till 100 % av den totala och där brott ( $\gamma = 15\%$ ) inträffar efter 10 cykler,
- B motsvarar ett försök där den cykliska lasten uppgår till 50 % av den totala och där den cykliska respektive permanenta skjuvdeformationen efter 2500 cykler uppgår till 0,3 respektive 0,8 %
- C motsvarar ett försök där den cykliska lasten uppgår till 15 % av den totala och där den cykliska respektive permanenta skjuvdeformationen efter 2500 cykler uppgår till 0,02 respektive 0,03 %

#### 4.5 Hastighets- eller tidsaspekter

Frekvensen hos den cykliska belastningen (och den cykliska lastpulsens utseende) avgör hur lång tid varje lastpuls verkar. Från statiska belastningar vet vi erfarenhetsmässigt att den odränerade skjuvhållfastheten är hastighetsberoende, (t.ex. Kulhawy and Mayne 1990). Den minskar med cirka 15 – 20 %/log tid till brott ned till cirka 80 % av den vid normal provningshastighet i direkta skjuv- och triaxialförsök på normalkonsoliderad jord, Figur 18. Detta hastighetsberoende är relaterat till krypeffekter i jordskelettet och minskar liksom dessa med överkonsolideringsgraden, (t.ex. Leroueil 2006).

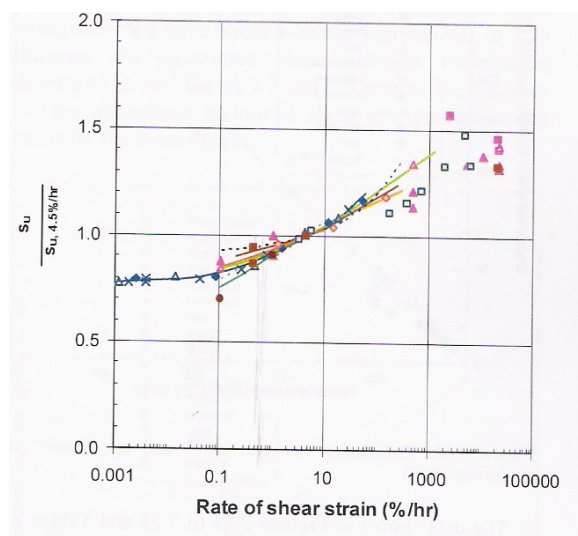


Fig. 18. Exempel på hastighetsberoende hos den odränerade skjuvhållfastheten i normalkonsoliderad jord, (Lunne and Andersen 2007)

Inverkan av frekvensen i cykliska försök synes följa samma mönster med en förändring av hållfastheten av runt 15 – 20 %/log frekvens för normalkonsoliderad jord, (Andersen 2009). Detta medför att i en första lastpuls kan den totala skjuvspänningen vara större än den statiska skjuvhållfastheten utan att leda till brott. På Norges Geotekniska Institut används man numera en deformationshastighet vid statiska försök som är 4,5 %/timme och cykliska försök som simulerar våg- och vindbelastningar utförs med frekvenser som motsvarar en varaktighet av 10 sekunder. Följaktligen är brotthållfastheten för en första cykel med enbart cyklisk skjuvpåkning ofta i storleken 1,3 ggr den statiska. På SGI har vi behållit standardhastigheten 0,6 % per timme och utför oftast cykliska försök med frekvensen 1Hz motsvarande 1 sekunds varaktighet hos pulsen, vilket mer motsvarar jordbävning, trafiklast, anläggningsverksamhet och maskinfundament, (Andersen 2004). Detta ger en ytterligare skillnad mellan cyklisk och statisk skjuvhållfasthet som kan uppgå till uppskattningsvis 1,5 – 2ggr. För kanadensisk lera har motsvarande värde av 1,5 rapporterats och för San Francisco Bay mud 1,6, (Lefebvre and Pfendler 1996, Seed and Chan 1966). Exakt hur stor skillnaden blir beror bland annat på jordens brottdeformation, referenshållfastheten, den cykliska belastningens frekvens, lastpulsernas utseende m.m. Skillnaden gäller dock endast den första lastcykeln och sedan sjunker brottlasten vid cyklisk belastning med antalet cykler. Cykliska laster över den odränerade skjuvhållfastheten kan därmed endast utnyttjas för ett mycket begränsat antal pulser, (t.ex. Seed and Chan 1966, Yong et al. 1980), Figur 19.

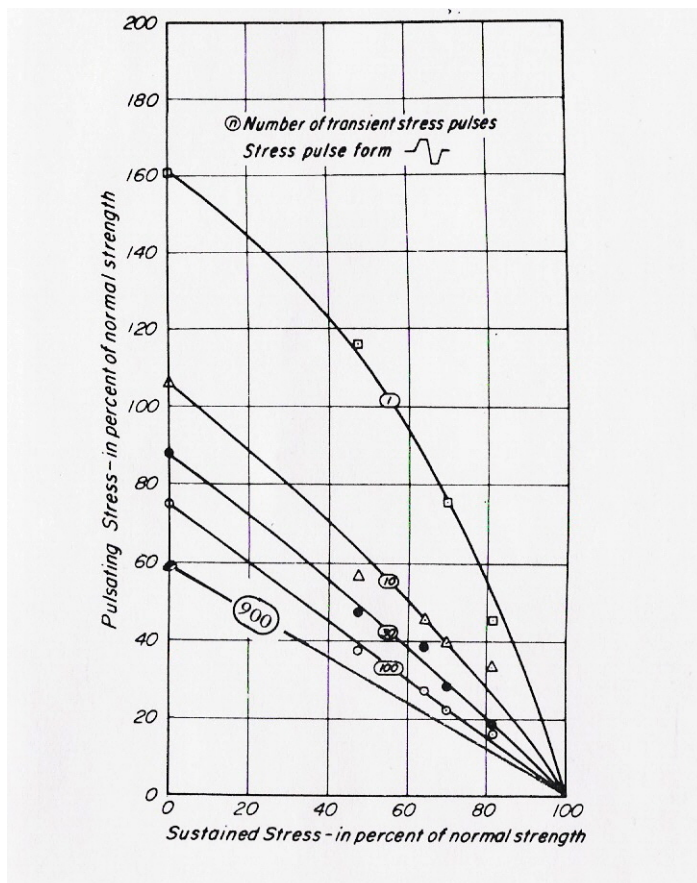


Fig. 19. Exempel på antal cykler som leder till brott vid olika cykliska och statiska skjuvpåkänningar, (Gouda and True 1977, efter Seed and Chan 1966).

Den cykliska nedbrytningen av hållfastheten medför att kapaciteten att uppta cykliska belastningar inte är konstant utan måste relateras till antalet cykler (alternativt vilken jordbävning eller storm) som den avser att gälla. Bortsett från ett fåtal cykler är ”den cykliska kapaciteten” som regel lägre än den statiska, dvs. den odränerade skjuvhållfastheten, Figur 20.

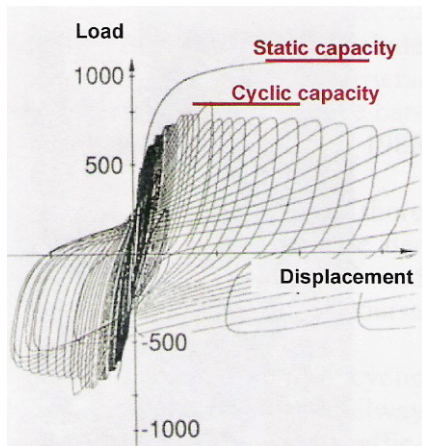


Fig. 20. Exempel på statisk kapacitet och cyklisk kapacitet vid en kombination av statisk och cyklisk belastning. (Andersen 2009).  
Den cykliska kapaciteten avser ett visst antal cykler och överskrids detta kommer deformationerna att överskrida brottdeformationen vid statisk belastning varvid de accelererar och blir stora.

För jord med kombinerad statisk och cyklisk odränerad skjuvpåkning gäller normala tidsaspekter för statisk odränerad last för den statiska delen. Dessa beror i sin tur på dräneringsegenskaper, dräneringsvägar m.m., och rör sig i regel om veckor, månader eller år. Detta medför som konstaterats ovan att ju högre den odränerade statiska lasten är, desto mindre blir utrymmet för de cykliska lasttillskotten i samma riktning för vilka de kortare tidsaspekterna kan utnyttjas.

Den odränerade skjuvhållfastheten kan också uttryckas i de effektiva hållfasthetsparametrarna  $c'$  och  $\phi'$ . Det har då konstaterats att hastighetseffekterna påverkar så att hållfasthetsökningen vid kortvariga dynamiska påkänningar består i en ökning av  $c'$  medan  $\phi'$  i stort förblir oförändrat, (Ishihara and Kasuda 1984). Detta är också i likhet med de hastighetseffekter som funnits vid statiska försök med olika hastigheter, (Larsson 1975). Vid statiska försök efter cyklisk belastning som inte lett till brott är de effektiva hållfasthetsparametrarna i stort oförändrade, (Kvalstad and Dahlberg 1980).

Vilken cyklisk last som kan anses acceptabel beror på belastningens art. Den cykliska brottlasten varierar med antalet cykler och frekvens och för samma frekvens antas den ofta grovt minska med logaritmen för antal cykler, (t.ex. Boulanger and Idriss 2007). I verkligheten har sambandet visat sig vara något krökt för att asymptotiskt plana ut vid gränsen för de helt elastiska påkänningarna, Figur 21.

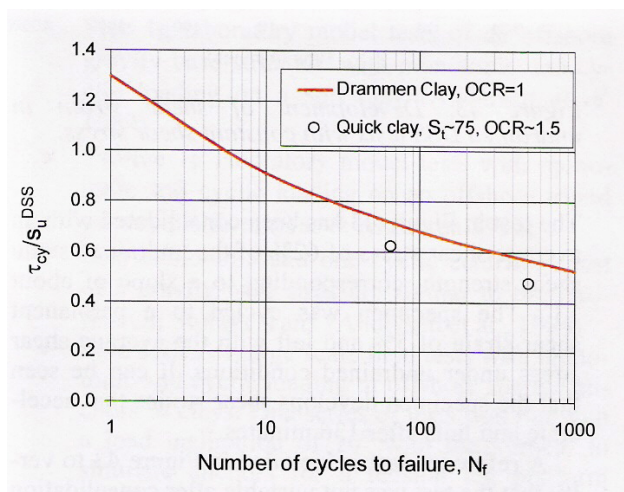


Fig. 21. Antal cykler till brott vid olika storlek på den cykliska skjuvspänningen för normalkonsoliderad Drammenlera i direkta skjuvförsök utan statisk skjuvspänning. (Andersen 2009).

#### **4.6 Uppskattning av cykliska belastningar**

För jordbävningar finns erfarenhetsmässiga metoder att uppskatta såväl frekvens och varaktighet hos skakningarna som en ekvivalent konstant cyklisk påverkan under denna tid. Dessa metoder baseras på de registrerade skakningsmönstren för jordbävningar med olika magnituder. På motsvarande sätt finns empiriska metoder att uppskatta ekvivalenta våghöjder respektive vindbelastningar och varaktigheter för de dimensionerande stormarna på olika platser på jorden. Belastningar och frekvenser från maskinfundament kan beräknas och här är varaktigheten oftast mycket stor. Övriga cykliska påkänningar varierar från fall till fall och kan ofta bara grovt uppskattas.

#### **4.7 Tumregler för belastningar som inte leder till brott**

Försök har gjorts för att hitta tumregler för hur stora totala påkänningar som normalt kan tillåtas. Dessa avser oftast fallet då ingen statisk skjuvspänning råder i skakningsriktningen. För jordbävningar med magnitud cirka 7,5 har angivits en gräns på cirka 65 % av den statiska skjuvhållfastheten, (se t.ex. Brorsson et al. 1992). Andra gränser för andra typer av belastningar har föreslagits och varierar då med avseende på bl.a. vilken frekvens och vilket antal cykler (och vilken referenshållfasthet) som avses. Refererande till Seed and Chan (1966) gav Gouda and True (1977) ett gränsvärde på 60 % av statisk skjuvhållfasthet för 900 cykler med frekvensen 1 Hz, (se Figur 19). För kanadensiska leror angav Lefebvre et al. (1989) vid repeterad på- och avlastning ett värde av 60 – 65 % av den statiska skjuvhållfastheten vid samma hastighet. Mitchell and King (1977) gav en gräns av 50 % av den normalt bestämda odränerade skjuvhållfastheten vid samma typ av på- och avlastning lastning med 2Hz och upp till  $10^5$  cykler. En lägre gräns av 40 % för cykliska spänningar runt nollvärdet föreslogs av Malek et al. (1989) och avsåg då upp till en miljon cykler. Resultat som senare presenterats av Andersen (2009) tyder på att ännu lägre värden kan vara aktuella.

#### **4.8 Inverkan av cyklisk belastning på odränerad skjuvhållfasthet och deformationer vid efterföljande statisk belastning**

Odränerad cyklisk belastning som leder till portrycksökningar medför vid en efterföljande statisk belastning att de effektiva spänningarna är lägre än annars. Ett flertal undersökningar i litteraturen visar på att materialet då i princip uppför sig som om det varit överkonsoliderat på grund av en motsvarande lastminskning, (t.ex. Kuoftas 1978, Singh et al. 1978, Andersen et al. 1980, Sangrey and France 1980, Kvalstad and Dahlberg 1980, Matsui et al. 1980, Azzouz et al. 1989). Detta medför lägre töjningsmodul, lägre statisk odränerad skjuvhållfasthet och större brotttöjning. Singh et al. (1978) föreslog att portrycksuppbyggnaden skulle ses som ett mått på degraderingen av jordens egenskaper på grund av den cykliska belastningen. Dessa undersökningar har i stort utförts så att den statiska skjuvspänningen före, under och efter cyklingen varit noll. Någon större sådan förändring har inte observerats i cykliska försök med både statisk och cyklisk skjuvpåkänning. I detta fall är dock utrymmet för portrycksökning betydligt mindre och eventuella effekter skulle vara relativt marginella, varför ingen direkt motsats kan sägas finnas mellan resultaten.

Om jorden får konsolidera efter en portrycksuppbyggnad på grund av cyklisk belastning som inte lett till brott återfår den sin ursprungliga odränerade skjuvhållfasthet eller blir starkare. Vid löst lagrad sand och silt fungerar då den då som en kombinerad dynamisk- och vibrationspackning vilket resulterar i en fastare lagring med högre hållfasthet och motstånd mot efterföljande dynamisk påverkan. För normalkonsoliderad och endast lätt överkonsoliderad lera medför konsolideringen förutom att effektivspänningarna återgår till ursprungsvärdena en viss portalsminskning som ofta ger ett visst extra kvasiförkonsolideringstryck. Detta medför i sin tur att den odränerade skjuvhållfastheten och motståndet mot dynamisk påverkan ökar. Dessutom minskar sensitiviteten, (t.ex. White and Hodder 2010). För överkonsoliderad jord kan det omvända gälla, (Oda et al. 2001, Wijewickreme and Sanin 2005, Andersen 2009). En nedbrytning av strukturen och överkonsolideringen på grund av cyklisk last i sådan jord kan inte kompenseras av rekonsolidering till in-situspänningarna utan överkonsolideringseffekterna och den odränerade skjuvhållfastheten blir lägre efteråt. För helt omrörd jord kan den odränerade skjuvhållfastheten efter rekonsolidering variera från något högre än den ostörda för normalkonsoliderad jord till cirka 50 % vid överkonsolideringsgrader av 5-6 och högre,

Figur 22. För jord med måttligare påverkan torde förändringarna bli mindre och beroende av nedbrytningsgraden.

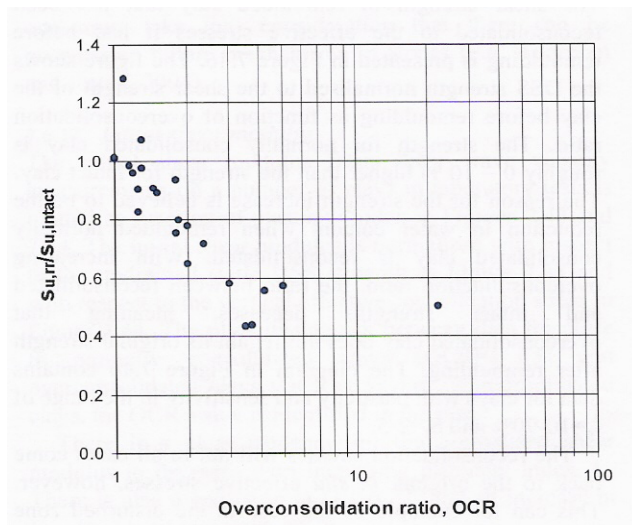


Fig. 22. Odränerad skjuvhållfasthet hos omrörd och rekonsoliderad lera i förhållande till den ostörda hållfastheten, (Andersen et al. 2008)

För jord som cyklats med skjuvspänningen i samma riktning visar erfarenheten att skjuvspännings-deformationskurvan vid efterföljande statisk belastning snabbt ansluter till den för statiska försök utan cykling. Om jorden inte gått till brott är skjuvhållfastheten därmed relativt opåverkad och om deformationen överskridit den vid brott i statiska försök är hållfasthetsreduktionen på grund av deformationen i stort densamma som vid rent statiska försök. Detta gäller oavsett sensitivitet, men hållfasthetsreduktionen efter brott ökar med ökande sensitivitet. Figur 23. Om jorden däremot cyklats så att skjuvspänningsriktningen kastats om och brott inträffat är omrörningseffekterna så stora att skjuvspännings-deformationskurvan inte kommer upp till samma nivå som den för rent statisk belastning, (Andersen 2009).

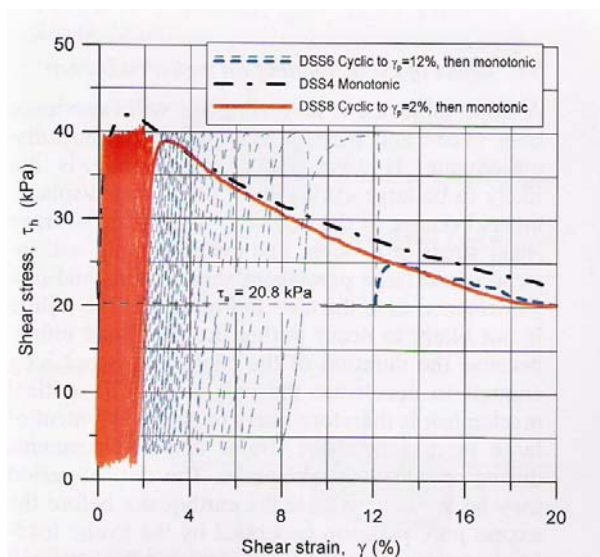


Fig. 23. Exempel på spännings-deformationskurvor vid statisk belastning, dels utan cyklisk belastning dels efter kombinerade statiska och cykliska belastningar som drivits till strax över brottdeformationen respektive långt över brottdeformationen, (Andersen 2009). Ingen omkastning av skjuvspänningsriktningen har skett.

#### 4.9 Modeller för den cykliska kapaciteten

Sambanden mellan initieell skjuvspänning, cyklisk skjuvspänning och antal cykler till brott kan sammanställas i diagram, dels för triaxialförsök dels för direkta skjuvförsök, Figur 24.

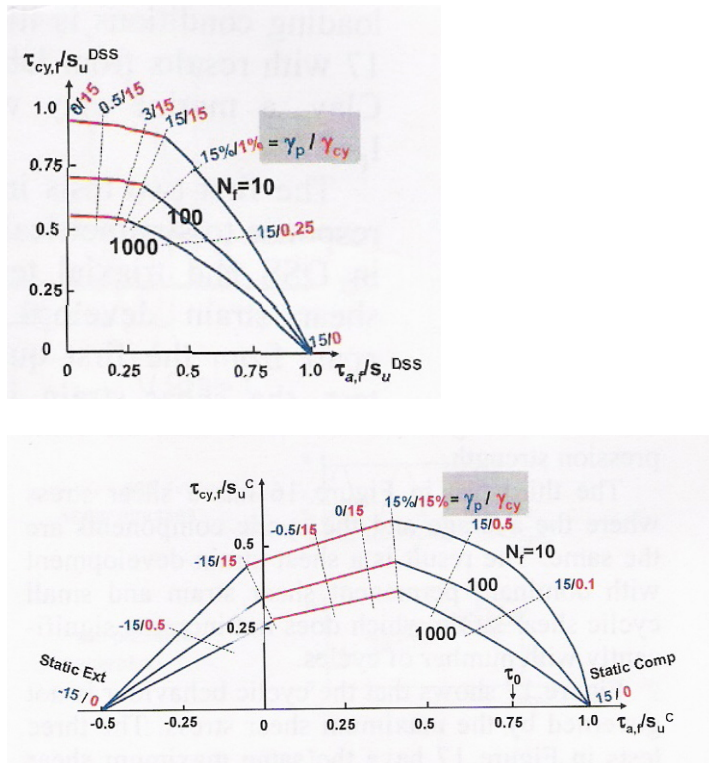


Fig. 24. Sammanställningsdiagram som visar den cykliska kapaciteten i normalkonsoliderad Drammenlera vid olika kombinationer av statisk skjuvspänning och antal cykler, (Andersen 2009).

- direkta skjuvförsök
- triaxialförsök

Den cykliska påkänningen vid brott,  $\tau_{cy,f}$ , och den statiska skjuvspänningen  $\tau_{a,f}$  är normaliserade mot den odränerade skjuvhållfastheten vid direkt skjuvning,  $S_u^{DSS}$ , respektive den aktiva odränerade skjuvhållfastheten,  $S_u^C$ . För triaxialförsöken är kurvorna osymmetriska i förhållande till nollspänningen på axeln för statisk påkänning, vilket beror på att materialet är anisotropt konsoliderat med ett  $K_0$ -värde av 0,5 som i sin tur ger en passiv skjuvhållfasthet som endast är hälften av den aktiva. Blå partier av kurvorna anger att brott uppstått på grund av stora permanenta deformationer och röda partier anger att det uppstått på grund av stora cykliska deformationer. Blå och röda siffervärden anger permanenta respektive cykliska deformationer vid utvärderat brott.

Jordens kapacitet att uppta belastningar då delar av dessa utgörs av cykliska tillskottsbelastningar kan också modelleras i diagram som visat den totala skjuvspänningen vid brott för olika antal cykler, Figur 25.



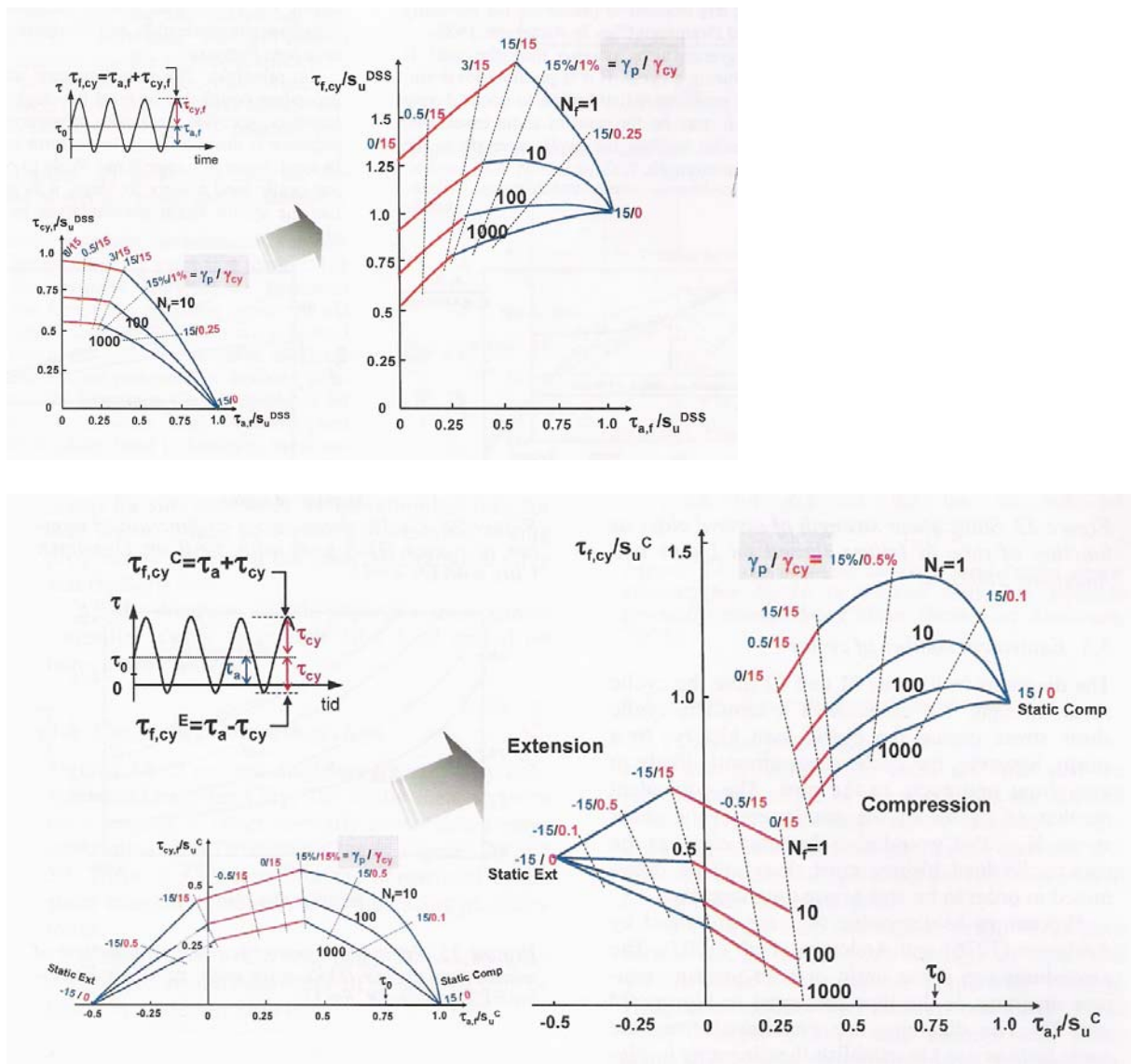


Fig. 25. Sammanställningsdiagram som visar den totala kapaciteten i normalt konsoliderad Drammenlera vid olika kombinationer av statisk och cyklisk skjuvspänning och antal cykler, (Andersen 2009).

- a) direkta skjuvförsök
- b) triaxialförsök

Den totala kapaciteten,  $\tau_{f,cy}$  ( $= \tau_{a,f} + \tau_{cy,f}$ ), och den statiska skjuvspänningen  $\tau_{a,f}$  är normaliserade mot den odränerade skjuvhållfastheten vid direkt skjuvning,  $S_u^{DSS}$ , respektive den aktiva odränerade skjuvhållfastheten,  $S_u^C$ .

Diagrammet för direkta skjuvförsök illustrerar att den totala kapaciteten för ett fåtal cykler är markant högre än den odränerade skjuvhållfastheten och störst vid en statisk skjuvspänning som är strax över hälften av densamma. För ett stort antal cykler med en påtaglig cyklisk lastandel blir den totala kapaciteten lägre än den odränerade statiska skjuvhållfastheten vid alla belastningskombinationer.

Diagrammet för triaxialförsök illustrerar att den totala kapaciteten vid ett fåtal cykler är störst då den statiska skjuvspänningen är relativt hög och motsvarar jordens naturliga förkonsolideringstillstånd,  $\tau_0$ . Den abrupta förändringen i kurvorna vid en statisk skjuvspänning av cirka  $0,25 S_u^C$  illustrerar att de permanenta deformationerna här ändrar riktning samtidigt som summan av de i denna riktning motverkande statiska och cykliska belastningarna är liten.

#### 4.10 Inverkan av överkonsolidering

En överkonsoliderad lera har en högre odränerad skjuvhållfasthet än en normalkonsoliderad lera vid samma rådande effektiva spänningstillstånd. Motsvarande har leror med samma förkonsoliderings-spänningar,  $\sigma'_c$ , lägre hållfasthet ju lägre det rådande effektiva spänningstillståndet,  $\sigma'_0$ , är, (dvs. ju högre överkonsolideringsgraden,  $OCR$ , är). Sambandet mellan odränerad skjuvhållfasthet och överkonsolidering brukar skrivas

$$c_u = a \sigma'_c OCR^{1-b}$$

alternativt

$$c_u = a \sigma'_0 OCR^b$$

där faktorn  $a$  varierar med plasticitet och typ av skjuvning och faktorn  $b$  är normalt cirka 0,8. Kapaciteten att motstå cykliska belastningar har befunnits variera med överkonsolideringen på ungefär samma sätt, (Andersen 2009).

Som tidigare nämnts tenderar brottdeformationen att gradvis öka med överkonsolideringen och om skjuvmodulen normaliseras mot den aktuella statiska odränerade skjuvhållfastheten minskar den gradvis med överkonsolideringen.

En eventuell inverkan av överkonsolidering för de allmänna modellerna är svårare att konstatera. Andersen (2004) presenterade sammanställningsdiagram för den cykliska brotthållfastheten för Drammenlera med överkonsolideringsgraderna 1, 4 och 40. Resultaten var tämligen likartade både i direkta skjuvförsök och i triaxialförsök när de normaliserats mot aktuell statisk odränerad skjuvhållfasthet, även om mindre skillnader kunde finnas. Resultaten från de direkta skjuvförsöken antyder att den normaliserade cykliska hållfastheten skulle kunna vara lägre i överkonsoliderad jord, speciellt då den statiska skjuvspänningen är låg, Figur 26. Detta motsägs dock av resultaten från triaxialförsöken, vilka å andra sidan indikerar att hållfastheten skulle kunna brytas ned snabbare med antal cykler i överkonsoliderad jord, Figur 27 och 28. Skillnaderna är dock inte större än att de ryms inom vad som kan antas vara normal spridning i resultat. Resultaten från triaxialförsöken antyder också att kurvorna med ökande  $OCR$  blir något mer symmetriska runt nollvärdet för statisk skjuvspänning, vilket antyder att anisotropieffekterna kan vara mindre i överkonsoliderad jord.

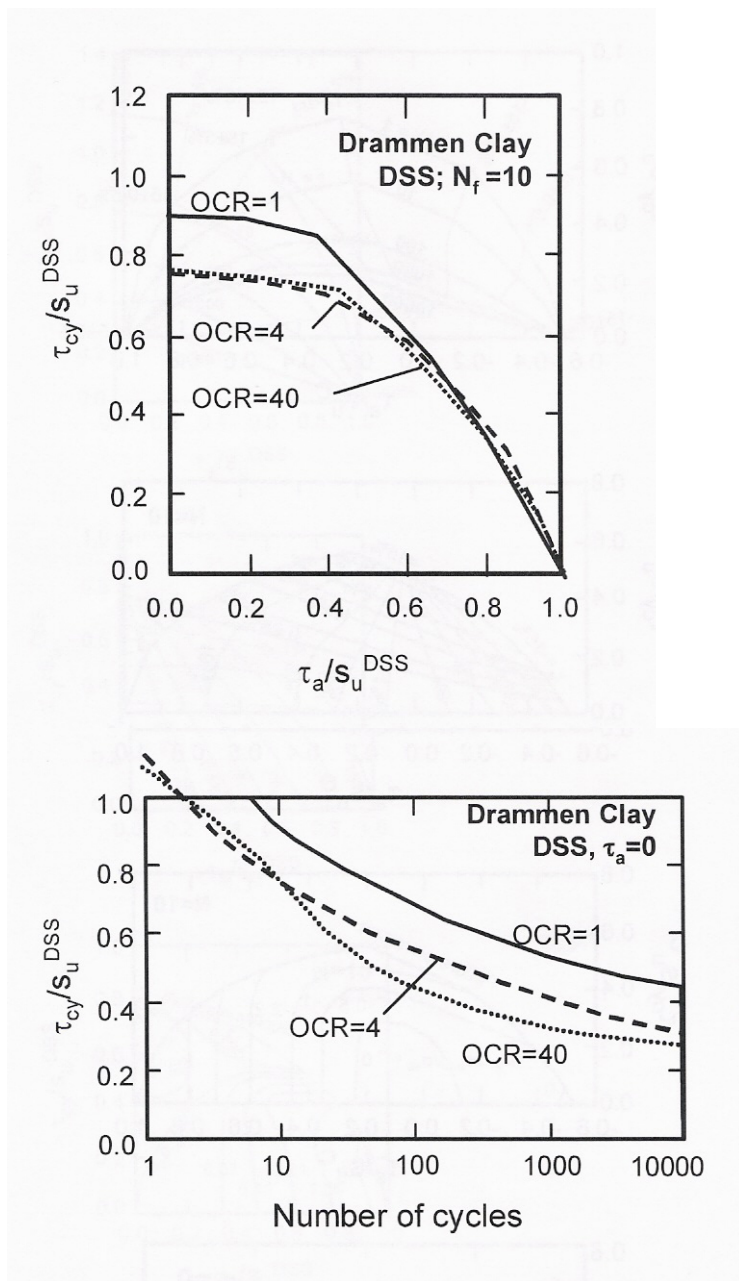


Fig. 26. Inverkan av överkonsolideringsgrad på resultat från cykliska direkta skjuvförsök på Drammenlera, (Andersen 2004).  
 a)cyklisk brotthållfasthet efter 10 cykler vid olika statisk skjuvspänning  
 b)cyklisk brottskjuvspänning som funktion av antal cykler vid olika överkonsolideringsgrader

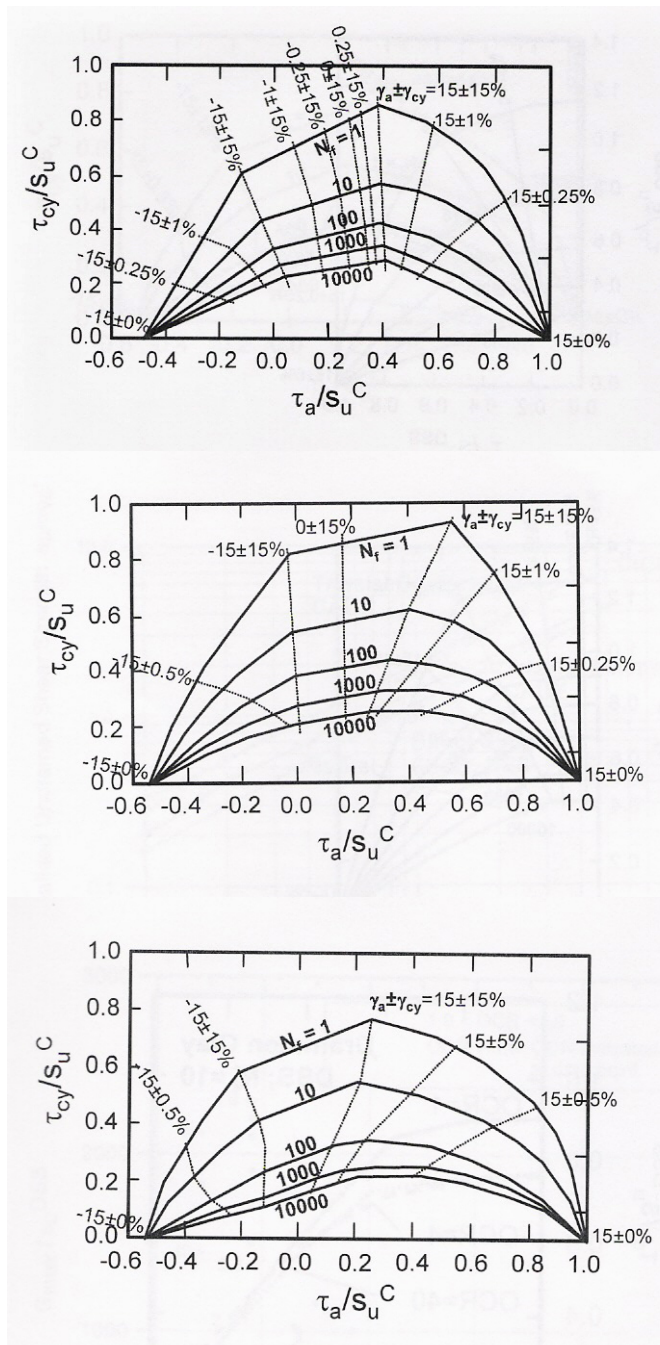


Fig.27. Sammanställningsdiagram för cyklisk brottpåkänning vid triaxialförsök på Drammenlera med olika överkonsolideringsgrader, (Andersen 2004)

- a) OCR = 1
- b) OCR = 4
- c) OCR = 40

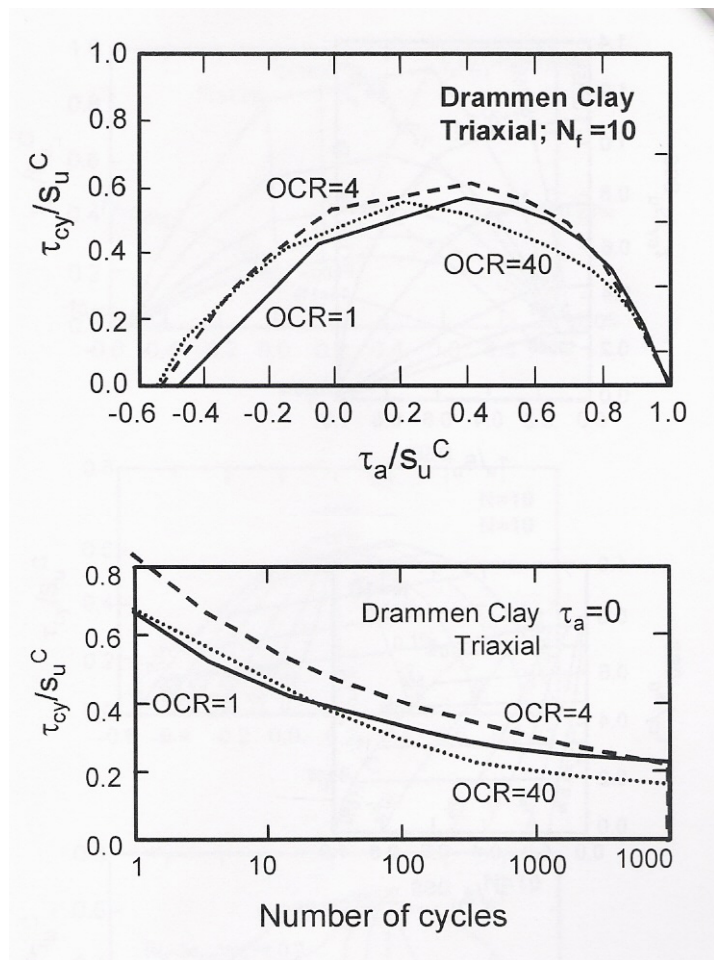


Fig. 28. Inverkan av överkonsolideringsgrad på resultat från cykliska triaxialförsök på Drammenlera, (Andersen 2004).

- c) cyklisk brotthållfasthet efter 10 cykler vid olika statisk skjuvspänning
- d) cyklisk brottskjuvspänning som funktion av antal cykler vid olika överkonsolideringsgrader

#### 4.11 Inverkan av plasticitet

Plasticiteten hos leran, uttryckt med plasticitetsindex  $I_p$  eller flytgränsen  $w_L$ , påverkar allmänt så att ju lägre plasticitet desto lägre  $K_0$ -värde vid konsolidering, desto större anisotropieffekter och desto lägre odränerad skjuvhållfasthet i förhållande till förkonsolideringstrycket vid passiv och direkt skjuvning, (t.ex. Larsson et al. 2007). Detta inverkar i motsvarande grad på den referenshållfasthet som används i modellerna för den cykliska kapaciteten och på kurvformen i modellerna för triaxialförsöksfallet. Den cykliska kapaciteten sjunker på detta vis generellt med minskade plasticitet.

Ett flertal författare har funnit att den cykliska hållfastheten minskar och lättare bryts ned vid cyklisk belastning ju lägre plasticiteten är, (t.ex. Yudbir and Rehman 1977, Matsui et al. 1980, Hyodo 1997). Andersen (2004, 2009) ställde samman resultat från ett stort antal undersökningar med cykliska försök på normalkonsoliderade leror, både direkta skjuvförsök och triaxialförsök. Resultaten från de direkta skjuvförsöken sprider, vilket kan förväntas eftersom lerorna kommer från olika regioner på Jorden, men ger en klar indikation av att den normaliserade cykliska brottpåkänningen minskar med minskande plasticitetsindex (och flytgräns), Figur 29. Det skall här observeras att denna effekt kommer i tillägg till den inverkan som plasticiteten kan ha haft på de referensvärden som den cykliska brottpåkänningen normaliserats mot.

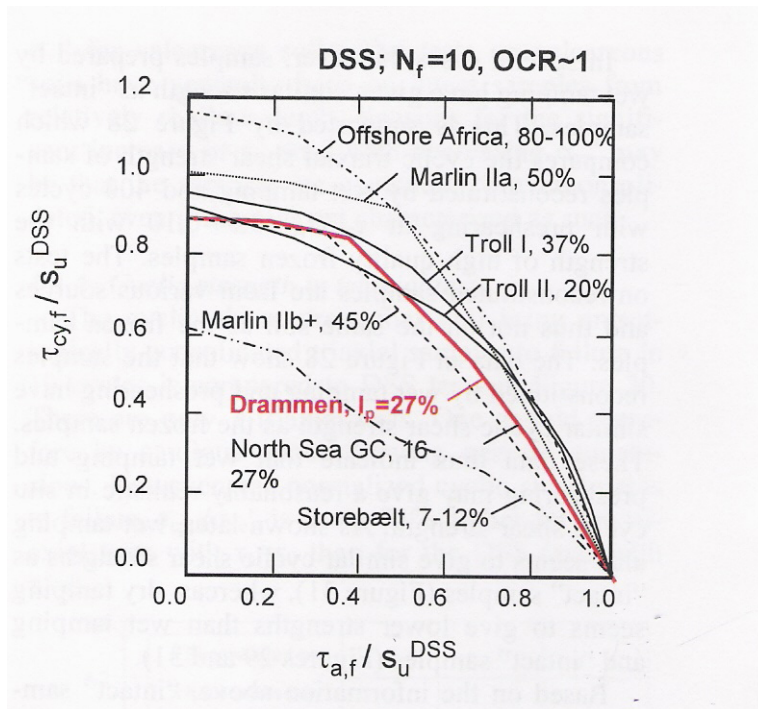


Fig. 29. Cykliska brottpåkänningar efter 10 cykler i direkta skjuvförsök på normalkonsoliderade leror med olika plasticitetsindex, (Andersen 2009).

Sammanställningen av resultat från cykliska triaxialförsök gav en motsvarande spridning och indikation på att den cykliska brotthållfastheten sjunker med minskande plasticitet, Figur 30. Kurvornas form visar också att inverkan av anisotropi varierar och grovt följer en trend som skulle kunna förväntas från variationerna i plasticitet.

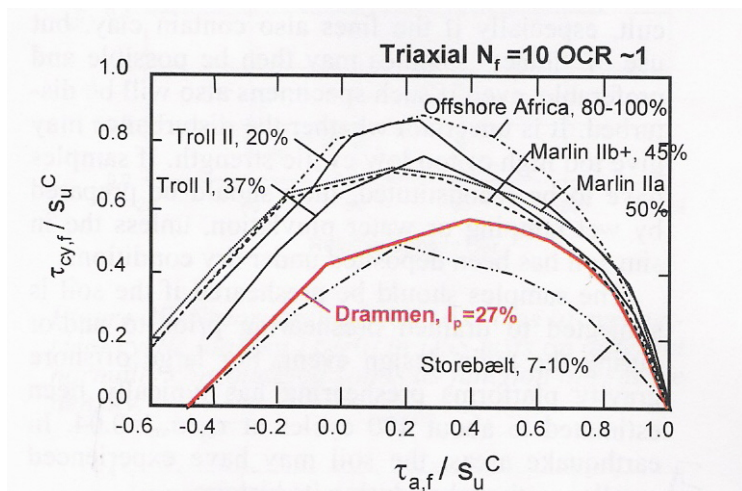


Fig. 30. Cykliska brottpåkänningar efter 10 cykler i direkta skjuvförsök på normalkonsoliderade leror med olika plasticitetsindex, (Andersen 2009).

Plasticiteten i lera inverkar också allmänt så att ju lägre plasticitet, desto högre skjuvmodul och desto lägre brottdeformation, Figur 31. Detta betyder att lågplastiska jordar kan uppta mindre deformationer innan de börjat brytas ned, (t.ex. Matsui et al. 1980). Den ökade styvheten gör förvisso att deformationerna samtidigt blir mindre, men i fall där jorden påtvingas vissa deformationer, som t.ex. påslagning, medför detta att en större zon kan förväntas få en hållfasthetsnedbrytning.

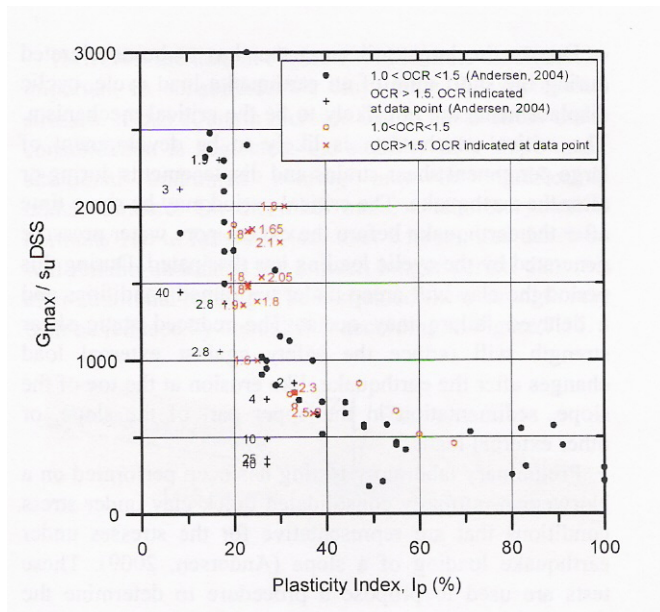


Fig. 31. Normaliserad initiell skjuvmodul som funktion av plasticitetsindex, (Andersen et al. 2008)

#### 4.12 Inverkan av sensitivitet

I många tumregler och skrifter görs förbehållet att speciella förhållanden kan gälla för kvickleror. Förutom de enklare försök som utfördes av Larsson och Jansson (1982) och Tavenas et al. (1983) har dock endast resultat från en mer avancerad undersökning av en kvicklera rapporterats (Andersen (2009)). Resultaten från de enklare undersökningarna tydde som nämnts på att det främst var plasticiteten som inverkade, men att sensitivitet också kunde påverka. Den mer avancerade undersökningen på en kvicklera visade att denna visserligen var relativt lätt nedbrytbar, men eftersom lerhalt och plasticitet också var relativt låga var det svårt att särskilja detta från trenden för inverkan av plasticiteten. I övrigt uppvisade resultaten från försöken på kvickleran i princip samma mönster som övriga leror.

En hög sensitivitet medför att hållfastheten kan brytas ned i högre grad vid omrörning, och i kvickleror att lermassorna efter fullständig omrörning får en flytande konsistens och kan liknas vid en tung relativt lättflytande vätska. Om, och i vad mån, sensitiviteten påverkar jordens uppträdande vid cykliska belastningar fram till den punkt där jordens struktur börjar brytas ned på grund av stora deformationer kan dock inte utläsas ur vad som hittills rapporterats i litteraturen.

## Referenser

- Andersen K. H. (1976).** Forskningsprosjekt for å bestemme hvordan leire oppfører seg under syklisk belastning. Norges geotekniske institutt, Publikasjon No. 112, pp. 21-28, Oslo.
- Andersen, K.H. (1988).** Properties of soft clay under static and cyclic loading. Invited lecture. Proceedings International Conference on Engineering Problems of Regional Soils. Beijing, pp. 7-26. Also in NGI Publikasjon No. 176, Oslo.
- Andersen K. H. (2004).** Cyclic data for foundation design of structures subjected to wave loading. Keynote Lecture. Proceedings, International Conference on Cyclic Behaviour of Soils and Liquefaction Phenomina. Bochum. A.A. Balkema Publishers, pp. 371-387.
- Andersen K. H. (2009).** Bearing capacity under cyclic loading – offshore, along the coast and on land. The 21st Bjerrum Lecture presented in Oslo, 23 November 2007. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 46, No. 5, pp. 513-535.
- Andersen, K.H., Lunne, T., Kvalstad, T.J. and Forsberg, C.F. (2008).** Deep water geotechnical engineering. Proceedings XXIV National Conference of the Mexican Society of Soil Mechanics, Aguascalientes, pp. 1-57.
- Andersen, K.H., Pool, J.H., Brown, S.F. and Rosenbrand, W.F. (1980).** Cyclic and static laboratory tests on Drammen clay. ASCE Journal of the Geotechnical Engineering Division, Vol. 106, No. GT5, pp. 499-529.
- Ansal, A. M. and Erken, A. (1989).** Undrained behaviour of clay under cyclic shear stresses. ASCE Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 115, No. 7, pp. 968-983.
- Azzouz, A.S., Malek, A.M. and Baligh, M.M. (1989).** Cyclic behaviour of clays in undrained simple shear. ASCE Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 115, No. 5, pp. 637-657.
- Bray, J. D. and Sancio, R. B. (2006).** Assessment of the liquefaction susceptibility of fine-grained soils. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 132, No. 9, pp. 1165-1177.
- Brorsson, I., Eriksson, L. and Larsson, R. (1992).** Training course in geotechnical engineering, Swedish Road Consulting AB, Swerod, Stockholm.
- Boulanger, R. W. and Idriss, I. M. (2006).** Liquefaction susceptibility criteria for silts and clays. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 132, No. 11, pp. 1413-1426.
- Boulanger, R. W. and Idriss, I. M. (2007).** Evaluation of cyclic softening in silts and clays. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 133, No. 6, pp. 641-652.
- Boylan, N. and Long, M. (2006).** Characterisation of peat using full flow penetrometers. Proceedings, 4th International Conference on Soft Soil Engineering, Vancouver, pp. 403-414.
- Chu, D.B., Stewart, J.P., Lee, S., Tsai, J.S., Lin, P.S., Chu, B.L., Seed, R.B., Hsu, S.C., Yu, M.S. and Wang, M.C.H. (2004).** Documentation of soil conditions at liquefaction and nonliquefaction sites from 1999 Chi-Chi (Taiwan) earthquake. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Vol. 24, No. 9-10, pp. 647-657.
- Debasis, R (2004).** Assessment of cyclic stability of cohesive deposits using cone penetration. International Conference on Site Characterization, 2, ISC 2, Porto, Portugal, 2004. Proceedings, Vol. 1, pp. 869-875.



**DeJong, J., Yafrate, N., DeGroot, D., Low, H.E. and Randolph, M. (2010).** Recommended practice for full-flow penetrometer testing and analysis. *ASTM Geotechnical Testing Journal*, Vol. 33, No. 2. pp. 137-149.

**DeJong, J., Yafrate, N. and DeGroot, D. (2011).** Evaluation of undrained shear strength using full flow penetrometers. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. Vol. 137, No. 1, pp. 14-26.

**Eckelen, van, H.A.M. and Potts, D.M. (1978).** The behaviour of Drammen clay under cyclic loading. *Geotechnique*, Vol. 28, No. 2, pp. 173-196.

**Gouda, Z.M. and True, D.G. (1977).** Dynamic loading effects on embedment anchor holding capacity. Civil Engineering Laboratory, Technical Note N-1489.

**Gratchev, I.B. and Sassa, K. (2009).** Cyclic behaviour of fine-grained soils at different pH values. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 135, No. 2, pp. 271-279.

**Hanna, A.M. and Javed, K. (2008).** Design of foundations on sensitive Champlain clay subjected to cyclic loading. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 134, No. 7, pp. 929-937.

**Hirao, K. and Yasuhara, K. (1991).** Cyclic strength of underconsolidated clay. *Soils and Foundations*, Vol. 31, No. 4, pp. 180-186.

**Houston, W.N. and Herrmann, H.G. (1980).** Undrained cyclic strength of marine soils. *ASCE Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol. 106, No. GT6, pp. 691-712.

**Hyodo, M. (1997).** Evaluation of in-situ cyclic strength of clay. *Proceedings 14th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*. Hamburg, Vol. 1, p.123-126.

**Ishihara, K. and Kasuda, K. (1984).** Dynamic strength of a cohesive soil. *Proceedings 6th Budapest Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Budapest, pp. 91-98.

**Jefferies, M.G. and Davies, M.P. (1993).** Use of CPTu to estimate equivalent SPT N60. *ASTM Geotechnical Testing Journal*, Vol. 16, No. 4, pp. 458-468.

**Jefferies, M.G. and Been, K. (2006).** *Soil Liquefaction - A Critical State Approach*. Taylor & Francis Group, New York.

**Jeong, S.W., Locat, J., Leroueil, S. and Malet, J.-P. (2010).** Rheological properties of fine-grained sediment: the roles of texture and mineralogy. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 47, No 10, pp. 1085-1100.

**Juang, C.H., Chen, C.-H. and Mayne, P.W. (2008).** CPTu simplified stress-based model for evaluating soil liquefaction potential. *Soils and Foundations*, Vol. 48, No. 6, pp. 755-770.

**Karlsson, J. och Thylén, J. (2007).** Skjuvhållfasthet hos skredade lermassor. Avdelningen för geologi och geoteknik, Chalmers tekniska högskola, Göteborg, Examensarbete 2007:109.

**Koutsoftas, D.C. (1978).** Effect of cyclic loads on undrained strength of two marine clays. *ASCE Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol. 104, No. GT5, pp. 609-620.

**Ku, C.S., Juang, C.H. and Ou, C.Y. (2010).** Reliability of CPT  $I_c$  as an index for mechanical behaviour classification of soils. *Geotechnique*, Vol 60, No. 11, pp. 861-875.

**Kulhawy, F.H. and Mayne, P.W. (1990).** *Manual for estimation of soil properties for foundation design*. Geotechnical Engineering Group. Cornell University, Ithaca.

- Kvalstad, T.J. and Dahlberg, R. (1980).** Cyclic behaviour of clay as measured in the laboratory. Proceedings International Symposium on Soils under Cyclic and Transient Loading, Swansea, Vol.1, pp. 157-166.
- Larsson, R. (1975).** The effect of rate of loading on the shear strength parameters of a high-plastic marine clay. Chalmers University of Technology, Geotechnical Department, Göteborg.
- Larsson, R. (1983).** Släntstabilitetsberäkningar i lera – Skall man använda totalstabilitetsanalys, effektivspänningsanalys eller kombinerad analys. Statens geotekniska institut. Rapport Nr 19, Linköping.
- Larsson, R. (1994).** Deformationsegenskaper i jord – Deformationsmoduler och enkla jordmodeller speciellt med avseende på relativt små deformationer inom det "elastiska" området. Chalmers tekniska högskola, Institutionen för geoteknik. Rapport B 1994:6, Göteborg.
- Larsson, R. (2007).** CPT-sondering; Utrustning-utförande-utvärdering. Statens geotekniska institut. Information Nr 15, Linköping.
- Larsson, R. och Jansson, M. (19982).** The Landslide at Tuve November 30, 1977. Statens geotekniska institut, Rapport Nr. 18, Linköping.
- Larsson, R., Sällfors, G., Bengtsson, P.-E., Alén, C., Bergdahl, U. och Eriksson, L. (2007).** Skjuvhållfasthet – Utvärdering i kohesionsjord. Statens geotekniska institut, Information Nr. 3, Andra reviderade utgåvan, Linköping.
- Lee, K.L. (1979).** Cyclic strength of a sensitive clay of eastern Canada. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 16, No. 1, pp. 163-174.
- Lefebvre, G. and LeBoeuf, D. (1987).** Rate effects and cyclic loading of sensitive clays. ASCE Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 113, No 5, pp. 476-489.
- Lefebvre, G., LeBoeuf, D. and Demers, B. (1989).** Stability threshold for cyclic loading of saturated clay. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 26, No. 1, pp. 122-131.
- Lefebvre, G. and Pfendler, P. (1996).** Strain rate and preshear effects in cyclic resistance of soft clay. ASCE Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 122, No. 1, pp. 21-26.
- Leroueil, S. (2001).** Natural slopes and cuts: movement and failure mechanisms. Rankine Lecture. Geotechnique, Vol. 51, No. 3, pp. 195-243.
- Leroueil, S. (2006).** The isotache approach – Where are we 50 years after its development by Professor Šuklje. Special Lecture, Proceedings 13th Danube-European Conference on Geotechnical Engineering, Ljubljana, 34 p.
- Low, H.E. and Randolph, M.F. (2010).** Strength measurement for near seabed surface soft soil using manually operated miniature full-flow penetrometer. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 136, No. 11, pp. 1565-1573.
- Low, H.E., Lunne, T., Andersen, K.H., Sjørusen, M.A., Li, X. and Randolph, M.F. (2010).** Estimation of intact and remoulded undrained shear strength from penetration tests in soft clays. Geotechnique, Vol. 60, No.11, pp. 843-859.
- Low, H.E., Randolph, M.F., DeJong, J.T. and Yafrate, N.J. (2008).** Variable rate full-flow penetration tests in intact and remoulded soil. Proceedings, 3rd International Conference on Geotechnical and Geophysical Site Characterisation, Taipei, pp. 1087-1092.

- Lunne, T. and Andersen, K.H. (2007).** Soft clay shear strength parameters for deepwater geotechnical design. Proceedings 6th OSIG, London, pp. 151-176.
- Lunne, T., Lacasse, S., Rad, N.S. and Decourt, L. (1989).** SPT, CPT, pressuremeter testing and recent developments on in situ testing. State of the Art Review. Proceedings, 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Rio de Janeiro, Vol. 4, pp. 2339-2428.
- Lunne, T., Robertson, P.K. and Powell, J. (1997).** CPT and piezocone testing in geotechnical practice. Blackie Academic and Professional, London.
- Lunne, T., Randolph, M.F., Chung, S.F., Andersen, K.H. and Sjørsen, M. (2005).** Comparison of cone and T-bar factors in two onshore and one offshore clay sediments. Proceedings, International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, 1, Perth, pp. 981-989.
- Malek, A.M., Azzouz, A.S. Baligh, M.M. and Germaine, J.T. (1989).** Behavior of foundation clays supporting compliant offshore structures. ASCE Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 115, No. 5, pp. 615-636.
- Massarch, K.R. (1976).** Soil movements caused by pile driving. Avhandling. Institutionen för Jord- och Bergmekanik, Kungliga Tekniska Högskolan, Rapport JoB Nr. 6, Stockholm.
- Matsui, T., Ohara, H. and Ito, T. (1980).** Cyclic stress-strain history and shear characteristics of clay. ASCE Journal of Geotechnical Engineering Division, Vol. 106, No. GT10, pp. 1101-1120.
- Mitchell, R.J. and King, R.D. (1977).** Cyclic loading of an Ottawa area Champlain clay. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 14, No. 1, pp. 52-63.
- Oda, M., Kawamoto, K., Suzuki, K., Fujimori, H. and Sato, M. (2001).** Microstructural interpretation on reliquefaction of saturated granular soil under cyclic loading. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 127, No. 5, pp. 416-423.
- Randolph, M.F. (2004).** Characterisation of soft sediments for offshore applications. Keynote lecture. Proceedings 2nd International Conference on Site Characterisation, Porto, Vol. 1, pp. 209-231.
- Randolph, M.F. and Andersen, K.H. (2006).** Numerical analysis of T-bar penetration in soft clay. ASCE International Journal of Geomechanics, Vol. 6, No. 6, pp. 411-420.
- Randolph, M.F. Martin, C.M. and Hu, Y. (2000).** Limiting resistance of a spherical penetrometer in cohesive material. Geotechnique Vol. 50, No. 5, pp. 573-582.
- Rankka, K., Andersson-Sköld, Y., Hultén, C., Larsson, R., Leroux, V. and Dahlin, T. (2004).** Quick clay in Sweden. Statens geotekniska institut, Rapport Nr. 65, Linköping.
- Reyna, F. and Chameau, J. L. (1991).** Statistical evaluation of CPT and DMT measurement at the Heber Road site. ASCE Geotechnical Special Publication 27, pp. 14-25.
- Robertson, P.K. (1990).** Soil classification using the cone penetration test. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 27, No. 1, pp. 151-158.
- Robertson, P.K. (2009).** Discussion on “Evaluation of cyclic softening in silts and clays” by Boulanger and Idriss 2007. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 135, No. 2, pp. 306-309.
- Robertson, P.K. (2010).** Evaluation of flow liquefaction and liquefied strength using the cone penetration test. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 136, No. 6, pp. 842-853.

- Robertson, P.K. and Campanella, R.G. (1985).** Liquefaction potential of sands using the CPT. ASCE Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 111, No. 3, pp. 384-403.
- Robertson, P.K. and Campanella, R.G. (1986).** Estimating liquefaction potential of sands using the flat plate dilatometer. ASTM Geotechnical Testing Journal, Vol. 9, No. 1, pp. 38-40.
- Robertson, P.K. and Wride, C.E. (1998).** Evaluating cyclic liquefaction potential using the cone penetrometer test. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 35, No. 3, pp. 442-459.
- Sangrey, D.A. and France, J.W. (1980).** Peak strength of soils after a repeated loading history. Proceedings International Symposium on Soils under Cyclic and Transient Loading. Swansea, Vol.1, pp. 421-430.
- Seed, H. B. (1979).** Soil liquefaction and cyclic mobility evaluation for level ground during earthquakes. ASCE Journal of the Geotechnical Engineering Division, Vol. 105, No. 2, pp. 201-255.
- Seed, H.B. (1983).** Stability of port fills and coastal deposits. Proceedings 7th Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Haifa, Vol. 2, pp. 31-41.
- Seed, H.B. and Chan, C.K. (1966).** Clay strength under earthquake loading conditions. ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, Vol. 92, No. SM2, pp. 53-78.
- Seed, H.B. and Peacock, W.H. (1971).** Test procedures for measuring soil liquefaction characteristics. ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, Vol. 97, No. SM8, pp. 1099-1119.
- Shibata, T. and Teparaksa, W. (1988).** Evaluation of liquefaction potential of soils using cone penetration tests. Soils and Foundations. Vol. 28, No. 2, pp. 49-60.
- Singh, R.D., Kim, T.H. and Caldwell, S.R. (1978).** Properties of clays under cyclic loading. Proceedings, Symposium on Earthquake Engineering, Roorkee, Vol. 1, pp. 107-112.
- Söderblom, R. (1974).** New lines in quick clay reserach. Statens geotekniska institut. Särtryck och preliminära rapporter, Nr. 55, Stockholm.
- Söderblom, R. (1983).** Studies of the rapidity number – Can this parameter be used to determine the slide tendency of a clay. Symposium on Slopes on Soft Clays. Statens geotekniska institut, Rapport 17, pp. 381-396.
- Tavenas, F., Flon, P., Leroueil, S. and Lebuis, J. (1983).** Remoulding energy and risk of slide retrogression in sensitive clays. Symposium on Slopes on Soft Clays. Statens geotekniska institut, Rapport 17, pp. 423-454.
- Thiers, G.R. and Seed, H.B. (1968).** Cyclic stress-strain characteristics of clay. ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division. Vol. 94, No. SM2, pp. 555-569.
- Thiers, G.R. and Seed, H.B. (1969).** Strength and stress-strain characteristics of clays subjected to seismic loading conditions. Vibration effects of earthquakes on soils and foundations. ASTM Special Technical Publication 450. Philadelphia, pp. 3-56.
- Torstensson, B.-A. (1973).** Kohesionspålar i lös lera, en fältstudie. Avhandling. Institutionen för geoteknik med grundläggning, Chalmers tekniska högskola, Göteborg.
- Weemee, I., Howie, J., Woeller, D., Sharp, J., Cargill, J. and Greig, J. (2006).** Improved techniques for the in-situ determination of undrained shear strength in soft clays. Proceedings, 59th Canadian Geotechnical Conference, Sea to Sky Geotechnique, Vancouver, pp. 89-95.

- White, D.J. and Hodder, M. (2010).** A simple model for the effect on soil strength of episodes of remoulding and reconsolidation. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 47, No. 7, pp. 821-826.
- White, D.J., Gaudin, C., Boylan, N. and Zhou, H. (2010).** Interpretation of T-bar penetrometer tests at shallow embedment and in very soft soils. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 47, No 2, pp. 218-229.
- Wijewickreme, D. and Sanin, M. (2005).** Some observations on the cyclic loading response of a natural silt. *Proceedings 16<sup>th</sup> International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Osaka*, Vol. 2, pp. 627-631.
- Yafrate, N.J. and DeJong, J.T. (2005).** Considerations in evaluating the remoulded undrained shear strength from full flow penetrometer cycling. *Proceedings, International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics*, 1, Perth, pp. 991-997.
- Yafrate, N.J. and DeJong, J.T. (2007).** Influence of penetration rate on measured resistance with full flow penetrometers in soft clay. *ASCE Geotechnical Special Publication 173*, 10p.
- Yafrate, N., DeJong, J., DeGroot, D. and Randolph, M.F. (2009).** Evaluation of remoulded shear strength and sensitivity of soft clay using full-flow penetrometers. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol 135, No. 9, pp. 1179-1189.
- Yasuhara, K., Hirao, K and Hyde, A.F.L. (1992).** Effects of cyclic loading on undrained strength and compressibility of clay. *Soils and Foundations*. Vol. 32, No. 1, pp. 100-116.
- Youd, T.L., Idriss, I.M., Andrus, R.D., Arango, I., Castro, G., Christian, J.T., Dobry, R., Liam Finn, W.D., Harder, L.F., Jr., Hynes, M.E., Ishihara, K., Koester, J.P., Laio, S.S., Marcuson, W.F., III., Martin, G.R., Mitchell, J.K., Moriwaki, Y., Power, M.S., Robertson, P.K., Seed, R.B. and Stokoe, K.H. II. (2001).** Liquefaction resistance of soils: summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol 127, No. 10, pp. 817-833.
- Yong, R.N., Taplin, D. and Wiseman, G. (1980).** Influence of cyclic load input on the mechanical properties of a sensitive soil from Orleans, Ontario. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 17, No. 4, pp. 498-508.
- Yudhbir and Rehman, M.S. (1977).** Deformation and pore pressure response of a soft clay subjected to repeated loading. *Proceedings International Symposium on Soft Clay, Bangkok*, pp 181-191.
- Zhou, H. and Randolph, M.F. (2009).** Resistance of full-flow penetrometers in rate-dependent and strain-softening clay. *Geotechnique*, Vol. 59, No. 2, pp. 79-86.



Statens geotekniska institut  
Swedish Geotechnical Institute

SE-581 93 Linköping, Sweden

Tel: 013-20 18 00, Int + 46 13 201800

Fax: 013-20 19 14, Int + 46 13 201914

E-mail: [sgi@swedgeo.se](mailto:sgi@swedgeo.se) Internet: [www.swedgeo.se](http://www.swedgeo.se)