



Det här verket har digitaliserats vid Göteborgs universitetsbibliotek och är fritt att använda. Alla tryckta texter är OCR-tolkade till maskinläsbar text. Det betyder att du kan söka och kopiera texten från dokumentet. Vissa äldre dokument med dåligt tryck kan vara svåra att OCR-tolka korrekt vilket medför att den OCR-tolkade texten kan innehålla fel och därför bör man visuellt jämföra med verkets bilder för att avgöra vad som är riktigt.

This work has been digitized at Gothenburg University Library and is free to use. All printed texts have been OCR-processed and converted to machine readable text. This means that you can search and copy text from the document. Some early printed books are hard to OCR-process correctly and the text may contain errors, so one should always visually compare it with the images to determine what is correct.



**Rapport**

**R38:1973**

TEKNISKA HÖGSKOLAN I KTH  
SEKTIONEN FÖR VÄG- OCH  
STRUKTUR

# **Kohesionspålar i lös lera En fältstudie**

**Bengt-Arne Torstensson**

**Byggforskningen**

# Kohesionspålar i lös lera En fältstudie

Bengt-Arne Torstensson

I rapporten redogörs för en fältstudie av dels bärförmåga och funktionssätt hos en enskild kohesionspåle, dels de störningseffekter som uppkommer i anslutning till neddrivningen av en påle i lera. Undersökningarna utfördes vid endast en försökslokal, belägen ca 1 mil norr om Göteborg. Den aktuella lerans geotekniska egenskaper har noggrant undersökts såväl in-situ som på laboratorium. Bland annat har genomförts en speciell undersökning som avsåg en detaljstudie av tideffekter vid skjuvhållfasthetsbestämning med fältvingborr. Arbetet utgör en avslutande del av ett större forskningsprojekt med den sammanfattande titeln "Kohesionspålar". Inom ramen för detta projekt har också ingått såväl en bearbetning och analys av långtidsobservationer av sättningar hos kohesionspålade byggnader i Göteborgs hamn som ett fältstudium i full skala av störningseffekter vid slagning av pålar i grupp. Resultaten av dessa båda sistnämnda delprojekt har tidigare rapporterats i form av två artiklar.

Kohesionspålar har sedan lång tid tillbaka använts vid grundläggning av skilda byggnadsverk. Inte minst i Göteborg har grundläggningsmetoden fått en stor användning. Utvecklingen av dimensioneringsmetoder för bestämning av en påles bärförmåga har huvudsakligen följt rent empiriska banor. Man har sålunda på basis av resultaten från provbelastningar och jordprovningar försökt att finna ett samband mellan en påles mantelbärighet, definierad som medelvärdet av skjuvpåkänningen i en påles mantelyta vid max. last, och den ostörda, odränerade skjuvhållfastheten hos en lera. Erfarenheten har därvid visat, att man vid ett flertal provbelastningar i lös, normalkonsoliderad lera har funnit en godtagbar överensstämmelse mellan en påles mantelbärighet och den omgivande lerans odränerade skjuvhållfasthet. Detta enkla samband kan synas vara en tillfällighet eftersom det är egenskaperna hos den till följd av påslagningen störda och rekonsoliderade lera som bestämmer mantelbärigheten.

De svenska normerna (Pålnormer, 1968) föreskriver att en kohesionspåles brottlast (bärförmåga) skall bestämmas genom provbelastning. "Där de geotekniska förhållandena så medger, får brottlasten dock beräknas med ledning

av uppgifter om odränerad skjuvhållfasthet för de aktuella jordlagren... samt ger följande råd och anvisningar. För tråpåle med uppåt jämnt tilltagande tvärsnitt antas skjuvpåkänningen i pålens mantelyta vara lika med kohesionsjordartens odränerade skjuvhållfasthet ( $\tau_f$ ) bestämd enligt konmetoden." För ordinära betongpålar och stålplålar antas mantelbärigheten vara lika med 0,8 resp. 0,5 ggr nämnda skjuvhållfasthet. För skarvade kohesionspålar gäller speciella föreskrifter.

Det huvudsakliga empiriska tillvägagångssättet vid framtagandet av dimensioneringsregler har inneburit att många fundamentala frågor som avser en enskild kohesionspåles funktionssätt fortfarande är obesvarade. Som exempel kan nämnas att många forskare anser att det är helt ologiskt att beräkna bärförmågan hos en påle som ingår i en grundkonstruktion på basis av en leras odränerade skjuvhållfasthet. Man anser att en säker bestämning av bärförmågan i ett dylikt fall i stället måste baseras på jordens effektiva hållfasthetsparametrar. För att möjliggöra en effektivspänningsanalys måste man emellertid ha kännedom om spänningstillståndet i gränssytan påle/jord. Vår kunskap om detta är fortfarande starkt begränsad. Det finns många faktorer som påverkar och komplicerar den slutliga spänningsskildningen i jorden kring en påle.

De egna experimentella undersökningarna har i korthet syftat till att belysa följande frågor:

- Vilka är de momentana och tidbundna inverkingarna av påslagningen på en högplastisk leras ursprungliga spänningstillstånd?
- Hur inverkar vid provbelastning pålmaterialet, påldimensionen och förskjutningshastigheten på en påles arbetskurva — sambandet skjuvspänning—förskjutning — och mantelbärighet?
- Kan man på basis av hållfasthetsbestämning med vingborr in-situ finna ett samband mellan den ostörda lerans skjuvhållfasthet och en påles mantelbärighet, speciellt med hänsyn till lerans tidberoende hållfasthetsegenskaper?
- Hur är mantelskjuvspänningen fördelad längs en slank kohesionspåle vid olika stadier av en provbelastning?

## Byggforskningen Sammanfattningar

R38:1973

Nyckelord:

kohesionspålar, lös lera, störningseffekter (påslagning), provbelastning, mantelbärighet, doktorsavhandling

Rapport R38:1973 avser anslag C 439 från Statens råd för byggnadsforskning till Chalmers tekniska högskola, institutionen för geoteknik med grundläggning, Göteborg.

UDK 624.155

(17)

ISBN 91-540-2154-5

Sammanfattning av:

Torstensson, B-A, 1973, *Kohesionspålar i lös lera. En fältstudie*. (Statens institut för byggnadsforskning) Stockholm. Rapport R38:1973, 185 s., ill. 29 kr.

Rapporten är skriven på svenska med svensk och engelsk sammanfattning.

Distribution:

Svensk Byggtjänst  
Box 1403, 111 84 Stockholm  
Telefon 08-24 28 60  
Grupp: konstruktion

## Försöksfältet

Undersökningarna genomfördes huvudsakligen inom djupintervallet 2–10 m under markytan. Inom detta djupintervall är lerans skrymdensitet i medeltal lika med 1,55 t/m<sup>3</sup>. Lerans vattenhalt varierar mellan 71 och 103 % och har ett medelvärde av 85 %. Inom djupintervallet 1,5–5 m är vattenhalten tämligen konstant. På 6 m djup har emellertid vid samtliga provtagningar påträffats ett cirka meter tjockt lager inom vilket leran har en markant högre vatten- och lerhalt än jorden på övriga nivåer. Lerans plasticitetsindex  $I_p$  är i medeltal lika med 55 %. Den odränerade skjuvhållfastheten  $\tau_f$ , bestämd enligt olika provningsmetoder, uppvisar en inbördes relativt stor spridning. Inom djupintervallet 2–8 m visar vingborrresultaten tämligen konstanta skjuvhållfasthetsvärden med ett medelvärde av 15,8 kPa. Inom samma djupintervall är motsvarande medelvärden enligt konförsöket och enkla tryckförsöket 13,6 resp. 11,9 kPa. Sensitiviteten  $S_t$  varierar mellan 14 och 29 med ett medelvärde av 21. Ned till ett djup av cirka 7 m under markytan uppvisar leran en svag överkonsolideringseffekt.

Undersökningen av tideffekter vid skjuvhållfasthetsbestämning med vingborr innefattade en studie av inverkan på de uppmätta skjuvhållfasthetsvärdena av dels tidintervallet mellan vingdonets neddrivning och provningens utförande, dels rotationshastigheten hos vingen. Resultaten visade:

- Storleken på tidintervallet mellan vingdonets neddrivning och hållfasthetsprovningens utförande inverkar klart på de registrerade skjuvhållfasthetsvärdena. Sålunda uppgick skjuvhållfastheten, bestämd 1 dygn efter vingens neddrivning, till 1,2 ggr hållfastheten vid ett "standardförsök", utfört 5 min efter vingens neddrivning.
- Skjuvhållfastheten – kritiska skjuvspänningen  $\tau_{cr}$  – uppmätt vid försök som påbörjats 1 dygn efter vingens neddrivning var starkt beroende av vingens rotationshastighet. Detta hastighetsberoende kunde med god noggrannhet definieras av en exponentialfunktion enligt följande:  

$$\tau_{cr}/\tau_0 = 1,21 t^{-0,053}; 10^{-2} \leq t \leq 10^4 \quad (1)$$
 där  $\tau_0$  = skjuvhållfastheten vid ett ordinärt vingborrförsök och  $t$  = tiden till brott i min.
- Vinkelvriddningen som fordrades för att mobilisera max. skjuvspänning påverkades ej påtagbart av rotationshastigheten. Vidare närmar sig lerans arbetskurva – sambandet skjuvspänning-vinkelvriddning – vid de lägsta rotationshastigheterna ett utseende som motsvaras av egenskaperna hos ett idealt elastiskt-plastiskt material, FIG. 1.

## Effekter av påslagning i lös lera

Undersökningen innefattade en studie av dels initiella och tidbundna spänningsförändringar i jord till följd av påslagning, dels initiella omrörningseffekter i leran invid en slagen påle. Försöken genomfördes med instrumenterade aluminiumpålar med längden 1,5 och 7,5 m samt med diametern 74 mm. Undersökningen visade:

- Det radiella tillskottstrycket i den kraftigt störda jorden närmast en påles mantelyta utgörs momentant sannolikt helt av porövertryck ( $\Delta u$ ) samt att därvid  $\Delta u$  vid en vilojordtryckscoefficient  $K_0$  av 0,5 å 0,6 i medeltal kunde tecknas, FIG. 2,  

$$\Delta u = 3,6 \text{ å } 3,8 \tau_0 \quad (2)$$
- Valvbildning introducerad till följd av rekonsolideringen hos den kraftigt störda leran kring en påle kan medföra att det radiella effektivtrycket mot en påles mantelyta blir jämförelsevis lågt den närmaste tiden efter avslutad rekonsolidering.
- Den initiella mantelbärigheten hos en provpåle uppgick till 2 å 3 ggr lerans laboratorieomrörda skjuvhållfasthet enligt konförsöket.

## Mantelbärighet

Undersökningen innefattade en studie av inverkan vid provbelastning av pålmaterial, påldimension (försöksserie A) och förskjutningshastighet (försöksserie B) på en påles mantelbärighet. Försöken utfördes vid konstant förskjutningshastighet. Provbekastningarna genomfördes med en specialtillverkad skruvdomkraft som monterats på ett trebent stativ, FIG. 3. Försöksserierna A, B och C omfattade dragförsök som utfördes på 1–1,5 m aluminium-, betong- och träpålar, installerade inom djupintervallet 2–9,5 m under markytan, FIG. 4. Pålarna hade en diameter av 36 till 152 mm. Försöksserie D omfattade tryckförsök utförda på tre 7,5 m aluminiumpålar med diametern 74 mm, FIG. 4. Pålarna i försöksserierna C och D var instrumenterade för registrering av axialkraftfördelning i pålarna samt portrycks- och totaltrycksförändringar i leran längs pålarna. Resultaten visade:

- De provade pålmaterialen – aluminium, betong och trä – uppvisade ej några påtagliga olikheter vad avser mantelbärigheten. I anslutning till dessa resultat bör också påpekas att andra undersökningar, utförda i leror av samma karaktär som den aktuella, visat att även stålpålar mestadels haft en mantelbärighet som är likvärdig den hos trä- och betongpålar.
- Mantelbärigheten var beroende av påldiameterns storlek.
- Vid de "snabba" försöken i serie A uppvisar skjuvhållfastheten enligt ett ordinärt vingborrförsök ( $\tau_0$ ) en

godtagbar överensstämmelse med mantelbärigheten ( $\tau_m$ ) hos ett flertal pålar. Vid de minsta pålarna i försöksserie A,  $d=36$  mm, för vilka tiden till brott var av samma storleksordning som vid ett ordinärt vingborrförsök uppgick mantelbärigheten i medeltal till 1,1  $\tau_0$ . Ett typiskt resultat från ett "snabbt" dragförsök framgår av FIG. 5.

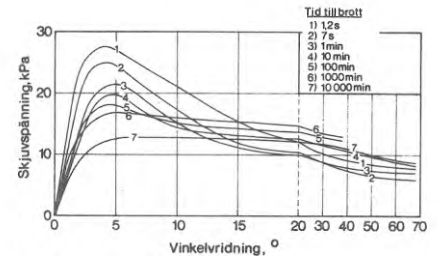


FIG. 1. Inverkan av rotationshastigheten på sambandet skjuvspänning-vinkelvriddning – arbetskurvan – vid vingborrförsök. Försöken påbörjades 1 dygn efter vingdonets neddrivning. Försöksdjup: 3,75 m. (Obs. skaländringen vid vinkelvriddningen 20°.)

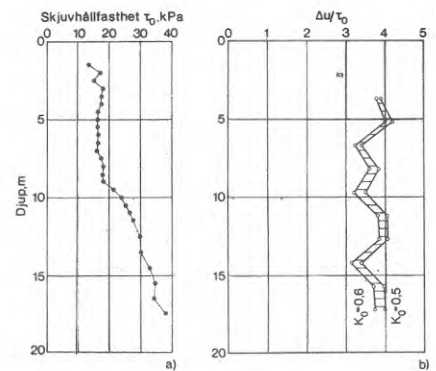


FIG. 2. a) Variationen med djupet under markytan av lerans skjuvhållfasthet ( $\tau_0$ ) enligt ordinära vingborrförsök. b) Variationen med djupet under markytan av kvoten  $\Delta u/\tau_0$ , där  $\Delta u$  = initiellt porövertryck i gränsytan påleljord.

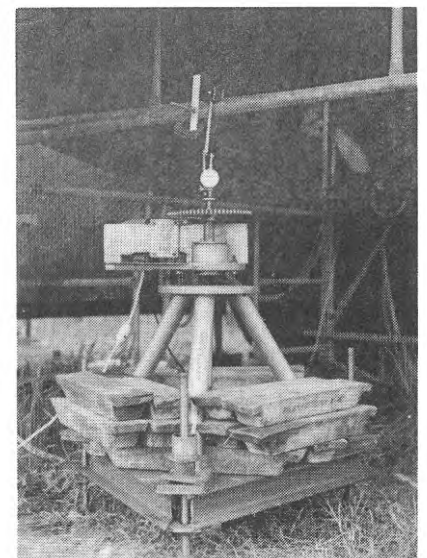


FIG. 3. Provbekastningarna genomfördes med en skruvdomkraft, monterad på ett trebent stativ. Den visade uppställningen är representativ för tryckförsöken i försöksserie D.

- Vid jämförbara förskjutningshastigheter förelåg ej någon nämnvärd skillnad mellan mantelbärigheten vid drag- resp. tryckförsöken.
- Skjuvhållfastheten hos den rekonsoliderade leran invid en påle, FIG. 6, har ett hastighetsberoende, likartat det som vid vingborrförsök uppmätts för den "ostörda" leran, FIG. 1. Vid försöksserie B, betongpålar med diametern 152 mm, kunde sambandet mellan mantelbärigheten ( $\tau_m$ ) och den tidigare definierade kritiska skjuvspänningen ( $\tau_{cr}$ ) vid vingborrförsök, ekv. (1), approximativt tecknas

$$\tau_m / \tau_{cr} \approx 0,9 \quad (3)$$

Vid försöksserierna C och D, aluminiumpålar med diametern 74 mm, kunde ovanstående relation tecknas

$$\tau_m / \tau_{cr} \approx 1 \quad (4)$$

Påståendet gäller för de försök som utförts vid en förskjutningshastighet inom intervallet 0,11–0,0019 mm/min (pålarna B3–B8).

- Upp till max. mantelskjuvspänning kan pålarnas arbetskurvor med god approximation representeras av en förenklad arbetskurva enligt FIG. 7.
- Vid en beräkning enligt elasticitetsteorin av lutningen i origo hos en påles arbetskurva, FIG. 7, kunde lerans skjuvmodul  $G$  tecknas

$$G = 100 \text{ à } 150 \tau_0 \quad (5)$$

där  $\tau_0$  = lerans skjuvhållfasthet enligt ordinära vingborrförsök.

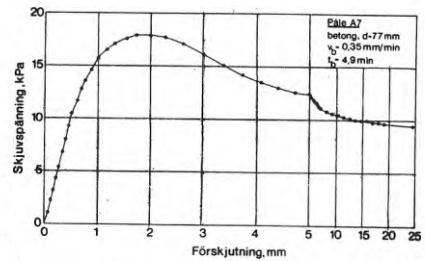


FIG. 5. Typisk arbetskurva för en påle i försöksserie A. Försöket har utförts som ett dragförsök vid konstant (hög) förskjutningshastighet. (Obs. skaländringen vid förskjutningen 5 mm.)

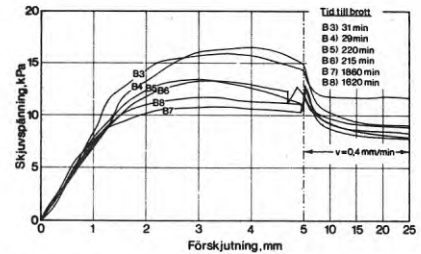


FIG. 6. Sammanställning av arbetskurvor för pålarna B3–B8; betongpålar med diametern 152 mm och längden 1,0 m. (Obs. skaländringen vid förskjutningen 5 mm.)

### Skjuvspänning—förskjutningssamband

Ett studium av arbetskurvorna — sambanden skjuvspänning—förskjutning — för de olika pålarna gav som resultat:

- Upp till max. mantelskjuvspänning har arbetskurvorna samma principiella förlopp oavsett pålmaterial, påldimension eller förskjutningshastighet samt att härvid sambandet mellan skjuvspänning och förskjutning är praktiskt taget rätlinjigt upp till en skjuvspänningsnivå av  $0,5 \tau_m$ , där  $\tau_m$  = mantelbärigheten.
- Storleken av förskjutningen vid brottillstånd, i likhet med resultaten från vingborringarna (FIG. 1), påverkades ej påtagbart av förskjutningshastighetens storlek, FIG. 6.

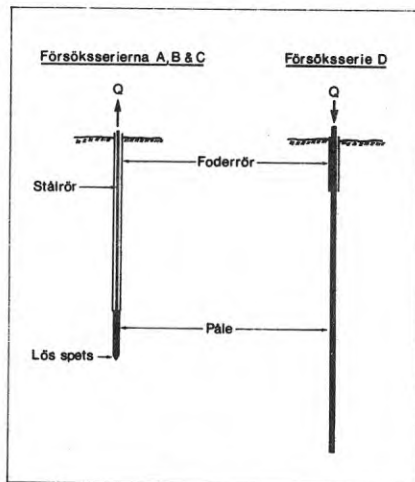


FIG. 4. Principskiss av pålarna vid dragförsöken i försöksserierna A, B och C samt vid tryckförsöken i serie D.

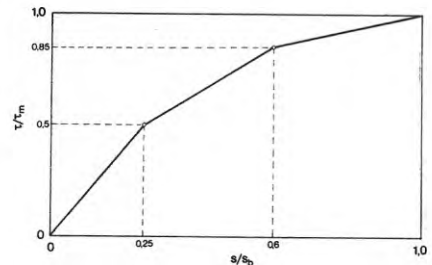


FIG. 7. Förenklad arbetskurva konstruerad på basis av resultaten från försöksserierna A och B. Längs axlarna i diagrammet har avsatts de dimensionslösa kvantiteterna  $\tau/\tau_m$  (medelskjuvspänningen längs en påle/mantelbärigheten) samt  $s/s_b$  (pålhuvudets förskjutning/förskjutningen vid brottillstånd).



# Friction piles driven in soft clay

## A field study

Bengt-Arne Torstensson

*Friction piles driven into soft clay have been in common use since a very long time ago. Due to the extensive regions with soft clay the use of pile foundations has become widespread in Scandinavia. Methods used for predicting the bearing capacity of friction piles have predominantly been experimental and empirical. Experience from several loading tests on piles has shown that the average shearing stress mobilized on the shaft of a pile driven into a soft, normally consolidated clay is about equal to the undisturbed, undrained shear strength of the clay. This simple relationship may only be fortuitous since it is the shear strength of the disturbed and reconsolidated clay surrounding a pile that governs the ultimate skin resistance.*

*The report deals with research on large model piles driven into a sensitive, very soft clay to study the effect of pile driving on the soil and the effects of pile material, pile dimension as well as rate of displacement (duration of a loading test) on both the skin shear stress/displacement characteristics of the piles and the ultimate skin resistance. In addition some piles were instrumented to study the phenomena of load transfer as well as the magnitude of total and effective radial pressures in the soil surrounding a driven pile.*

*The tests were made in area located about 10 km north of the City of Gothenburg. The soil is composed of post-glacial and glacial sediments to a depth of about 40 m. The tests described in the report were mainly made in the depth interval from 2 to 10 m.*

*Besides routine testing of the soil a special study was undertaken dealing with time-dependent effects in connection with shear strength measurements in-situ by means of vane tests.*

The Swedish Building Code (Pålnormer, 1968) prescribes that the bearing capacity of piles in cohesive soils should be evaluated by means of a load test. However, under certain circumstances the bearing capacity may also be predicted on the basis of undisturbed, undrained shear strengths of the soil. In this case it is assumed that the unit skin resistance developed on the shaft of an ordinary timber pile is equal to the shear strength of the clay ( $\tau_f$ ) obtained from fall-cone tests. For ordinary concrete piles and steel piles the ultimate skin resistance is assumed to attain the values  $0.8 \tau_f$  and  $0.5 \tau_f$  respectively.

On different occasions during the last few years it has been pointed out both in written and verbal discussions that the skin resistance of a pile is

not governed by the undrained shear strength of a clay stratum. A more logical approach to the defining of skin resistance ought instead be based on the effective strength parameters of a clay. In presenting the Summary at the Institution of Civil Engineers' Conference on Behaviour of Piles which took place in London in 1971, Dr T Whitaker noted that: "The Conference seemed to recognize that theoretical progress would be made through a better understanding of the state of stress in soil and water at the pile/soil interface... Accurate prediction of pore pressure changes in the soil would be necessary to an effective stress approach and at present we can not pretend to have any knowledge of this kind."

### Scope of research

Briefly this report deals with the following issues:

- What are the instantaneous and delayed effects of pile driving on the original state of stress in a highly plastic clay?
- What are the effects of pile material, pile dimension as well as rate of displacement on both the shape of the skin shear stress/displacement curve and the ultimate skin resistance respectively?
- Is it possible to predict the ultimate skin resistance for a driven pile on the basis of results of in-situ vane tests, especially with reference to the time-dependent shear strength characteristics of a clay?
- What is the skin shear stress distribution along a slender friction pile at various stages during a loading test?

The loading tests were carried out in field on both instrumented and uninstrumented model piles.

### The test site

Below a 1 to 1.5 m thick dry crust the ground consists of a very soft, highly plastic clay. In the depth interval from 2 to 10 metres the bulk density has an average value of 1.55 t/m<sup>3</sup>. The water content varies from 71 to 103 % and the average value is 85 %. In the depth interval from 1.5 to 5 m the water content is fairly constant. The plasticity index  $I_p$  has an average value of 55 %. In the depth interval from 2 to 8 m the undrained shear strength  $\tau_f$  as given by field-vane borings is fairly constant and has an average value of 15.8 kPa. The corresponding shear strength values as obtained from fall-cone tests

## National Swedish Building Research Summaries

R38:1973

Key words:

*friction piles, soft clay, disturbance of clay (pile driving), loading tests, ultimate skin resistance, doctor's dissertation (tech.)*

Report R38:1973 has been supported by Grant C 439 from the Swedish Council for Building Research to Chalmers Institute of Technology, Department for Geotechnics, Gothenburg.

UDC 624.155

(17)

ISBN 91-540-2154-5

Summary of:

Torstensson, B-A, 1973, *Kohesionspålar i lös lera. En fältstudie*. Friction piles driven in soft clay. A field study. (Statens institut för byggnadsforskning) Stockholm. Report R38:1973, 185 s., ill. 29 Sw.Kr.

The report is in Swedish with Swedish and English summaries.

Distribution:

Svensk Byggtjänst  
Box 1403, S-111 84 Stockholm  
Sweden

and unconfined compression tests are 13.6 and 11.9 kPa respectively. The sensitivity  $S_t$  varies within the limits 14 to 29. The clay is slightly pre-consolidated to a depth of about 7 metres, probably due to weathering.

The investigation of time-dependent effects in the field-vane test comprised of studies of the effects on the shear strength values of both the time-lapse between installation of vane and testing as well as the speed of shear. The results show:

- That the magnitude of time-lapse between installation of vane and testing appreciably affected the shear strength values. Thus, the shear strength measured 1 day after installation of vane was approximately 1.2 times the strength obtained from an "ordinary" test, carried out 5 minutes after installation of vane.
- That the shear strength values are appreciably affected by the speed of rotation, i.e. duration of test. The shear strength (critical shear stress  $\tau_{cr}$ ) obtained from tests carried out/or started 1 day after installation of vane can with good accuracy be related to the time until failure ( $t$ ) by means of the following expression:

$$\tau_{cr}/\tau_0 = 1,21 t^{0,053}; 10^{-2} \leq t \leq 10^4 \quad (1)$$

where  $\tau_0$  is equal to the shear strength obtained from an ordinary vane test and  $t$  is the time until failure in minutes.

- That the angular rotation of the vane associated with maximum mobilized shear stress was of the same size independent of the various speeds of rotation, cf. FIG. 1. In addition the curves in FIG. 1 indicate that at the lowest speed of rotation the stress/strain curve for the tested clay resembles that of an ideal elastic-plastic material.

### Effects of driving piles into soft clay

The study comprised of measurements of both immediate and delayed changes in the state of stress as well as remoulding effects in the soil immediately surrounding a driven pile. The measurements were made by means of instrumented aluminium piles with a diameter of 74 mm and a length varying from 1.5 to 7.5 m. The results show:

- That the radial total pressure developed during pile driving is fully transferred to the pore fluid as an excess pressure  $\Delta u$ . Assuming a value of the coefficient of earth pressure at rest,  $K_0$ , within the limits 0.5 to 0.6, the excess pore pressure is in average expressed with sufficient accuracy by the following, FIG. 2.

$$3.6 < \Delta u/\tau_0 < 3.8 \quad (2)$$

where  $\tau_0$  is equal to the shear strength obtained from an ordinary field-vane test.

- That arching, introduced by the reconsolidation of the severely disturbed clay surrounding a driven pile,

may probably lead to comparatively low effective radial pressures active in the clay nearest the pile surface (at least for a period immediately after completion of reconsolidation).

- That the skin resistance measured immediately after pile driving varied from 2 to 3 times the "laboratory remoulded" shear strength obtained from fall-cone tests.

### Ultimate skin resistance

The investigation comprised of a study into the effects during loading tests of pile material, pile dimension (test series A) and rate of displacement (test series B) upon ultimate skin resistance.

Each test was carried out with constant rate of displacement. The loading tests were performed with the aid of a specially designed screw jack placed on a tripod, FIG. 3. The test series A, B and C comprised of pulling tests on 1 to 1.5 m long aluminium, concrete and wooden piles, installed within the depth interval from 2 to 9.5 m below ground surface, FIG. 4. The diameter of the piles varied between 36 and 152 mm. The test series D comprised of ordinary (compressive) loading tests carried out on three 7.5 m long aluminium piles each with a diameter of 74 mm, FIG. 4. The piles in test series C and D were instrumented for measuring the distribution of the axial force in the piles as well as changes in pore pressure and radial total stress in the clay along the piles. The loading tests were carried out about 1 month after pile driving. The results show:

- That the tested pile materials of aluminum, concrete and wood did not show any appreciable differences with regard to the ultimate skin resistance. With respect to the results obtained it should be pointed out that other investigations performed in similar clays have also shown that steel piles for the most part have an ultimate skin resistance which is comparable to that of wooden and concrete piles.
- That the ultimate skin resistance was dependent on the size of the pile diameter.
- That for the "rapid" tests in series A there is an acceptable agreement between the ultimate skin resistance for several piles and the shear strength values ( $\tau_0$ ) obtained from ordinary field-vane tests. For the smallest piles ( $d=36$  mm) in test series A (time to failure of the same size as that for an ordinary field-vane test) the ultimate skin resistance amounted to 1.1  $\tau_0$  in average. A typical result from a rapid test can be seen in FIG 5.
- That for comparable rates of displacement there was no notable difference between values of ultimate skin resistance obtained from pulling tests and "ordinary" loading tests respectively; i.e. the ultimate skin resistance seems in this case to be independent of the direction of movement.
- That the shear strength of the reconsolidated clay surrounding a

driven pile is dependent on the rate of strain in a way which is comparable to the earlier described results obtained from field-vane tests made in undisturbed clay, cf. FIG 6, and FIG 1. For test series B (concrete piles with a diameter of 152 mm) the relationship between the ultimate skin resistance ( $\tau_m$ ) and the earlier defined critical shear stress ( $\tau_{cr}$ ) ob-

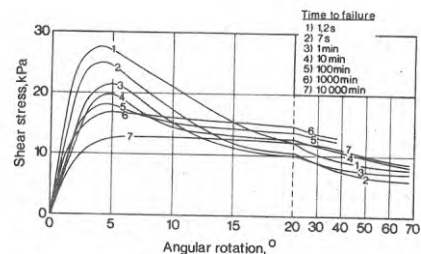


FIG. 1. Relationships between shear stress and angular rotation determined from field-vane tests. Effect of speed of rotation on the shape of the shear stress versus angular rotation curves. The tests were carried out/or started 1 day after installation of the vane. Testing depth: 3.75 m. (Note change in scale at an angular rotation of 20°.)

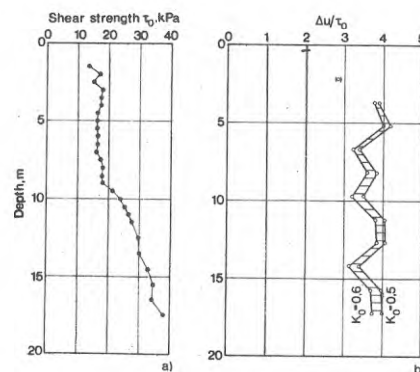


FIG. 2. a) Relationship between shear strength ( $\tau_0$ ) and depth: results of ordinary field-vane tests; b) Variation with depth of the ratio  $\Delta u/\tau_0$ , where  $\Delta u$  = initial excess pore pressure at the pile/soil interface.

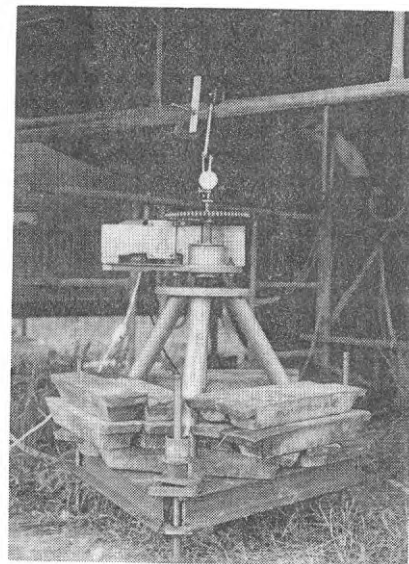


FIG. 3. The piles were loaded by means of a screw jack placed on a tripod (CRP-tests.)



tained from field-vane tests, eq. (1), can be written

$$\tau_m/\tau_{cr} \approx 0.9 \quad (3)$$

For the test series C and D (aluminum piles with a diameter of 74 mm) the relationship above can be written as follows

$$\tau_m/\tau_{cr} \approx 1 \quad (4)$$

### Shear stress/displacement characteristics

An examination of the skin shear stress/displacement curves from the different loading tests resulted in the following conclusions being drawn:

- That the skin shear stress/displacement curves up to ultimate skin resistance have principally the same shape independent of pile-material,

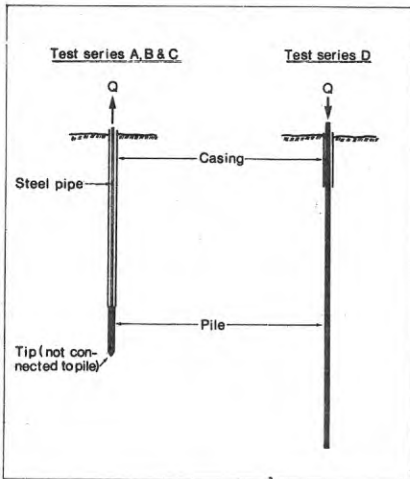


FIG. 4. Outline of pile installations representative for the pulling tests in series A, B & C and the "ordinary" load tests in series D.

pile dimension or rate of displacement. In addition the relationship between shear stress and displacement is practically linear up to a shear stress level of  $0.5 \tau_m$ , where  $\tau_m$  is the ultimate skin resistance.

- That the displacement associated with maximum mobilized shear stress along a pile shaft was of the same size independent of the various rates of displacement, FIG. 6. (cf. also FIG. 1.) This is true for the tests carried out at a rate of displacement within the interval 0.11–0.0019 mm/min.
- That up to ultimate skin resistance the non-dimensional plot of the stress/displacement curves for all piles in test series A and B are defined with sufficient accuracy by the simplified curve shown in FIG. 7. Beyond the peak value, however, the shape of the stress/displacement curves is highly dependent on the rate of displacement.
- That according to an elastic analysis the initial slope of the skin shear

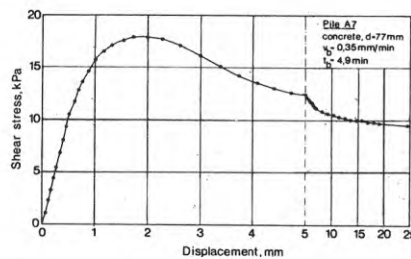


FIG. 5 Typical skin shear stress/displacement curve for a pile in test series A: pulling test carried out at constant (high) rate of displacement. The pile diameter  $d$ , the average rate of displacement up to maximum skin shear stress  $v_b$  and the time to failure  $t_b$  are given in the figure legend. (Note change in scale at a displacement of 5 mm.)

stress/displacement curve, FIG. 7, may be predicted using a value of the soil shear modulus,  $G$ , within the limits

$$100 < G/\tau_0 < 150 \quad (5)$$

where  $\tau_0$  is the shear strength value obtained from an ordinary field-vane test.

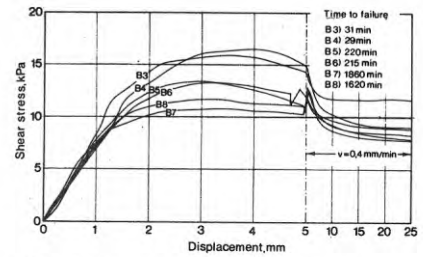


FIG. 6. Comparison of skin shear stress/displacement curves obtained from pulling tests on piles B3–B8. All piles  $\phi$  152 mm, 1.0 m long concrete piles. (Note change in scale at a displacement of 5 mm.)

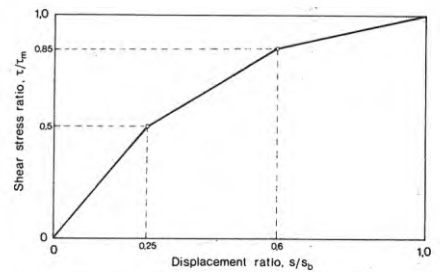


FIG. 7. Simplified relationship between  $\tau/\tau_m$  (average mobilized skin shear stress/ultimate skin resistance) and  $s/s_b$  (pile head displacement/pile head displacement at failure). Up to ultimate skin resistance the simplified curve with sufficient accuracy defines the non-dimensional plot of the stress/displacement curves for all piles in series A and B.



Rapport R38:1973

KOHESIONSPÅLAR I LÖS LERA  
En fältstudie i modellskala

FRICITION PILES DRIVEN IN SOFT CLAY  
A field-research on model piles

av Bengt-Arne Torstensson

Denna rapport avser anslag C 439 från Statens råd för byggnadsforskning till Chalmers tekniska högskola, institutionen för geoteknik med grundläggning, Göteborg. Försäljningsintäkterna tillfaller fonden för byggnadsforskning.

## RÄTTELSER

Sida	Rad	Står	Skall stå
8	3-4	En imponerad	En imponerande
92	20	rådet	råder
93	9	$\Delta u = u_{\text{tot}} - K_0 \sigma'_0 + u_0$	$\Delta u = u_{\text{tot}} - (K_0 \sigma'_0 + u_0)$ (30)
106	11	$\sigma'_0 = 5(1 + z)$	$\sigma'_0 = 5(1 + 1,2 z)$
158	FIG. 84	shear/stress displacement	shear stress/displacement
163	35	visade ej några	ej uppvisade några

Statens institut för byggnadsforskning, Stockholm  
 ISBN 91-540-2154-5

# INNEHÅLL

## FÖRORD

BETECKNINGAR OCH DEFINITIONER .....	5	
1	INTRODUKTION .....	7
1.1	Allmänt .....	7
1.2	Gångse dimensioneringsmetoder för kohesionspålar ..	8
1.3	Problemets aktualitet .....	9
1.4	Undersökningens syfte och omfattning .....	10
1.5	Disposition av avhandlingen .....	12
2	LITTERATURSTUDIUM .....	13
2.1	Allmänt .....	13
2.2	Kohesionspåles bärförmåga .....	13
2.3	Effekter av påslagning i lös lera .....	27
2.4	Växelverkan påle/jord .....	44
3	FÖRSÖKSFÄLTET .....	49
3.1	Allmänt .....	49
3.2	Geologisk beskrivning .....	50
3.3	Lerans geotekniska egenskaper .....	53
3.4	Tideffekter vid skjuvhållfasthetsbestämning med vingborr .....	61
4	UNDERSÖKNING AV STÖRNINGSEFFEKTER VID PÅLSLAGNING .....	69
4.1	Introduktion .....	69
4.2	Utrustning och utförande .....	70
4.3	Försöksresultat .....	85
5	PROVBELASTNINGAR .....	108
5.1	Introduktion .....	108
5.2	Utrustning för provbelastning .....	108
5.3	Försöksserierna A och B .....	113
5.4	Försöksserierna C och D .....	141
6	SLUTSATSER .....	162
6.1	Allmänt .....	162
6.2	Tideffekter vid vingborrning .....	162
6.3	Effekter av påslagning i lös lera .....	163
6.4	Mantelbärighet .....	164
6.5	Skjuvspänning-förskjutningssamband .....	164
LITTERATUR .....	165	
BILAGOR .....	173	

## FÖRORD

I föreliggande rapport redogörs för en fältstudie av dels bär-förmåga och funktionssätt hos en enskild kohesionspåle, dels störningseffekter som uppkommer i anslutning till neddrivningen av en påle i lera. Undersökningen utgör en del av ett större forskningsprojekt med den sammanfattande titeln "Kohesions-pålar". Inom ramen för detta projekt har också ingått såväl en bearbetning och analys av långtidsobservationer av sättningar hos kohesionspålade byggnader i Göteborgs hamn som ett fält-studium i full skala av störningseffekter vid slagning av pålar i grupp. Resultaten av dessa båda sistnämnda delprojekt har tidigare rapporterats i form av två artiklar.

Till den allra största delen har projektet finansierats genom anslag från Statens råd för byggnadsforskning.

Projektet har genomförts vid institutionen för geoteknik med grundläggning, Chalmers tekniska högskola, under ledning av professor Sven Hansbo.

Stora delar av den experimentella undersökningen, försöksse-rierna A, B, C och E, har under författarens ledning utförts som examensarbeten av B Andréasson, Å Granlund, D Gustavs-son, L Eriksson, K Wiberg, S-H Widhall, B Wilhelmsson och A Öinert.

För ospard möda och all uppmuntran vid arbetets genomförande vill jag tacka alla mina kollegor vid institutionen.

Göteborg i februari 1973

Bengt-Arne Torstensson

## BETECKNINGAR OCH DEFINITIONER

Allmänt definieras använda beteckningar när de första gången uppträder i texten. För beteckningar som återkommer ett flertal gånger har nedanstående sammanställning gjorts.

A	tvärsnittsarea hos påle; portrycksparameter, definierad av ekv. (26)
d	diameter hos påle
E	elasticitetsmodul
e	bas i naturliga logaritmsystemet
G	skjuvmodul
g	tyngdkraftens acceleration
$K_0$	jordtryckskoefficient (vilotryck)
l	längd hos påle
m	massa
p	isotropt tryck
Q	kraft
q	deviatorspänning
r	radie hos påle
$r_{pl}$	radie hos plastisk zon, definierad av ekv. (12)
S	förskjutningsmodul, definierad av ekv. (43)
s	vertikal förskjutning; sättning
$s_b$	vertikal förskjutning vid brottillstånd hos påle
t	tid
$t_b$	tid till brottillstånd (vid provbelastning av påle)
u	portryck
v	förskjutningshastighet
$v_b$	medelvärde av förskjutningshastighet upp till brottillstånd hos påle
z	djup under markytan
$\alpha$	adhesionsfaktor, definierad av ekv. (3)
$\gamma$	vinkeldeformation
$\nu$	kontraktionstal

$\rho$	densitet; radiellt avstånd från en påles centrumaxel
$\sigma$	totalt normaltryck
$\sigma'$	effektivt normaltryck
$\sigma'_0$	effektivt överlagringstryck (vertikaltryck)
$\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$	radiellt, tangentiellt och vertikalt normaltryck
$\tau$	skjuvspänning
$\tau_0$	skjuvhållfasthet, bestämd vid ett ordinärt vingborrförsök
$\tau_{cr}$	kritisk skjuvspänning vid vingborrning, se ekv. (27)
$\tau_m$	mantelbärighet, definierad av ekv. (2)

### Förkortningar

CTH	Chalmers tekniska högskola
SGF	Svenska geotekniska föreningen
SIG	Statens geotekniska institut



## 1 INTRODUKTION

### 1.1 Allmänt

Pålgrundläggning har förekommit inom byggnadskonsten alltsedan förhistorisk tid. Fram till början av 1900-talet var trä det helt dominerande pålmaterialet. Under senare år har betong- och stålplålar successivt övertagit en allt större andel av marknaden.

Den önskade funktionen hos en påle kan i ett visst fall vara den, att genom adhesions- eller friktionskrafter i gränsytan påle/jord överföra belastningen av en byggnad till de djupare belägna delarna av ett kompressibelt jordlager. I ett annat fall kan avsikten med en pålgrundläggning vara att nedföra belastningen direkt genom ett löst jordlager till underliggande berg eller fast lagrad jord med hög bärighet. I det förstnämnda fallet kan man kalla pålen mantelbärande, i det andra fallet spetsbärande eller stöd-påle.

En mantelbärande påle i lera benämns i Sverige kohesionspåle. Den engelskspråkiga benämningen för en mantelbärande påle är "friction pile", oavsett jordartens karaktär.

Oberoende av det avsedda funktionssättet hos en slagen påle så sammansätts dennas lastupptagande förmåga självfallet av bidrag från såväl spetsen som manteln. För en ordinär kohesionspåle i lös lera, exempelvis av skandinavisk karaktär, utgör emellertid spetsens bidrag till pålens bärförmåga procentuellt sett en mycket liten andel (ca 5%).

Den sammanlagda längden slagna pålar uppgick i Sverige under år 1970 till inemot 4,32 Mm (IVA:s Pålkommision, 1971). Av denna mängd upptas ca 30 % av träpålar. Det förefaller troligt att också andelen kohesionspålar minst motsvarar nämnda tal.

## 1.2 Gångse dimensioneringsmetoder för kohesionspålar

Pålgrundläggning är säkerligen den grundläggningstyp som genom tiderna tilldragit sig det allra största intresset. En imponerad mängd resultat från skilda undersökningar har publicerats. Den helt dominerande andelen litteratur behandlar den enskilda pålens bärförmåga. Härvidlag har utvecklingen av dimensioneringsmetoder följt rent empiriska banor. Man har således på basis av resultaten från provbelastningar och jordprovingar försökt att finna ett samband mellan en kohesionspåles mantelbärighet<sup>1</sup> och den ostörda, odränerade skjuvhållfastheten hos en lera.

Erfarenheten har därvid visat, att man vid flertalet provbelastningar i lös normalkonsoliderad lera har erhållit en godtagbar överensstämmelse mellan en påles mantelbärighet och den omgivande lerans odränerade skjuvhållfasthet. Detta enkla samband kan synas vara en lycklig tillfällighet, eftersom det är egenskaperna hos den till följd av påslagningen störda och rekonsoliderade leran som bestämmer mantelbärigheten.

För pålar i starkt överkonsoliderad lera har erfarenheten däremot visat, att man måste multiplicera lerans odränerade skjuvhållfasthet med en reduktionsfaktor för att uppnå samstämmighet med en påles mantelbärighet.

De svenska normerna (Pålnormer, 1968) föreskriver att en kohesionspåles brottlast (bärförmåga) skall bestämmas genom provbelastning. "Där de geotekniska förhållandena så medger, får brottlasten dock beräknas med ledning av uppgifter om odränerad skjuvhållfasthet för de aktuella jordlagren. För träpåle

<sup>1</sup> För att förenkla den fortsatta framställningen används termen mantelbärighet (se ekv. 2) för att definiera skjuvpåkänningen i en påles mantelyta vid brottillstånd hos pålen.

med uppåt jämnt tilltagande tvärsnitt antas skjuvpåkänningen i pålens mantelyta vara lika med kohesionsjordartens odränerade skjuvhållfasthet ( $\tau_f$ ) bestämd enligt konmetoden". För ordinära betongpålar och stålpålar antas mantelbärigheten vara lika med 0,8 resp. 0,5 ggr nämnda skjuvhållfasthet. För skarvade kohesionspålar gäller speciella föreskrifter.

Pålnormerna föreskriver, som nämnts, konmetoden vid bestämningen av en leras odränerade skjuvhållfasthet. Anledningen härtill torde främst vara den, att man har en gedigen erfarenhetsbakgrund vad avser sambandet mellan en påles mantelbärighet och en leras skjuvhållfasthet enligt konmetoden. Även det faktum att olika provningsmetoder för bestämningen av en leras skjuvhållfasthet ofta ger inbördes avvikande resultat torde ha påverkat föreskrifternas formulering.

### 1.3 Problemet aktualitet

Det rent empiriska tillvägagångssättet vid framtagandet av dimensioneringsregler har inneburit att många grundläggande frågor som avser en enskild kohesionspåles funktionssätt fortfarande är obesvarade.

Som exempel kan nämnas att många forskare anser att det är helt ologiskt att beräkna bärförmågan hos en påle som ingår i en grundkonstruktion, på basis av en leras odränerade skjuvhållfasthet. Man anser att en säker bestämning av bärförmågan i ett dylikt fall i stället måste baseras på jordens effektiva hållfasthetsparametrar. Den beräkningsmässigt största skillnaden mellan en dimensionering som baserats på odränerad resp. dränerad skjuvhållfasthet får man vid starkt överkonsoliderade leror.

För att möjliggöra en effektivspänningsanalys måste man emellertid ha kännedom om spänningstillståndet i gränsytan påle/jord. Vår kunskap om detta är fortfarande starkt begränsad. Det finns

många faktorer som påverkar och komplicerar den slutliga spänningsskildningen i jorden kring en påle.

Själva påslagningen medför exempelvis en betydande momentan påverkan av spänningstillståndet i en jordprofil. Den efterföljande rekonsolideringen av den störda jorden närmast en påles mantelyta innebär sannolikt att spänningstillståndet undergår förändringar under en avsevärd tid efter påslagningen. Fältmätningar under lång tid av normalspänningar mot en påles mantelyta kombinerade med en uppmätning av mantelbärigheten tycks därför vara en angelägen, men en samtidigt mycket svår forskningsuppgift.

Ett annat område där vårt kunskapsbehov är stort berör problemet med växelverkan påle/jord, dvs. det sätt på vilket en påle fördelar sin last till omgivande jord. En del av detta problemkomplex som på senare tid rönt stor uppmärksamhet utgörs av inverkan från eventuell negativ mantelkohesion/-friktion.

#### 1.4 Undersökningens syfte och omfattning

Syftet med undersökningen har varit att i fält studera funktions sättet hos en enskild kohesionspåle som drivits ned i en lös, högplastisk lera. Som framgått inryms i denna till synes enkla definition av forskningsuppgiften ett helt komplex av skilda delproblem.

Tyngdpunkten i denna undersökning har lagts på ett studium av fundamentala spännings-deformationssamband<sup>1</sup> och skjuvhållfasthetsegenskaper hos den rekonsoliderade leran invid en slagen

---

<sup>1</sup> Sambandet spänning-deformation för en jord och kraft-förskjutningssambandet för en påle kommer i fortsättningen allmänt att i en förenklad form benämnas jordens resp. pålens arbetskurva.

påles mantelyta. För att få en nödvändig bakgrund till dessa studier har i forskningsuppgiften också innefattats en undersökning av de störningseffekter som uppkommer i lera till följd av påslagning.

I korthet har undersökningen syftat till att belysa följande frågor:

- Vilka är de momentana och tidbundna inverkningarna av påslagningen på en högplastisk leras ursprungliga spänningstillstånd?
- Hur inverkar vid provbelastning pålmaterialet, pådimensionen och förskjutningshastigheten på en påles arbetskurva – kraft-förskjutningssambandet – och mantelbärighet?
- Kan man på basis av hållfasthetsbestämning in-situ med vingborr finna ett samband mellan den ostörda lerans skjuvhållfasthet och en påles mantelbärighet, speciellt med hänsyn till lerans tidberoende hållfasthetsegenskaper?
- Hur är mantelskjuvspänningen fördelad längs en slank kohesionspåle vid olika stadier av en provbelastning?

Som nämnts har försöken genomförts i fält. Det bör poängteras att undersökningen har begränsats till endast en försökslokal, belägen invid Göta älv och ca 1 mil norr om Göteborg.

Ett betydande arbete har lagts ned på att såväl in-situ som på laboratorium detaljstudera den aktuella lerans karaktäristiska geotekniska egenskaper.

För att genomföra de undersökningar som beskrivits i angivna punkter har modellpålar med cirkulärt tvärsnitt använts. Pålarna tillverkades av aluminium, betong och trä. Pålarnas

diameter har varierat mellan 37 och 152 mm. Längden har varit lika med 1,0, 1,5 och 7,5 m.

Sammanlagt har 31 pålar undersökts. Av dessa hade sju aluminiumpålar instrumenterats för uppmätning av dels axialkraftfördelningen längs pålarna under provbelastning, dels portryck och radiellt totaltryck i leran invid pålens mantelyta. Dessa sistnämnda pålar hade diametern 74 mm och längden 1,5 resp. 7,5 m.

Försöksserien påbörjades sommaren 1969 och avslutades i augusti 1971.

#### 1.5 Disposition av avhandlingen

Resultatet av litteraturstudier återges i kapitel 2. I kapitel 3 beskrivs försöksfältet och resultaten av jordprovningarna. Resultaten av portrycks- och totaltrycksmätningarna redovisas och analyseras i kapitel 4. Inledningsvis i detta kapitel beskrivs även utformningen av de instrumenterade aluminiumpålarna. I kapitel 5 redovisas och analyseras resultaten av provbelastningarna.

## 2 LITTERATURSTUDIUM

### 2.1 Allmänt

I den följande litteraturgenomgången ges ett kort sammandrag och en analys av den för forskningsuppgiften aktuella bakgrundslitteraturen. Detta innebär i huvudsak att en avgränsning har gjorts till de uppsatser, som behandlar slagna pålar i lös lera. Den övre gränsen för en lös leras odränerade skjuvhållfasthet har jag satt lika med 50 kPa. Litteraturen kan grovt indelas i tre ämnesområden som omfattar redogörelser för:

- bärförmågan hos en enskild kohesionspåle
- störningseffekter till följd av påslagning
- experimentella och teoretiska studier av växelverkan mellan en belastad påle och den omgivande jorden

Ovanstående indelning har även följts i den fortsatta framställningen.

I vissa av de uppsatser som kommer att refereras behandlas frågor som berör samtliga tre nämnda ämnesområden.

### 2.2 Kohesionspåles bärförmåga

#### 2.2.1 Definitioner

En kohesionspåles bärförmåga sammansätts av mantelns och spetsens bärförmåga, FIG. 1. Man kan alltså teckna

$$Q_p = Q_m + Q_s \quad (1)$$

där

- $Q_p$  = pålens bärförmåga
- $Q_m$  = mantelns bärförmåga
- $Q_s$  = spetsens bärförmåga

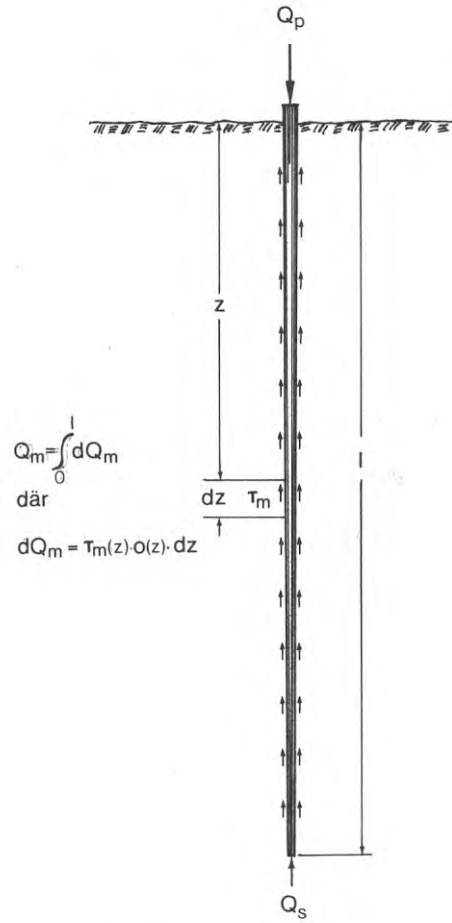


FIG. 1. Krafter verkande på en kohesionspåle. Beteckningar.  
 The forces acting on a cohesion pile. Symbols.



Mantelns bärförmåga beräknas enligt sambandet

$$Q_m = \int_0^l \tau_m(z) o(z) dz \quad (2)$$

där  $\tau_m(z)$  = mantelbärigheten  
 $o(z)$  = pålens omkrets  
 $l$  = pålens längd under markytan

Mantelbärigheten som tidigare definierats i avsnitt 1.4 brukar sättas i relation till en leras ostörda, odränerade skjuvhållfasthet enligt följande samband:

$$\tau_m = \alpha \tau_{fu} \quad (3)$$

Internationellt brukar faktorn  $\alpha$  benämnas adhesionsfaktor.

Spetsens bärförmåga  $Q_s$  kan bestämmas ur ekvationen

$$Q_s + mg = A_s (N\tau_s + g\rho l) \quad (4)$$

där  $m$  = pålens massa  
 $g$  = tyngdkraftens acceleration  
 $A_s$  = spetsens area  
 $N$  = bärighetsfaktor  
 $\tau_s$  = leras odränerade skjuvhållfasthet på spetsens nivå  
 $\rho$  = medelvärdet av skrymdensiteten hos leran  
 längs pålen

Oftast kan man med tillräcklig noggrannhet sätta  $m = A_s \rho l$

och ekv. (4) reduceras därför till

$$Q_s = A_s N\tau_s \quad (5)$$

Bärighetsfaktorn  $N$  har såväl teoretiskt som experimentellt påvisats vara ungefär lika med 9 (Meyerhof 1951).

Eftersom spetsen har en procentuellt sett mycket liten inverkan på bärförmågan hos en ordinär kohesionspåle i en lös lera har ej något närmare litteraturstudium genomförts som avser spetsbärighetens storlek och variation.

### 2.2.2 Resultat av provbelastningar

En naturlig följd av den avgränsning som gjorts är att den dominerande litteraturen har skandinaviskt ursprung. Emellertid måste man också komma ihåg att man inom de nordiska länderna, framför allt i Göteborg, gjorde många banbrytande insatser inom pålningsområdet.

En av de allra första systematiska undersökningarna av kohesionspåslars bärförmåga genomfördes under slutet av 1800-talet av dåvarande avdelningschefen vid Göteborgs hamnstyrelse, E Wendel (1900). Med en av honom konstruerad pålprovningstrustning, FIG. 2, undersöktes 17 koniska träpålar av varierande storlek. Wendel genomförde undersökningarna och tolkade resultaten av dessa med en beundransvärd skicklighet.

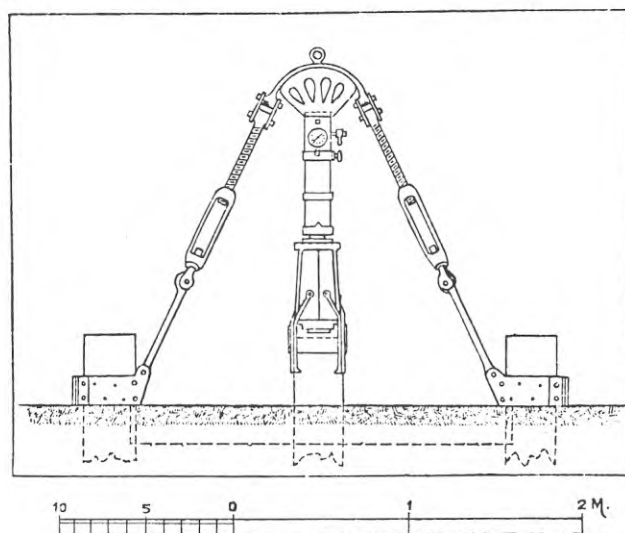


FIG. 2. Wendels utrustning för provbelastning av pålar (Wendel, 1900).

Test equipment constructed by Wendel and used for pile load tests in Göteborg (Wendel, 1900).

Han studerade många delproblem, vilka än idag har hög aktualitet. Till exempel demonstrerade han belastningshastighetens inverkan på en påles bärförmåga. Han fann sålunda att bärförmågan hos en påle vid en långtidsprovning under flera dygn endast uppgick till 80 % av den last pålen kunde bära under ett "korttidsprov". Ytterligare en viktig slutsats som Wendel kom fram till berörde pålgrundläggningar i allmänhet. Med ledning av provbelastningsresultaten kunde han nämligen förutsäga att användandet av långa och slanka kohesionspålar med gles placering vore en mycket bättre lösning på ett grundläggningsproblem än den dåtida gängse metoden med ofta mycket tätt placerade, korta och tjocka pålar.

Efter Wendels inledande undersökningar fortsatte man vid Göteborgs hamnstyrelse att provbelasta kohesionspålar i anslutning till alla större arbeten. En bearbetning av resultaten från 13 sådana provbelastningar av såväl enkla som skarvade träpålar har genomförts av Torsten Hultin (1928). Pålarnas längd varierade mellan 17 och 27 m. Vid den aktuella tidpunkten (1928) använde man ännu inte konprovet för en direkt bestämning av en leras skjuvhållfasthet. Hultin kunde emellertid på en rent beräkningsmässig grund påvisa att pålarnas mantelbärighet och därmed även lerans skjuvhållfasthet med största sannolikhet från ett visst grundvärde ökade i stort sett rätlinjigt med djupet under markytan. Med beteckningar enligt ekvationen

$$\tau_m = \tau_{m0} + lz \quad (6)$$

fann Hultin att variationen med djupet av de undersökta pålarnas mantelbärighet kan tecknas

$$\tau_m = (11,5 + 0,75 z) \text{ kPa} \quad (7)$$

Skilda undersökningar ledde så småningom fram till att man kunde översätta konprovets relativa hållfasthetstal till ett skjuvhållfasthetsvärde (Skaven-Haug, 1931; Hultin, 1937). Det föll sig då naturligt att jämföra en leras skjuvhållfasthetsdata med en kohesionspåles mantelbärighet. Vid en sådan jämförelse finner Hultin (1937) att den av honom tidigare (Hultin, 1928) framräknade linjära fördelningen av mantelbärigheten hos ett antal provpålar (se ekv. 7) stämmer väl överens med de värden på lerans skjuvhållfasthet som senare kunde bestämmas vid en kompletterande jordprovning, FIG. 3. Detta förhållande togs mer eller mindre som ett bevis för konmetodens giltighet vad avser skjuvhållfasthetsbestämningar av lera. Hultin förutskickar dock att en påles bärförmåga ej enbart

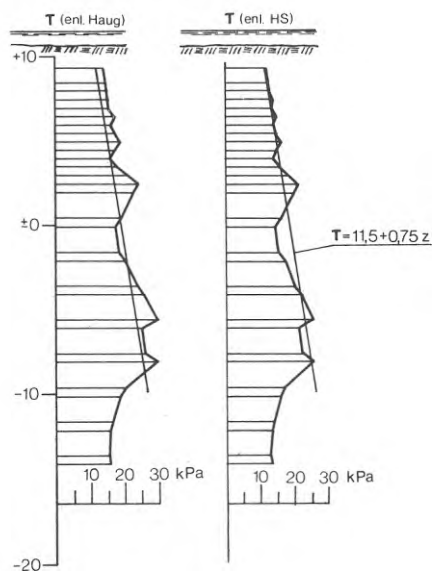


FIG. 3. Skjuvhållfasthet enligt konmetoden för lera vid Underås bro. Jämförelse mellan skjuvhållfasthet och beräknad mantelbärighet hos provpålar. HS, utvärdering av konprovet enligt T Hultin (1937); Haug, utvärdering av konprovet enligt Skaven-Haug (1931). (T Hultin, 1937.)

Shear strength/depth profile according to fall-cone tests: Göteborg clay. Comparison of the variation with depth of shear strength and calculated skin frictional resistance along timber test piles. HS, evaluation of the fall-cone test according to T Hultin (1937); Haug, evaluation of the fall-cone test according to Skaven-Haug (1931). (T Hultin, 1937.)

torde vara en funktion av lerans ostörda skjuvhållfasthet. Såväl den omrörda hållfastheten som finlekstalet torde också ha en viss inverkan.

Skaven-Haug (1940) har försökt att i en empirisk formel för mantelbärigheten inkludera inverkan av de omrörningseffekter, som leran invid en slagen påle utsätts för. Formeln innehåller såväl lerans ostörda som omrörda hållfasthet enligt konmetoden. Skaven-Haug finner att den föreslagna beräkningsmetoden ger en relativt god samstämmighet mellan beräknad och uppmätt bärförmåga hos 33 i Sverige, Norge och Finland provbelastade träpålar.

Ytterligare en bearbetning av 24 av nyssnämnda pålprovningar har gjorts av Bjerrum (1953). Han finner att mantelbärigheten med god noggrannhet helt enkelt kan sättas lika med lerans ostörda skjuvhållfasthet enligt konmetoden, FIG. 4.

En mycket detaljerad utredning av ett flertal faktorerers inverkan på en kohesionspåles bärförmåga har gjorts av Bror Fellenius (1955). Försöken utfördes vid Göteborgs centralstation under åren 1947-51. I försöksserien ingick såväl enkla som skarvade pålar. Pålarna provbelastades vid upprepade tillfällen under en tidrymd av mer än tre år. Fellenius fann att träpålarna uppnådde maximal bärförmåga efter ca 1 månad. Betongpålarna däremot behövde ca 3-6 månader för att uppnå slutlig mantelbärighet. Försöksresultaten visade vidare att mantelbärigheten för enkla trä- och betongpålar i stort sett motsvarade lerans skjuvhållfasthet enligt konmetoden. Intressant är att man vid SGI (Cadling & Odenstad, 1950) vid samma tidpunkt som pålprovningarna höll på med att utexperimentera fältvingborren och därvid även gjorde provningar vid den aktuella försöksplatsen. Skjuvhållfasthetsvärdena enligt denna försöksmetod var mestadels markant högre än de som bestämts med kon-

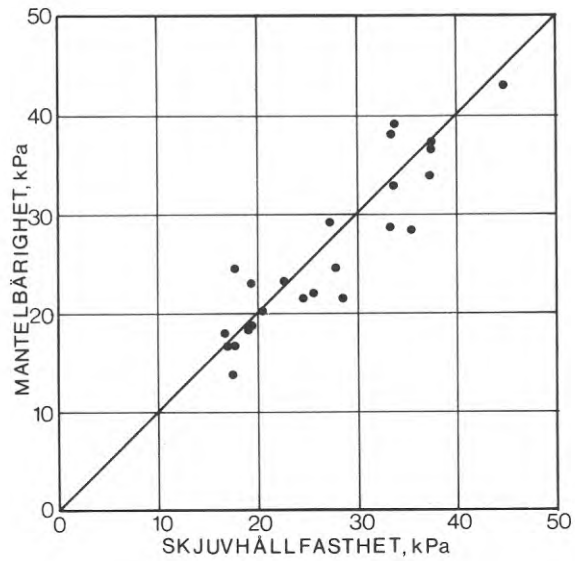


FIG. 4. Samband mellan leras skjuvhållfasthet enligt konmetoden och mantelbärigheten hos träpålar (Bjerrum, 1953).

Relationship of soil shear strengths, according to fall-cone tests, to skin friction values for timber piles (Bjerrum, 1953).

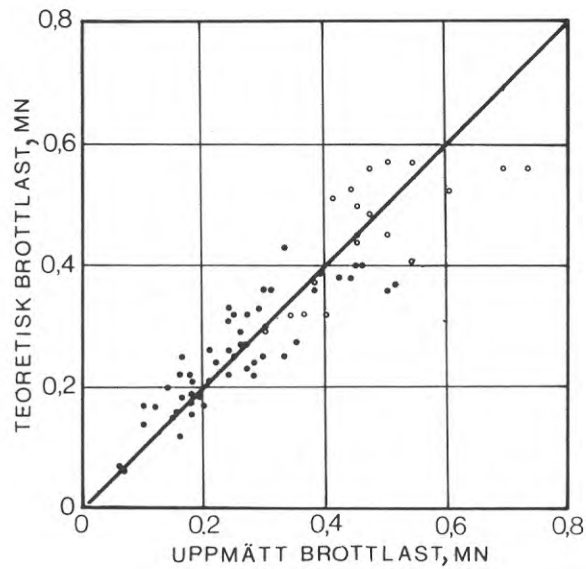


FIG. 5. Jämförelse mellan beräknad och uppmätt bärförmåga hos träpålar, baserad på skjuvhållfasthetsvärden enligt konmetoden. ●, Enkel påle; ○, skarvad påle (Bergfelt, 1957).

Comparison of computed and actual bearing capacities of timber piles, based on shear strengths obtained from fall-cone tests (Göteborg clay). ●, Single pile; ○, spliced pile (Bergfelt, 1957).

metoden. Speciellt på större djup i jordprofilen var avvikel-  
sen mellan de båda provningsmetoderna avsevärd. Sålunda  
visade Fellenius försök med två skarvade träpålar att i båda  
fallen underpålens mantelbärighet uppgick till så mycket som  
ca 1,3 ggr medeltalet av skjuvhållfastheten enligt konmetoden  
men endast till ca 0,85 ggr medelvärdet av skjuvhållfastheten  
enligt fältvingborr.

Bergfelt (1957) har sammanställt en del (72) av de pålprov-  
ningar som alltsedan Wendels försök på 1890-talet har utförts  
vid Göteborgs hamnstyrelse. Med utgångspunkt från lerans  
skjuvhållfasthet enligt konmetoden och bortseende från pål-  
spetsens inverkan har bärförmågan beräknats för de skilda  
pålarna. En jämförelse med resultaten från provbelastningarna,  
FIG. 5, visar att man i huvudsak har en god överensstämmelse  
mellan beräknade och uppmätta värden. Detta förhållande syns  
gälla för såväl enkla som skarvade pålar. I motsats till detta  
resultat fann Fellenius (1955) att man bör räkna med en redu-  
cerad bärförmåga hos skarvade pålar.

Tomlinson (1957), Broms (1965) och Flaate (1968) har var och  
en sammanställt och analyserat en stor mängd försöksdata  
från skilda pålprovningar. I dessa bearbetningar ingår i större  
eller mindre grad en behandling av resultaten från ovan refe-  
rerade undersökningar. Sammanställningarna har i första  
hand syftat till att ge ett praktiskt användbart dimensionerings-  
underlag för enskilda kohesionspålar i leror av olika fasthets-  
grad.

Med ledning av resultaten från 56 pålprovningar finner Tom-  
linson (1957) att adhesionsfaktorn  $\alpha$ , definierad av ekv. (3),  
minskar med ökande fasthet hos leran, FIG. 6. Inom skjuv-  
hållfasthetsintervallet 20-150 kPa varierar  $\alpha$  i medeltal mellan  
värdena 1,0 och 0,25.

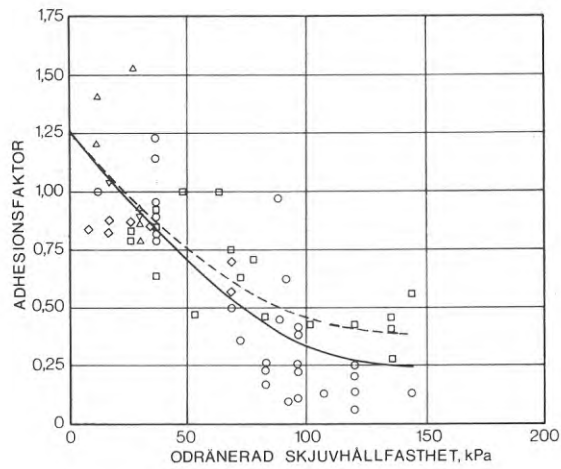


FIG. 6. Samband mellan adhesionsfaktorn  $\alpha$  och lerans odränerade skjuvhållfasthet.  $\circ$ , Stålpålar;  $\square$ , betongpålar;  $\diamond$ , träpålar;  $\triangle$ , koniska träpålar;  $\nabla$ , koniska stålpålar; - - -, medelkurva för betongpålar; —, medelkurva för samtliga pålar (Tomlinson, 1957).

Relationship of observed values of the adhesion factor  $\alpha$  to undrained shear strength of clay.  $\circ$ , Steel piles;  $\square$ , concrete piles;  $\diamond$ , timber;  $\triangle$ , tapered timber;  $\nabla$ , tapered steel; - - -, average curve for concrete piles; —, average curve all piles (Tomlinson, 1957).

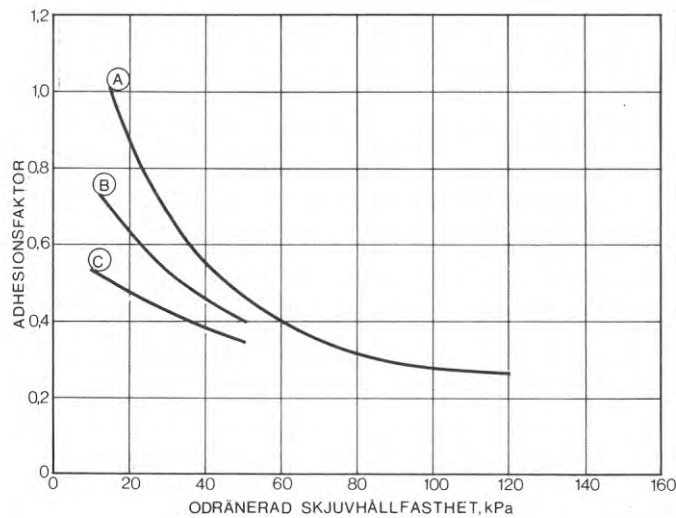


FIG. 7. Förslag till dimensioneringsunderlag, avseende kohesionspålars mantelbärighet. A, siltig lera; B, medelplastisk lera; C, högplastisk lera (Flaate, 1968).

Suggested values of the adhesion factor  $\alpha$  versus soil shear strength. A, silty clay; B, moderately plastic clay; C, highly plastic clay (Flaate, 1968).



Broms (1965) kan på basis av omfattande litteraturstudier rekommendera värden på mantelbärigheten enligt sammanställningen i TAB. 1. (Dessa rekommendationer överensstämmer som synes med vad som föreskrivits i de svenska normerna vad avser dimensionering av kohesionspålar, avsnitt 1.2).

TAB. 1. Mantelbärigheten  $\tau_m$  (kPa) i relation till den omgivande lerans odränerade skjuvhållfasthet (data enligt Broms, 1965).

Påltyp	Mantelbärighet, $\tau_m$
Stålpålar	0,5 $\tau_{fu}$
Betongpålar	0,8 $\tau_{fu}$
Träpålar	1,0 $\tau_{fu}$

Anm. Ovanstående tabellvärden gäller om  $\tau_{fu} < 50$  kPa och om leran är normalkon-soliderad.

Vid en omsorgsfull bearbetning av försöksresultaten från 80 pålprovningar, nästan samtliga utförda i Skandinavien, finner Flaate (1968)<sup>1</sup> att en enkel trä- eller betongpåles mantelbärighet tycks kunna sättas i ett visst samband med en leras odränerade skjuvhållfasthet och plasticitetsegenskaper, FIG. 7. Av figuren framgår att adhesionsfaktorn har ett högre värde i siltiga leror än i högplastiska. Det är intressant att jämföra det lägre värdet på adhesionsfaktorn i högplastiska leror med den i Sverige erfarenhetsmässiga reduktionen av den odränerade skjuvhållfastheten i leror med högt finlekstal, dvs. ofta leror med hög plasticitet.

<sup>1</sup> Det bör påpekas att Flaate använt den s. k. 80 %-regeln vid bestämningen av en påles bärförmåga. Denna regel innebär att pålens bärförmåga definieras som den last  $Q$ , vilken ger 100 % större sättning än  $0,8 Q$ . Lasten  $Q$  måste alltså bestämmas genom ett passningsförfarande.

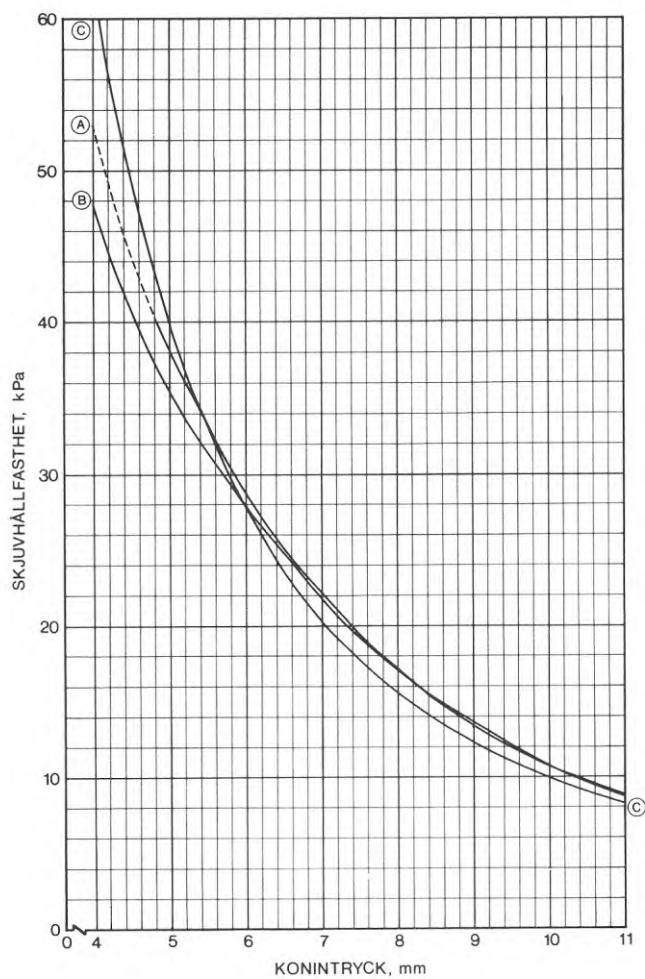


FIG. 8. Samband mellan skjuvhållfasthet och konintryck för 100 g 30° kon. A, utvärdering enligt T Hultin (1937). B, utvärdering enligt SGFs kolborrkommitté (1962); C, utvärdering enligt Hansbo (1957).

Relationship of shear strength to penetration depth of a 100 g 30° cone (fall-cone tests). A, according to T Hultin (1937); B, according to »SGFs kolborrkommitté» (1962); C, according to Hansbo (1957).

### 2.2.3 Kommentarer

Vid de i Skandinavien tidigt utförda undersökningarna kunde man som framgått i regel för enkla trä- och betongpålar notera en god samstämmighet mellan uppmätt och beräknad bärförmåga, T Hultin (1937), Bjerrum (1953), B Fellenius (1955) och Bergfelt (1957). Den beräknade bärförmågan baserades vid nämnda undersökningar på den "ostörda" lerans skjuvhållfasthet enligt konprovet. Vid de undersökningar som redovisats av T Hultin, B Fellenius och Bergfelt användes vid tolkningen av konprovet T Hultins empiriska relation (Hultin, 1937)

$$\tau_f = \frac{H_3}{40 + 0,055H_3} \text{ Mp/m}^2 \quad (8)$$

där

$H_3$  = relativa hållfasthetstalet utvärderat enligt Statens Järnvägars geotekniska kommission (1922).

Provtagningen hade vid dessa undersökningar gjorts med Göteborgs Hamningejörskontors kolvborr. Den tolkningsmetod av konprovet som i dag har den största utbredningen rekommenderades 1962 av Svenska geotekniska föreningens kolvborkommitté (1962). Rekommendationerna som skall betraktas som provisoriska har anpassats till jordprover som tagits upp med kolvborr typ St I. I FIG. 8 visas grafiskt sambandet mellan konintryck och skjuvhållfasthet enligt T Hultins och SGF:s kolvborkommittés tolkningsmetod. I jämförande syfte visas även den av Hansbo (1957) föreslagna relationen för tolkningen av konprovet. Denna sistnämnda metod har anpassats till kolvborr typ SGI IV, men enligt muntlig information från författaren gäller den angivna relationen med god noggrannhet också vid utvärderingen av konprovet för jordprover som tagits upp med kolvborr typ St I. Av FIG. 8 framgår att inom skjuvhållfasthetsintervallet 8-28 kPa är de mot ett givet konintryck tolkade hållfasthetsvärdena enligt T Hultin (1937)

och SGF:s kolvborrkommitté (1962) praktiskt taget identiska. Inom detta hållfasthetsintervall borde därför till följd av den förfinade provtagningstekniken (Kallstenius, 1963) konprovet i dag jämfört med äldre undersökningar ge förhållandevis högre värden på skjuvhållfastheten. Detta i sin tur borde i förhållande till de ovan relaterade äldre undersökningarna leda till en reduktion av värdet på den adhesionsfaktor som i dag kan beräknas med ledning av ett pålförsök. Det sist sagda gäller som framgått vid en lera med  $\tau_f \leq 28$  kPa. Slutligen kan av de i FIG. 8 visade sambanden noteras att man vid användandet av Hansbos relation jämfört med T Hultins tolkningsmetod tar hänsyn till den nutida förbättrade kvalitén hos jordproverna vid skjuvhållfasthetsvärden inom intervallet 8-28 kPa.

Av den sammanställning av en mängd skilda pålprovningar som gjorts av Flaate (1968) framgår att värdet på adhesionsfaktorn även inom ett begränsat skjuvhållfasthetsintervall uppvisar en stor spridning. Vid en odränerad skjuvhållfasthet inom intervallet 10-20 kPa varierar sålunda  $\alpha$ -faktorn mellan värdena 0,5 och 1,4. Förutom inverkan av pålarnas form och pålmaterialiet kan en stor del av denna variation med största säkerhet förklaras av olika specifika geotekniska egenskaper hos de skilda lerorna. Även skiljaktigheter vad avser såväl metoden för skjuvhållfasthetsbestämning — konprov, enkelt tryckförsök och fältvingborr — som provbelastningens utförande och tolkning bidrar också till den stora spridningen i  $\alpha$ -värdet.

Sammanfattningsvis kan bl. a. sägas att det synes finnas ett stort behov av att genomföra ett systematiskt studium av sambandet mellan en påles mantelbärighet och jordens skjuvhållfasthet enligt vingborr. Det är två skäl som starkt motiverar en dylik undersökning. För det första medger vingborrmetoden oftast den billigaste skjuvhållfasthetsbestämningen och för det

andra tycks den från en plats till en annan ge de bäst reproducerbara resultaten. En dylik undersökning fordrar även som bakgrund en standardiserad provbelastningsmetod. För en säker bestämning av en påles bärförmåga förefaller metoden med konstant förskjutningshastighet (CRP-test) vara den mest lämpade.

### 2.3 Effekter av påslagning i lös lera

I samband med påslagning utsätts leran närmast pålen för en kraftig störning. Leran närmast mantelytan blir mer eller mindre omrörd. Det ursprungliga spänningstillståndet i jordprofilen förändras. En vattenmättad lera kan under påslagning väntas uppträda som ett inkompressibelt medium varvid även markytan runt pålen får en hävning.

I en normalkonsoliderad lera manifesteras spänningsförändringarna i jorden under påslagningen huvudsakligen som övertryck i porvattnet. Efter avslutad pålning utjämnas porövertrycken successivt och den kraftigt störda leran närmast pålen rekonsolideras. Den rekonsoliderade leran kan, som tidigare framgått, slutligen uppnå en skjuvhållfasthet som är jämförbar med den ursprungliga ostörda hållfastheten.

#### 2.3.1 Omrörningseffekter vid påslagning samt lerans skjuvhållfasthetstillväxt under rekonsolideringsfasen

Den mest påtagliga illustrationen av omrörningseffekter till följd av påslagning fås då jorden utgörs av kvicklera. I en dylik jord kan det inträffa att omrörd lera av vätskekonsistens tränger upp längs pålen och rinner ut över markytan, Skaven-Haug (1940). Till följd av att den omrörda jorden uppträder som en vätska måste man ofta den närmaste tiden efter påslagningen med hjälp av hejaren förhindra pålen från att flyta

upp. Trots den kraftiga initiella störningen utgör kvicklerorna mestadels den bästa pålgrunden, dvs. adhesionsfaktorn har i dessa jordar vid ett flertal pålprovningar befunnits ha ett värde större än 1.

En del forskare har försökt att bestämma utsträckningen av den kraftigt störda zonen i jorden kring en slagen påle. Zeevaert (1950) delar in den störda jorden kring pålen i två koncentrisk zoner, FIG. 9. I zon I antar han att jorden är i ett fullständigt omrört tillstånd. Förutsatt att ej någon omrörd lera pressas ut på markytan under påslagningen anser Zeevaert att jordvolymer inom denna zon exakt motsvarar pålvolymer, dvs. zon I har en diameter av  $1,4 d$ , där  $d$  = påldiametern. Inom zon II, som har en yttre diameter av  $3 d$ , kan leran anses vara avsevärt påverkad av påslagningen. Leran utanför zon II kan enligt Zeevaert förutsättas förbli opåverkad av påslagningen.

Orrje & Broms (1967) har med ledning av fältmätningar konstaterat att leran avsevärt påverkas av påslagning intill  $1,5 d$  från en påles mantelyta.

I anslutning till dränslagning i lös lera har Hansbo (1960) uppmätt betydande omrörningseffekter i leran mellan dränerna. Dränslagningen gjordes med ett stålrör med  $d = 0,15$  m. En påtagbar reduktion av lerans skjuvhållfasthet kunde registreras på ett såpass stort avstånd som 3 à 4 d från dränernas mantelytor.

På basis av litteraturstudier och egna försök kan Flaate (1968) konstatera att påslagning i lera förorsakar en kraftig omrörning av jorden intill 10 à 15 cm från en ordinär påles mantelyta.

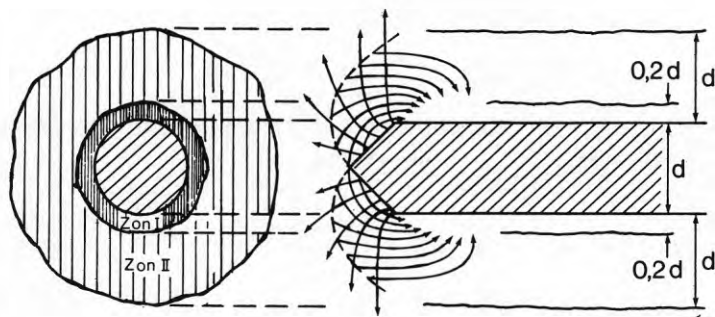


FIG. 9. Störning av lera kring en slagen påle. Zon I, fullständigt omrörd jord; zon II, avsevärd störning av jorden (Zeevaert, 1950).

Disturbance of clay surrounding a driven pile. Zon I, completely remoulded soil; zon II, considerably disturbed soil (Zeevaert, 1950).

Ett detaljstudium av den tidberoende tillväxten i bärförmåga hos slagna kohesionspålar har bl. a. gjorts vid den tidigare relaterade undersökningen vid Göteborgs centralstation (Fellenius, 1955). Från denna undersökning har jag bearbetat resultaten från upprepade provbelastningar av tre betongpålar (pålar nr 1, 2 och 3), FIG. 10. Försöken omfattar provningar under ett tidintervall av 5 h till 37,5 månader efter påslagningen. I FIG. 10 är längs abskissan tiden efter påslagningen avsatt i logaritmisk skala. Längs ordinatan har avsatts  $Q/Q_{\max}$  där  $Q$  är lika med den vid en viss tidpunkt uppmätta bärförmågan och  $Q_{\max}$  den under hela försöksserien uppmätta maximala bärförmågan. Man finner att mantelbärigheten strax efter påslagningen uppgår till ca 25 % av det slutliga värdet. Denna lägsta mantelbärighet motsvarar ungefär 2 à 3 ggr lerans laboratorieomrörda skjuvhållfasthet enligt konmetoden. Av FIG. 10 framgår vidare att mantelbärigheten ökar under en förhållandevis lång tid efter påslagningen. Sålunda uppgår pålarnas bärförmåga 100 dygn efter slagningen till 90 à 95 % av det maximala värdet.

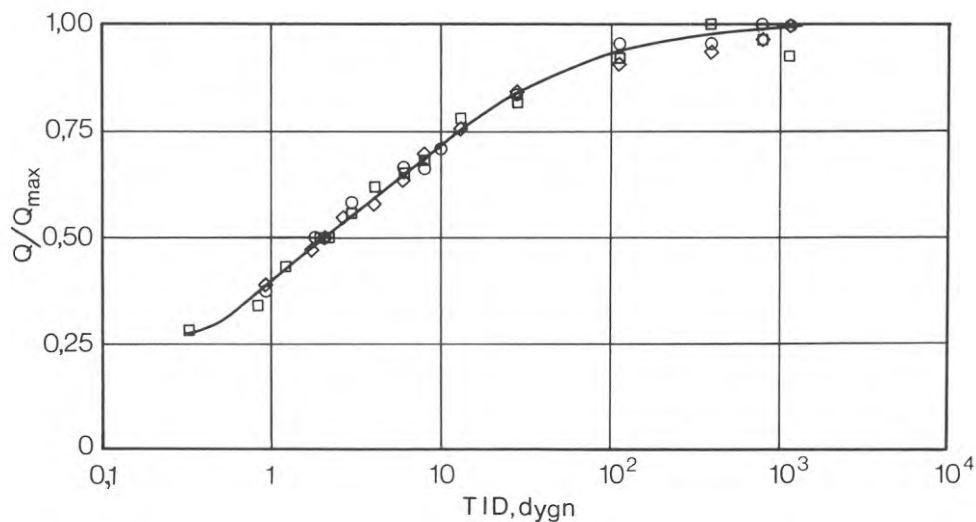


FIG. 10. Ökning i bärförmåga hos tre betongpålar som funktion av tiden efter slagningen. □, Påle nr 1; ○, påle nr 2; ◇, påle nr 3. (Baserat på B Fellenius, 1955.)

The increase in bearing capacity with time (after driving) for three concrete piles (Göteborg clay). □, Pile No. 1,  $\ell = 13$  m; ○, pile No. 2,  $\ell = 13$  m; ◇, pile No. 3,  $\ell = 13$  m. (Based on B Fellenius, 1955.)



Liknande undersökningar (Seed & Reese, 1957), dvs. upprepade provbelastningar den närmaste tiden efter påslagningen, visade att en instrumenterad stålpåles bärförmåga ökade i samma takt som porövertrycken till följd av påslagningen utjämnades.

Fältmätningar har visat (Cummings *et al*, 1950; Seed & Reese, 1957; Flaate, 1968) att skjuvhållfasthetstillväxten i den kraftigt störda jorden invid en påle åtföljs av en markant reduktion av lerans vattenhalt. För den samlade jordvolymen inom en pålgrupp har man däremot ej kunnat påvisa någon nämnvärd genomsnittlig förändring av vattenhalten. Detta indikerar att porvattenflödet inom den kraftigt störda jorden närmast pålarna under rekonsolideringsfasen huvudsakligen tycks ha haft en radiell riktning ut från pålytorna.

### 2.3.2 Spänningsförändringar i en jord till följd av påslagning

#### Fältstudier

Vid de undersökningar som genomförts i full skala har man nästan uteslutande syftat till att studera portrycksförändringar i jord till följd av påslagning. I lösa plastiska till högplastiska leror har man vid fältundersökningar uppmätt anmärkningsvärt höga tryck. Sålunda har man vid tre olika undersökningar (Bjerrum & Johannesen, 1960; Orrje & Broms, 1967; Tors-  
tensson, 1973) i samband med studier av portrycksförändringar i leran inom en pålgrupp uppmätt ett maximalt portryck motsvarande ca 1, 1,2 och 1,5 ggr totala överlagringstrycket på resp. mätnivåer.

I litteraturen finns endast ett fåtal redovisade fältstudier, vilka innefattar undersökningar av såväl portryckets som det radiella totaltryckets fördelning i jorden längs en slagen påle. Den undersökning som genomfördes av Reese & Seed (1955) kan nära nog betraktas som klassisk. De använde sig av en instrumen-

terad stålpåle med diametern 0,15 m (6") och med en längd i jord av 4,2 m. Pålen installerades i en organisk, lågsensitiv, siltig lera, lokalt benämnd San Francisco "Bay Mud". En del av de portrycks- och totaltrycksdata som redovisats av Reese & Seed har jag sammanställt i FIG. 11. Av figuren framgår även jordens karakteristiska geotekniska egenskaper. Resultaten i FIG. 11 visar att det uppmätta effektiva radiella trycket efter avslutad rekonsolidering (ca 1 månad efter påslagningen) är anmärkningsvärt lågt i fyra av fem mätpunkter. Effektivtrycket i dessa punkter motsvarar ett värde på jordtryckscoefficienten av storleksordningen 0,10 till 0,15. Reese & Seed finner det svårbegripligt att under försöksperioden pålens bärförmåga befunnits öka markant utan någon påtagbar förändring i det effektiva radiella trycket.

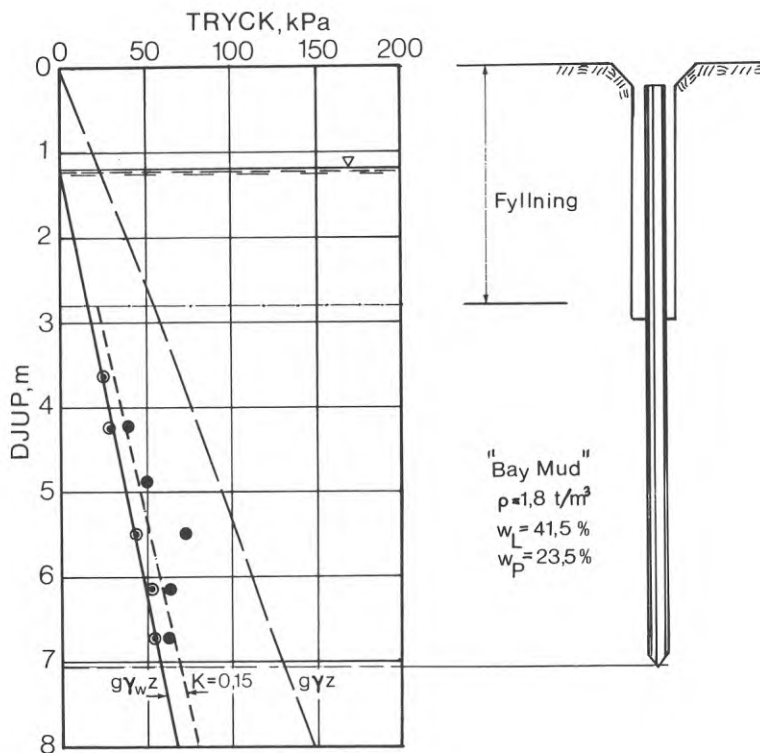


FIG. 11. Observerade portryck och radiellt totaltryck i gränsytan påle/jord ca tre veckor efter neddrivningen av en provpåle. Undersökningen har utförts i San Francisco »Bay Mud». ◉, Portryck; ●, radiellt totaltryck. (Baserat på Reese & Seed, 1955.)

Distribution with depth of total radial stress and pore pressure acting on the surface of a pile; about three weeks after driving. Measurements made in San Francisco »Bay Mud». ◉, Pore pressure; ●, total radial stress. (Based on Reese & Seed, 1955.)

Koizumo & Ito (1967) har med hjälp av två synnerligen välinstrumenterade stålpålar genomfört portrycks- och totaltrycksmätningar i jorden längs pålarnas mantelytor. Pålarna, som hade en diameter av 0,3 m och en längd i jord av 5,55 m, ingick i en grupp, bestående av nio pålar. Försöken genomfördes i Tokyo. En jordprofil från försöksplatsen visas i FIG. 12. Man ser att jorden utgörs av en högplastisk överkonsoliderad lera. Överkonsolideringsgraden, uttryckt som kvoten  $\sigma'_c / \sigma'_0$ , varierar mellan värdena 3 till 6. Resultaten av portrycks- och totaltrycksmätningarna visas i FIG. 13. Figuren illustrerar att effektivtrycken i jorden närmast pålen är lika med noll strax efter påslagningen, dvs. de uppmätta portrycken och totaltrycken är ungefär lika stora. Efter tre veckor har porövertrycken utjämnats. Av FIG. 13 framgår att det radiella totaltrycket vid nämnda tidpunkt överstiger det vertikala överlagringstrycket med 20 à 30 kPa. Enligt författarna ändrades dessa värden endast obetydligt under de nio månader som försöken pågick.

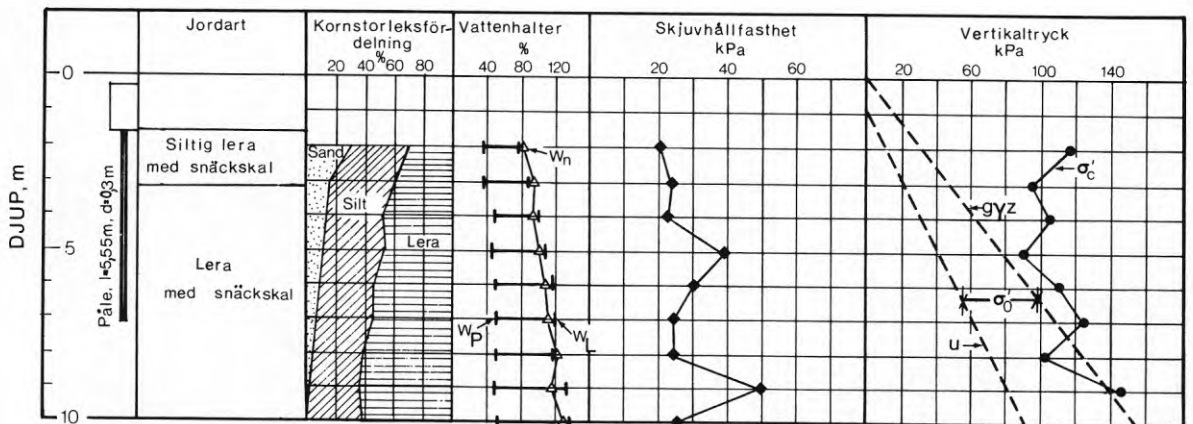


FIG. 12. Jordprofil från försöksplatsen i Tokyo (Koizumo & Ito, 1967).

Soil data from the test area in Tokyo. Variation with depth of grain size distribution, index properties, shear strength and preconsolidation pressure (Koizumi & Ito, 1967).

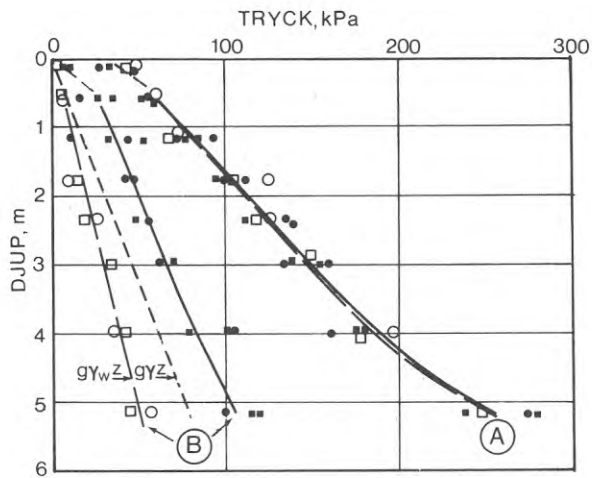


FIG. 13. Observerade portryck och radiellt totaltryck i gränsytan påle/jord. Undersökningen utförd i Tokyo. A, omedelbart efter neddrivningen i leran; B, tre veckor efter neddrivningen; ■, Totalt radiellt tryck; □, portryck (Koizumi & Ito, 1967).

Distribution of total radial stress and pore pressure acting on the surface of a pile. Measurements made in Tokyo. A, immediately after driving; B, three weeks after driving; ■, Total radial stress; □, pore pressure (Koizumi & Ito, 1967).

### Teoretisk analys

Det inom plasticitetsteorin välbekanta problemet som avser expansion av cylindriska och sfäriska kaviteter i ett oändligt medium (se exv. Hill, 1950), har i ett antal uppsatser utgjort grunden för en analys av spänningstillståndet i jorden kring en slagen påle (Nishida, 1963; Ladanyi, 1963; Vesic, 1972).

I cylindriska koordinater kan det initiella spänningstillståndet i en jord tecknas

$$\sigma_z = \sigma'_0 + u_0$$

$$\sigma_r = \sigma_\theta = K_0 \sigma'_0 + u_0$$

där  $\sigma'_0$  = effektivt vertikalt överlagringstryck

$\sigma_z$  = totalt vertikalt tryck

$\sigma_r$  = totalt radiellt tryck

$\sigma_\theta$  = totalt tangentiellt tryck

$u_0$  = portryck

(9)

Vid påslagningen – analogt med expansionen av en cylindrisk kavitet – utbildas en plastisk zon i jorden omkring pålen, FIG. 14. Utanför den plastiska zonen befinner sig jorden i ett elastiskt tillstånd. Till följd av den axiella symmetrin kan jämviktsvillkoret för jordelementet i FIG. 14 tecknas:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (10)$$

Detta samband gäller givetvis såväl i den plastiska som i den elastiska zonen. Inom den plastiska zonen förutsätts att Trescas flytvillkor gäller, dvs.

$$\sigma_r - \sigma_\theta = 2 \tau_f \quad (11)$$

där  $\tau_f$  = lerans odränerade skjuvhållfasthet

Vid påslagning i en vattenmättad lera kan jorden betraktas fungera som ett inkompressibelt medium (odränerade förhållanden,  $\nu = 0,5$ ). Om dessutom plant deformationstillstånd antas råda kan följande samband för utbredningen av den plastiska zonen härledas (se t. ex. Vesic, 1972),

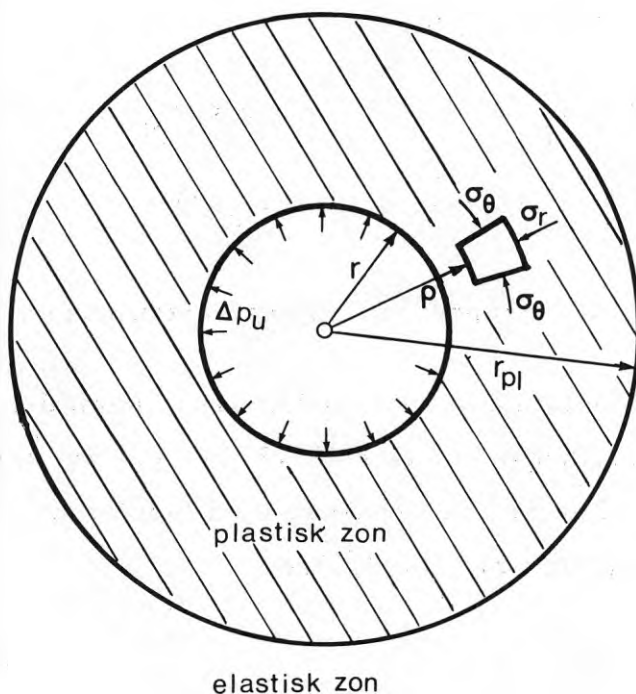


FIG. 14. Expansion av en cylindrisk kavitet.  
Expansion of a cylindrical cavity.

$$\frac{r_{pl}}{r} = \sqrt{\frac{E}{2 \tau_f (1+\nu)}} \quad (12)$$

där  $r_{pl}$  = radien hos den plastiska zonen (FIG. 14)  
 $r$  = pålens radie  
 $E$  = jordens elasticitetsmodul  
 $\nu$  = kontraktionstalet, dvs. i detta fall = 0,5.

En mer exakt analys (Hill, 1950) uppvisar överensstämmelse med ekv. (12) endast för ett inkompressibelt medium ( $\nu = 0,5$ ), vilket precis motsvarar det ovan analyserade fallet. Det maximala radiella trycktillskottet (expansionstrycket)  $\Delta p_u$ , som fås vid pålens mantelyta, kan med ledning av ekv. (10), (11), och (12) beräknas till

$$\Delta p_u = \tau_f \left\{ 1 + \ln \left[ \frac{E}{2 \tau_f (1+\nu)} \right] \right\} \quad (13)$$

Man kan notera att expansionstrycket ej beror av storleken på kavitetens diameter, i detta fall påldiametern.

Spänningsförändringarna till följd av påslagningen definieras inom den plastiska zonen av följande samband

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_r &= \tau_f [1 + 2 \ln (r_{pl}/\rho)] \\ \Delta \sigma_\theta &= \tau_f [2 \ln (r_{pl}/\rho) - 1] \quad r \leq \rho \leq r_{pl} \\ \Delta \sigma_z &= \nu (\Delta \sigma_r + \Delta \sigma_\theta) = 2 \tau_f \ln (r_{pl}/\rho) \end{aligned} \quad (14)$$

där  $\rho$  = radiella avståndet till pålens centrumaxel.

Ekvation (14) definierar totaltrycksförändringarna inom den plastiska zonen. I enlighet med Vesic (1972) kan portrycksförändringarna inom nämnda zon beräknas med ledning av Henkels portrycksrelation (Henkel, 1960),<sup>1</sup> dvs.

$$\Delta u = b \Delta \sigma_o + a \Delta \tau_o \quad (15)$$

<sup>1</sup> Henkel (1960) tecknar portrycksförändringen  $\Delta u$  på följande sätt:  $\Delta u = b \Delta \sigma_o + a \Delta \tau_o$  där  $\Delta \sigma_o = \frac{1}{3} (\Delta \sigma_1 + \Delta \sigma_2 + \Delta \sigma_3)$ ;  
 $\Delta \tau_o = \sqrt{(\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_2)^2 + (\Delta \sigma_2 - \Delta \sigma_3)^2 + (\Delta \sigma_3 - \Delta \sigma_1)^2}$

där  $a$  och  $b$  = Henkels portrycksparametrar och

där  $\Delta\sigma_o = \frac{1}{3} (\Delta\sigma_z + \Delta\sigma_r + \Delta\sigma_\theta)$ , dvs. förändringen i medelspänningen

$$\Delta\tau_o = \frac{1}{3} \sqrt{(\Delta\sigma_r - \Delta\sigma_z)^2 + (\Delta\sigma_z - \Delta\sigma_\theta)^2 + (\Delta\sigma_\theta - \Delta\sigma_r)^2},$$

dvs. förändringen i den oktaedriska skjuvspänningen.

För en vattenmättad lera, kan  $b$  sättas lika med 1,0. Med ledning av ekv. (15) kan härvid portrycksförändringen inom den plastiska zonen tecknas som

$$\Delta u = [0,817 a_f + 2 \ln (r_{pl}/\rho)] \tau_f \quad r \leq \rho \leq r_{pl} \quad (16)$$

där  $a_f$  = värdet på  $a$ -parametern vid brottillstånd

Portrycksparametern  $a_f$  kan relateras till Skemptions parameter  $A_f$ , bestämd vid ett ordinärt ( $\Delta\sigma_3 = 0$ ) triaxiellt tryckförsök (se även ekv. 26) enligt följande samband

$$a_f = 0,707 (3 A_f - 1) \quad (17)$$

Om man jämför ekv. (14) och (16) finner man att vid värden på portrycksparametern  $a_f > 1,23$  (dvs. vid  $A_f > 0,82$ ) blir paradoxalt nog det teoretiska porövertrycket,  $\Delta u$ , större än motsvarande värde på  $\Delta\sigma_r$  (se även ekv. 18).

Med ledning av ekv. (14) och (16) kan effektivtrycksförändringarna inom den plastiska zonen beräknas till

$$\begin{aligned} \Delta\sigma'_r &= (1 - 0,817 a_f) \tau_f \\ \Delta\sigma'_\theta &= - (1 + 0,817 a_f) \tau_f \\ \Delta\sigma'_z &= - 0,817 a_f \tau_f \end{aligned} \quad r \leq \rho \leq r_{pl} \quad (18)$$

Utanför den plastiska zonen karakteriseras spänningstillståndet bl.a. av att tillskottet i medelspänningen är lika med noll. De radiella och tangentiella spänningstillskotten kan tecknas (se t.ex. Hill, 1950).

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_r &= \tau_f \left( \frac{r_{pl}}{r} \right)^2 \\ \Delta\sigma_\theta &= -\tau_f \left( \frac{r_{pl}}{r} \right)^2 \end{aligned} \quad \rho > r_{pl} \quad (19)$$

För att exemplifiera innebörden av de ovan angivna sambanden kan vi anta att en cylindrisk kavitet expanderas i en lera med elasticitetsmodulen  $E = 200 \tau_f$ . Vi får då att radien  $r_{pl}$  hos den plastiska zonen blir lika med  $8,15 r$ , ekv. (12). Expansionstrycket  $\Delta p_u$  kan bestämmas till  $5,2 \tau_f$ , ekv. (13). I FIG. 15 visas vidare den teoretiska fördelningen i radiell led (ekv. 14 och 16) av de olika spänningskomponenterna i leran kring den cylindriska kaviteten.

Ovanstående analys av spänningsfältet invid en cylindrisk kavitet har baserats på en jord med en arbetskurva enligt FIG. 16a, dvs. ett idealt elastiskt-plastiskt medium. Med en jords arbetskurva avses, som tidigare nämnts, allmänt sambandet spänning-deformation. Ladanyi (1967) har genomfört en intressant analys i vilken han försökt att ta hänsyn till att en jord vanligen uppträder som ett deformationsmjukande material. Han utgår från att en lera under odränerade förhållanden har en förenklad arbetskurva enligt FIG. 16 b. Följande fyra parametrar definierar den förenklade arbetskurvan, FIG. 16 c: två deviatorspänningar  $q$  — max.-värdet  $q_f = 2 \tau_f$  och restvärdet  $q_r = 2 \tau_r$  — samt två sekantmoduler  $E = E_f$  motsvarande sekanten genom  $\frac{1}{2} q_f$  och  $E_r$  som är sekanten genom  $q_r$  vid skjuvdeformationen  $\gamma_r$ . Samtliga fyra parametrar kan bestämmas vid speciella laborieförsök. Under antagande av dels plast deformationstillstånd,



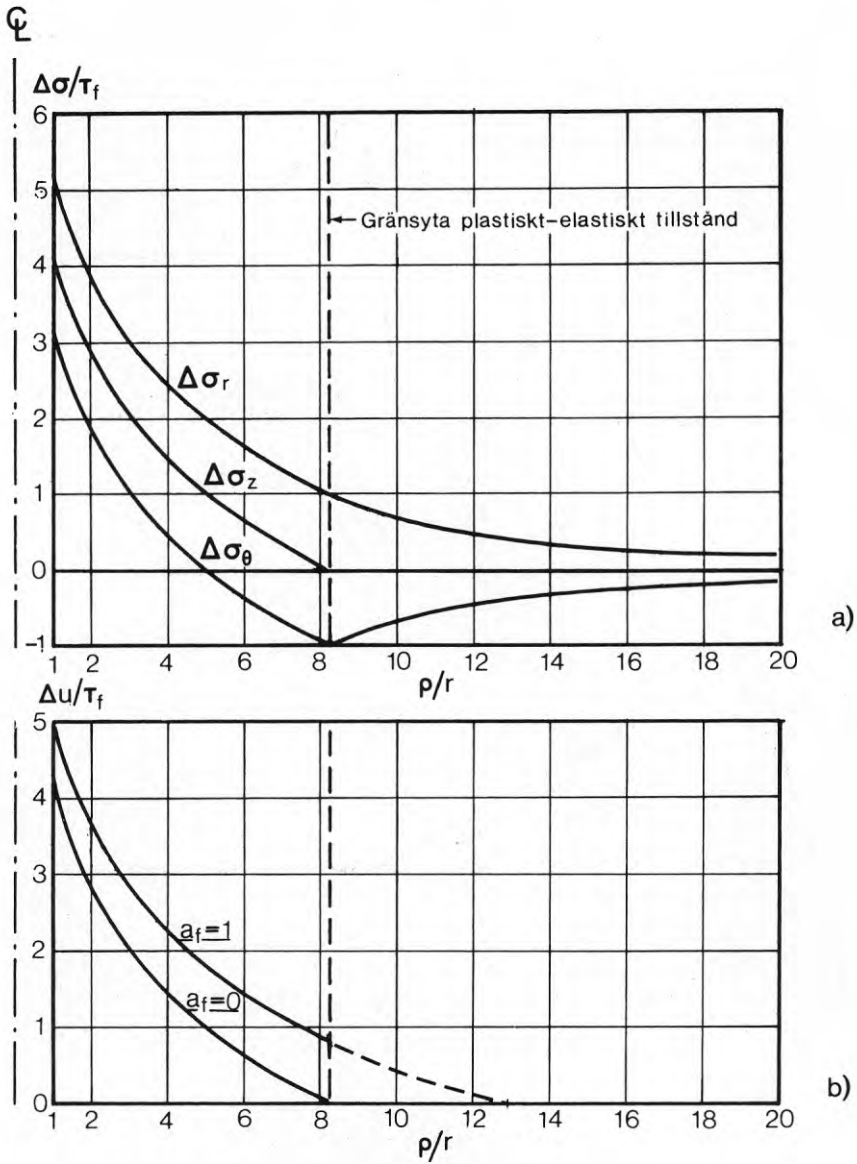


FIG. 15. Fördelning i radiell led av olika spänningskomponenter i leran kring en expanderad cylindrisk kavitet. a)  $\frac{\Delta\sigma_r}{\tau_f}$ ,  $\frac{\Delta\sigma_\theta}{\tau_f}$ ,  $\frac{\Delta\sigma_z}{\tau_f}$ ; b)  $\frac{\Delta u}{\tau_f}$ . (Baserat på Vesic, 1972.)

Distribution in radial direction of different stress components in clay around an expanded cylindrical cavity. a)  $\frac{\Delta\sigma_r}{\tau_f}$ ,  $\frac{\Delta\sigma_\theta}{\tau_f}$ ,  $\frac{\Delta\sigma_z}{\tau_f}$ ; b)  $\frac{\Delta u}{\tau_f}$ . (Based on Vesic, 1972.)

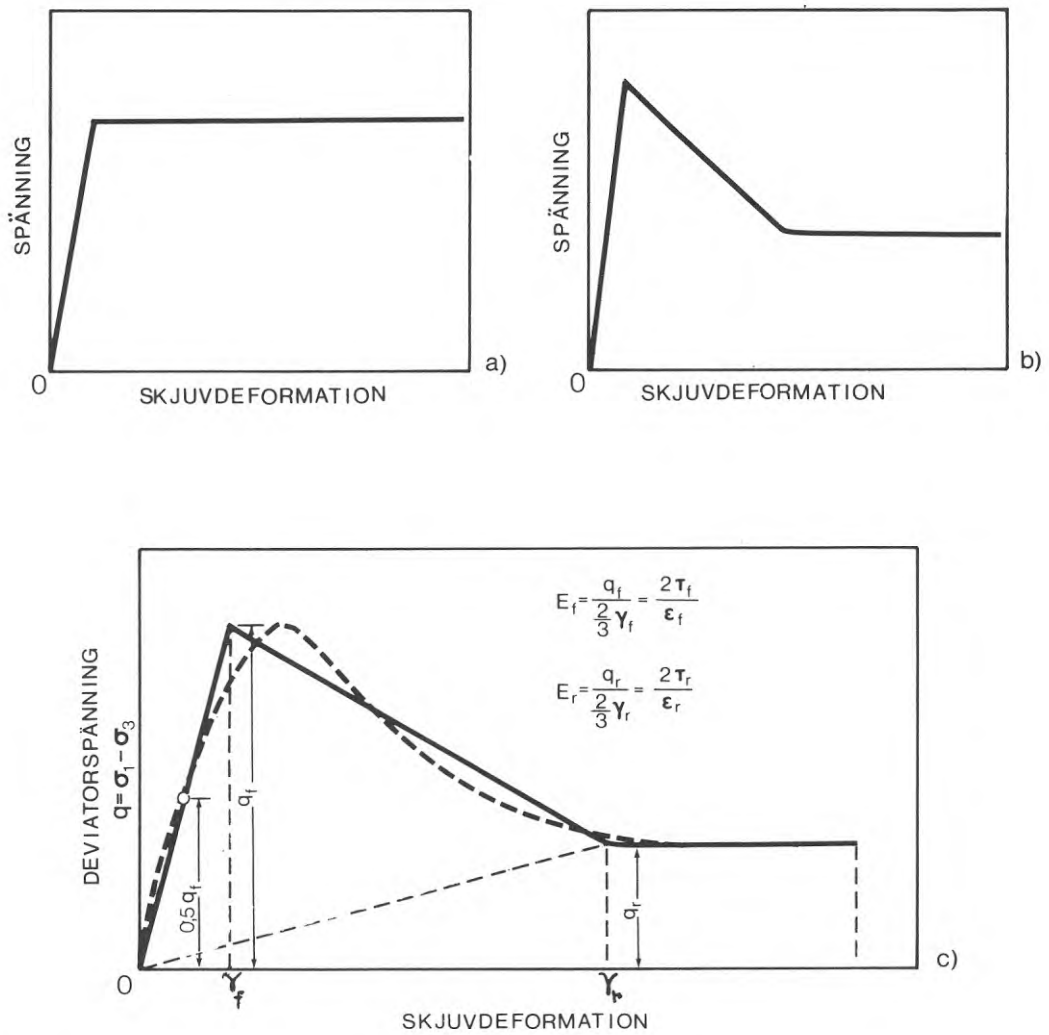


FIG. 16. Olika typer av arbetskurvor. a) idealt elastiskt-plastiskt material; b) deformationsmjuknande material; c) förenklad arbetskurva för lera; hög deformationshastighet (Ladanyi, 1967).

Types of stress-strain curves. a) ideal elastic-plastic material; b) strain-softening material; c) simplified stress-strain curve; high rate of strain (Ladanyi, 1967).

dels ett inkompressibelt medium ( $\nu = 0,5$ ) har Ladanyi (1961) på rent geometriska grunder formulerat ett analytiskt uttryck för den maximala skjuvdeformationen  $\gamma$  i mediet invid såväl en sfärisk som cylindrisk kavitet. Skjuvdeformationen  $\gamma$  kan tecknas som en funktion av det relativa avståndet  $\rho/r$  enligt följande

$$\tan \frac{\gamma}{2} = \frac{1}{2 \left(\frac{\rho}{r}\right)^i - 1} \quad (20)$$

där

exponenten  $i = 3$  eller  $2$  för en sfärisk resp. cylindrisk kavitet. För praktiskt bruk kan ekv. (20) enligt Ladanyi ersättas med det approximativa uttrycket

$$\gamma \approx \left(\frac{\rho}{r}\right)^{-i} \quad (21)$$

Med ledning av ekv.(21) härleder han ett analytiskt uttryck för expansionstrycket  $\Delta p_u$  i en sfärisk kavitet, expanderad i ett medium med en arbetskurva enligt FIG. 16 c. Med några enkla modifieringar kan detta samband omformas till att gälla även en cylindrisk kavitet. Man finner att det radiella trycktillskottet vid cylinderns mantelyta kan tecknas enligt följande

$$\Delta p_u = \frac{1}{2} q_r \left[ 1 + \ln \left( \frac{2}{3} \frac{E_r}{q_r} \right) \right] + \frac{1}{2} q_f \left( \frac{\frac{E_f}{E_r} - 1}{\frac{E_f}{E_r} - \frac{q_f}{q_r}} \right) \ln \left( \frac{E_f q_r}{E_r q_f} \right) \quad (22)$$

(beteckningar, se FIG. 16c)

För ett idealt elastiskt-plastiskt medium, dvs. när  $E_r = E_f = E$  samt  $\tau_r = \tau_f$ , reduceras ekv. (22) till

$$\Delta p_u = \tau_f [1 + \ln (E/3 \tau_f)] \quad (23)$$

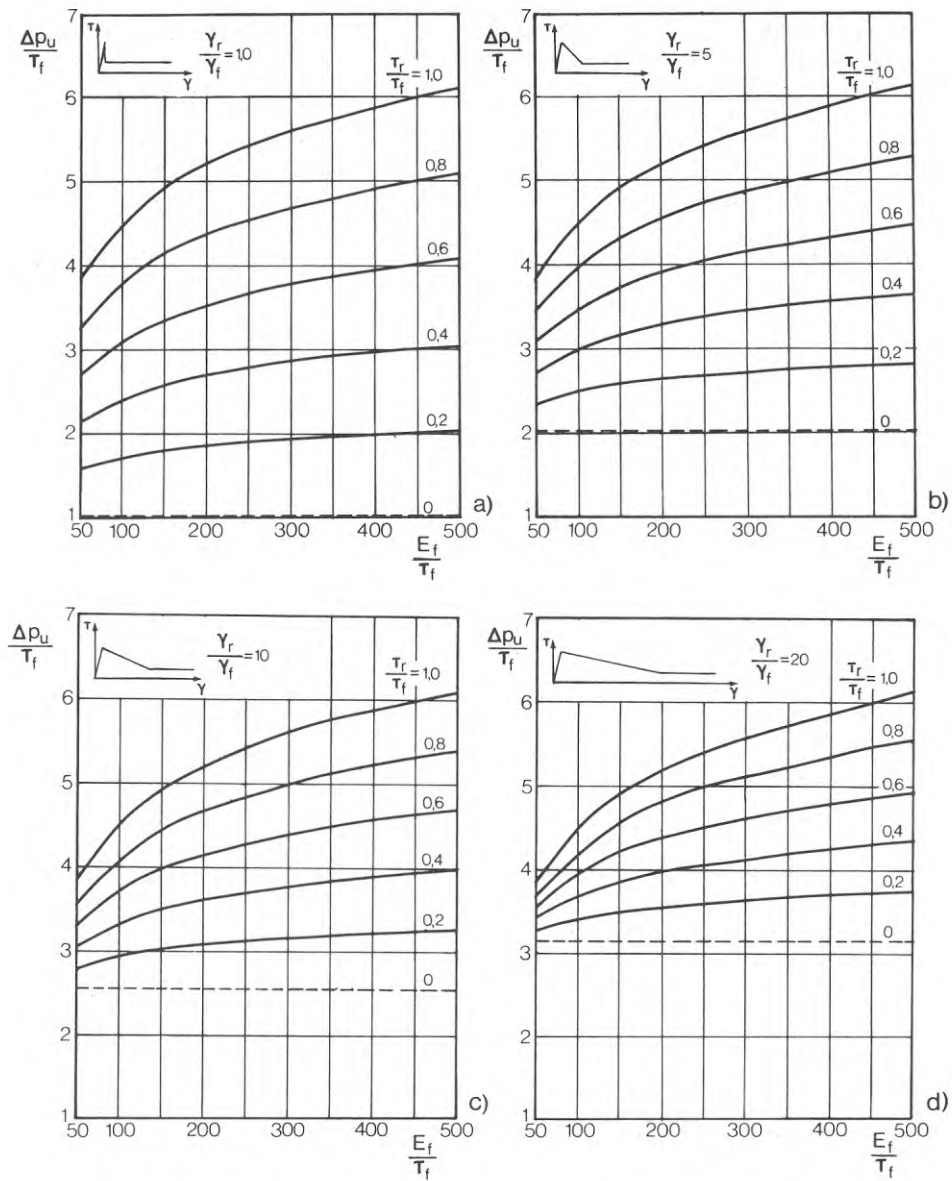


FIG. 17. Kvoten  $\Delta p_u/\tau_f$  (expansionstryck/skjuvhållfasthet) som funktion av  $E_f/\tau_f$  ( $E_f$  = mediets elasticitetsmodul) för en cylindrisk kavitet, expanderad i ett deformationsmjuknande medium. I a) – d) visas de beräknade sambanden (ekv. 22) motsvarande fyra olika förenklade arbetskurvor hos mediet kring kaviteten. (Baserat på Ladanyi, 1967.)

The ratio  $\Delta p_u/\tau_f$  (ultimate cavity pressure/shear strength) versus  $E_f/\tau_f$  ( $E_f$  = modulus of elasticity of soil medium) for a cylindrical cavity expanded in a strain-softening medium. In a) – d) are shown the calculated relationships (Eq. 22) corresponding to different simplified stress-strain behaviour of the medium around the cavity. (Based on Ladanyi, 1967.)

Detta samband är som framgår identiskt med det som härletts i den tidigare framställningen, ekv. (13).

Innebörden av ekv. (22) illustreras av FIG. 17 a-d. Diagrammen i denna figur har gjorts dimensionslösa. Längs ordinatan har avsatts ( $\Delta p_u / \tau_f$ ) samt längs abskissan ( $E_f / \tau_f$ ). Som framgår har fyra skilda generaliserade arbetskurvor undersökts. I anslutning härtill har även inverkan av värdet på ( $\tau_r / \tau_f$ ), dvs. förhållandet mellan resthållfasthet och max.-hållfasthet undersökts.

Vid ett idealt elastiskt-plastiskt material är  $\tau_r / \tau_f$  lika med 1,0, varvid i samtliga fall ekv. (23) är giltig. Som framgår av FIG. 17 kan man vid ett deformationsmjuknande material erhålla en avsevärd reduktion av expansionstrycket  $\Delta p_u$  jämfört med ett idealt elastiskt-plastiskt material. Detta förhållande kommer närmare att belysas av framställningen i avsnitt 4.

### 2.3.3 Kommentarer

Beträffande resultaten av de fältstudier som presenterades i avsnitt 2.3.1 kan man kort kommentera några punkter. Den första berör de studier som genomförts med avseende på att studera en påles successivt ökande bärförmåga under rekonsolideringsfasen. I de fall som redovisats kan man fråga sig i vad mån de upprepade provbelastningarna i sig själva påverkat såväl tillväxthastigheten som slutvärdet av de undersökta pålarnas bärförmåga. Den allmänna erfarenheten i Sverige och Norge tycks emellertid visa, att upprepade konventionella korttidsförsök ej haft någon påvisbar inverkan på en påles slutliga bärförmåga. Vid vissa pålprovningar i lösa leror utanför Norden har dock ett motsatt förhållande noterats, dvs. att man vid en viss tidpunkt efter påslagningen har funnit att upprepade provbelastningar medfört påtagbart sjunkande bärförmåga hos pålen.

Man kan vidare förmoda att storleken av den tid som i en viss lera fordras för att en påle skall uppnå sin slutliga bärförmåga måste vara beroende av huruvida den aktuella pålen ingår i en grupp eller om den står ensam. Tillväxthastigheten i bärförmågan är med största sannolikhet lägre för en påle i en pålgrupp än för en enskild påle. Anledningen härtill skulle vara att portrycksutjämnningen i leran inom en pålgrupp pågår under en avsevärt längre tid än vad är fallet vid en enskild påle.

Av den teoretiska utredningen i avsnitt 2.3.2 har framgått att utbredningen av den plastiska— störda— zonen i jorden kring en påle bestäms av jordens E-modul, ekv. (12). Förutom E-modulen torde också jordens sensitivitet inverka på storleken av denna zon. Vid påslagning i kvicklera kan exempelvis den plastiska zonens utbredning reduceras till följd av att omrörd jord av vätskekonsistens tränger upp till markytan.

Beträffande de teoretiska beräkningsmodeller som använts vid analysen av spänningsfältet kring en slagen påle kan man bl. a. säga, att det experimentella underlaget ännu är alltför begränsat för att möjliggöra en bedömning av den praktiska tillämpbarheten.

#### 2.4 Växelverkan påle/jord

Att skjuvspänningsfördelningen längs en belastad påle ej endast beror av den omgivande jordens egenskaper utan även på storleken av den relativa förskjutningen påle/jord påtalades redan av Forssell (1918) och Torsten Hultin (1928). Den sistnämnda författaren kunde vid en noggrann analys av resultaten från en provbelastad påle påvisa, att mantelskjuvspänningen vid låga belastningar är störst längs pålens övre del. Vid brottillstånd däremot fann Hultin att mantelskjuvspänningen längs pålens nedre del måste ha varit väsentligt högre än i den övre.

Bror Fellenius (1938) genomförde provbelastningar av 40 m långa järnrör med en inre diameter av 50 respektive 75 mm. Genom att i anslutning till en provbelastning samtidigt mäta såväl spetsens som röröverändens rörelser kunde Fellenius visa, att vid successivt ökande belastning togs en allt större andel av röret i anspråk för kraftöverföring till omgivande lera. Först i omedelbar närhet av brottbelastningen kunde någon nämnvärd spetsrörelse registreras.

De tidigare nämnda undersökningarna med instrumenterade pålar av Seed & Reese (1957) och Koizumi & Ito (1967) innefattade även ett studium av skjuvspänningsfördelningen längs pålarna i anslutning till en provbelastning. I båda fallen var pålarna förhållandevis korta ( $l/d = 30$  och  $19$ ) och de hade dessutom en mycket hög styvhet jämfört med det omgivande mediet. Inverkan av pålarnas elastiska sammantryckning på de uppmätta skjuvspänningsfördelningarna synes därför ha varit försumbar.

Seed & Reese (1957) tecknar med vissa förenklade antaganden en differentialekvation med vilken man kan definiera skjuvspänningsfördelningen längs en belastad påle. Om man beaktar den geometriska och statiska kompatibiliteten hos pålelementet i FIG. 18 kan följande samband härledas

$$\frac{d^2 s}{dz^2} - \frac{\pi d}{E_p A} \varphi s = 0 \quad (24)$$

där

$s$  = relativ förskjutning påle/jord på djupet  $z$

$\varphi$  = en funktion som definierar lerans arbetskurva på så sätt att vid den relativa förskjutningen  $s$  mellan påle/jord är den motsvarande mobiliserade skjuvspänningen  $\tau = \varphi s$ .

(övriga beteckningar, se FIG. 18).

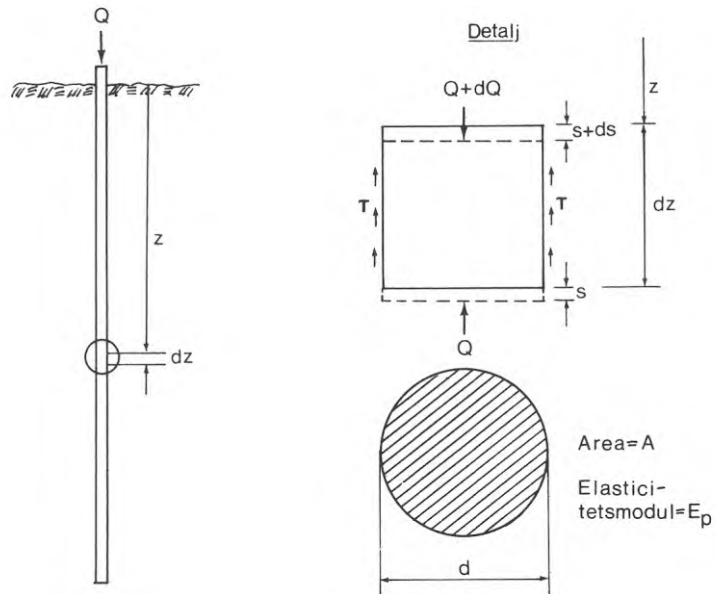


FIG. 18. Element avskuret vinkelrätt mot längdaxeln hos en belastad påle (Seed & Reese, 1957).  
Element cut perpendicular to the axis of a loaded pile (Seed & Reese, 1957).

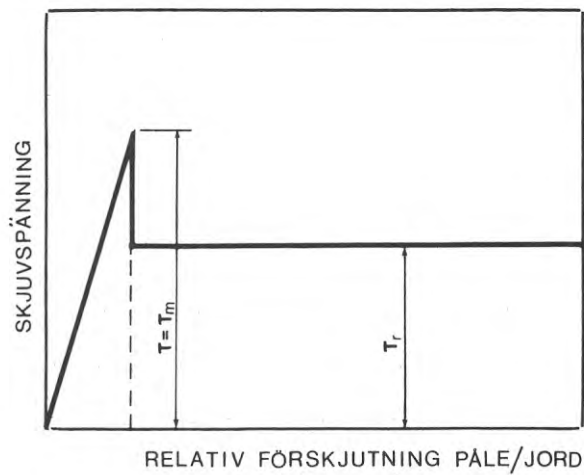


FIG. 19. Förenklad arbetskurva, använd av Nilsson vid en analys av en påles last-förskjutnings-samband (Nilsson, 1965).

Simplified stress-strain curve used by Nilsson to analyse load-displacement behaviour of a pile in clay (Nilsson, 1965).



Genom att ansätta en generaliserad arbetskurva för leran definierad enligt FIG. 19 kan Nilsson (1965) finna en lösning till ekv. (24). Medelst differensräkning genomför Nilsson även en analys av skjuvspänningsfördelningen längs en belastad konisk påle. Den antagna arbetskurvan innebär givetvis att en lång, elastisk påles bärförmåga beräkningsmässigt starkt influeras av progressivt brott i leran längs pålen.

En rent teoretisk analys av last-förskjutnings sambanden för en axiellt belastad påle i ett halvoändligt, idealelastiskt medium har genomförts av bland andra Butterfield & Banerjee (1971). Analysen baseras på Mindlins härledning (Mindlin, 1936) för en punktlast verkande inuti ett idealt elastiskt medium. Resultaten har presenterats i form av diagram, vilka bl. a. visar inverkan på skjuvspänningsfördelningen längs en belastad påle dels av pålens längd/diameter-förhållande ( $l/d$ ), dels av värdet på kvoten  $E_p/G$ , där  $E_p$  = pålmaterialets elasticitetsmodul och  $G$  = jordens skjuvmodul, se FIG. 20. Av figuren framgår bl. a. att skjuvspänningsfördelningen längs en kort påle ( $l/d \leq 20$ ) praktiskt taget ej påverkas av  $(E_p/G)$ -kvoten.

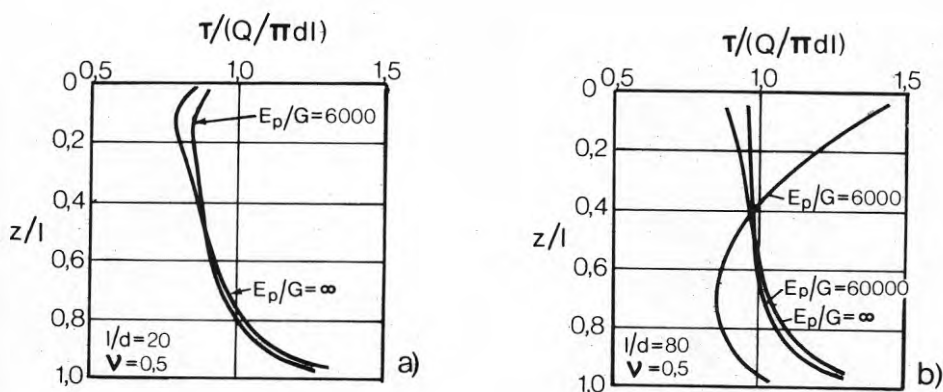


FIG. 20. Teoretisk fördelning av mantelskjuvspänningen längs en cylindrisk, elastisk påle, inbäddad i ett idealelastiskt, halvoändligt medium. a)  $l/d = 20$ ; b)  $l/d = 80$ ;  $E_p$  = Young's modul för pålmaterialet;  $G$  = skjuvmodulen hos det halvoändliga mediet (Butterfield & Banerjee, 1971).

Theoretical shaft shear stress distribution along a cylindrical, compressible pile embedded in an ideal elastic half space medium. a)  $l/d = 20$ ; b)  $l/d = 80$ ;  $E_p$  = Young's modulus of pile material;  $G$  = shear modulus of half space material (Butterfield & Banerjee, 1971).

#### 2.4.1 Kommentarer

När man studerar resultaten från skilda provbelastningar av kohesionspålar finner man nära nog genomgående, att det maximala mantelmotståndet mobiliseras vid mycket små relativa förskjutningar påle/jord oavsett om jorden utgörs av en lös högplastisk normalkonsoliderad lera eller en starkt överkonsoliderad lera. Storleksordningen på den erforderliga rörelsen varierar mellan  $\frac{d}{20}$  till  $\frac{d}{100}$  där  $d$  = påldiametern. Ett belysande exempel på de små relativa förskjutningar påle/jord som erfordras för en mobilisering av mantelskjuvspänningar utgör exempelvis de fältstudier av negativ mantelkohesion som genomförts av Bengt Fellenius (1972). Resultaten av dessa mätningar visade att en rekonsolideringssättning, förorsakad av påslagningen, av storleken 2 à 3 mm medfört avsevärda påhängskrafter i två ca 55 m långa stödpålar.

Inom ramen för de frågor som berör växelverkan påle/jord kan även nämnas att för trä- och betongpålar i våra normalkonsoliderade leror har erfarenheten visat att adhesionen mellan pålmaterialet och jorden mestadels är större än skjuvhållfastheten i jorden. Detta innebär att brottytan vid en provbelastning kommer att utbildas i själva leran på ett litet avstånd från pålens mantelyta.

### 3 FÖRSÖKSFÄLTET

#### 3.1 Allmänt

Fältförsök har jämfört med laboriestudier den självklara fördelen att man vid dessa kan reproducera de förhållanden som råder i verkligheten. Detta är speciellt viktigt med tanke på påslagningens inverkan på jordens ursprungliga spänningstillstånd och struktur. Man måste emellertid acceptera att det av naturliga skäl ej går att finna en jordprofil med helt igenom homogena egenskaper varför utvärderingen av försöksdata ofta kan försvåras i större eller mindre grad.

Vid valet av försöksfält var ett krav uppsatt att lerans egenskaper ned till ett djup av 8 à 10 m under markytan skulle vara tämligen ensartade. Med ledning härav utvaldes slutligen ett område i Bäckebo, ca 1 mil norr om Göteborg. Försöksfältet är beläget väster om Göta älv och på ett avstånd av ca 100 m från älvstranden.

En detaljplan av försöksfältet visas i FIG. 21. De olika försöksserierna har genomförts vid fem mindre provytor, betecknade A-E.

Försöken vid provytorna A och B har omfattat provningar av 1 m långa pålar, installerade inom djupintervallen 4-5 resp. 3,5-4,5 m under markytan.

Vid provyta C har fyra 1,5 m långa, instrumenterade aluminiumpålar provats. Dessa pålar installerades inom djupintervallet 2-9,5 m under markytan.

Provyta D upptogs av tre 7,5 m långa, instrumenterade aluminiumpålar.

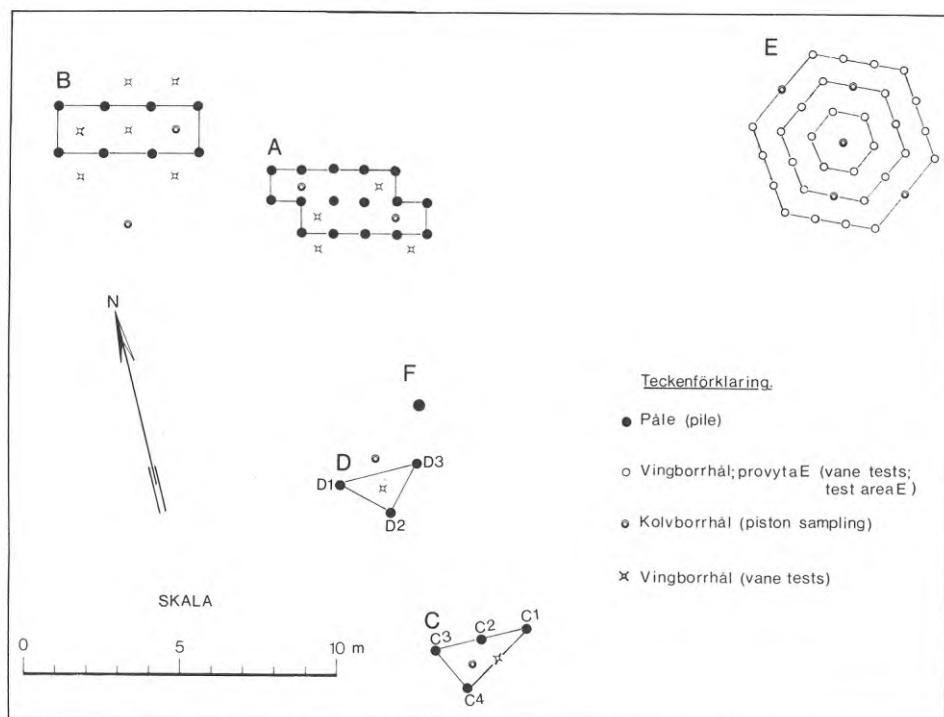


FIG. 21. Plan över försöksfältet.

Plan of the test field, showing location of piles and borings.

En särskild undersökning av skjuvhållfasthetens hastighetsberoende vid vingborrning har gjorts vid provyta E. Dessa försök har utförts inom djupintervallet 3-4, 5 m under markytan.

I punkt F slutligen har en undersökning genomförts som avsåg ett studium av initiella störningseffekter — portrycksförändringar och omrörningseffekter — till följd av påslagning. Dessa försök har gjorts inom djupintervallet 2-18 m under markytan.

### 3.2 Geologisk beskrivning

Försöksfältet är som nämnts beläget väster om Göta älv och i närheten av älvstranden. Detta område, liksom stora delar av västra älvstranden på sträckan Kungälv-Göteborg, "har fortfarande kvar sina ursprungliga drag av orörd sedimentationsyta" (Sundborg & Norrman, 1963). Lersedimenten kan därför ur geoteknisk synvinkel betraktas som normalkonsoliderade.

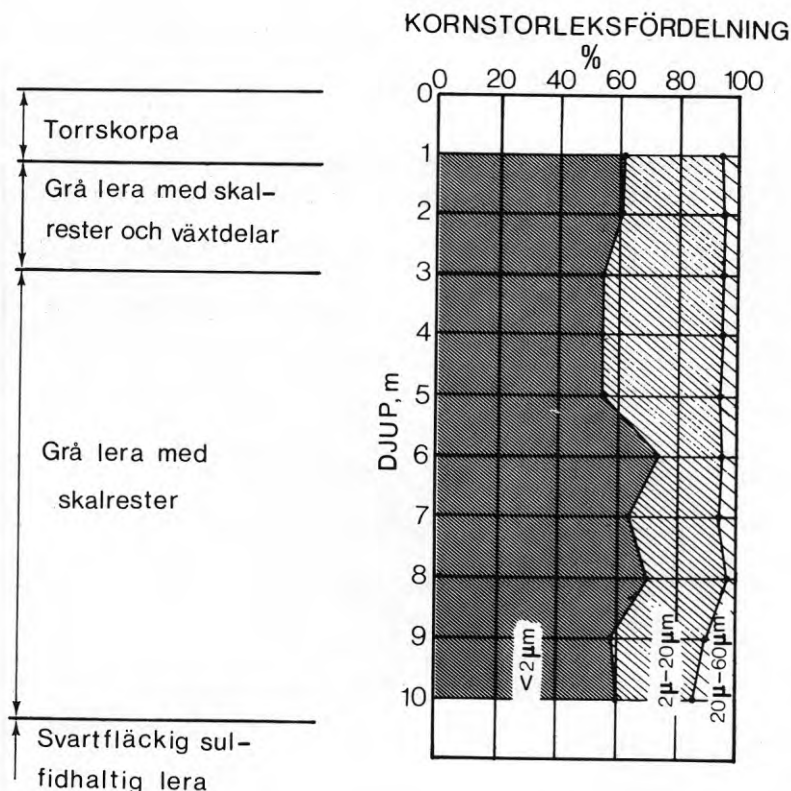


FIG. 22. Geologisk profil och kornfördelning för leran inom djupintervallet 0–10 m under markytan.

Geological profile and grain size distribution for the clay situated within the depth interval 0–10 m below ground surface.

Markytan inom försöksfältet är belägen ca 4 m över havets nivå. Djupet till fast botten uppgår till omkring 40 m.

Undersökningen av jordprover har visat att leran ned till ett djup av 8 à 9 m under markytan har tämligen likartade egenskaper. Under detta djup ändrar leran karaktär på ett markant sätt.

En karakteristisk jordprofil ned till 10 m djup under markytan framgår av FIG. 22.

Torrskorpan har en tjocklek av ca 1,2 m. Därunder påträffas en grå, mjällig lera. Leran innehåller skalrester. Inom djupintervallet 0-3 m under markytan innehåller leran även växtrester i form av rottrådar. Lerhalten, dvs. viktprocenten partiklar  $< 2 \mu\text{m}$ , varierar inom djupintervallet 1-10 m mellan ca 55 och 75 %.

På större djup än ca 10 m under markytan övergår leran i en mörk, nästan svart, sulfidhaltig lera.

Lerans innehåll av finfördelad organisk substans har bestämts genom kemisk analys (Pusch, 1973 a). Inom djupintervallet 4-10 m under markytan befanns leran ha en organisk halt av 0,5-1 % (viktprocent av jordens torra vikt).

En bestämning av de dominerande mineralen inom lerfraktionen har gjorts genom röntgendiffraktionsanalys (Pusch, 1973 b). Resultaten av två dylika analyser framgår av TAB. 2.

TAB. 2. Resultat av röntgendiffraktionsanalys på två lerprover från Bäckebol (efter Pusch, 1973 b).

Djup m	Illit	Klorit	Dominerande mineral inom lerfraktionen				
			Kaolinit	M <sub>m</sub> <sup>a</sup>	Kvarts	Fältspat	Karbonat
4	+++	+	+	(+)	+	+	++
7	+++	+	(+)		+	+	++

<sup>a</sup> M<sub>m</sub> = svällande mineral; +++ = dominerande; ++ = betydande mängd; + = mindre mängd; (+) = spår

### 3.3 Lerans geotekniska egenskaper

#### 3.3.1 Allmänna data

##### Provytorna A och B

Inom varje provyta har provtagningar med kolvborr (St I) samt skjuvhållfasthetsbestämningar med vingborr (typ Nilcon) utförts. Provningspunkternas läge framgår av FIG. 21. Inom provytorna A och B omfattar provningarna djupen 4-5 m resp. 3,5-4,5 m under markytan. Resultaten av laboratorieundersökningarna och vingborrningarna redovisas i TAB. 3.

TAB. 3. Resultat av jordprovningar på prover från provytorna A och B. Tabellvärdena anger medelvärdena av lerans geotekniska data inom djupintervallen 4-5 m (provyta A) resp. 3,5-4,5 m (provyta B) under markytan.

Geotekniska data	Provyta A	Provyta B
Densitet $\rho$ , t/m <sup>3</sup>	1,58	1,57
Vattenhalt $w_n$ , %	78,9	78,7
Finlekstal $w_F$ , %	74	70
Flytgräns $w_L$ , %	83	82
Plasticitetsgräns $w_P$ , %	29	30
Plasticitetsindex $I_P$ , %	54	52
Lerhalt, %	55	55
Aktivitet $a_c$	0,98	0,95
Skjuvhållfasthet $\tau_{f,c}$ kPa <sup>(a)</sup>	13,7	15,7
Skjuvhållfasthet $\tau_{f,v}$ kPa <sup>(b)</sup>	16,8	16,5
Sensitivitet $S_t$	16	16

a) konprov; b) vingborr

Laboratorieundersökningarna har gjorts på jordprover från vardera två kolvborrningar i provyta A och B. Skjuvhållfasthetsbestämningar med vingborr har gjorts i fyra resp. sex punkter. Resultaten från de skilda försökspunkterna uppvisade ej någon större inbördes spridning.

#### Provytorna C och D

En representativ profil av jordens geotekniska data ned till 10 m djup under markytan visas i FIG. 23. Figuren har baserats på resultaten från undersökningar på jordprover, upptagna vid provyta C. Undersökningar på jordprover från andra provtagningspunkter inom försöksområdet ger i stort samma bild av jordens egenskaper som FIG. 23.

Lerans skrymdensitet är inom det undersökta djupintervallet i medeltal lika med  $1,55 \text{ t/m}^3$ . Vattenhalten varierar mellan 71 och 103 % och har ett medelvärde av 85 %. Som synes är vattenhalten tämligen konstant inom djupintervallet 1,5-5 m under markytan. På 6 m djup har emellertid vid samtliga provtagningar påträffats ett ca metertjockt lager inom vilket leran har en markant högre vatten- och lerhalt än jorden på övriga nivåer.

Lerans plasticitetsindex  $I_P$  är i medeltal lika med 55 %.

Som framgår av FIG. 23 uppvisar den odränerade skjuvhållfastheten enligt olika provningsmetoder en inbördes relativt stor spridning. Sålunda ger skjuvhållfasthetsbestämningarna med vingborr nära nog genomgående högre hållfasthetsvärden än konprovet och det enkla tryckförsöket. Inom djupintervallet 2-8 m under markytan visar vingborresultaten tämligen konstanta skjuvhållfasthetsvärden med ett medelvärde av 15,8 kPa. Inom samma djupintervall är motsvarande medelvärden enligt



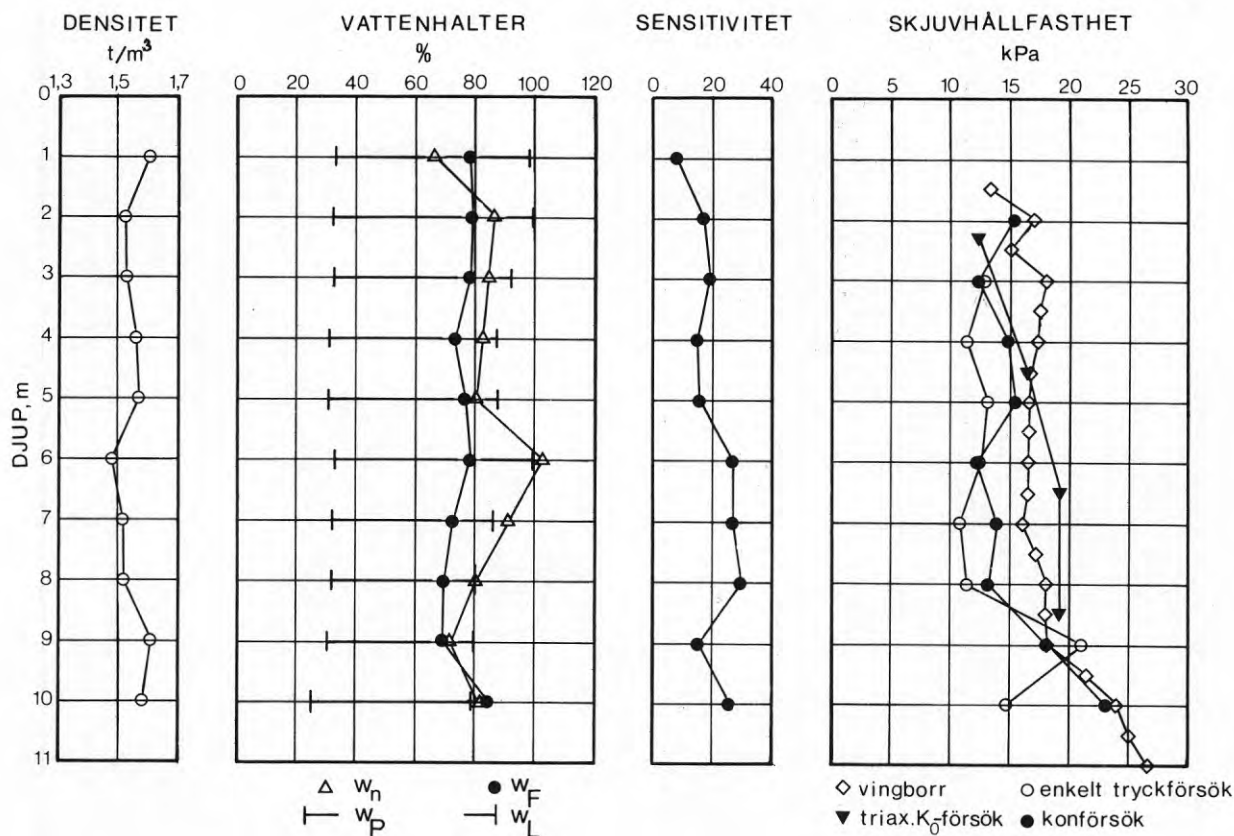


FIG. 23. Karakteristiska geotekniska data för leran inom djupintervallet 0–10 m under markytan. Resultat av undersökningar på jordprover från provyta C.

Geotechnical data for the clay situated within the depth interval 0–10 m below ground surface; variation with depth of density, index properties, sensitivity and shear strength. Results from tests on soil samples from test area C.

konförsöket och enkla tryckförsöket lika med 13,6 resp. 11,9 kPa.

Sensitiviteten  $S_t$  varierar inom det aktuella djupintervallet mellan 14 och 29 med ett medelvärde av 21.

I FIG. 24 har sammanställts resultaten av två vingborrningar utförda i provytorna C och D (vingborresultaten från provyta C är ned till 10 m djup under markytan identiska med de resultat som visats i FIG. 23). Vid dessa borrningar har skjuvhållfasthetsbestämningar gjorts ned till 11,5 resp. 17,5 m djup. Ned till 9 m djup är som tidigare framgått skjuvhållfastheten tämligen konstant. Inom djupintervallet 9–17,5 m ökar som synes den odränerade skjuvhållfastheten nästan rätlinjigt från 18 till 38 kPa.

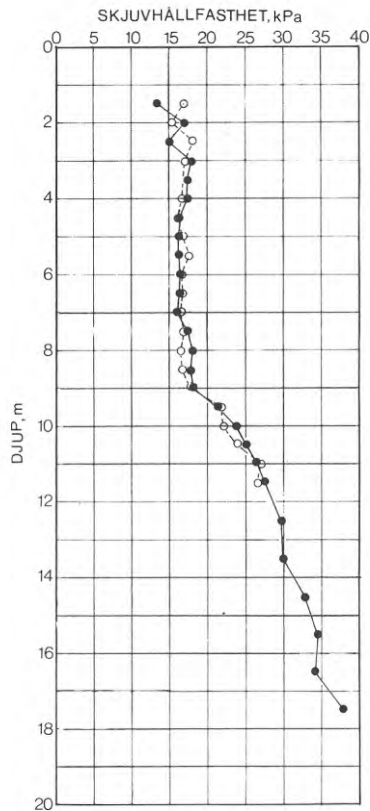


FIG. 24. Variationen med djupet under markytan av lerans skjuvhållfasthet enligt vingborr.  
●, Provyta C; ○, provyta D.

Vane shear strength; variation with depth. ●, Test area C; ○, test area D.

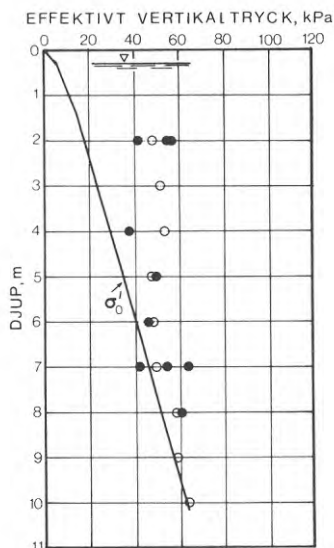


FIG. 25. Lerans förkonsolideringstryck i relation till effektivt överlagringstryck. ●,  $\sigma'_c$  enligt ödometerförsök; ○,  $\sigma'_c$  enligt den empiriska relationen  $\sigma'_c = \tau_{f,v}/0,45 w_F$  (Hansbo, 1957).

Effective preconsolidation pressure ( $\sigma'_c$ ) in relation to effective overburden pressure ( $\sigma'_0$ ); variation with depth. ●,  $\sigma'_c$  determined from oedometer tests; ○,  $\sigma'_c$  determined from the empirical relationship  $\sigma'_c = \tau_{f,v}/0,45 w_F$  (Hansbo, 1957), where  $\tau_{f,v}$  = field-vane shear strength and  $w_F$  = fineness number determined in fall-cone tests ( $w_F \approx w_L$ ).

### 3.3.2 Data från ödometerförsök

En bestämning av lerans förkonsolideringstryck och kompressionsegenskaper har gjorts genom ödometerförsök, utförda på stansade prover med diametern 40 mm och höjden 20 mm. Vid försöksutförandet har varje lasttillskott fått ligga på i 24 h. Försöken har utförts dels på standardmässigt sätt med en fördubbling av lasten vid varje laststeg, dels med mindre lastintervall än det standardmässiga förfarandet upp till förkonsolideringstrycket. De uppmätta förkonsolideringstrycken visas i FIG. 25. Av figuren framgår även det effektiva överlagringstrycket  $\sigma'_0$  i jordprofilen.<sup>1</sup>

Som synes uppvisar leran en överkonsolideringseffekt ned till ett djup av 7-8 m under markytan. Överkonsolideringsgraden, definierad som kvoten mellan förkonsolideringstrycket och det effektiva överlagringstrycket  $\sigma'_c / \sigma'_0$ , uppgår på 2 m djup som mest till ca 3. Den empiriska relationen enligt Hansbo (1957) för bestämningen av förkonsolideringstrycket i en lera

$$\sigma'_c = \tau_f / 0,45 w_F \quad (25)$$

där

$\tau_f$  = den odränerade skjuvhållfastheten (i detta fall enligt vingborr)

$w_F$  = finlekstalet enligt konförsöket

ger praktiskt taget samma resultat som ödometerförsöken, FIG. 25.

Orsaken till att det övre lerlagret uppvisar en överkonsolideringseffekt kan vara att leran inom denna zon efter sedimentationen har genomgått en vittringsprocess.

<sup>1</sup> Det effektiva överlagringstrycket  $\sigma'_0$  har bestämts med ledning av porttrycksmätningar som redovisas i avsnitt 4.3.

### 3.3.3 Data från triaxialförsök

Ett studium av lerans kraft-deformationsegenskaper har gjorts genom triaxialförsök. Försöksserien omfattar endast fyra försök som utförts på jordprover från djupintervallet 2,3-8,5 m under markytan. Jordproverna är tagna vid provyta C.

Försöksutförandet motsvarar konsoliderade, odränerade försök. Vid försöksstart hade proverna en diameter av 50 mm och en höjd av 100 mm. Provkropparna konsoliderades anisotropt för det beräknade spänningstillståndet på provtagningsnivån, dvs.  $K_0$ -tillstånd. Någon uppmätning in-situ av värdet på  $K_0$  har ej gjorts. Värdet på denna parameter har i stället antagits vara lika med 0,6. Detta antagande har baserats på att leran inom det aktuella djupintervallet, som nämnts, uppvisar en svag överkonsolideringseffekt.

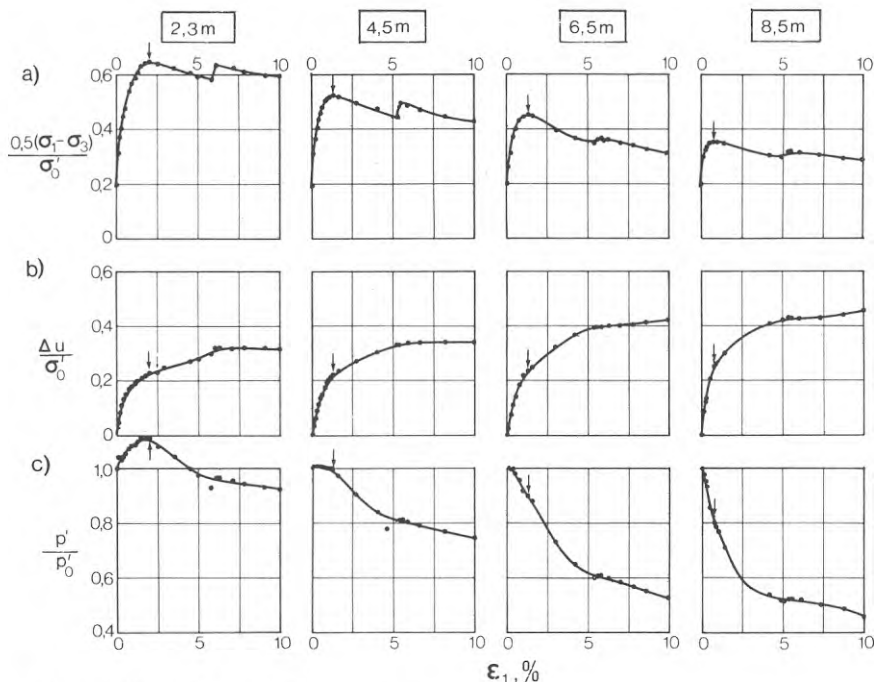


FIG. 26. Resultat av fyra odränerade triaxialförsök,  $K_0$ -försök, på lerprover upptagna på 2,3–8,5 m djup under markytan.

Results of four undrained triaxial tests,  $K_0$ -tests, on specimens sampled at 2.3–8.5 m depth below ground surface.

Försöken utfördes vid en axiell deformationshastighet  $\dot{\epsilon}_1$  av ca 0,2 %/h. Denna hastighet bibehölls fram till en axiell kompression  $\epsilon_1$  av ca 5 % varefter deformationshastigheten ökades mer än 20-faldigt till 4,5 %/h.

Resultaten av triaxialförsöken framgår av FIG. 26. För att möjliggöra en inbördes jämförelse mellan de olika försöken har försöksresultaten presenterats i dimensionslös form.

Längs abskissan har i samtliga diagram avsatts lerprovernans vertikala kompression  $\epsilon_1$ . I FIG. 26 a visas kvoten  $\frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_3) / \sigma'_0$  dvs. förhållandet mellan den maximala skjuvspänningen och det effektiva vertikala överlagringsstrycket på provtagningsnivån. Vid ett  $K_0$ -värde av 0,6 är följaktligen vid försöksstart värdet av nämnda kvot lika med 0,2. Max.-värdena på  $\frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_3) / \sigma'_0$  varierar beroende på överkonsolideringsgraden, FIG. 26 a, mellan 0,65 och 0,35 för leran på 2,3 resp. 8,5 m djup under markytan. Absolutvärdena på den odränerade skjuvhållfastheten—max.-hållfastheten—framgår av TAB. 4 (se även FIG. 23).

TAB. 4. Lerans odränerade skjuvhållfasthet  $\tau_f = \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_3)_{\max}$  enligt  $K_0$ -försök.

Djup, m ...	2,3	4,5	6,5	8,5
$\tau_f$ , kPa ...	12,3	16,2	19,0	19,2

Den extra topp som erhöles på arbetskurvorna, FIG. 26 a, vid en axiell kompression av ca 5 % förklaras av den tidigare nämnda ökningen av deformationshastigheten.

I FIG. 26 b visas förhållandet  $\Delta u/\sigma'_0$  där  $\Delta u$  betecknar portrycksökningen. Vid odränerat brottillstånd varierar värdet av denna kvot i detta fall mellan 0,22 och 0,25. En beräkning av Skemptions portrycksparameter vid odränerat brottillstånd,  $A_f$ , definierad av ekvationen

$$\Delta u = B [\Delta\sigma_3 + A_f (\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_3)] \quad (26)$$

där

B är ett mått på provets vattenmättnad;  
i detta fall antas full vattenmättnad,  
dvs.  $B = 1$

ger de värden som framgår av TAB. 5.

TAB. 5. Värden på Skemptions portrycksparameter  $A_f$ ,  
bestämda vid brottillstånd

Djup, m ...	2,3	4,5	6,5	8,5
$A_f$ ...	0,25	0,34	0,48	0,88

Inverkan av lerans varierande överkonsolideringsgrad på storleken av  $A_f$ -värdena framgår tydligt.

I FIG. 26 c slutligen visas kvoten  $(p'/p'_0)$  där  $p'$  är lika med det isotropa effektivtrycket  $(\frac{\sigma'_1 + 2\sigma'_3}{3})$ , vid en viss skjuvspänningsnivå och  $p'_0$  är lika med det isotropa effektivtrycket vid försöksstart. Man kan definiera  $p'$  som det tryck, vilket fordras för att vid olika skjuvspänningsnivåer bibehålla lerprovet vid en konstant volym. Man ser att  $p'$  till sin storlek influeras av lerans överkonsolideringsgrad.

### 3.4 Tideffekter vid skjuvhållfasthetsbestämning med vingborr

#### 3.4.1 Allmänt

Som tidigare nämnts innefattar pålförsöken en försöksserie som avser ett studium av förskjutningshastighetens inverkan på en påles mantelbärighet (se avsnitt 5.3). För att möjliggöra en koppling mellan resultaten från dessa försök och skjuvhållfasthetens hastighetsberoende hos den "ostörda" leran har en speciell serie vingborrförsök genomförts vid provyta E.

Försöken utfördes på djupen 3, 3,75 och 4,5 m under markytan. Lerans karakteristiska geotekniska data på provningsnivåerna framgår av TAB. 6. Den inbördes variationen av lerans egenskaper på de skilda nivåerna är som synes ganska liten.

TAB. 6. Resultat av jordprovningar på prover från provyta E. De angivna värdena utgör medelvärdet av resultaten av laboratorieundersökningar på jordprover från fem kolvborrhål.

Geotekniska data	Djup		
	3 m	3,75 m	4,5 m
Densitet $\rho$ , t/m <sup>3</sup>	1,52	1,56	1,57
Vattenhalt $w_n$ , %	85,2	83,1	80,4
Finlekstal $w_F$ , %	75	73	72
Flytgräns $w_L$ , %	82	82	79
Plasticitetsgräns $w_P$ , %	31	32	32
Lerhalt, %	≈60	≈60	≈60
Aktivitet $a_c$	0,85	0,83	0,79
Skjuvhållfasthet $\tau_{f,c}$ , kPa (a)	17,5	16,9	17,3
Skjuvhållfasthet $\tau_{f,v}$ , kPa (b)	19,2	18,1	18,4
Sensitivitet $S_t$	25	23	23

a) konprov; b) vingborr

I detta sammanhang bör nämnas att vid ett standardförsök på 3 till 4 m djup under markytan roteras vingen med en vinkelhastighet av 3 à 4° per min. För den aktuella leran innebär detta att maximalt vridmoment uppnås efter ca 1 min.

#### 3.4.2 Utrustning och utförande

Vid försöken användes ett vingborrinstrument av typ Nilcon. För att förbättra avläsningsnoggrannheten utbyttes standardfjädern för mätning av vridmoment mot en specialtillverkad fjäder med högre känslighet. Vingborren roterades med hjälp av en likströmsmotor med kontinuerligt reglerbart varvtal. Vingen var av standardtyp med höjden 130 mm och diametern 65 mm.

Vingborrinstrumentet är självregistrerande och sambandet mellan den totala vinkelvridningen och vridmomentet uppritas på ett vaxat papper. För att möjliggöra en bestämning av vinkelvridningen hos själva vingdonet kalibrerades instrumentfjädern och skarvstängerna med avseende på sambandet mellan vridmoment och vinkelvridning. Ett foto av försöksutrustningen visas i FIG. 27.

Vid varje provningspunkt förborrades till 2 m djup. De förborrade hålen försågs med foderrör. Dessa åtgärder vidtogs för att förhindra torrskorpelera från att fastna på vingdonet vid dess neddrivning.

#### 3.4.3 Störningseffekter till följd av vingdonets neddrivning

Ett studium av rotationshastighetens inverkan på skjuvhållfastheten försvåras bl. a. av det faktum att de uppmätta hållfasthetsvärdena, till följd av störningseffekterna i jorden vid installeringen av vingdonet, i regel uppvisar en tidberoende ökning den närmaste tiden efter neddrivningen. Detta för-



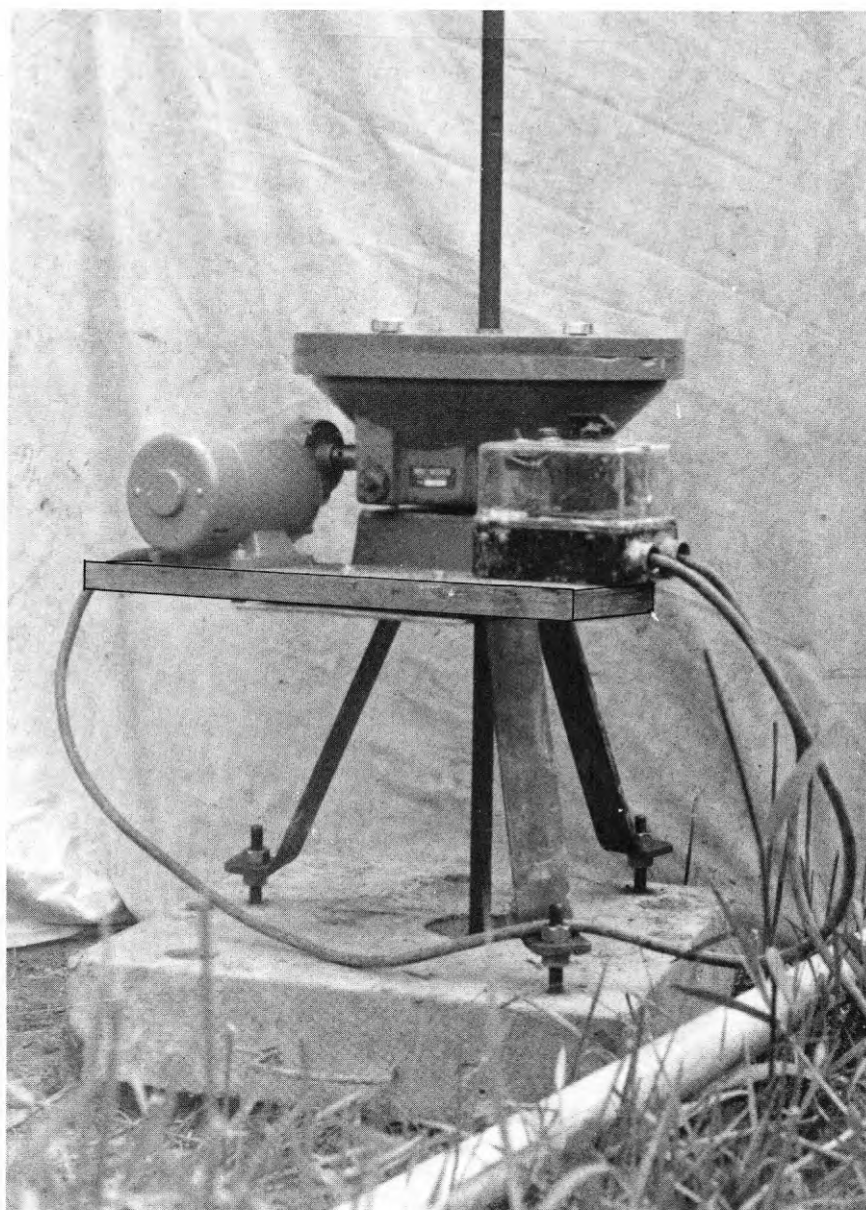


FIG. 27. Vingborrinstrument typ Nilcon, utrustat med en anordning för reglering av rotations-hastigheten.

Recording vane-boring instrument type Nilcon furnished with a device for adjustment of the speed of rotation.

hållande har bl. a. påvisats av Aas (1965) som gjort undersökningar i några norska kvickleror.

För att närmare klarlägga nämnda inverkan på de uppmätta skjuvhållfasthetsvärdena av tidintervallet mellan vingdonets neddrivning och provningens utförande har försök gjorts vid sex olika tidpunkter efter neddrivningen. Storleken på tidintervallen har varierats mellan 5 min och 7 dygn. Försöken har utförts med en standardmässig rotationshastighet. Det tidintervall mellan vingdonets neddrivning och hållfasthetsprovningen, som motsvarar "standardförsöket" har i föreliggande fall valts till 5 min. Skjuvhållfastheten enligt ett dylikt standardförsök betecknas i fortsättningen  $\tau_0$ .

Vid varje tidintervall har tre hållfasthetsbestämningar gjorts på var och en av de olika provningsnivåerna, dvs. sammanlagt 54 försök.

Försöksresultaten visas i FIG. 28. Längs abskissan har tiden efter vingdonets neddrivning avsatts i logaritmisk skala. Längs ordinatan har avsatts förhållandet  $\tau/\tau_0$ , där  $\tau$  betecknar skjuvhållfastheten vid en viss tidpunkt efter vingdonets neddrivning. Vid ett tidintervall av 5 min. skall alltså  $\tau/\tau_0$  vara lika med 1, 0. Varje försökspunkt i FIG. 28 representerar medelvärdet av tre försök.

Resultaten visar att storleken på tidintervallet mellan vingens neddrivning och hållfasthetsprovningen klart inverkar på de uppmätta skjuvhållfasthetsvärdena. Sålunda är  $\tau/\tau_0$  ungefär lika med 1, 2 vid de provningar, som utförts 1 dygn efter vingens neddrivning. Man ser vidare av FIG. 28 att någon ytterligare ökning av värdet på  $\tau/\tau_0$  ej erhållits vid större tidintervall än 1 dygn.

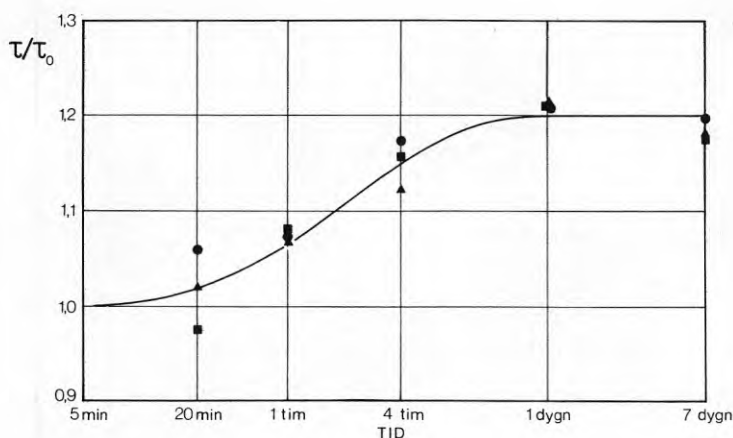


FIG. 28. Resultat av skjuvhållfasthetsbestämningar med vingborr i provyta E. Inverkan på skjuvhållfastheten av tidintervallet mellan vingdonets neddrivning och provningens utförande. Skjuvhållfastheten vid ett »standardförsök», utfört 5 min. efter vingdonets neddrivning, har betecknats  $\tau_0$ . Samtliga försök har utförts vid en standardmässig rotationshastighet. ▲, Försöksdjup 3,0 m; ●, försöksdjup 3,75 m; ■, försöksdjup 4,5 m. (Varje punkt i diagrammet representerar medelvärdet av tre försök.)

Results from field vane tests in test area E. Effect of time elapsed between installation of vane and shear strength testing on the shear strength value. The shear strength measured in a »standard test», carried out 5 min. after installation of vane, is denoted  $\tau_0$ . In all tests the speed of rotation corresponds to the Swedish vane borer standard. ▲, Testing depth: 3.0 m; ●, testing depth: 3.75 m; ■, testing depth: 4.5 m. (Each point in the diagram represents the mean value of three tests.)

Den under den närmaste tiden efter vingens neddrivning uppmätta ökningen av skjuvhållfasthetsvärdena, kan kanske förklaras dels av att utjämnningen av de porövertryck som uppkommer till följd av vingdonets nedpressning medfört en vattenhaltsreduktion i leran invid vingen, dels av att rekonsolideringen av den störda leran närmast vingbladen inneburit en ökad adhesion mellan jorden och vingen. Vattenhaltsreduktionen skulle därvid ha medfört en ökad fasthet hos leran medan ökningen av adhesionen vinge/jord kan tänkas ha påverkat brottytans form.

Värdet av  $\tau / \tau_0$ , uppmätt 1 dygn efter vingdonets neddrivning, påverkas självfallet av jordens karakteristiska geotekniska egenskaper. Härvid antyder en jämförelse mellan Bäckebolsresultaten och de resultat som redovisats av Aas (1965) att lerans sensitivitet har en stor inverkan. Sålunda fann Aas att 1-dygnsvärdet av  $\tau / \tau_0$  i de undersökta kvicklerorna kunde bli så högt som 1,5 à 1,7. En av anledningarna till dessa höga

värden kan därvid ha varit att  $\tau_0$ -värdet i hög grad påverkats av att adhesionen vinge/jord i en kvicklera är praktiskt taget obefintlig omedelbart efter vingens neddrivning.

#### 3.4.4 Skjuvhållfasthetens hastighetsberoende

För att studera skjuvningshastighetens inverkan på skjuvhållfastheten har en försöksserie som omfattar sju olika rotationshastigheter genomförts. Den erforderliga tiden för att uppnå brottillstånd<sup>1</sup> i leran har därvid varierat mellan 1,2 s och 7 dygn. Försöksserien omfattar sammanlagt 45 försök. Vid varje rotationshastighet har sex försök utförts förutom standardhastigheten (tid till brott  $\approx 1$  min) vid vilken nio försök utförts.

Försöken påbörjades först 1 dygn efter vingdonets neddrivning. Anledningen härtill var att man i möjligaste mån skulle eliminera de ovan beskrivna, tidberoende störningseffekterna till följd av neddrivningen.

Försöksresultaten visas i FIG. 29. Längs abskissan har tiden till brott avsatts i logaritmisk skala. Längs ordinatan har avsatts förhållandet  $\tau_{cr}/\tau_0$ , där  $\tau_{cr}$  är lika med skjuvspänningens max.-värde vid de skilda rotationshastigheterna (kritiska skjuvspänningen) och  $\tau_0$  är enligt tidigare definition lika med skjuvhållfastheten vid ett standardförsök. Eftersom försöken påbörjades först 1 dygn efter vingdonets neddrivning skall enligt de tidigare visade resultaten, FIG. 28, kvoten  $\tau_{cr}/\tau_0$  vara ungefär lika med 1,2 vid en tid till brott av 1 min.

Man ser av FIG. 29 att den uppmätta skjuvhållfastheten är starkt beroende av vingens rotationshastighet. Lerans skjuvmotstånd minskar påtagligt vid avtagande rotationshastighet. Detta hastighetsberoende kan med god noggrannhet definieras

<sup>1</sup> Med "brottillstånd" avses den punkt på arbetskurvan där vridmomentet på vingen först uppnår maximalt värde.

av en exponentialfunktion enligt följande

$$\tau_{cr}/\tau_0 = \alpha (t/t_j)^\beta \quad (27)$$

där

$t$  = tiden till brott

$t_j$  = referenstid, erforderlig för dimensionsriktighet

$\alpha$  och  $\beta$  = koefficienter som beror av lerans karakteristiska geotekniska egenskaper

Om tiden,  $t$ , uttrycks i min och om referenstiden  $t_j$  väljs till 1 min. samt om koefficienterna  $\alpha$  och  $\beta$  bestäms med minsta kvadratmetoden fås följande samband för försöksresultaten

$$\tau_{cr}/\tau_0 = 1,21 t^{-0,053} ; \quad 10^{-2} < t < 10^4 \quad (28)$$

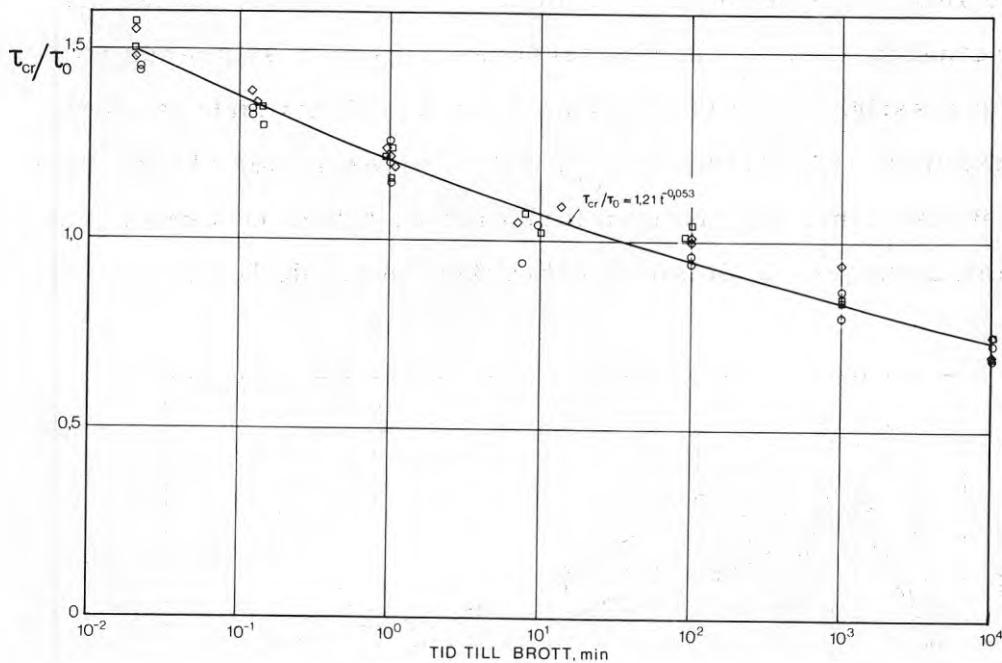


FIG. 29. Resultat av skjuvhållfasthetsbestämningar med vingborr i provyta E. Inverkan på skjuvhållfastheten ( $\tau_{cr}$ ) av tiden till brott. Samtliga försök har påbörjats 1 dygn efter vingdonets neddrivning (jfr FIG. 28).  $\circ$ , Försöksdjup: 3,0 m;  $\diamond$ , försöksdjup: 3,75 m;  $\square$ , försöksdjup: 4,5 m.

Results from field vane tests in test area E. Effect of duration of test – time to failure – on the shear strength ( $\tau_{cr}$ ). The tests were carried out/or started 1 day after installation of vane (cf. FIG. 28).  $\circ$ , Testing depth: 3.0 m;  $\diamond$ , testing depth: 3.75 m;  $\square$ , testing depth: 4.5 m.

Ovanstående samband visas grafiskt i FIG. 29. En statistisk analys visade att sambandet, ekv. (28), är signifikant klart över 95 %-nivån. Värdet på korrelationskoefficienten är lika med 0,98, vilket innebär att ekv. (28) måste betraktas som ett mycket starkt samband.

I FIG. 30 visas lerans arbetskurvor, dvs. sambandet mellan skjuvspänning och vingens vinkelvridning, vid olika rotationshastigheter. Varje kurva representerar medelvärdet av två försök. Vid ett studium av FIG. 30 finner man bl. a. det intressanta förhållandet att den erforderliga vinkelvridningen för att uppnå brottillstånd ej nämnvärt influeras av rotationshastigheten. Man ser vidare att arbetskurvans topp blir mindre accentuerad vid avtagande rotationshastighet hos vingen. Vid den lägsta rotationshastigheten närmar sig leran en arbetskurva som motsvarar den hos ett idealt plastiskt material.

En intressant detalj som framgår av FIG. 30 är, att lerans rethållfasthet  $\tau_r$  har en tendens att öka vid avtagande rotationshastighet. Detta är ett helt omvänt förhållande jämfört med max.-hållfastheten  $\tau_{cr}$ . Att  $\tau_r$  sjunker med ökande rotationshastighet kan troligen förklaras av att portrycken i brottytan är högre vid de snabba försöken än vid de långsamma.

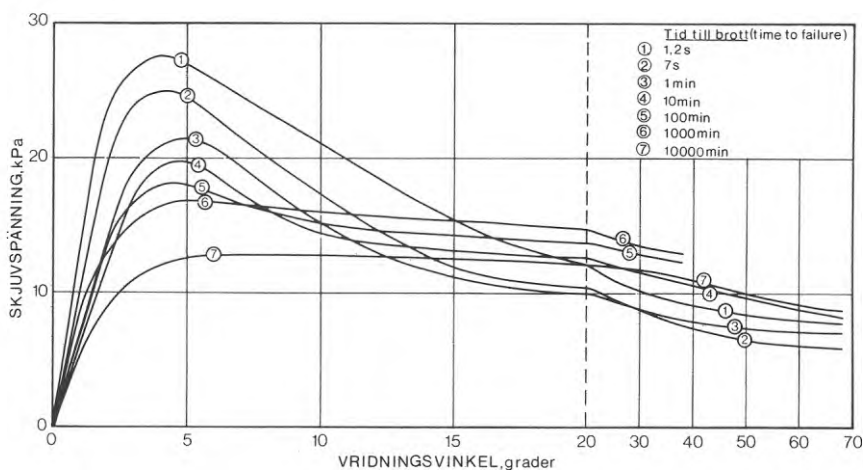


FIG. 30. Arbetskurvor, bestämda vid vingborrförsöken i provyta E. Inverkan av rotationshastigheten på arbetskurvornas utseende. Försöksdjup: 3,75 m. (Obs. skaländringen vid en vridningsvinkel av 20°.)

Relationships between shear stress and angular rotation determined from the vane tests in test area E. Effect of speed of rotation on the shape of shear stress versus angular rotation curves. Testing depth: 3.75 m. (Note change in scale at an angular rotation of 20°.)

## 4           UNDERSÖKNING AV STÖRNINGSEFFEKTER VID PÅLSLAGNING

### 4.1           Introduktion

Tidigare har i avsnitt 2.3 en kort genomgång gjorts av litteraturuppgifter från fältstudier av portrycks- och totaltrycksförändringar till följd av påslagning i lös lera. Härvid finns beträffande portrycksmätningar ett relativt rikhaltigt litteraturmaterial. Vad avser mätningar in-situ av radiella totaltryck i jorden invid en påle föreligger det däremot en stor brist på försöksdata. I litteraturgenomgången har också refererats några undersökningar vid vilka man studerat de initiella och tidberoende skjuvhållfasthetsförändringarna i leran invid en slagen påle.

Som framgått av avsnitt 2.3 har ett antal författare teoretiskt analyserat spänningstillståndet i jorden invid en slagen påle. Dessa analyser har i huvudsak genomförts på basis av den beräkningsmodell som använts inom plasticitetsteorin vid härledningen av de ekvationer, vilka definierar spänningsfältet kring en expanderad cylindrisk kavitet i ett oändligt medium.

Syftet med den försöksserie som presenteras i detta kapitel har varit att

- studera de initiella och tidbundna förändringarna i spänningstillståndet i leran invid en "slagen" påle
- undersöka den initiella skjuvhållfasthetsreduktionen — omrörningsgraden — i leran närmast en påles mantelyta.

Naturligtvis har även ett stort intresse varit knutet till att pröva giltigheten hos de teoretiska samband, ekv. (13) - (18) och ekv. (22), som definierar förändringarna i spänningsfältet i en jord till följd av påslagning.

## 4.2 Utrustning och utförande

### 4.2.1 Allmänt

Försöken genomfördes vid provytorna C och D samt i punkt F, FIG. 21.

Vid provyta C installerades fyra 1,5 m långa aluminiumpålar. Pålarna drevs ned i leran inom djupintervallet 2 - 9,5 m under markytan. Pålarna var instrumenterade för uppmätning av såväl portryck som radiellt totaltryck i gränsytan påle/jord, FIG. 31a.<sup>1</sup>

I punkt F genomfördes en "sondering" till 17 m djup under markytan. Avsikten med denna försöksserie var att studera de initiala förhållandena med avseende på portrycksförändringar och omrörningsgrad i leran invid en påles mantelyta. Försöken genomfördes med en 1,5 m lång aluminiumpåle, vilken tidigare använts vid försöken i provyta C. Portrycksmätningar och bestämningar av pålens mantelbärighet gjordes på 11 nivåer med ett djupintervall av 1,5 m.

Vid provyta D slutligen installerades tre 7,5 m långa aluminiumpålar, vardera utrustad med bl. a. sex portrycksmätare, FIG 31b<sup>1</sup>.

### 4.2.2 Pålar

Pålarna sammanfogades av två halvcirkelformade, specialtillverkade aluminiumprofiler, FIG. 32. Profilerna tillverkades i längder om 7,5 m. Aluminiumlegeringens materialkvalitet motsvarar SIS 4104-06.

---

<sup>1</sup> Pålarna utrustades och kalibrerades på sådant sätt att axialkraftfördelningen vid en provbelastning skulle kunna bestämmas. Resultaten från dessa mätningar presenteras i avsnitt 5.4.



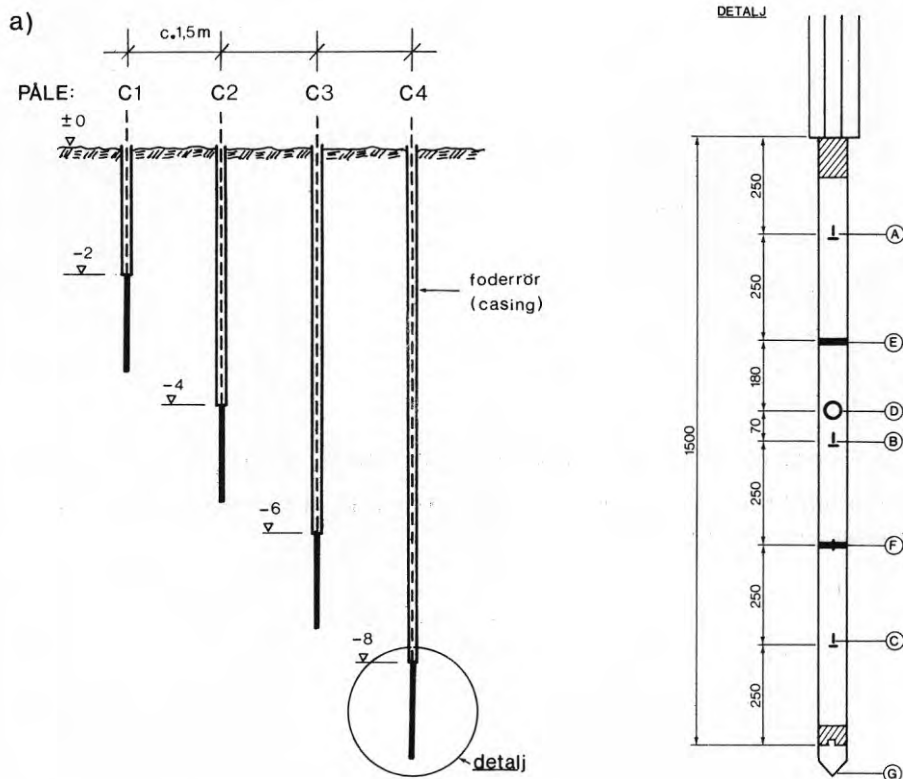


FIG. 31a. Installering av instrumenterade aluminiumpålar och foderrör i provyta C. Detaljer av en instrumenterad påle: A, B och C, mätnivåer för radiellt totaltryck; D, portrycksmätare; E, ribb; F, mätsektion för axialkraft; G, lös spets. (Mått i mm.)

Position of instrumented aluminum piles and casings in test area C. Details of an instrumented pile: A, B and C, measurement levels for total radial stress; D, pore pressure gauge; E, rib; F, measuring level for axial force in pile; G, removable tip. (Dimensions in mm.)

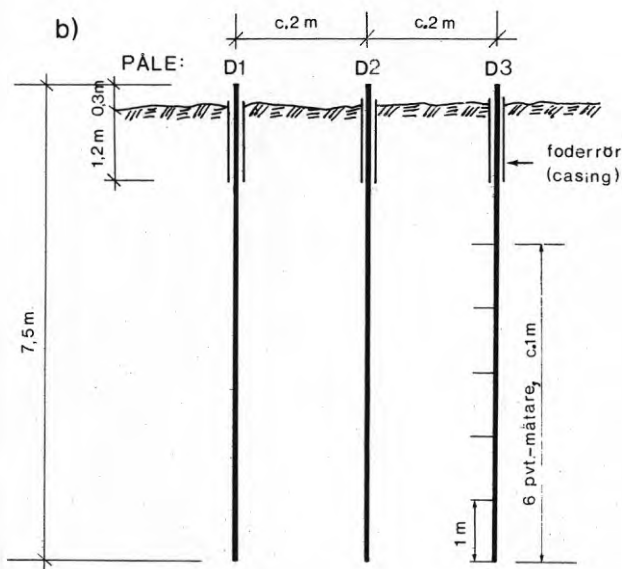


FIG. 31b. Installering av instrumenterade aluminiumpålar och foderrör i provyta D. Pålar instrumenterades vardera med bl.a. sex portrycksmätare c. 1 m.

Position of instrumented aluminum piles and casings in test area D. Each pile is instrumented with six pore pressure gauges on 1.0 m centres.

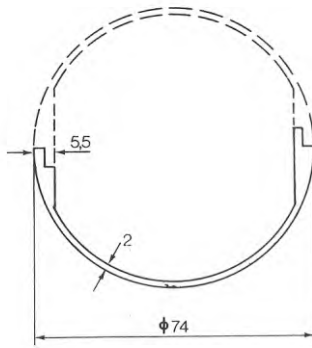


FIG. 32. Aluminiumprofil, använd för tillverkning av pålarna i provytorna C och D. (Mått i mm.)

The instrumented piles used in test areas C and D were made from an extruded aluminum section. (Dimensions in mm.)

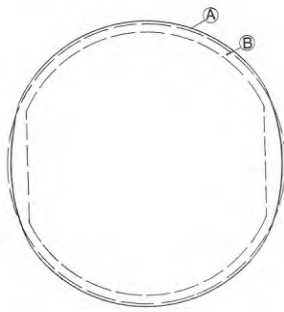


FIG. 33. Verklig och nominell form hos en påle, sammanfogad av två aluminiumprofiler (jfr FIG. 32). A, Verklig yttre begränsningslinje; B, nominell form.

Actual and nominal shape of a pile joined together of two aluminum sections (cf. FIG. 32). A, Actual shape; B, nominal shape.

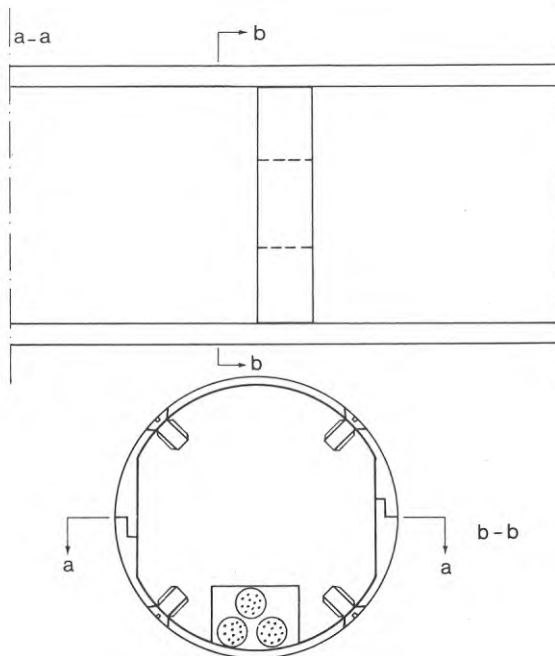


FIG. 34. Aluminiumprofilerna – pålhalvorna – sammanfogades med spant och skruvförband.

The aluminum sections – pile halves – were joined together by ribs and screw joints.

Pålarnas nominella ytterdiameter var 74 mm. Pålarnas utvändiga form avvek emellertid något från den föreskrivna cirkulära. Som framgår av FIG. 33 har pälens yttre begränsningslinje en svagt elliptisk form (storaxel = 37,5 mm resp. lillaxeln = 36,3 mm).

Pålarnas tvärsnittsarea  $A$ , är lika med  $5,85 \text{ cm}^2$ . Storleken av tvärsnittsarean valdes med utgångspunkt från att den axiella styvheten hos aluminiumpålen skulle motsvara styvheten hos en massiv träpåle med samma ytterdiameter som aluminiumpålen. Vid en E-modul hos aluminiumlegeringen av  $0,7 \cdot 10^8 \text{ kPa}$  får man att kvoten  $\left(\frac{1}{EA}\right)_{A1}$  blir lika med  $24,5 \cdot 10^{-6} (\text{kN})^{-1}$ .

För den tänkta massiva träpålen fås vid en E-modul hos träet av  $10^7 \text{ kPa}$  att  $\left(\frac{1}{EA}\right)_{\text{trä}}$  blir lika med  $23,2 \cdot 10^{-6} (\text{kN})^{-6}$ , dvs. praktiskt taget samma värde som ovan.

Sammanfogningen av aluminiumprofilerna gjordes genom tvärgående spant och skruvförband, FIG. 34. Spanten placerades med ett c/c-avstånd av 1 m i 7,5 m-pålarna resp. 0,5 m i 1,5 m-pålarna.

För att förhindra vattenläckage in i pålarna tätades alla skarvar och skruvhål omsorgsfullt med en elastisk fogmassa (Bostik polyuretanmassa, nr 2072).

#### 4.2.3 Mätanordningar

##### Portrycksmätare

Mätarens konstruktion samt inmonteringen av densamma i en påle framgår av FIG. 35 och 36. Portrycksmätaren har utvecklats av författaren och tillverkats vid institutionen för geoteknik med grundläggning, CTH. Själva mätenheten består av en fast inspänd, cirkulär aluminiumplatta med diametern 30 mm. Plattans tjocklek är ungefär lika med 0,8 mm. På plattans utsida

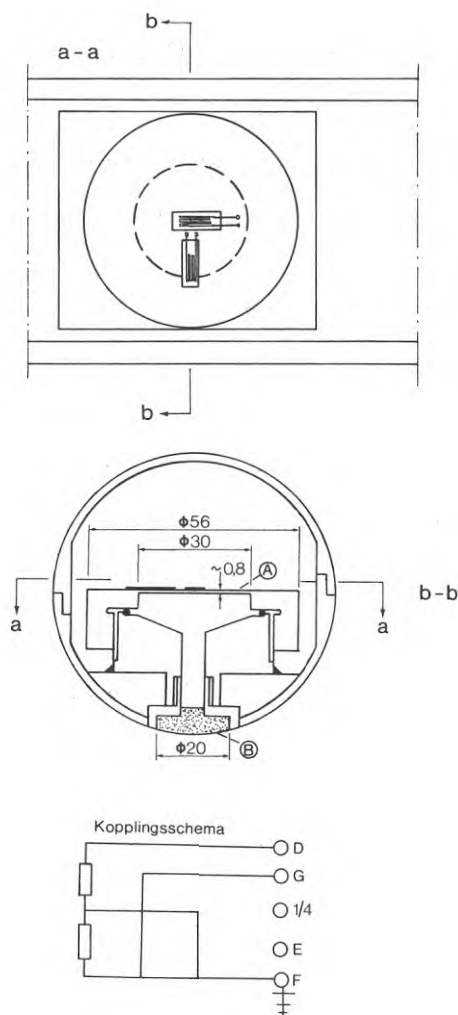


FIG. 35. Portrycksmätarens konstruktion och installering i en påle. A, Cirkulär platta försedd med två trådtöjningsgivare; B, filter. (Mått i mm.)

Sections through instrumented pile showing pore pressure gauge construction and installation. A, Circular disc furnished with two strain gauges; B, filter. (Dimensions in mm.)

(torra sida) har limmats två trådtöjningsgivare (HBM, typ 3/120 LP 23). Givarna har kopplats i en halvbygga, FIG. 35. En tryckmätare enligt samma princip som den beskrivna har tidigare konstruerats av bland andra Wenk Jr. (1950).

Då ett vattentryck verkar på plattan, uppkommer på plattans torra sida dragspänningar i centrum och tryckspänningar längs plattans rand. Vid en inkoppling av trådtöjningsgivarna enligt FIG. 35 motsvarar alltså den på en mätbygga avlästa töjningen, summan av töjningen hos var och en av de båda givarna.

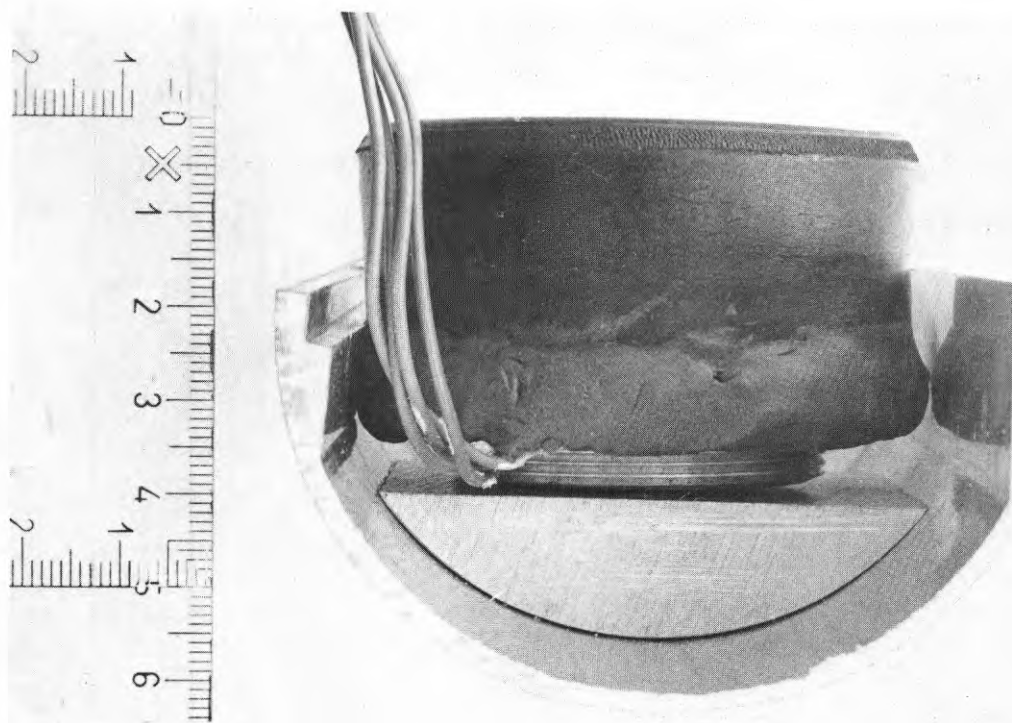
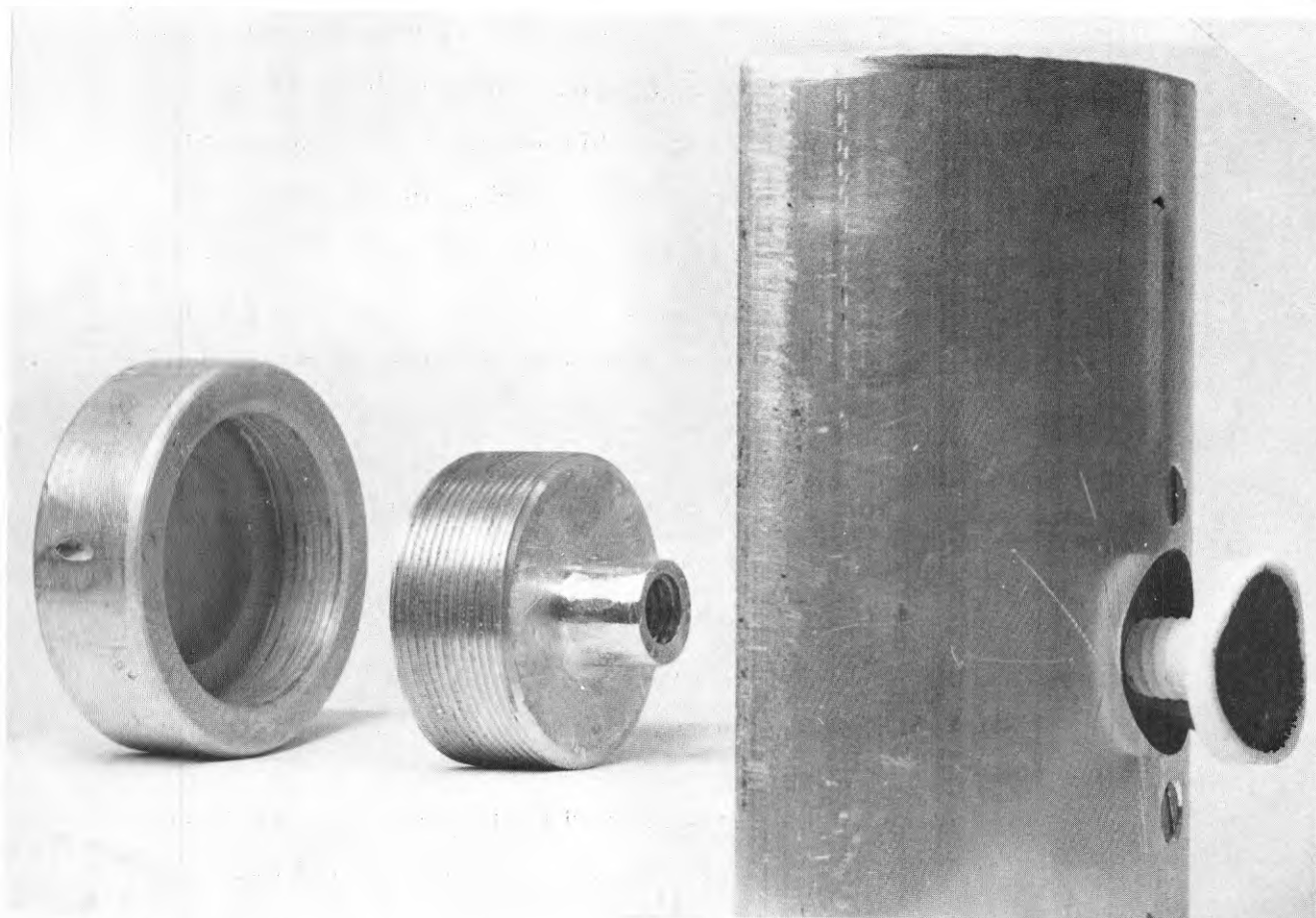


FIG. 36. Komponenter till portrycksmätaren och inmonteringen i en pålhalva (jfr FIG. 35).  
Components and assembly of a pore pressure gauge (cf. FIG. 35).

Filtret till portrycksmätaren tillverkades av en pulverblandning av kiselkarbid och epoxylim. Kiselkarbiden hade en kornstorlek i medeltal av 0,1 mm. Filterblandningen värmehärdades. För att erhålla en helt korrosionsbeständig filterkonstruktion tillverkades filterhållaren av teflon, FIG. 35 och 36. Portrycksmätarens invändiga begränsningsytor korrosionsskyddades genom en applicering av ett tunt lackskikt (Bofors, Bonosol E 40 i toluen).

För att korrekt kunna mäta de snabba portrycksförändringar som uppkommer i lera vid påslagning, fordras förutom ett väl avluftat mätsystem också att portrycksmätaren ej har för hög flexibilitet. Den beskrivna mätaren har en flexibilitet, definierad som en volymförändringsfaktor av ca  $5,5 \cdot 10^{-5} \text{ cm}^3/\text{kPa}$ .

Portrycksmätarna kalibrerades med hjälp av celltrycksutrustningen till en triaxialapparat. Ett typiskt resultat från en kalibrering visas i FIG. 37. Sambandet mellan avläst mätvärde och tryckändring är linjärt inom tryckområdet 0-300 kPa och kan i det visade fallet tecknas  $5,5 \mu\text{-strain}/\text{kPa}$ .

Vid kalibreringen i laboratoriet samt vid fältförsöken användes en batteridrivna töjningsmätare (Peekel, Typ B 105).

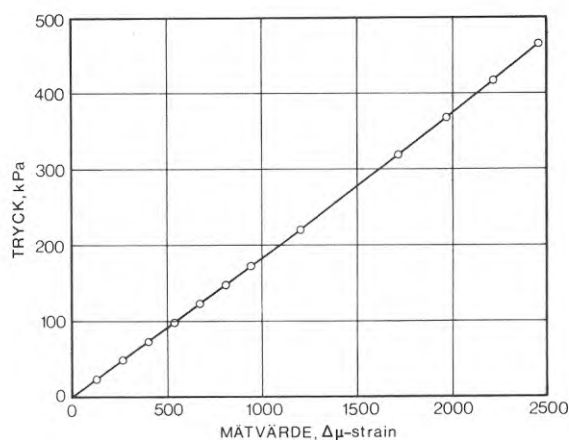


FIG. 37. Typisk kalibreringskurva för en portrycksmätare.

Typical calibration curve – indicator deflection ( $\Delta\mu\text{-strain}$ ) versus pressure – for a pore pressure gauge.

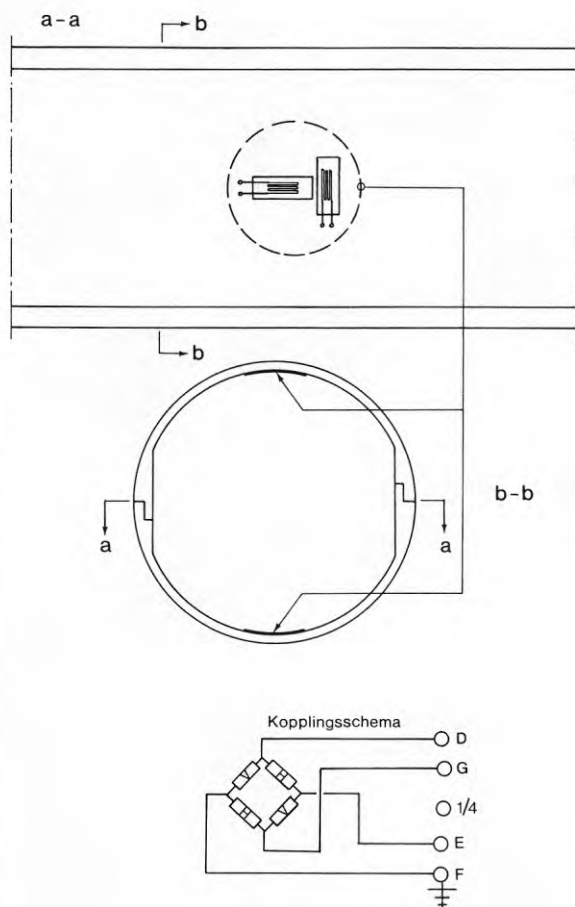


FIG. 38. Instrumentering vid mätnivåerna A, B och C, avsedd för registrering av radiellt totaltryck; pålar i provyta C.

Sections through instrumented pile showing instrumentation used for total radial stress measurements; piles in test area C.

### Anordningar för totaltrycksmätning

Att utföra en korrekt jordtrycksmätning är som bekant en mycket svårlöst uppgift. Man har vid olika undersökningar funnit att en rad skilda faktorer påverkar mätresultaten.

Jordtrycket mot en konstruktion kan bestämmas dels indirekt genom att exempelvis mäta spänningstillståndet i konstruktionen, dels direkt genom användande av jordtrycksceller.

I detta fall gjordes ett försök att bestämma det radiella totaltrycket mot en påles mantelyta, utgående från uppmätta förändringar av spänningstillståndet i pålväggen. Valet av denna mät-

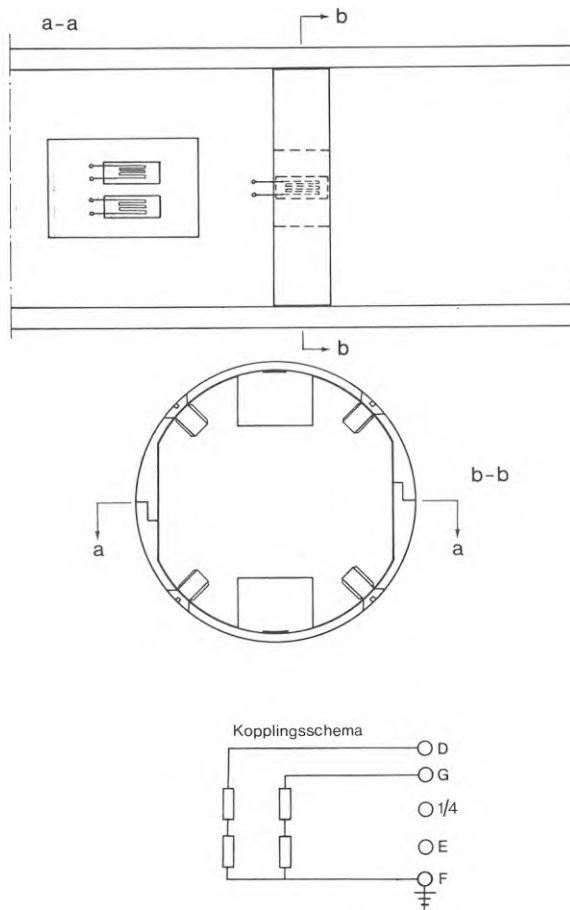


FIG. 39. Instrumentering vid mätsektion, avsedd för registrering av axialkraft; pålar i provyta C. Sections through instrumented pile showing instrumentation used for pile axial force measurements; piles in test area C.

metod motiverades bl. a. av att det bedömdes vara svårt att tillverka en mätcell vars yttre begränsningsyta kunde göras konform med pålens mantelyta.

Som schematiskt visats i FIG. 31a instrumenterades de 1,5 m långa pålarna i provyta C för en mätning av det radiella totaltrycket på tre nivåer med c/c-avståndet 0,5 m. Instrumenteringen på dessa mätnivåer utgjordes av fyra trådtöjningsgivare (HBM, typ 6/120 LP 23) kopplade i en helbrygga. Placeringen av givarna i en mätsektion framgår av FIG. 38. Vid en mätning av det radiella totaltrycket in-situ måste de avlästa mätvärdena korrigeras med hänsyn till inverkan av eventuella axialkrafter i pålen. För detta ändamål försågs pålarna också



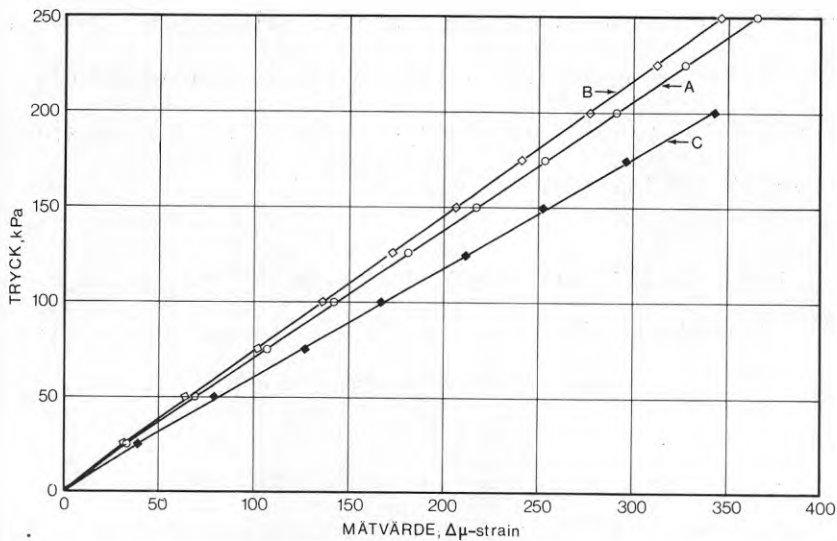


FIG. 40. Typiska kalibreringskurvor – avläst mätvärde (» $\Delta\mu$ -strain») som funktion av radiellt tryck – för instrumenteringen vid mätnivåerna A, B och C. Pålar i provyta C (jfr FIG. 31a).

Typical calibration curves – indicator deflection (» $\Delta\mu$ -strain») versus radial pressure – for the instrumentation at measurement levels A, B and C. Piles in test area C (cf. FIG. 31a).

med en mätsektion för axialkraftmätning, FIG. 31a. På denna mätnivå är pålsektionen lokalt förstyvad i ringled med ett 15 mm tjockt spant, FIG. 39. Instrumenteringen utgörs av två vertikalt placerade trådtöjningsgivare (HBM, typ 6/120 LP 23). Givarna är inkopplade i en halvbygga. På denna mätnivå påverkas de avlästa mätvärdena, till följd av pålens lokalt höga styvhet i ringled, endast i mycket ringa grad av förändringar i radiellt totaltryck.

Instrumenteringen för mätning av radiella totaltryck kalibrerades med hjälp av lufttryck varvid pålen inneslöt i en armerad gummislang. Typiska kalibreringsdata framgår av FIG. 40. Sambandet mellan avläst mätvärde och tryckändring kan i detta fall tecknas 1,4 - 1,6  $\mu$ -strain/kPa. Denna mätanordning har alltså en avsevärt mindre känslighet än portrycksmätaren.

Om påltvärsnittet utvändigt hade haft en perfekt cirkulär form samt om godstjockleken varit konstant, skulle ett jämnt fördelat radiellt tryck endast ge upphov till normalspänningar i ringled i pålväggen. Påltvärsnittets verkliga form medför

emellertid att även moment uppkommer i pålväggen. Med den aktuella givarplaceringen innebär detta att de registrerade mätvärdena mer än fördubblas jämfört med de värden som skulle erhållits enbart till följd av en normalkraft.

Pålväggens radiella förskjutningar till följd av ett jämnt fördelat radialtryck uppmättes till  $8 \cdot 10^{-3}$  à  $12 \cdot 10^{-3}$  mm vid en tryckökning av 100 kPa. Dessa värden motsvarar 0,11 à 0,16 ‰ av påldiametern.

Denna deformation av påltvärsnittet bedömdes ej kunna ha någon inverkan på fördelningen av det radiella trycket i jorden kring pålen. Detta gäller speciellt med tanke på att de största radiella trycken kunde förväntas uppkomma i anslutning till nedsättningen av en påle i vilket fall leran till följd av omrörning har en mycket lös konsistens. Om trots detta det effektiva radiella trycket i verkligheten ej är jämnt fördelat runt pålens periferi registreras ett tryck som antingen är lägre eller högre än det rätta medeltrycket. Några olika fall av fördelning kring en påle av det radiella effektivtrycket samt konsekvenserna härav illustreras i FIG. 41.

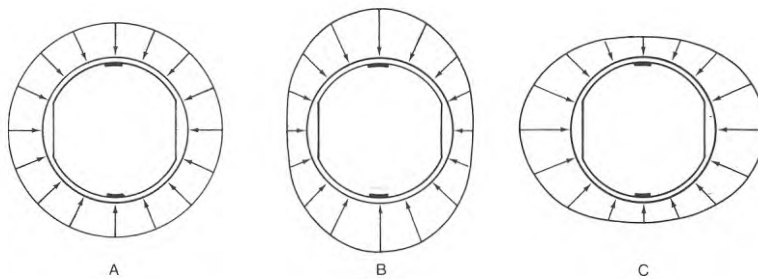


FIG. 41. Inverkan av fördelningen hos det radiella effektivtrycket i jorden kring en instrumenterad påle på registrerade mätvärden: A, korrekt registrering; B, »underregistrering»; C, »överregistrering».

Effect of effective radial pressure distribution in soil surrounding an instrumented pile on registered pressures: A, correct registration; B, »underregistration»; C, »overregistration».

#### 4.2.4 Försöksutförande

##### Provyta C

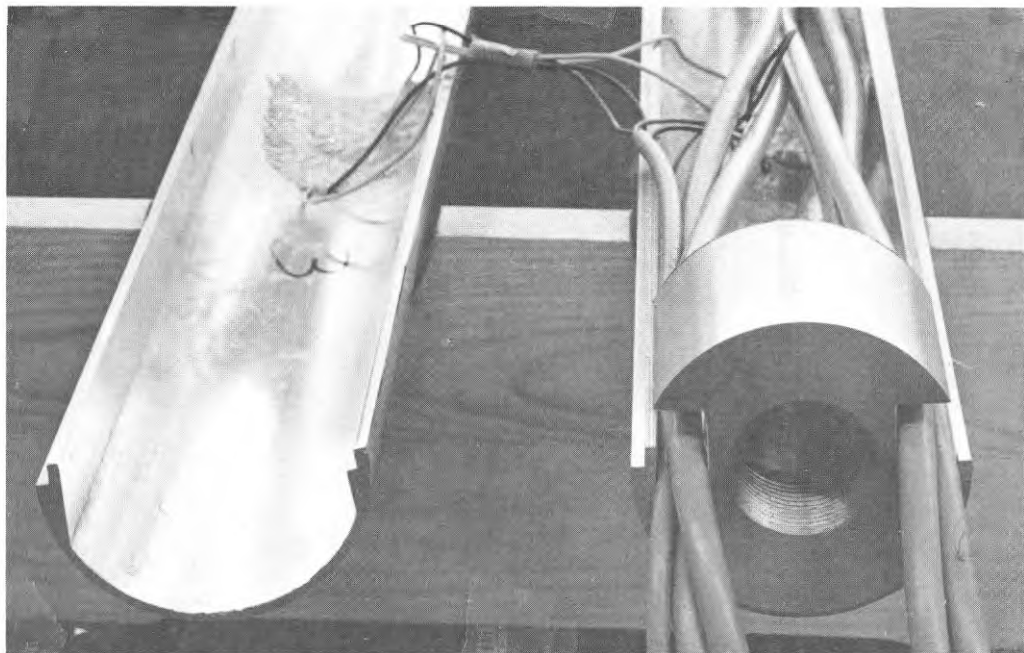
Som tidigare visats, FIG. 31a, installerades de fyra 1,5 m långa pålarna inom djupintervallet 2 - 9,5 m under markytan. Före pålarnas nedsättning hade hål förborrats ned till ett djup, motsvarande "pålhuvudernas" nivå. Hålen vattenfylldes och försågs med foderrör.

Vid installeringen av pålarna fick dessa först hänga i ca 1 h strax ovan botten i de vattenfyllda foderrören. I detta läge då pålarna var utsatta för ett känt yttre vattentryck gjordes nollavläsningar av samtliga givare. Med detta försöksutförande kunde man bl. a. undvika störande inverkan på mätresultaten av temperaturändringar. Vidare fick man en kontroll på att mät-systemet för registrering av tryckändringar fungerade normalt.

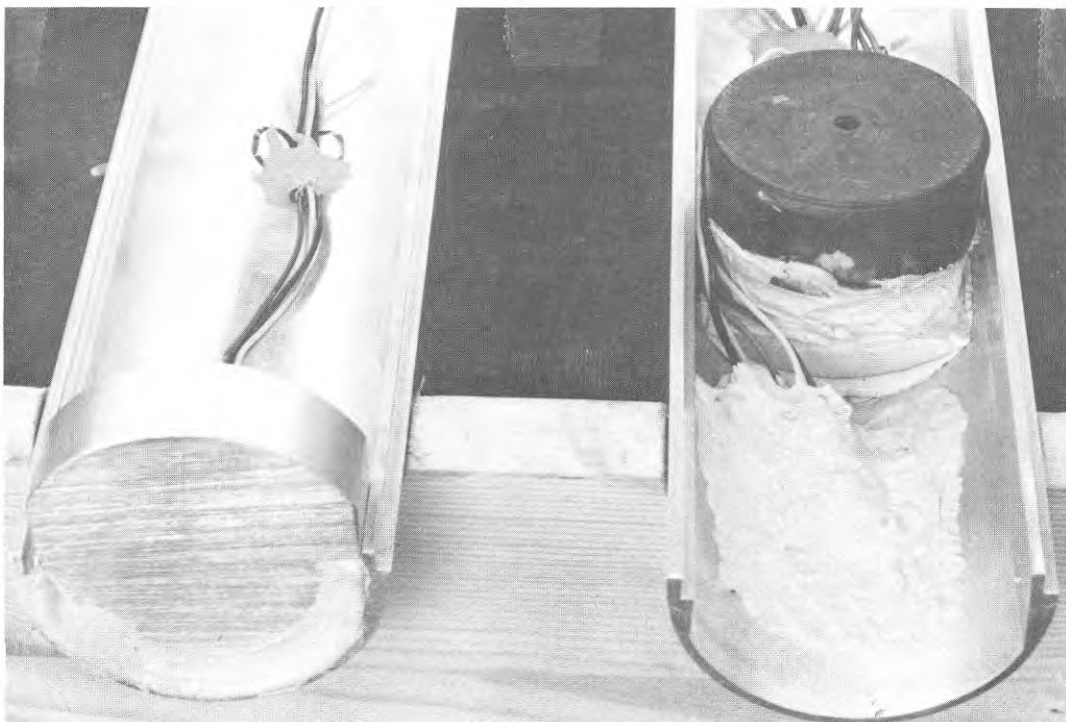
Stor omsorg ägnades att tillse att portrycksmätarna och filtren var helt vattenfyllda. Filtren monterades under vatten i anslutning till nedsättningen av pålarna. Dessförinnan hade de kokats i destillerat vatten. Vidare fylldes portrycksmätarna med avkokt destillerat vatten.

Neddrivningen av pålarna i leran gjordes statistiskt med hjälp av en valsdomkraft. Tidsåtgången för detta arbetsmoment var endast ca 1 min.

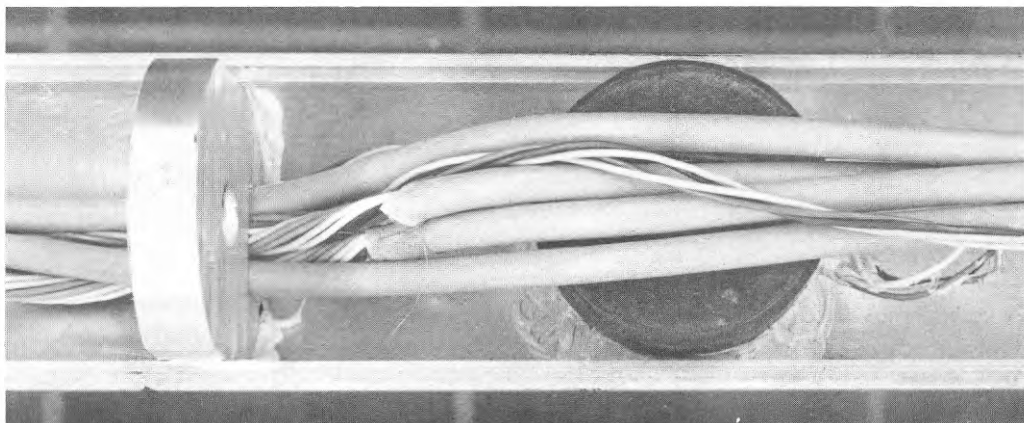
Så snart pålarna var på plats påbörjades avläsningarna av de olika mätanordningarna. Det närmaste dygnet efter nedsättningen gjordes kontinuerliga avläsningar. En noggrann uppföljning av förändringarna i mätvärdena gjordes ända fram till provbelastningen av pålarna, dvs. under en tidrymd av ca 1 månad.



a)



b)



c)

FIG. 42. Detaljer av en instrumenterad påle i provyta D. a) Pålhuvud; b) pålspets och portrycksmätare; c) spant, elkablar och portrycksmätare.

Details of an instrumented pile in test area D. a) Pile head; b) pile tip and pore pressure gauge; c) rib, electric cables and pore pressure gauge.

### Provyta D

Denna försöksserie omfattade mätningar av portrycksförändringar i leran till följd av påslagning. De 7,5 m långa aluminiumpålarna var vardera utrustade med sex portrycksmätare, placerade c/c 1,0 m, FIG. 31 b. Några detaljfoton tagna före sammanfogningen av pålarna visas i FIG. 42.

Pålarna drevs ned i leran statiskt med hjälp av en specialtillverkad skruvdomkraft, FIG. 43. Den erforderliga tiden för neddrivningen varierade mellan 3 - 4 h.

För att tillse att portrycksmätarna och filtren var helt vattenmättade vid pålarnas neddrivning tillämpades samma arbetsmetodik som vid neddrivningen av pålarna i provyta C.

### Försökspunkt F

Denna mätning genomfördes som ett komplement till undersökningarna i provytorna C och D vilka innefattar ett djupintervall inom vilket lerans geotekniska egenskaper, som tidigare visats, är tämligen ensartade. Det bedömdes därför vara av intresse att även studera portrycksförändringarna i leran på större djup, där framför allt den odränerade skjuvhållfastheten uppvisar en markant tillväxt (se FIG. 24). Försöken utfördes som en "sondering" med en 1,5 m lång instrumenterad aluminiumpåle som tidigare använts i provyta C. Portrycksobservationer gjordes på 11 nivåer ned till ett djup av 17 m under markytan. Avståndet mellan provningsnivåerna var 1,5 m. Mätvärdena avlästes 1 min efter det att pålen installerats på en provningsnivå.

I anslutning till portrycksmätningarna gjordes även på de skilda provningsnivåerna bestämningar av pålens initiella mantelbäringhet. Mätningarna genomfördes för att studera lerans omrörningsgrad. Försöken utfördes vid en vertikal förskjutningshastighet av ca 15 mm/min.

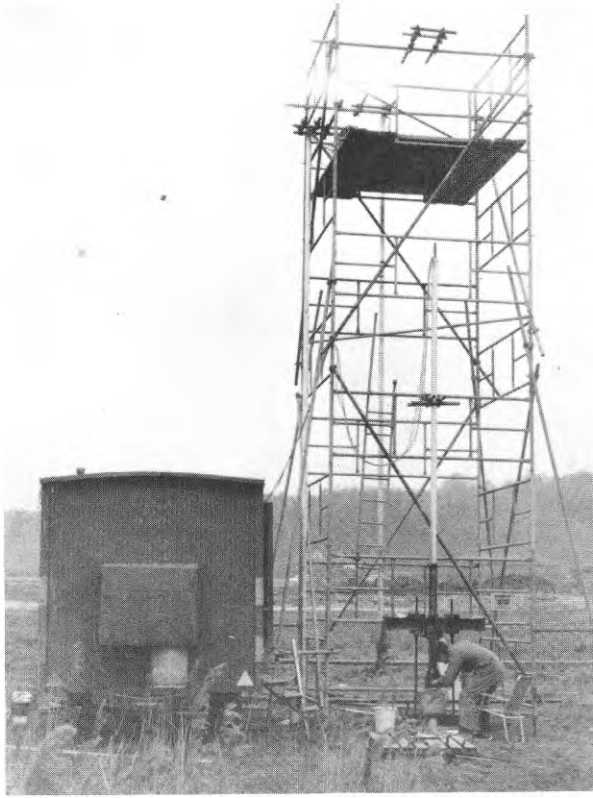


FIG. 43. Neddrivning av pålarna i provyta D.  
Driving of piles in test area D by means of a screw jack.

### 4.3 Försöksresultat

De initiella portryck som uppmättes i anslutning till påldrivningen i provytorna C och D samt i punkt F redovisas i FIG. 44 - 46.

I FIG. 47 - 48 visas porövertrycken i leran invid pålarna som funktion av tiden efter pålningen. I diagrammen är tidsaxeln ritad i logaritmisk skala. De redovisade resultaten avser de mätningar som utförts i provytorna C och D.

Tidförloppen hos de uppmätta radiella totaltrycken i leran invid pålarna i provyta C framgår av FIG. 49 a-d. I jämförande syfte visas även i dessa figurer utjämningsförloppen för porövertrycken, uppmätta i leran invid pålarnas mittsektion (jfr FIG. 47).

Resultaten från mätningarna i punkt F av den använda provpålens initiella mantelbärighet som bestämts på 11 olika provningsnivåer visas i FIG. 50. I denna figur visas även i jämförande syfte variationen med djupet av lerans laboratorieomrörda skjuvhållfasthet enligt konprovet.

En del signifikanta resultat som presenterats i FIG. 44 - 50 kommer att diskuteras närmare i den fortsatta framställningen.

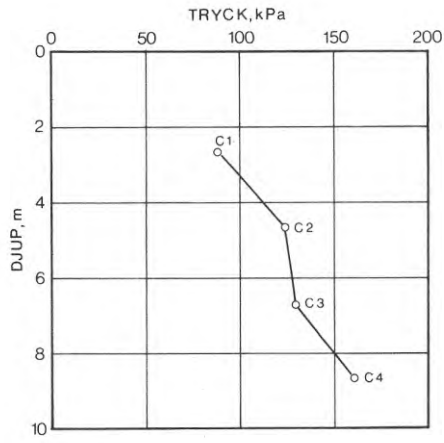


FIG. 44. Initiella portryck, uppkomna vid neddrivningen av pålarna C1–C4.  
Distribution with depth of initial pore pressures set up by driving the piles C1–C4; test area C.

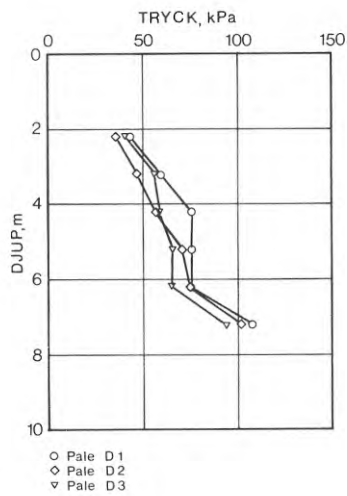


FIG. 45. Initiella portryck, uppkomna vid neddrivningen av pålarna D1–D3. ○, Påle D1;  
◇, påle D2; ▽, påle D3.  
Distribution with depth of initial pore pressures set up by driving the piles D1–D3; test area D.  
○, Pile D1; ◇, pile D2; ▽, pile D3.



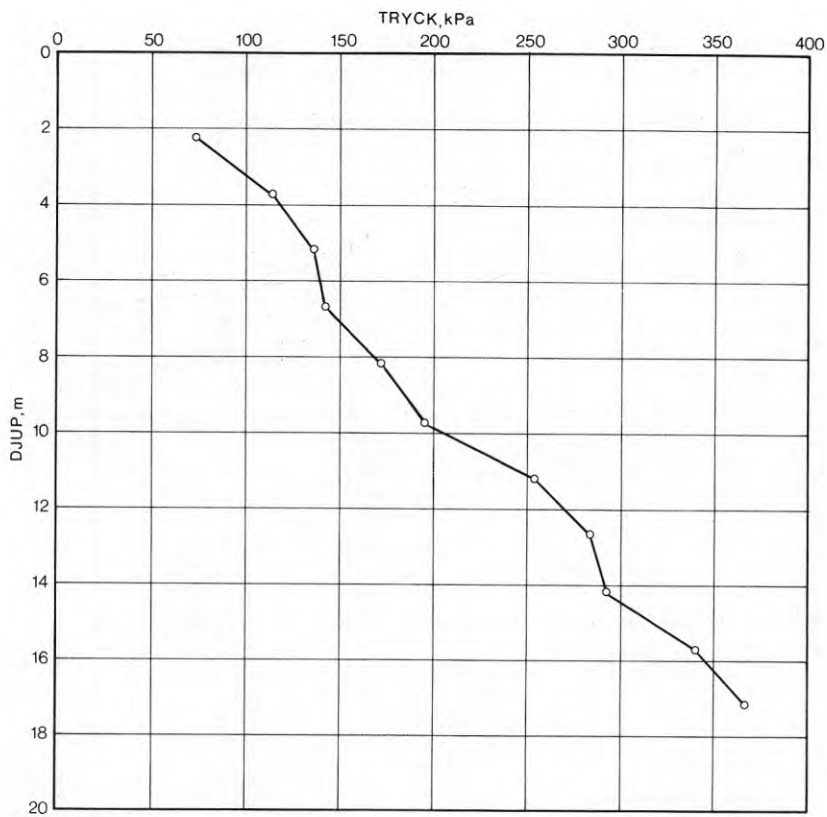


FIG. 46. Initiella portryck, registrerade vid »sonderingen» med den 1,5 m långa provpålen i försökspunkt F.

Distribution with depth of initial pore pressures developed during driving the 1.5 m long test pile in point F (cf. FIG. 21).

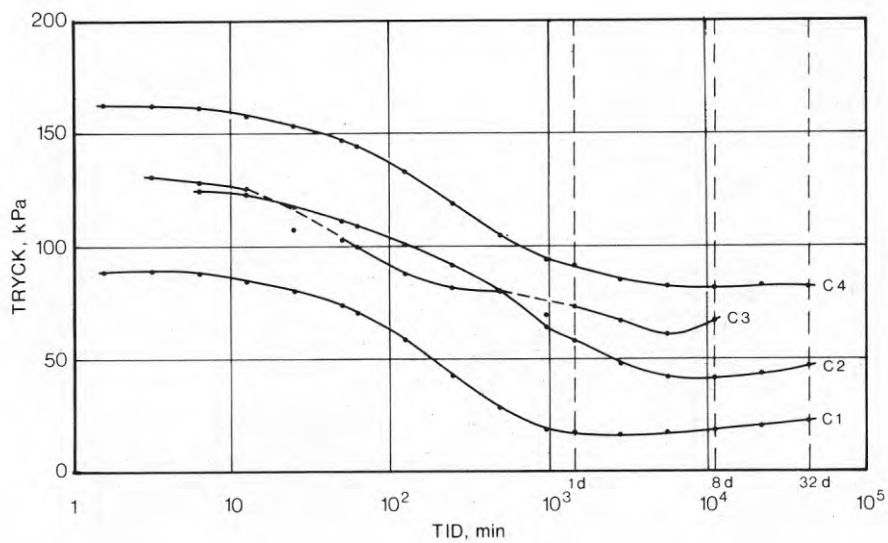


FIG. 47. Tidförlopp för portrycksutjämningen i jorden invid pålarna C1–C4.

Pore pressure dissipation – pore pressure/time curves – in soil adjacent to the piles C1–C4.

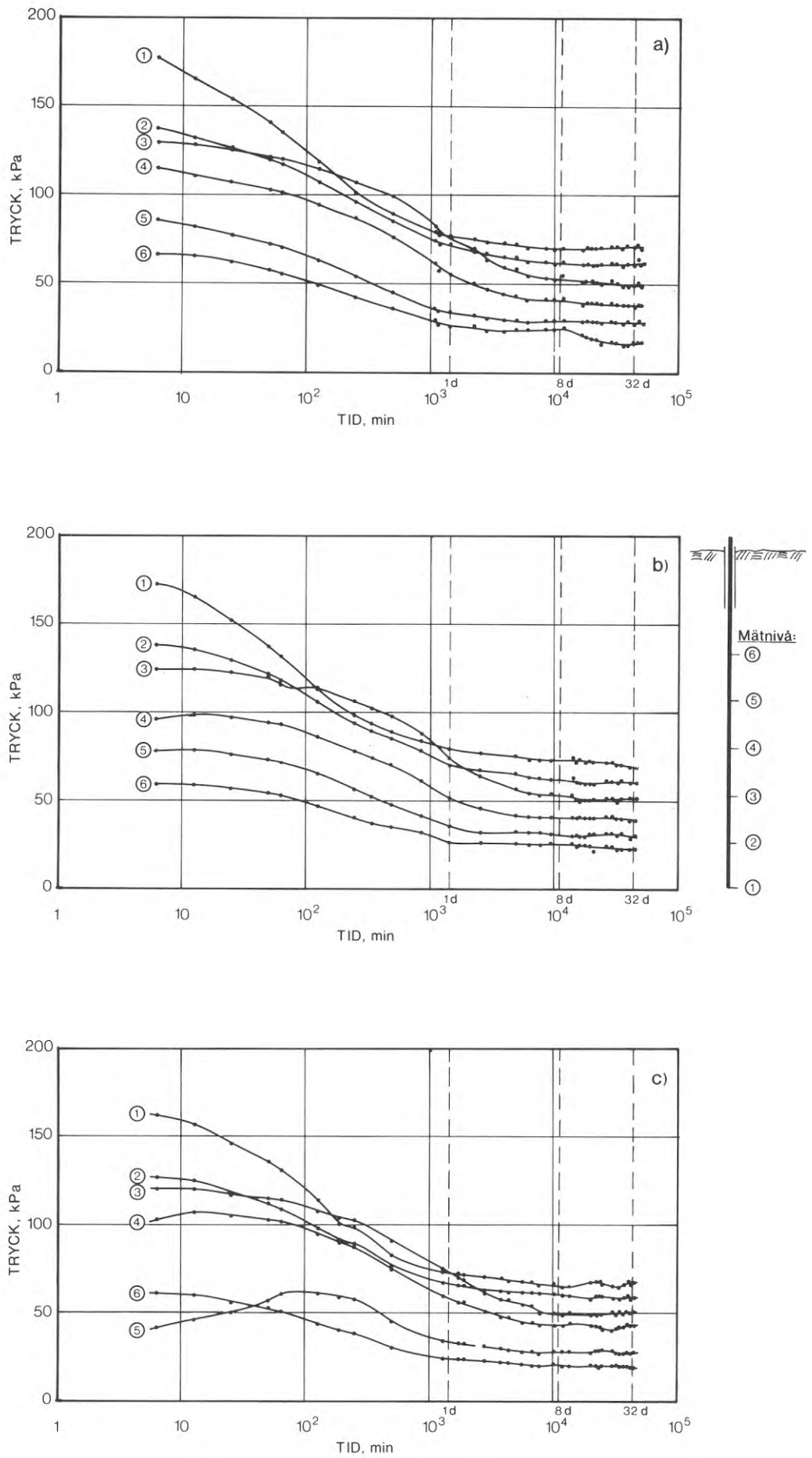


FIG. 48. Tidförlopp för portrycksutjämningen i jorden invid pålarna D1–D3. a) Påle D1; b) påle D2; c) påle D3.

Pore pressure dissipation – pore pressure/time curves – in soil adjacent to the piles D1–D3. a) Pile D1; b) pile D2; c) pile D3.

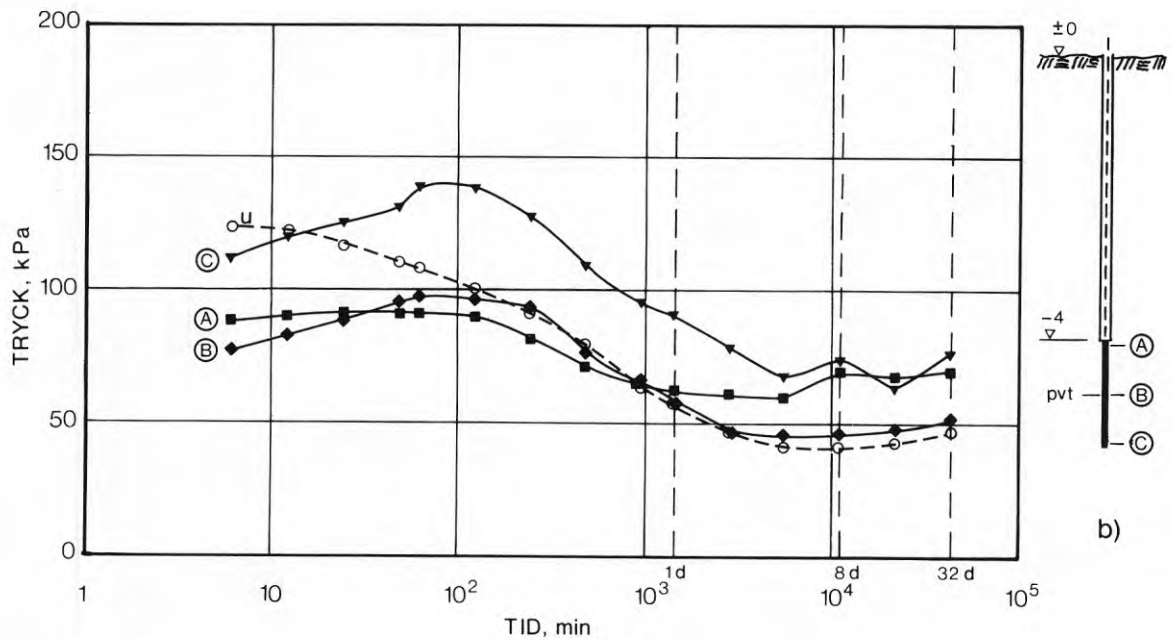
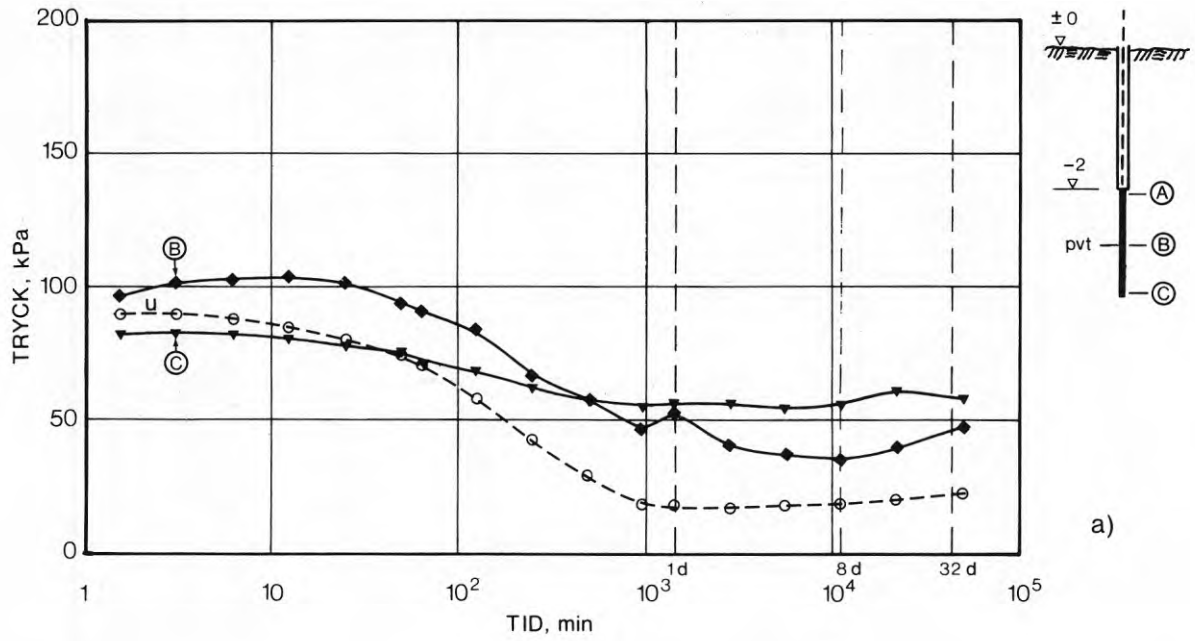


FIG. 49a–b. Uppmätta radiella totaltryck och portryck som funktion av tiden efter neddrivningen av pålarna C1–C2. a) Påle C1; b) påle C2; —, radiellt totaltryck; - - -, portryck (jfr FIG. 47).

Measured radial total pressures and pore pressures versus time after driving of piles C1–C2. a) Pile C1; b) pile C2; —, radial total pressure; - - -, pore pressure (cf. FIG. 47).

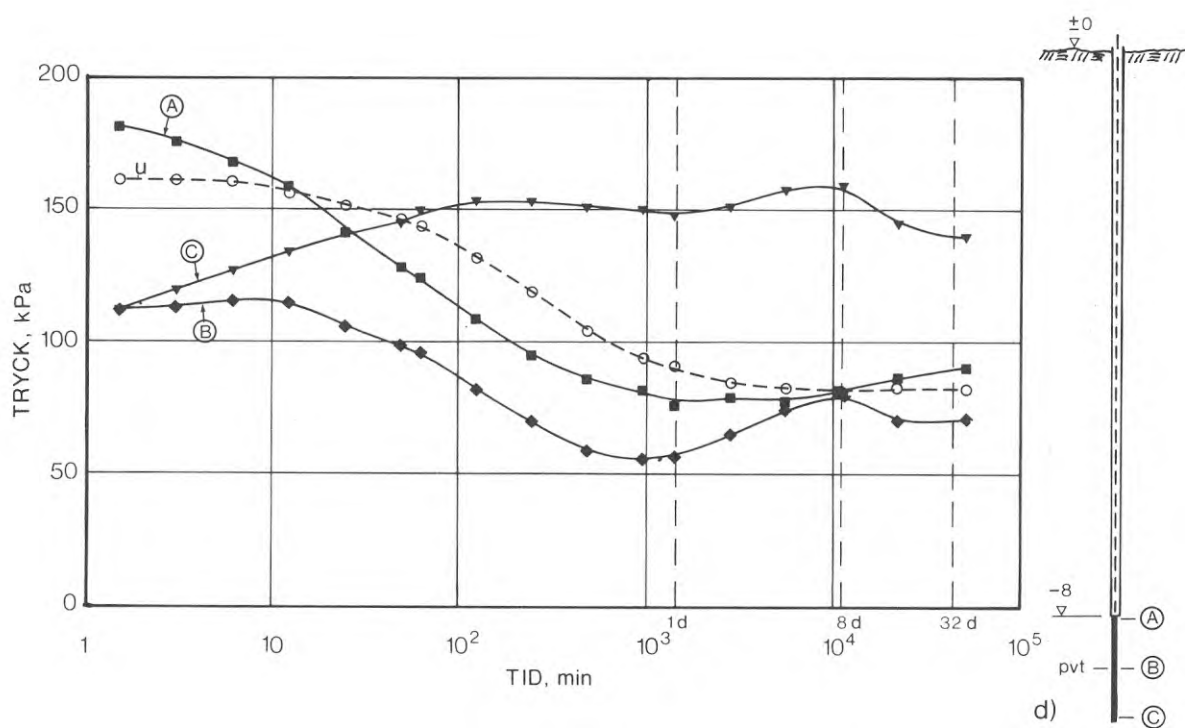
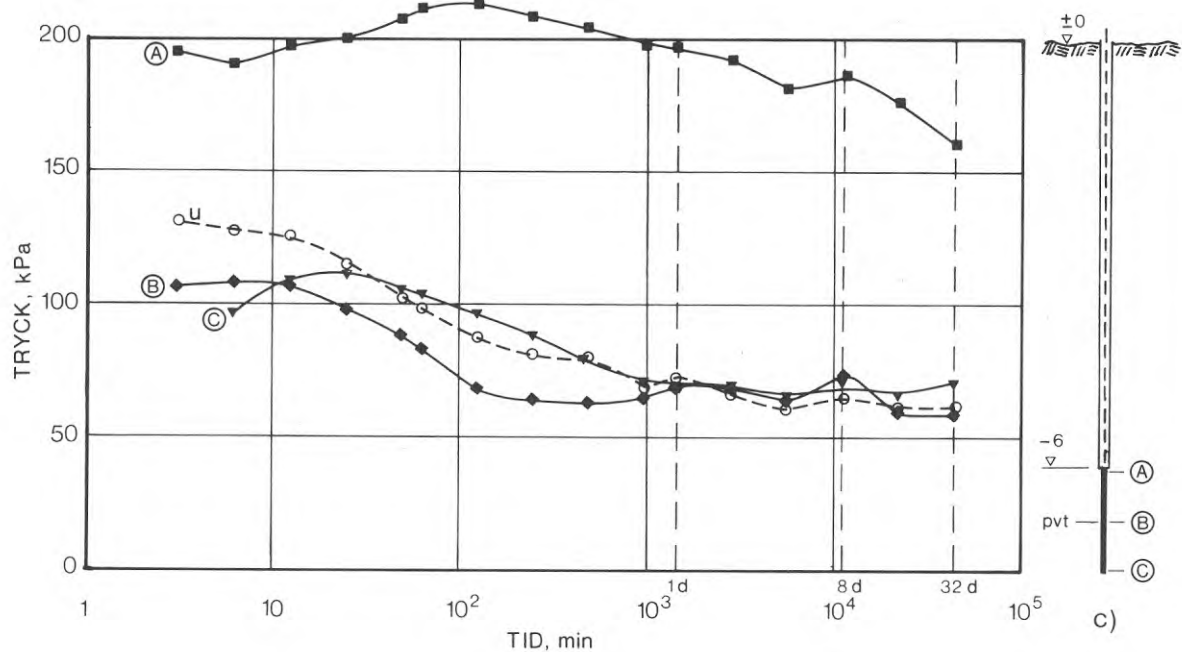


FIG. 49c–d. Uppmätta radiella totaltryck och portryck som funktion av tiden efter neddrivningen av pålarna C3–C4. c) Pål C3; d) pål C4; —, radiellt totaltryck; - - -, portryck (jfr FIG. 47).

Measured radial total pressures and pore pressures versus time after driving of piles C3–C4. c) Pile C3; d) pile C4; —, radial total pressure; - - -, pore pressure (cf. FIG. 47).

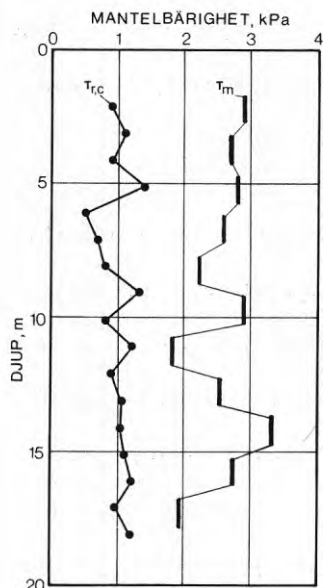


FIG. 50. Variationen med djupet under markytan av den initiella mantelbärigheten ( $\tau_m$ ) hos provpålen i försökspunkt F. I jämförande syfte visas även variationen med djupet av lerans omrörda skjuvhållfasthet ( $\tau_{r,c}$ ) enligt konprovet. | , Initiell mantelbärighet; ●, omrörd skjuvhållfasthet enligt konprovet.

Variation with depth of initial skin frictional resistance ( $\tau_m$ ) shown by tests on the 1.5 m long test pile in point F. Comparison of skin frictional values and remoulded shear strength ( $\tau_{r,c}$ ) obtained from fall-cone tests. | , Initial skin frictional resistance; ●, remoulded shear strength.

#### 4.3.1 Portryck

##### Initiella portryck

Som framgår av FIG. 44 - 46 uppvisar mätresultaten från de olika pålarna en god samstämmighet vad avser storleken av de initiella portrycken invid pålarnas mantelytor. Vid pålarna D1 - D3 har i medeltal ett något lägre initialportryck registrerats än vid pålarna i provyta C samt vid "sonderingen" i punkt F. Detta förhållande måste förklaras av att tiden för pålarnas ned-

drivning i detta fall uppgick till 3 à 4 h och att därför rekonsolideringen av leran redan vid första avläsningstillfället medfört en reduktion av de maximala portrycken.

Av FIG. 47 - 48 framgår att portrycksregistreringarna huvudsakligen ej uppvisar någon tidfördröjningseffekt ("time lag"), dvs. maximala portrycksvärden avläses direkt efter nedsättningen av en påle. Endast i ett fall, påle D3 mätare nr 5 (FIG. 48c), har en nämnvärd ökning av portrycken den närmaste tiden efter påldrivningen registrerats. Denna effekt beror med största sannolikhet på att mätsystemet i detta fall ej varit helt avluftat.

Vid de tidigare teoretiska utredningarna i avsnitt 2.3 fann vi att förändringarna av spänningsfältet i en jordmassa till följd av pålslagning kunde bestämmas med ledning av jordens skjuvhållfasthet och elasticitetsmodul. Härledningen av de teoretiska uttrycken härför baserades dels på ett antagande om plant deformationstillstånd i jorden, dels på att jorden kunde betraktas som ett inkompressibelt medium. Man kunde vidare, utgående från jordens portrycksparametrar, härleda ett uttryck för den initiala portrycksförändringen i jorden kring en påle.

I verkligheten rådet det ej ett renodlat plant deformationstillstånd i jorden invid en slagen påle. På ringa djup under markytan kan man i stället utgå från att tillståndet i jorden i huvudsak karakteriseras av ett plant spänningstillstånd. På ökande djup däremot torde förskjutningarna i jorden kring en påle alltmer närma sig ett plant deformationstillstånd.

I en vattenmättad lera torde antagandet om ett inkompressibelt medium äga godtagbar giltighet. Om leran dessutom är sensitiv kan man med tillräcklig noggrannhet utgå från att det radiella tillskottstrycket — "expansionstrycket"  $\Delta p_u$  — i den kraftigt störda jorden närmast en påles mantelyta initialt helt tas upp i

form av porövertryck<sup>1</sup>, dvs.

$$\Delta p_u = (\Delta \sigma_r)_{\max} = \Delta u \quad (29)$$

Att antagandet enligt ekv. (29) äger giltighet har, som tidigare nämnts, kunnat konstateras vid fältmätningar av bland andra Koizumi & Ito (1967).

Eftersom det ursprungliga radiella totaltrycket i jorden kan tecknas

$$\sigma_r = K_0 \sigma'_0 + u_0$$

definieras porövertrycket  $\Delta u$  av sambandet

$$\Delta u = u_{\text{tot}} - K_0 \sigma'_0 + u_0$$

Ett troligt värde på jordtryckskoefficienten  $K_0$  kan i detta fall antas ligga inom intervallet 0,5 - 0,6.

Om variationen i elasticitetsmodulen  $E_f$ , i en jordprofil kan tecknas som en funktion av den odränerade skjuvhållfastheten enligt ekvationen

$$E_f = k \tau_f \quad (31)$$

där  $k$  = konstant

finner man av ekv. (13) och (29) att det initiella porövertrycket vid ett idealt elastiskt-plastiskt jordmaterial kan tecknas

$$\Delta u = \tau_f \left\{ 1 + \ln \left[ \frac{k}{2(1+\nu)} \right] \right\} \quad (32)$$

<sup>1</sup> Som framgått av FIG. 49 erhöles vid totaltrycksmätningarna i provyta C nästan genomgående en underregistrering av det initiella, radiella totaltrycket i förhållande till portrycket. Dessa resultat tas upp till en närmare diskussion i det följande avsnittet 4.3.2.

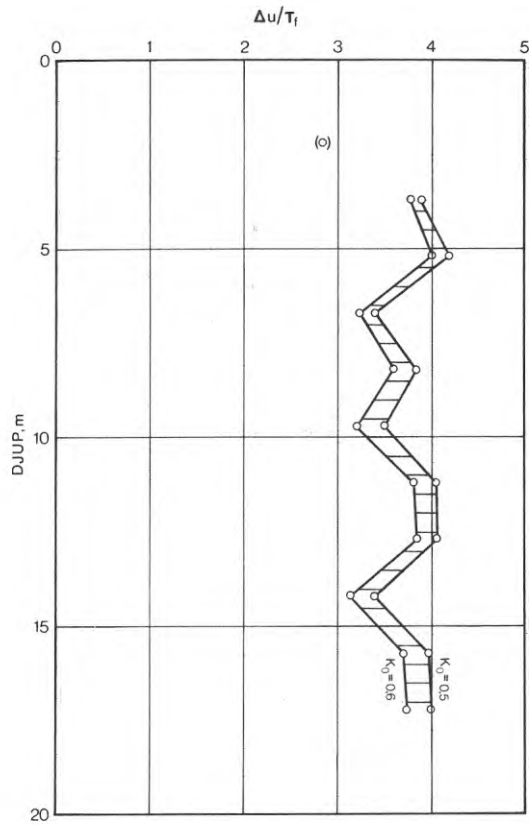


FIG. 51. Variationen med djupet under markytan av kvoten  $\Delta u / \tau_f$ , där  $\Delta u$  = initialt porövertryck och  $\tau_f$  = odränerad skjuvhållfasthet. Resultat från »sonderingen» vid försökspunkt F (jfr FIG. 46).

Variation with depth of the ratio  $\Delta u / \tau_f$ , where  $\Delta u$  = initial excess pore pressure and  $\tau_f$  = undrained shear strength obtained from vane tests. Results from measurements made by means of the 1.5 m long test pile in point F (cf. FIG. 46).



Detta innebär att kvoten  $(\Delta u/\tau_f)$ , förutsatt att ekv. (31) äger giltighet, bör ha ett tämligen konstant värde inom en jordprofil.

I FIG. 51 visas variationen med djupet under markytan av kvoten  $(\Delta u/\tau_f)$  bestämd med ledning av resultaten av portrycksmätningarna vid försökspunkt F. Skjuvhållfasthetsvärdena  $\tau_f$ , representeras härvid av de vingborresultat som tidigare redovisats i FIG. 24. Värdet på  $\Delta u$  har beräknats med utgångspunkt från de båda  $K_0$ -värdena 0,5 och 0,6.

Trots att man inom det undersökta djupintervallet har en relativt stor variation av den odränerade skjuvhållfastheten (skjuvhållfasthetsintervall 16-38 kPa) varierar värdet på  $(\Delta u/\tau_f)$  inom ganska snäva gränser. Medelvärdet av kvoten  $(\Delta u/\tau_f)$  kan beräknas till 3,8 vid ett  $K_0$ -värde av 0,5 resp. 3,6 vid ett  $K_0$ -värde av 0,6. Enligt ekv. (13) motsvaras dessa värden vid ett idealt elastiskt-plastiskt jordmaterial av en elasticitetsmodul inom intervallet

$$39 \leq E_f/\tau_f \leq 51$$

Utgående från en ideal elastisk-plastisk jord är ovanstående värden på elasticitetsmodulen orimligt låga. De tidigare redovisade triaxialförsöken gav vid handen att lerans E-modul är av storleksordningen

$$300 \leq E_f/\tau_f \leq 400$$

Med dessa värden insatta i ekv. (13) fås teoretiskt att värdet på  $(\Delta u/\tau_f)$  vid ett idealt elastiskt-plastiskt jordmaterial skall ligga inom intervallet

$$5,2 \leq \Delta u/\tau_f \leq 5,9$$

dvs. avsevärt högre värden än de som uppmätts. Denna avvikelse måste givetvis till den största delen förklaras av att jorden i verkligheten uppträder som ett deformationsmjuknande medium. Inverkan härav kan uppskattas med hjälp av ekv. (22), som finns presenterad grafiskt i FIG. 17. En förutsättning för användandet av FIG. 17 är emellertid att man för lera måste definiera en förenklad arbetskurva i enlighet med FIG. 16 c.

För en lös, normalsensitiv lera, som i det aktuella fallet, kan man ansätta följande troliga värden på de parametrar som ingår i ekv. (22)<sup>1</sup>, se även FIG. 16 c:

$$10 \leq \gamma_r / \gamma_f \leq 20$$

$$0,4 \leq \tau_r / \tau_f \leq 0,6$$

$$300 \leq E_f / \tau_f \leq 400 \quad (\text{enligt triaxialförsök})$$

Med dessa parametervärden fås enligt ekv. (22) följande variationsområde för kvoten ( $\Delta u / \tau_f$ ):

$$3,8 \leq \Delta u / \tau_f \leq 4,8$$

Variationsområdet för de uppmätta värdena, FIG. 50, är

$$3,2 \leq \Delta u / \tau_f \leq 4,2$$

dvs. en förhållandevis god överensstämmelse med de värden som erhållits på basis av ekv. (22).

---

<sup>1</sup> Parametervärdena har valts med utgångspunkt från att skjuvdeformationerna i lera i samband med pådrivningen sker vid en mycket hög deformationshastighet.

### Portrycksutjämnings tidsförlopp

Av FIG. 47 och 48 har framgått att porövertrycken i leran invid pålarnas mantelytor i regel har utjämnats redan 2 à 4 dygn efter pålarnas neddrivning. Det bör observeras att hela 65 % av tidsaxeln i diagrammen upptas av de första 24 h efter pålningen.

Fördelningen av porövertrycken i leran längs pålarna D1 - D3 vid några olika tidpunkter efter pålningen visas i FIG. 52. Resultaten från mätningarna vid de olika pålarna uppvisar som synes en god inbördes samstämmighet.

Som väntat utjämnas porövertrycken fortast i närheten av pålarnas ändytor eftersom avvattningen här, förutom i radiell led, även i hög grad kan ske i vertikal riktning. Vid pålarnas mittparti kan porvattnet huvudsakligen antas strömma endast i radiell riktning, varför portrycksutjämnningen inom denna zon sker långsammast.

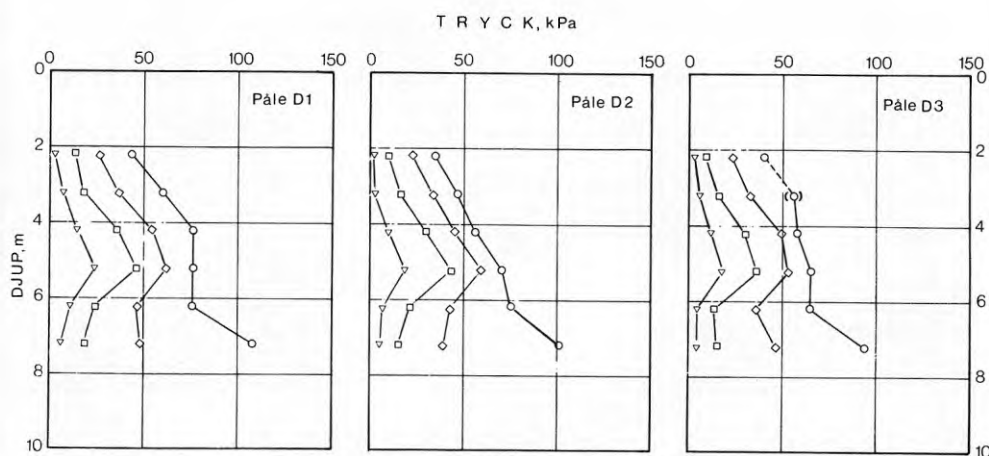


FIG. 52. Fördelning av porövertrycken i leran längs pålarna D1-D3 vid fyra tidpunkter efter neddrivningen. Tid efter neddrivning: ○, 6 min; ◇, 2 h; □, 8 h; ▽, 1 dygn.

Distribution with depth of excess pore pressures in clay adjacent to the piles D1-D3. The curves shown represent measurements made on four occasions after pile driving. Time after pile driving: ○, 6 min; ◇, 2 h; □, 8 h; ▽, 1 day.

Ett försök till att teoretiskt formulera konsolideringsförloppet i leran invid en cirkulär cylindrisk påles mantelyta har gjorts av Soderberg (1962). Han utgår från den allmänna konsolideringsekvationen för plan radiell strömning (se exv. Hansbo, 1960),

$$\frac{\partial u}{\partial t} = c_h \left( \frac{1}{\rho} \frac{\partial u}{\partial \rho} + \frac{\partial^2 u}{\partial \rho^2} \right) \quad (33)$$

där

- $c_h$  = konsolideringskoefficienten för horisontal porvattenströmning
- $u$  = porövertrycket vid tiden  $t$
- $\rho$  = radiella avståndet från pålens centrumaxel

Lösningarna till denna ekvation erhålls som funktioner av parametern  $r^2/c_h t$ , där  $r$  är lika med pålens radie. En konsekvens härav är att konsolideringstiden vid en viss initiell portrycksfördelning teoretiskt ökar med kvadraten på påldimensionen  $r$ . Användningen av ekv. (33) förutsätter bl. a. att de initiella totaltrycken i jorden kring en påle ej förändras under konsolideringsförloppet. Som emellertid kommer att framgå av avsnitt 4.3.2 och som även visats vid andra undersökningar (Koizumi & Ito, 1967; Reese & Seed, 1955) förändras de initiella totaltrycken i leran invid en slagen påle avsevärt till följd av lerans konsolidering.

Sammanfattningsvis kan sägas att det ej råder någon tvekan om att man vid ökande påldiameter får en förlängd konsolideringstid hos den störda leran invid mantelytan av en påle. En tillnärmelsevis korrekt teoretisk behandling av konsolideringens tidförlopp måste dock bedömas vara en mycket svårlöst uppgift.

#### 4.3.2 Radiella totaltryck

Allmänt kan framhållas att analysen av mätdata från totaltrycksmätningarna försvårats till följd av att mätanordningarna ej fungerat helt tillfredsställande. De primärdata från pålarna i provyta C som presenterats i FIG. 49 a-d får därför i första hand tjäna som underlag för en kvalitativ bedömning av de tidberoende förändringarna i det radiella totaltrycket i leran närmast pålarnas mantelytor. Emellertid kommer också i fortsättningen vissa kvantitativt intressanta resultat att presenteras och analyseras.

Vid den fortsatta genomgången kommer endast mätdata från mätnivåerna B och C (se FIG. 31a på resp. pålar att tas upp till diskussion. Anledningen härtill är att mätnivå A är belägen endast 25 cm under botten i de förborrade hålen, varför hålen i sig själva kan tänkas ha påverkat spänningstillståndet på mätnivån. De mest renodlade förhållandena föreligger vid mätnivå B, som är belägen vid pålarnas mittsektion.

#### Initiella totaltryck

I FIG. 53 har sammanställts de uppmätta, initiella totaltrycken vid pålarna C 1 - C 4. De visade mätresultaten representerar, enligt tidigare gjord begränsning, de värden som registrerats vid mätnivåerna B och C, FIG. 31 a. I jämförande syfte visas också i FIG. 53 de uppmätta, initiella portrycken vid pålarna C 1 - C 4. Av figuren framgår det överraskande resultatet, vilket också tidigare illustrerats av FIG. 49 a-d, att de registrerade initiella portrycken nästan genomgående är högre än motsvarande radiella totaltryck. Det vill säga att man av någon anledning vid de flesta nivåerna för totaltrycksmätning initieellt har erhållit en underregistrering med avseende på de verkliga radiella totaltrycken, jfr FIG. 41. Vidare uppvisar totaltrycksmätningarna i ett flertal fall, i motsats till portrycksmätningar-

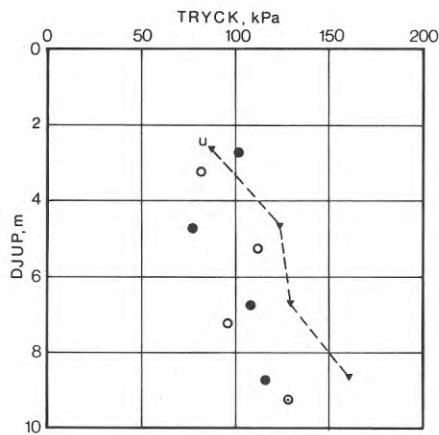


FIG. 53. Variationen med djupet under markytan av uppmätt, initieellt totaltryck och portryck (u) i leran invid pålarna C1–C4 (jfr FIG. 49a–d). ●, Radiellt totaltryck uppmätt vid mätnivå B; ○, radiellt totaltryck uppmätt vid mätnivå C; ▼, portryck uppmätt invid pålarnas mittsektion.

Variation with depth of measured, initial total pressure and pore pressure (u) in clay adjacent to the piles C1–C4 (cf. FIG. 49a–d). ●, Total radial pressure observed at measuring level B; ○, total radial pressure observed at measuring level C; ▼, pore pressure observed close to measuring level B.

na, en tidfördröjningseffekt ("time lag") hos mätsystemet den närmaste tiden efter neddrivningen av pålarna. FIG. 49 a - d.

Det är svårt att finna någon förklaring till nämnda avvikelser mellan portrycks- och totaltrycksmätningarna speciellt med tanke på att spänningstillståndet i den kraftigt störda leran invid pålarnas mantelytor initieellt borde närma sig ett hydrostatiskt tillstånd.

#### Tidberoende förändringar av de radiella totaltrycken

Som framgår av FIG. 49 a-d följer de tidberoende förändringarna av totaltrycken tämligen väl samma generella förlopp som portrycksutjämnningen. Det vill säga att 2 à 4 dygn efter neddrivningen av pålarna har totaltrycken i huvudsak stabiliserats. Ett undantag från den vanliga tidkurvan representeras dock av resultaten från mätnivå C vid påle C 4.

Det bör i detta sammanhang ännu en gång poängteras att mätnoggrannheten vid totaltrycksmätningarna är avsevärt lägre än vid portrycksmätningarna. Vidare kan omnämnas att problem uppstod, ca 8 dygn efter nedsättningen av pålarna vad avser nollpunktsstabiliteten vid vissa mätnivåer. Korrigeringar för eventuella nollpunktsförskjutningar kunde emellertid göras i anslutning till att pålarna drogs upp efter avslutad provbelastning. Uppdragningen av pålarna gjordes 32 à 35 dygn efter neddrivningen. De data som redovisats i FIG. 49 a-d har således fram till en tidpunkt av 8 dygn efter installeringen av pålarna beräknats på basis av nollpunktsavläsningarna före pålarnas neddrivning, medan utvärderingen av de data som redovisats efter denna tidpunkt gjorts med ledning av de nollpunktsvärden som erhöles vid uppdragningen av pålarna.

Det är av intresse att jämföra de radiella totaltryck som bestämdes dels efter en tid av 8 dygn, dels i anslutning till upp-

dragningen av pålarna. Detta har gjorts i FIG. 54. I figuren visas också de invid pålarnas mittsektion registrerade portrycken vid de båda mättillfällena.

Man ser av FIG. 54 att de radiella totaltryck som uppmätts 8 dygn efter neddrivningen resp. i anslutning till uppdragningen av pålarna uppvisar en inbördes god samstämmighet. Vad som emellertid vid en första anblick kan tyckas vara ett överraskande resultat är, att totaltrycken vid de olika pålarnas mittsektion (mätnivå B) i tre fall av fyra utgörs av praktiskt taget enbart vattentryck, dvs. att det effektiva, radiella trycket är mycket ringa eller t. o. m. lika med noll. Resultaten uppvisar en viss samstämmighet med de mätdata som rapporterats av Reese & Seed (1955), FIG. 11. I anslutning till jordtrycksmätningar i siltig kvicklera, utförda med en instrumenterad, ihålig stålprofil, noterade också Kenney (1967) likartade resultat, dvs. mycket låga effektiva radiella tryck i den rekonsoliderade leran närmast "mätpålen". De mätdata som redovisats av Koizumi & Ito (1967),

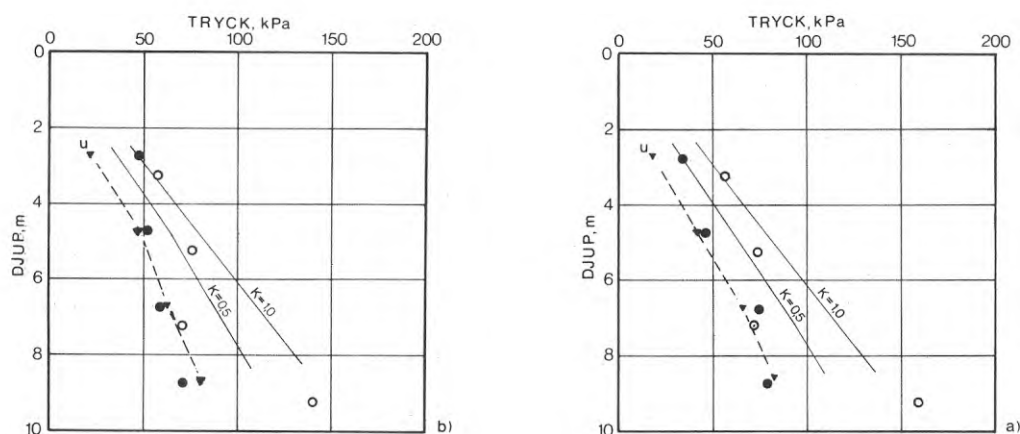


FIG. 54. Variationen med djupet under markytan av registrerat radiellt totaltryck och portryck ( $u$ ) i leran invid pålarna C1–C4. a) 8 dygn efter neddrivningen; b) 32 à 35 dygn efter neddrivningen. ●, Radiellt totaltryck uppmätt vid mätnivå B; ○, radiellt totaltryck uppmätt vid mätnivå C; ▼ portryck uppmätt invid pålarnas mittsektion.

Variation with depth of observed total radial pressure and pore pressure ( $u$ ) in clay adjacent to the piles C1–C4. a) 8 days after pile driving; b) 32–35 days after pile driving. ●, Total radial pressure observed at measuring level B; ○, total radial pressure observed at measuring level C; ▼, pore pressure observed close to measuring level B.



FIG. 13, strider däremot på ett markant sätt mot de ovan relaterade resultaten.

En logisk förklaring till de uppmätta låga, radiella effektivtrycken kan ges mot bakgrunden av att det uppstått valvbildning i ringled i jorden kring pålarna. Valvbildningen kan förklaras ha uppkommit till följd av att leran inom den kraftigt störda zonen närmast en påle under rekonsolideringsfasen undergår konsolidering medan däremot leran utanför denna zon har en tendens att svälla. De beskrivna förhållandena råder renodlat vid plan radiell, porvattenströmning, dvs. vad som kan förväntas i jorden kring mittsektionen av en påle med relativt stort värde på kvoten, längd/diameter.

Om man kring en slagen påle ansätter en viss utbredning av den kraftigt störda zonen inom vilken jorden undergår konsolidering, kan man utgående från ett plant radiellt deformationstillstånd enkelt härleda ett uttryck för den radiella förskjutningen  $\delta_r$ , hos den yttre begränsningsytan av nämnda zon, FIG. 55. Man kan därvid teckna  $\delta_r$  som en funktion av medelvärdet av vattenhaltsminskningen  $\Delta w$ , i den kraftigt störda jorden. I FIG. 55 har antagits att jorden intill  $0,2d$  ( $d$ =påldiameter) från en påles mantelyta undergår konsolidering. Antagandet innebär att den i nämnda zon inneslutna jordvolymen är lika med pålvolymen (Zeevaert, 1950).

Om den kraftigt störda lerans vattenhalt i medeltal reduceras med ett belopp  $\Delta w$ , får man vid enbart radiell kompression att

$$\delta_r \approx 0,18 \frac{\rho_s \Delta w d}{1 + \rho_s w} \quad (34)$$

där

$w$  = lerans ursprungliga vattenhalt

$\rho_s$  = lerpartiklarnas kompakt densitet

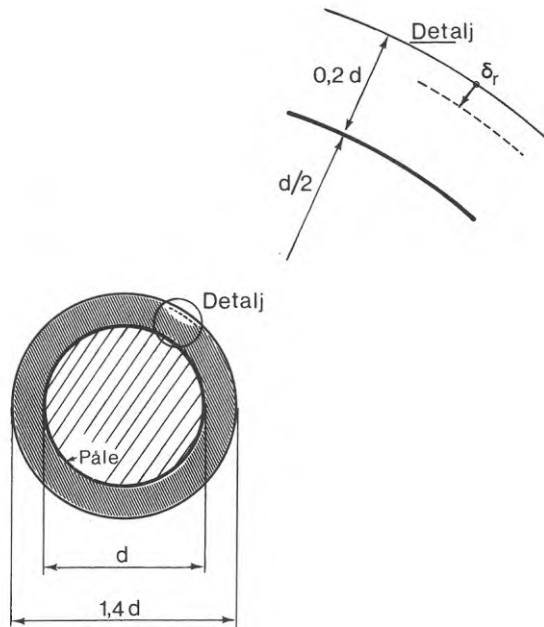


FIG. 55. Inåtriktad radiell förskjutning  $\delta_r$  i jorden kring en slagen påle till följd av konsolidering av den kraftigt störda jorden närmast pålens mantelyta. Den zon inom vilken jorden undergår konsolidering har antagits ha en tjocklek av  $0,2 d$ , där  $d$  = påldiametern (jfr ekv. 34).

Inward radial displacement  $\delta_r$  in soil surrounding a driven pile caused by consolidation of the severely disturbed soil adjacent to the pile surface. It is assumed that the thickness of the annular ring in which the soil consolidates is equal to  $0.2 d$ , where  $d$  is the pile diameter (cf. Eq. 34).

Exempel. - För Bäckebolsleran kan man som ett rimligt värde på  $\Delta w$  ansätta  $5\%$ . Vidare är  $w = 80\%$  och  $\rho_s \approx 2,7 \text{ t/m}^3$ . Med dessa värden insatta i ekv. (34) får man att  $\delta_r \approx 80 d \cdot 10^{-4}$ . Med  $d = 74 \text{ mm}$  (= diametern hos pålarna i provyta C) blir  $\delta_r \approx 0,6 \text{ mm}$ .

I anslutning till ovanstående exempel är det intressant att notera att den radiella svällningen hos en ursprungligen torr träpåle i hög grad torde motverka eller helt eliminera valvbildningseffekterna i leran kring pålen.

Spänningstillståndet i leran kring en cylindrisk påle vid fullt utbildad valvbildning, dvs. då  $\sigma'_r = 0$ , kan med några idealiserade antaganden approximativt analyseras; bl. a. förutsätts att jordtryckskoefficienten  $K_0$  är lika med 1. Problemet är identiskt med en analys av spänningsfältet i jorden kring ett cylindriskt hål, vars mantelyta påverkas av ett vattentryck  $u_0$  (se exv. Terzaghi, 1943). Ned till ett visst gränsdjup ( $z_e$ ) rå-

der elastiskt tillstånd i jorden kring hålet. Under nämnda djup utbildas en plastisk zon i jorden närmast invid hålväggen. Inom denna zon gäller att

$$\sigma_{\theta} - \sigma_r = 2\tau_f$$

Utbredningen av den plastiska zonen, radien =  $r_{pl}$ , ökar med ökande överlagringstryck. Med beteckningar enligt FIG. 56 kan man visa att

$$r_{pl}/r = e^{(\sigma'_0 - \tau_f)/2\tau_f} \quad (35)$$

Spänningstillståndet inom den plastiska zonen definieras av följande samband (jfr ekv. 14):

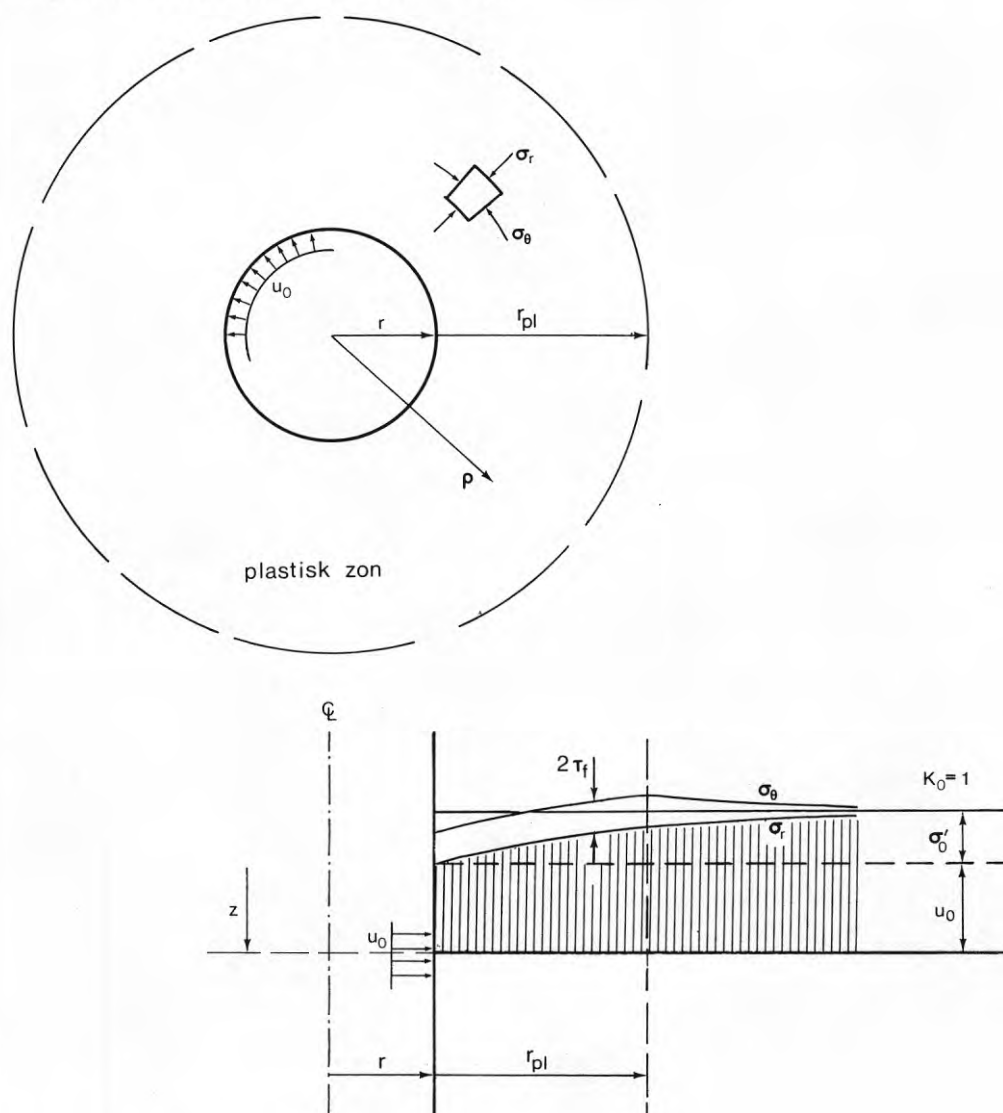


FIG. 56. Spänningstillstånd i radiell led i leran kring ett cirkulärcylindriskt, vattenfyllt hål. (Baserat på Terzaghi, 1943.)

State of stress along horizontal sections through clay surrounding a cylindrical, water-filled hole. (Based on Terzaghi, 1943.)

$$\begin{aligned}\sigma_r &= (\sigma'_0 + u_0) - \tau_f [1 + 2 \ln(r_{pl}/\rho)] \\ \sigma_\theta &= (\sigma'_0 + u_0) - \tau_f [2 \ln(r_{pl}/\rho) - 1] \\ \sigma_z &= \sigma'_0 + u_0\end{aligned}\quad \rho \leq r_{pl} \quad (36)$$

Gränsdjupet  $z_e$ , inom vilket elastiskt tillstånd råder i jorden närmast hålväggen bestäms ur villkoret

$$\sigma'_0 = \tau_f; \quad (K_0 = 1) \quad (37)$$

För Bäckebolsleran kan man för leran inom djupintervallet 2 - 9 m under markytan ansätta följande värden på de i ekv. (37) ingående parametrarna.

$$\tau_f = 16,5 \text{ kPa}$$

$$\sigma'_0 = 5(1 + z)$$

där  $z =$  djupet under markytan i m

Med dessa värden fås teoretiskt att gränsdjupet  $z_e$ , i vårt fall blir lika med ca 2,5 m. Det använda  $\tau_f$ -värdet motsvarar härvid skjuvhållfastheten vid ett ordinärt vingborrförsök.

Sammanfattningsvis kan om spänningstillståndet i leran kring en slagen påle av exv. betong eller stål sägas, att den närmaste tiden efter det att porövertrycken utjämnats är sannolikt de effektiva radiella trycken låga på grund av valvbildningseffekter i jorden kring pålen. På större djup, där den för valvbildningen erforderliga plastiska zonen har stor utbredning, kan man förmoda att det radiella effektivtrycket mot en påle successivt ökar med tiden till följd av krypning i leran inom den plastiska zonen. Denna process kan troligen pågå under lång tid efter påslagningen.

### 4.3.3 Omrörningseffekter vid påslagning

Som nämnts gjordes vid försökspunkt F i anslutning till de tidigare redovisade portrycksmätningarna även en mätning av variationen med djupet av provpålens (aluminiumpåle,  $l = 1,5$  m,  $d = 74$  mm) initiella mantelbärighet. Undersökningen omfattade djupintervallet 2 - 18 m under markytan. Mätningarna gjordes ca 1 min efter neddrivningen av pålen på resp. nivåer. Resultaten av försöken har presenterats i FIG. 50.

Avsikten med försöksserien var, som nämnts, att studera omrörningsgraden hos leran invid pålens mantelyta. Som jämförelsedata visades därför i FIG. 50 även variationen med djupet av den laboratorieomrörda hållfastheten enligt konförsöket  $\tau_{r,c}$ . Dessa sistnämnda data har erhållits från jordprover som upptagits ca 10 m från försökspunkt F. Vi ser att värdet av  $\tau_{r,c}$  inom det undersökta djupintervallet är tämligen konstant och i medeltal lika med 1 kPa. Man finner vidare att den initiella mantelbärigheten varierar inom ganska snäva gränser inom hela djupintervallet. Till sitt belopp motsvarar den 2 à 3 ggr den laboratorieomrörda skjuvhållfastheten.

## 5 PROVBELASTNINGAR

### 5.1 Introduktion

Som nämnades i avsnitt 1.4 var syftet med belastningsförsöken att studera:

- inverkan vid provbelastning av pålmaterial, pådimension och förskjutningshastighet på en påles arbetskurva — last-förskjutningssamband — och mantelbärighet
- växelverkan påle/jord, dvs. fördelningen av mantel-skjuvspänningen längs en (slank) påle vid olika stadier av en provbelastning

Utöver dessa undersökningar har i anslutning till provbelastningarna av de i avsnitt 4.2 tidigare beskrivna instrumenterade aluminiumpålarna i provytorna C och D även ett studium gjorts av portrycksförändringarna i skjuvzonen pålyta/jord. Parallellt med dessa portrycksmätningar har instrumenteringen av pålarna i provyta C dessutom möjliggjort ett studium av förändringar i det radiella totaltrycket  $\Delta\sigma_r$ , i leran invid pålarna.

Avseende presentationen och analysen av försöksdata kommer försöksserierna vid provytorna A och B att behandlas åtskilda från försöken vid provytorna C och D.

### 5.2 Utrustning för provbelastning

#### 5.2.1 Försöksserierna A, B och C

Gemensamt för rubricerade försöksserier är att provbelastningarna genomförts som dragförsök. Försöken utfördes enligt principen med konstant förskjutningshastighet ("CRP-test"). För genomförandet av provbelastningarna tillverkades en belastningsanordning som utformades som en skruvdomkraft, FIG. 57.

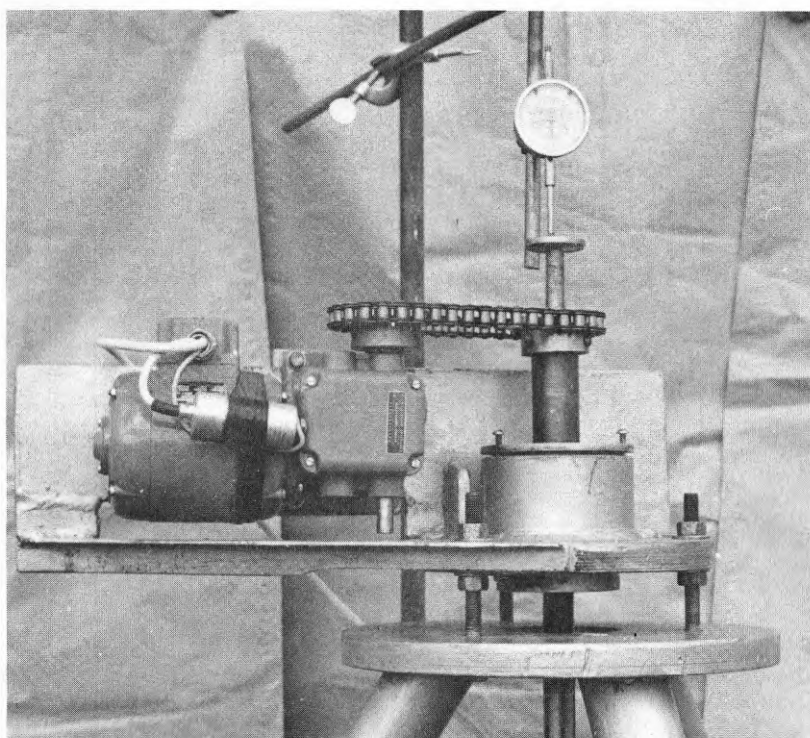
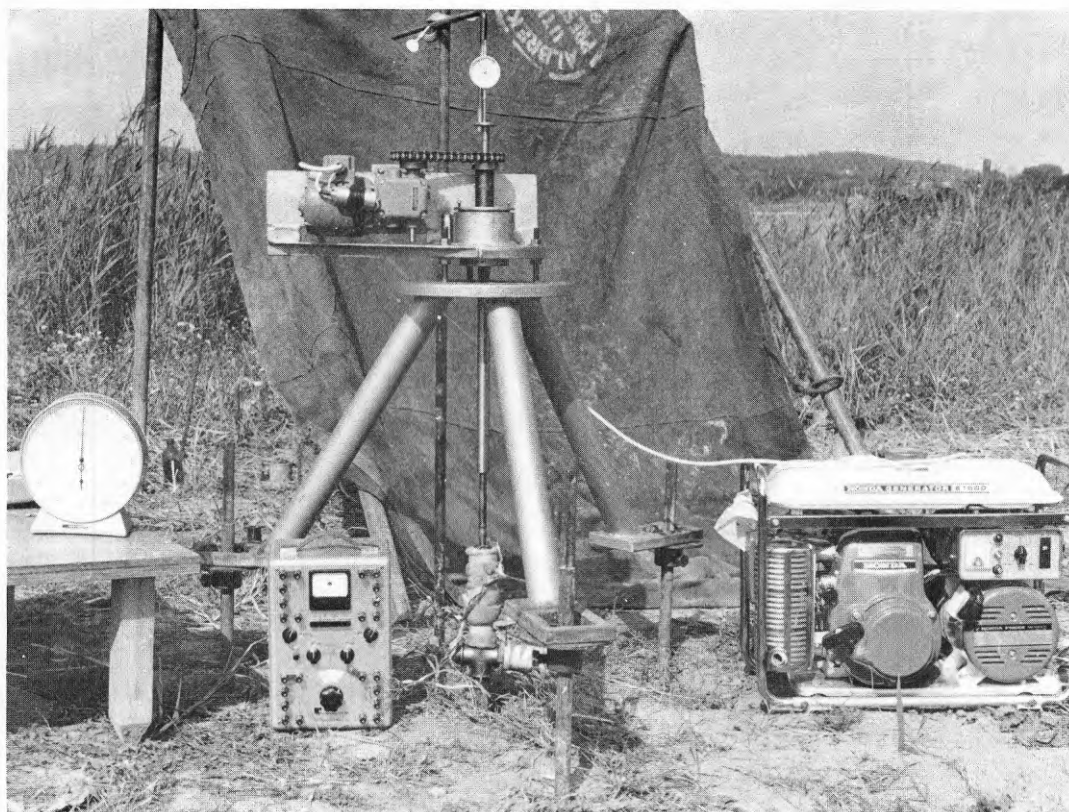


FIG. 57. Probelastningarna genomfördes med en skruvdomkraft, uppställd på ett trebent stativ. Den visade uppställningen är representativ för dragförsöken i försöksserierna A, B och C.

The piles were loaded by means of a screw jack (CRP-tests). The jack was placed on the top of a specially designed tripod frame. The test arrangement shown is typical for the pulling tests in series A, B and C.

Domkraften består i princip av en vertikalt lagrad mutter samt en belastningsskruv som kopplas till provpålen. Genom att medelst en elektrisk snäckväxelmotor rotera muttern med en viss konstant hastighet kan man genomföra provbelastningen med önskad förskjutningshastighet hos pålen. Skruvdomkraften var monterad på ett trebent stativ, vilket uppstälts på tre jordskruvar, FIG. 57. Jordskruvarna var neddragna 0,5 - 1 m i torrskorpan.

Belastningsskruvens vertikala förskjutning mättes med en indikatorklocka med delningen 1/100 mm. Indikatorklockan var monterad på ett stativ som förankrats i torrskorpan med jordskruvar. Vid försöksserierna C och D kontrollerades stativets rörelser genom precisionsavvägning (avvägningsinstrument Zeiss, typ Ni 1). Jämfört med belastningsskruvens totala förskjutning befanns härvid stativets rörelser vara försumbara.

Den applicerade dragkraften mättes med en mätcell som tillverkats av ett tunnväggigt bronsrör, FIG. 58. Bronsröret var försett med fyra trådtöjningsgivare som inkopplats i en helbrygga. Mätcellens känslighet motsvarade den teoretiskt beräknade och var lika med ca 0,13  $\mu$ -strain/N.

### 5.2.2 Försöksserie D

Dessa försök innefattar provtryckningar av tre 7,5 m långa aluminiumpålar. Belastningen åstadkoms med samma utrustning som vid dragförsöken i försöksserierna A, B och C.

De enda skiljaktigheterna vid dessa provbelastningar, jämfört med försöksserierna A, B och C, var att domkraftsstativet belastades med blyvikter (ca 1 t), FIG. 59, samt att kraftmätningen gjordes med en mätcell av Bofors fabrikat (typ KSK-1).



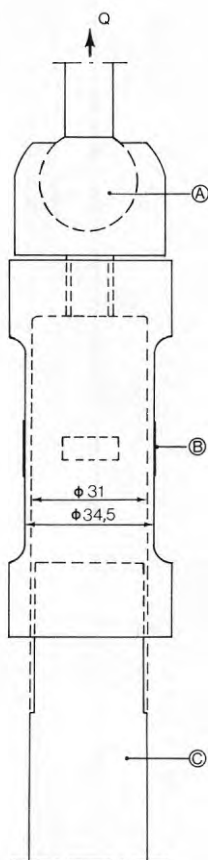


FIG. 58. Mätcell för registrering av dragkraft; försöksserierna A, B och C. A, Kulled; B, tunn-  
väggigt bronsrör försett med fyra trådtöjningsgivare; C, stålrör i förbindelse med provpåle. (Mått  
i mm.)

Load cell for measuring tensile force; test series A, B and C. A, Ball joint; B, thin-walled bronze  
pipe furnished with four strain-gauges; C, steel pipe connected with test pile. (Dimensions in  
mm.)

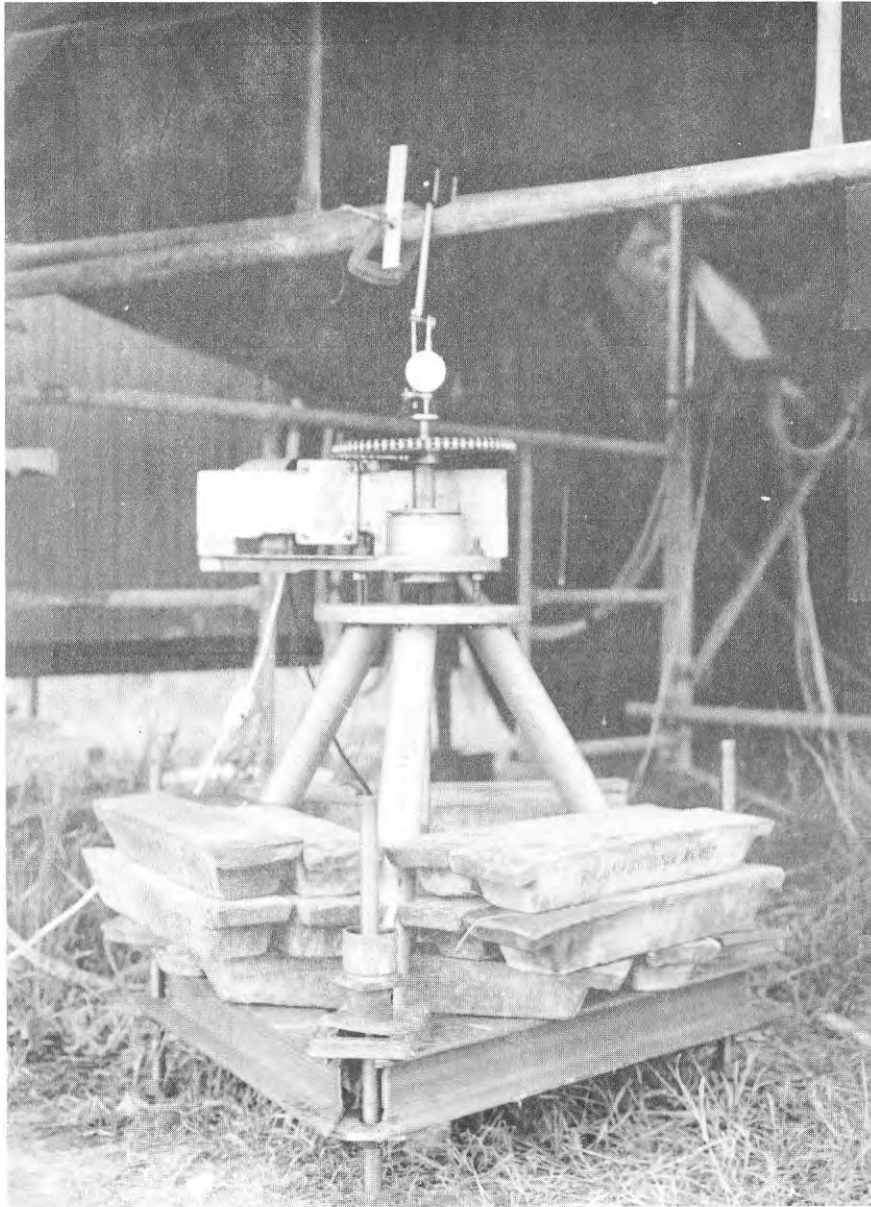


FIG. 59. Uppställning av skruvdomkraften vid provtryckningen av pålarna D1–D3.  
Test arrangement in test serie D. Instrumented 7,5 m long aluminum pile under (compressive) load.

### 5.3 Försöksserierna A och B

#### 5.3.1 Omfattning och försöksutförande

##### Försöksserie A

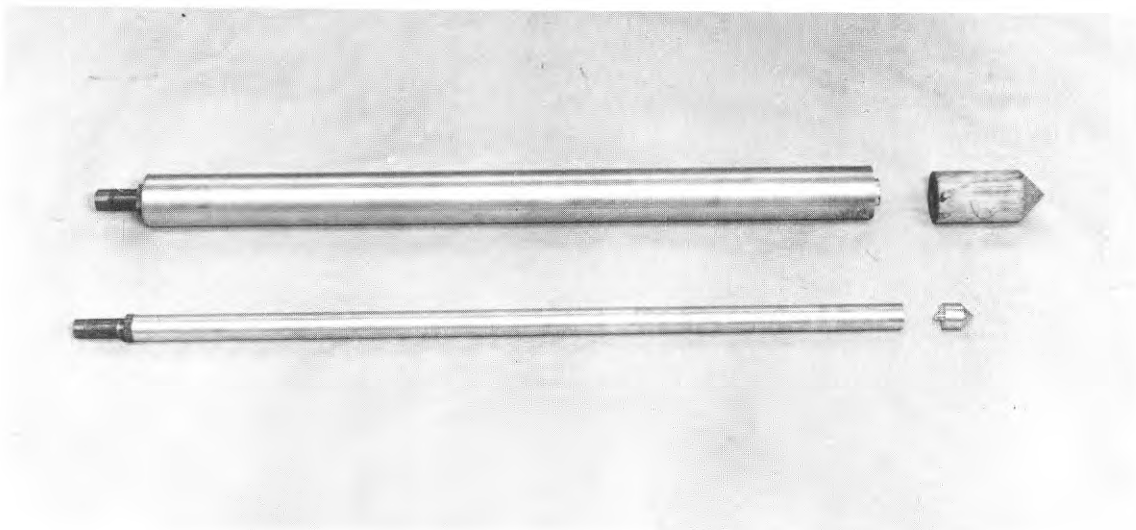
Försöksserien omfattar provbelastningar av 16 pålar. Pålarna tillverkades av aluminium, betong och trä. Samtliga pålar hade en längd av 1,05 m. Den effektiva längden i jord var lika med 1,0 m.

Betong- och träpålarna tillverkades med tre olika diametrar medan aluminiumpålarna framställdes i två diameterstorlekar. En sammanställning av påldimensionerna och materialkvalitén i pålarna ges i TAB. 7.

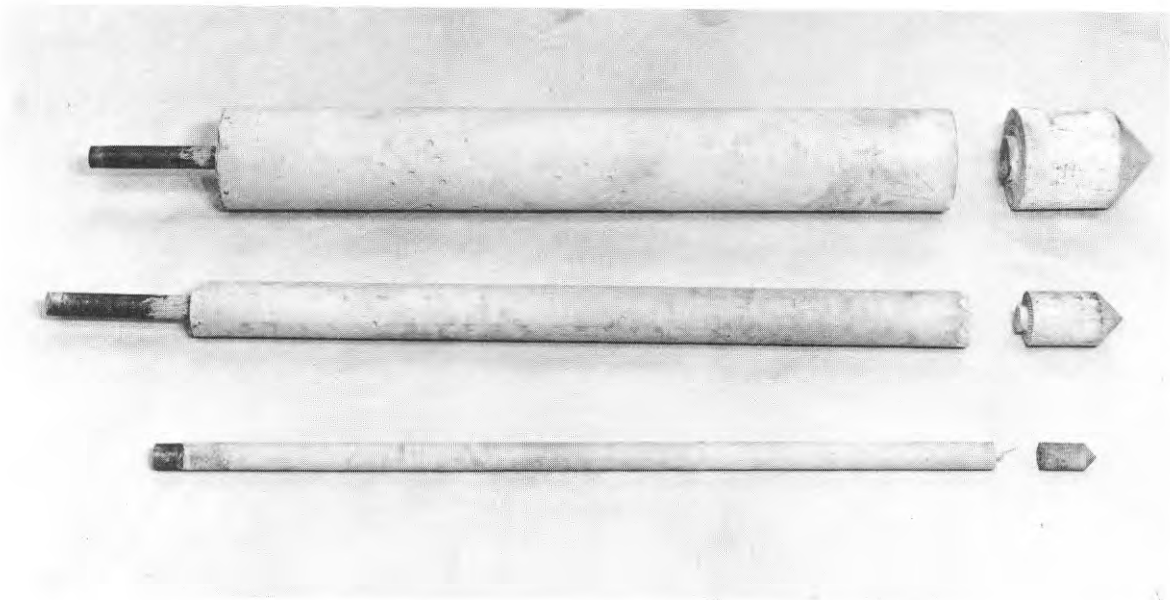
TAB. 7. Sammanställning av diameterstorlekar fördelade på olika pålmaterial, ingående i försöksserie A. Av varje påltyp tillverkades två exemplar

Pålmaterial	Diameter, mm		
	36	77	152
Aluminium (SIS 4212-06)	+	+	
Betong (K 500)	+	+	+
Trä (furu)	+	+	+

Aluminium- och träpålarna svarvades ned till avsedd diameter, medan betongpålarna gjöts i plaströr. Pålarnas utseende framgår av FIG. 60.



a)



b)



c)

FIG. 60. Olika pältyper, ingående i försöksserie A. a) Aluminiumpålar; b) betongpålar; c) träpålar.

Different types of piles used in test serie A. a) Aluminum piles; b) concrete piles; c) wooden piles.

För att eliminera sugkrafter under provdragningen försågs pålarna dels med ett centralt hål som via ett stålrör stod i förbindelse med fria luften, dels med en lös spets för att förhindra att hålet tätades av inträngande lera. Stor omsorg ägnades åt att göra alla infästningar och anslutningar mellan pålarna och "dragrören" så oeftergivliga som möjligt.

Pålarna installerades inom djupintervallet 4-5 m under markytan. En detaljplan av provyta A visas i FIG. 61. Före neddrivningen av pålarna som gjordes med en kedjedomkraft, hade hål förborrats ned till 4 m djup under markytan. Hålen var försedda med foderrör av plast. En principskiss av en installerad påle visas i FIG. 62.

Före nedsättningen i leran förvarades träpålarna i vattenbad. Träets fuktkvot strax innan pålningen bestämdes på referensprover till ca 40 à 45%. Dessa värden motsvarar i stort de fuktkvoter som kan förväntas hos nyfällt virke.

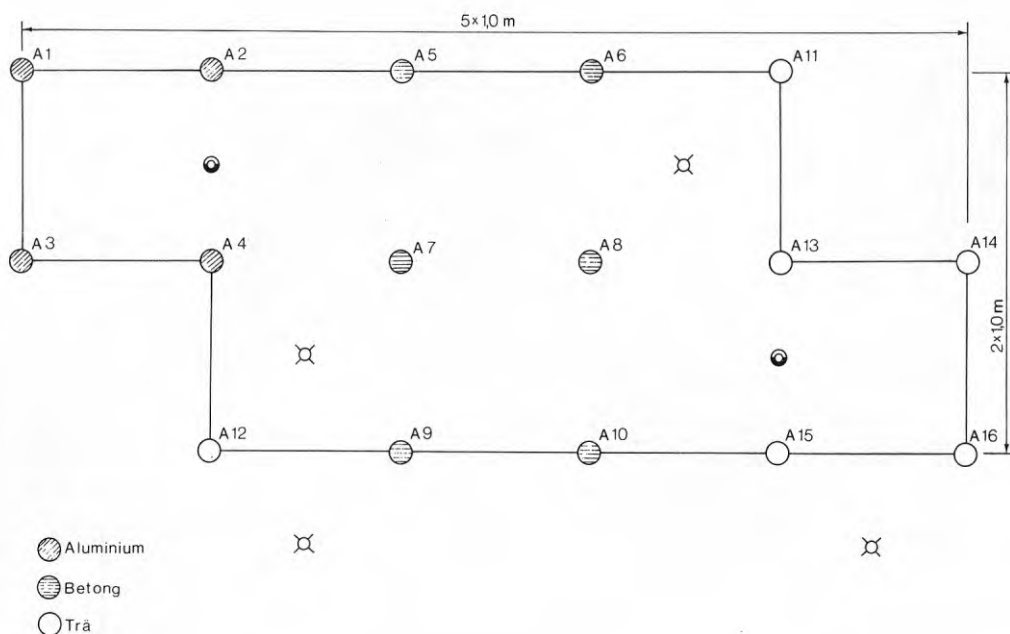


FIG. 61. Detaljplan över provyta A.

Plan of test area A, showing location of piles and borings (cf. FIG. 21).

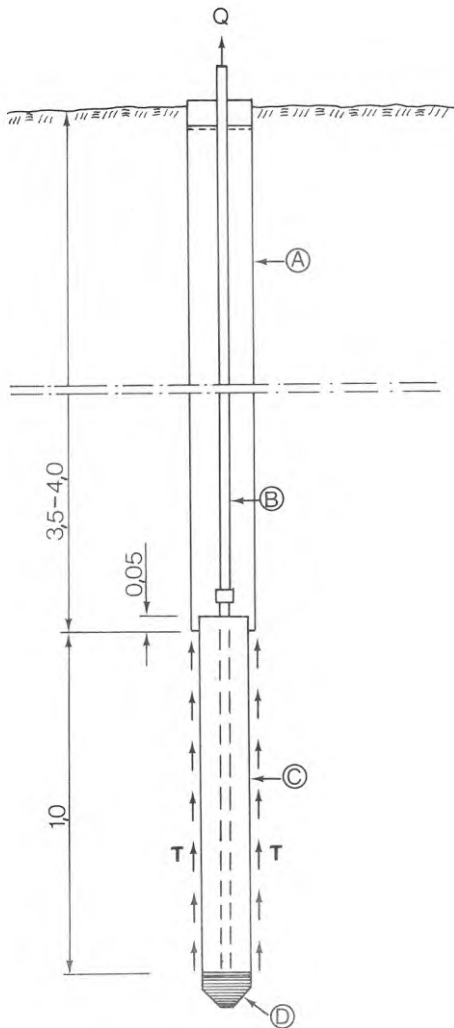


FIG. 62. Principskiss av en installerad påle; försöksserierna A och B. A, Foderrör; B, »dragrör»; C, påle; D, lös spets. (Mått i m.)

Outline of pile installation in test areas A and B. A, Casing; B, steel pipe; C, pile; D, tip (not connected to pile). (Dimensions in m.)

Betongpålarna hade förvarats ca fyra veckor i rumstemperatur och var följaktligen torra före neddrivningen i leran.

Pålarna provbelastades ca 40 dygn efter neddrivningen i leran. Nedsättningen och provdragningen av pålarna hade tidplanerats så att samtliga pålar fick stå orörda i samma antal dygn före de provdrogs.

Provdragningen avsågs att genomföras med en förskjutningshastighet av 0,5 mm/min, dvs. förhållandevis snabba försök. Till följd av belastningssystemets flexibilitet uppnåddes ej den avsedda förskjutningshastigheten förrän pålarnas max.-belast-

ning överskridits. Den verkliga medelförskjutningshastigheten upp till max.-belastningen blev för de minsta och medelstora pålarna 0,44 och 0,41 mm/min resp. 0,30 mm/min för de största pålarna. Tiden till brott kom härvid att variera mellan 2,7 och 7,1 min.

Vid provdragningen avlästes, under försökens första del fram till brottbelastningen, förskjutningen var 10:e s och dragkraften var 15:e s. Under försökens senare del gjordes avläsningar en gång per min. Varje försök avslutades vid en förskjutning hos pålen av ca 25 mm.

#### Försöksserie B

Försöksserien omfattar provbelastningar av åtta pålar. Pålar-  
na tillverkades av betong med kvalitén K 500. Pålarna hade en diameter av 152 mm och den effektiva längden i jord var lika med 1,0 m.

Gjutningen av pålarna gjordes ca 1 månad före pålningen. Efter gjutningen förvarades pålarna i rumstemperatur och de var således torra vid installeringen i leran. Påldrivningen gjordes med en valsdomkraft.

Den principiella utformningen av pålarna samt installeringen av dessa i fält överensstämmer med vad som tidigare visats avseende försöksserie A, FIG. 62. En skillnad jämfört med tidigare nämnda försök består dock i att pålarna i försöksserie B installerats inom djupintervallet 3,5 - 4,5 m under markytan. En detaljplan av provyta B visas i FIG. 63.

Pålarna provbelastades ca 40 dygn efter neddrivningen i leran. Försöken omfattade provdragningar vid fyra förskjutningshastigheter. Vid varje hastighet provdrogs två pålar. Förskjutningshastigheten fram till brottillstånd hos pålarna varierade

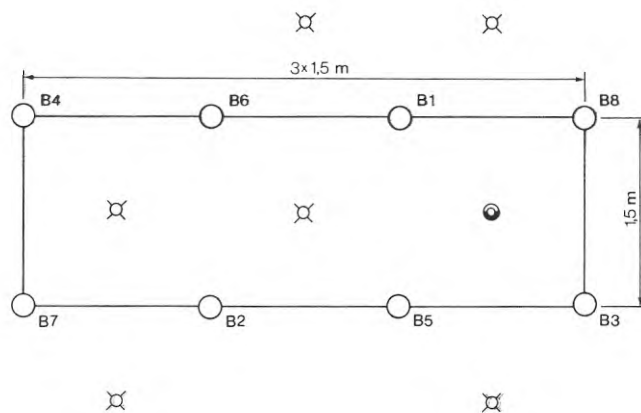


FIG. 63. Detaljplan över provyta B.

Plan of test area B, showing location of piles and borings (cf. FIG. 21).

i medeltal inom intervallet 0,0019 - 0,31 mm/min. Detta innebar att tiden till brott kom att variera mellan 8,5 min och 30 h.

Vid den högsta förskjutningshastigheten avlästes dragkraften och förskjutningen med samma tidintervall som i försöksserie A. Vid den lägsta hastigheten avlästes motsvarande värden, under försökens första del, med ett tidintervall av 1 h. Försöken avslutades vid en förskjutning hos pålarna av ca 25 mm. Vid de två lägsta förskjutningshastigheterna ökades hastigheten under försökens avslutande del (vid en total förskjutning av ca 5 mm) till 0,40 mm/min.

Resultaten av försöken presenteras i följande avsnitt.

### 5.3.2 Försöksresultat

#### Försöksserie A

Resultaten av provbelastningarna presenteras i form av arbetskurvor — skjuvspänning-förskjutningssamband — för de olika pålarna, BIL. A.



Ett typiskt provningsresultat framgår av FIG. 64. I figuren åskådliggörs resultatet från provdragningen av påle A7. Denna påle var av betong och hade diametern 77 mm.

Längs abskissan i FIG. 64 har avsatts pålens vertikala förskjutning  $s$ , och längs ordinatan medelskjuvspänningen  $\tau$ , definierad av ekvationen

$$\tau = \frac{Q - m_p g}{\pi d l} \quad (38)$$

där

$Q$  = total dragkraft

$m_p$  = pålens och dragrörets sammanlagda effektiva massa

$d$  = pålens diameter

$l$  = pålens effektiva längd

$g$  = tyngdkraftens acceleration

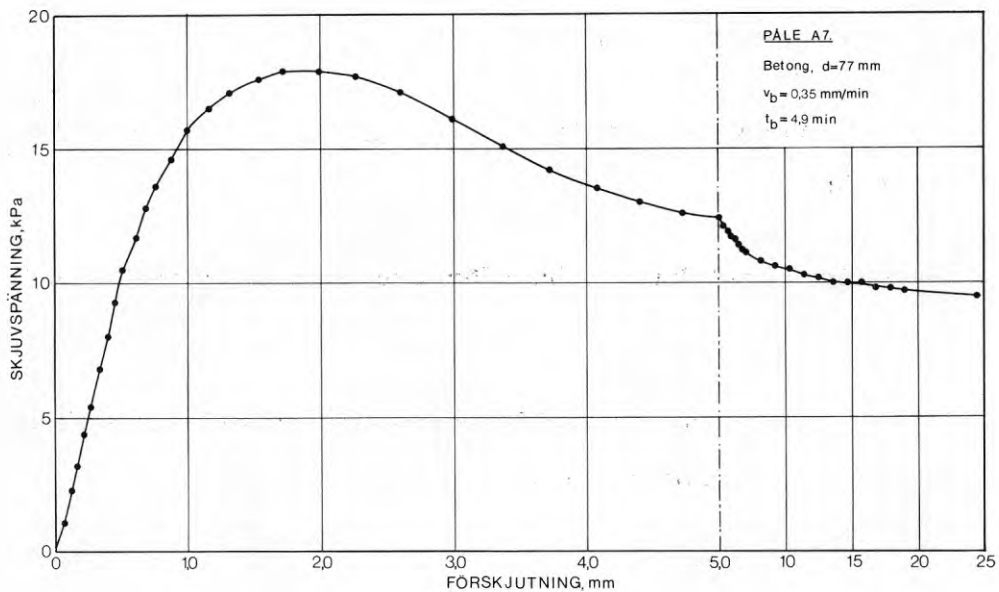


FIG. 64. Typisk arbetskurva, skjuvspänning-förskjutningssamband, för en påle i försöksserie A. Försöket har utförts som ett dragförsök vid konstant (hög) förskjutningshastighet. (Obs. skaländringen i diagrammet vid en förskjutning av 5 mm.)

Typical skin shear stress/displacement curve for a pile in test serie A. Pulling test carried at constant (high) rate of displacement. The pile diameter  $d$ , the average rate of displacement up to maximum shear stress  $v_b$  and the time to failure  $t_b$ , are given in the figure legend. (Note the change in scale at a displacement of 5 mm.)

Vid beräkningen av pålens vertikalförskjutning har de uppmätta värdena korrigerats med hänsyn till belastningsskruvens och dragrörets elastiska töjning.

Det bör observeras att i samtliga diagram ändras skalan längs abskissan vid en förskjutning av 5 mm. Det kan vidare påpekas att av texten i diagrammen framgår förutom typen av påle även förskjutningshastighetens medelvärde upp till brott  $v_b$ , samt tiden till brott  $t_b$ .

Vissa signifikanta numeriska resultat från försöksserie A har sammanställts i TAB. 8.

#### Försöksserie B

Resultaten av provbelastningarna presenteras i BIL. B. Ett av försöken, påle B2, måste tyvärr betraktas som misslyckat enär elmotorn till skruvdomkraften plötsligt stannade mitt under försöksutförandet, BIL. B2.

Utvärderingen av försöksdata har gjorts på samma sätt som vid försöksserie A.

Samtliga arbetskurvor från försöken har sammanställts i FIG. 65.

I TAB. 9 har sammanställts vissa signifikanta numeriska resultat från försöksserie B.

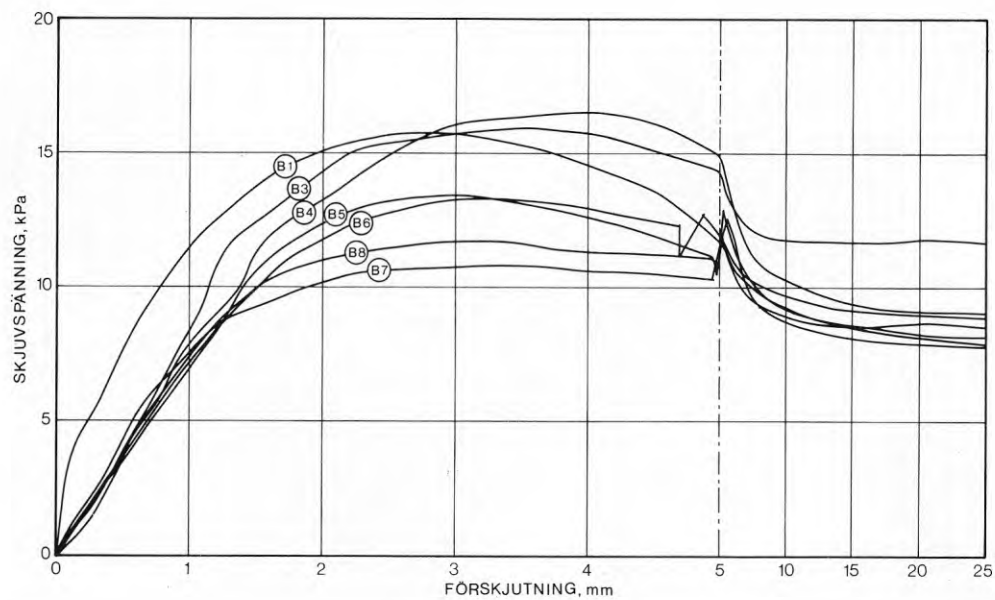


FIG. 65. Sammanställning av arbetskurvor, bestämda vid provbelastningarna i försöksserie B. (Obs. skaländring vid en förskjutning av 5 mm.)

Comparison of skin shear stress/displacement curves obtained from load tests in serie B. All piles  $\phi$  152 mm, 1.0 m long concrete piles. (Note change in scale at a displacement of 5 mm.)

File No.	Rate of displacement <sup>1</sup> mm/min
B1	0.31
B3, B4	0.12
B5, B6	0.015
B7, B8	0.0019

<sup>1</sup> For displacements < 5 mm.

TAB. 8. Sammanställning av vissa signifikanta försöksdata från försöksserie A.

Påle nr	Material	Diameter mm	Max. skjuv- spänning $\tau_m$ kPa	Skjuvsp. vid s = 25 mm $\tau_r$ kPa	Förskjutn. vid brott s <sub>b</sub> mm	Tid till brott t <sub>b</sub> min	Medelförskjut- ningshast. till brott <sup>a</sup> v <sub>b</sub> mm/min
A 1	Aluminium	36	18,4	10,7	1,28	2,7	0,48
A 2	Aluminium	36	18,4	10,3	1,05	2,5	0,42
A 3	Aluminium	77	17,0	12,0	1,52	9,0	0,17
A 4	Aluminium	77	19,0	11,2	1,72	4,2	0,41
A 5	Betong	36	21,2	9,5	1,16	2,6	0,45
A 6	Betong	36	19,5	9,1	1,06	2,8	0,38
A 7	Betong	77	17,9	9,5	1,72	4,9	0,35
A 8	Betong	77	17,9	10,6	1,88	3,9	0,48
A 9	Betong	152	16,8	9,0	2,12	8,0	0,27
A 10	Betong	152	16,2	8,5	2,60	7,1	0,37
A 11	Trä	36	21,2	13,6	1,06	2,9	0,37
A 12	Trä	36	20,4	12,1	1,05	2,5	0,42
A 13	Trä	77	17,1	11,2	1,40	3,6	0,39
A 14	Trä	77	19,3	11,7	1,44	4,7	0,31
A 15	Trä	152	14,5	10,8	1,76	6,2	0,28
A 16	Trä	152	14,8	11,0	1,82	7,0	0,26

a

Under belastningsförsökens slutfas var förskjutningshastigheten i samtliga försök lika med 1,1 mm/min.

TAB. 9 Sammanställning av vissa signifikanta försöksdata från försöksserie B.

Påle nr	Tid till brott $t_b$ min	Förskjutning vid brott $s_b$ mm	Medelförskjutningshast. till brott <sup>a</sup> $v_b$ mm/min	Max. skjuvspänning $\tau_m$ kPa	Skjuvspänning vid $s = 25$ mm $\tau_r$ kPa
B 1	8,5	2,60	0,31	15,7	8,2
B 2	-	-	-	-	8,4
B 3	31	3,45	0,11	15,9	11,6
B 4	29	3,80	0,13	16,2	9,0
B 5	220	3,06	0,014	13,4	8,5
B 6	215	3,17	0,015	13,3	8,9
B 7	1860	3,32	0,0018	10,8	7,8
B 8	1620	3,15	0,0019	11,7	7,9

<sup>a</sup> Under belastningsförsökens slutfas var förskjutningshastigheten för pålarna B 1 och B 2 lika med 1,1 mm/min respektive 0,40 mm/min för pålarna B 3 - B 8.

## 5.3.3 Mantelbärighet

Inverkan av pålmaterial och påldimension

De med ledning av ekv. (38) beräknade värdena på mantelbärigheten hos pålarna i försöksserie A framgår av TAB. 8 och FIG. 66a. Dessa värden har framräknats på basis av att brottytans storlek är lika med en påles mantelyta. Som tidigare nämnts och som även kunde konstateras i föreliggande fall vid uppdragningen av pålarna utbildas emellertid brottytan vanligtvis i själva leran på ett litet avstånd från pålens mantelyta. En bestämning av tjockleken hos det vidhäftande lerlagret gjordes på sju pålar i provyta A.

TAB. 10 Tjockleken hos det vidhäftande lerlagret på sju i provyta A uppdragna pålar kunde i medeltal bestämmas till nedanstående värden.

Pålmaterial...	aluminium	betong	trä
Tjocklek av vidhäftande lerlager, mm ...	1	2	1,5

Man kunde notera att lerlagrets tjocklek ej varierade nämnvärt med avseende på pålarnas diameterstorlek.

Vid en beräkning av mantelbärigheten med utgångspunkt från storleken hos den "verkliga" skjuytan fås de värden som visas i FIG. 66b.

Utgående från FIG. 66 kan vi utläsa att de provade pålmaterialen, vid en och samma dimension, i medeltal ej uppvisar några påtagliga skillnader med avseende på mantelbärigheten. Dock har vid de båda största träpålarna uppmätts anmärkningsvärt låga värden på mantelbärigheten.

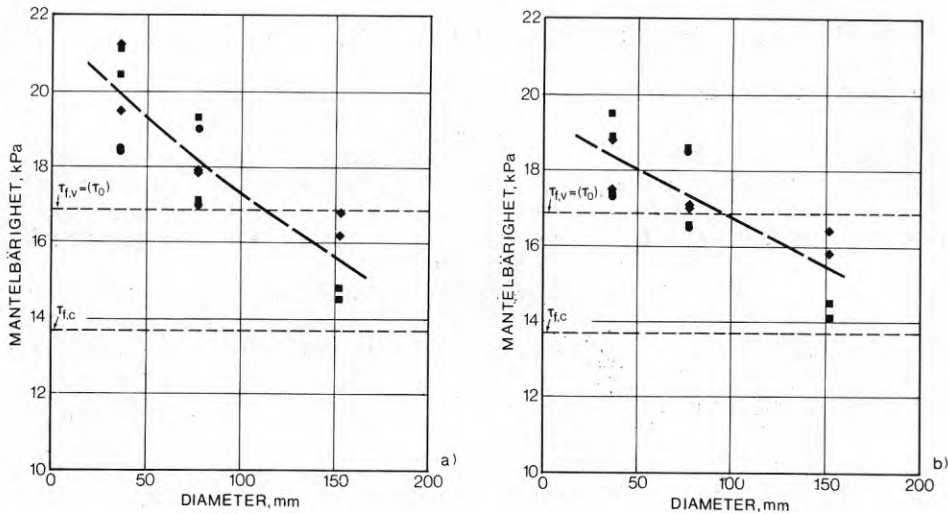


FIG. 66. Resultat från försöksserie A. Mantelbärighet ( $\tau_m$ ) som funktion av påldimension och pålmaterial. a) Okorrigerade värden ekv. (38); b) korrigerade värden med hänsyn till ökad skjuvyta på grund av vidhäftande lerlager. ●, Aluminiumpålar; ◆, betongpålar; ■, träpålar;  $\tau_{f,v}$  skjuvhållfasthet enligt ordinära vingborrförsök;  $\tau_{f,c}$  skjuvhållfasthet enligt konprov.

Test results from serie A. Skin frictional resistance versus pile diameter and pile material. a) Uncorrected values (Eq. 38); b) corrected values taking into account the increased shear area due to clay layer adhering to the pile surfaces. ●, Aluminum piles; ◆, concrete piles; ■, wooden piles;  $\tau_{f,v}$  shear strength obtained from ordinary field vane tests;  $\tau_{f,c}$  shear strength obtained from fall-cone tests.

Resultaten i FIG. 66 antyder att i vårt fall mantelbärigheten till sin storlek är en funktion av påldiametern. Exempelvis för betongpålar uppgår det uppmätta storleksberoendet till de värden som framgår av TAB. 11.

TAB. 11. Uppmätt storleksberoende med avseende på mantelbärigheten; betongpålar, försöksserie A

Diameter, mm ...	36	77	152
Mantelbärighetens relativa storlek ...	1,13	1,06	1,0

Storleksberoendet kan kanske till en viss del förklaras dels av att vid provningstillfället rekonsolideringen i leran invid de små pålarerna är mer fullständig än vid de större pålarerna, dels av att

den varierande tiden till brott (se TAB. 8) påverkat mantelbärigheten i uppmätt riktning.

I FIG. 66 visas även i jämförande syfte lerans skjuvhållfasthet enligt ordinära vingborrförsök  $\tau_{f,v} = \tau_0$ , resp. enligt konförsöket,  $\tau_{f,c}$ . Man ser att skjuvhållfastheten enligt vingborr uppvisar en godtagbar överensstämmelse med den uppmätta mantelbärigheten hos flertalet av pålarna.

Vid ett standardförsök med vingborr var, som tidigare nämnts, inom det aktuella djupintervallet tiden till brott lika med ca 1 min. Vid de minsta pålarna för vilka tiden till brott var lika med 2 à 3 min, dvs. av samma storleksordning som vid vingborrförsöken, är den korrigerade mantelbärigheten, FIG. 66b, i medeltal lika med  $1,1 \tau_0$ .

#### Inverkan av förskjutningshastigheten

Som framgått av resultaten från försöksserie B, FIG. 65 och TAB. 9, påverkas den vid en pålprovning bestämda mantelbärigheten i hög grad av förskjutningshastighetens storlek.

I FIG. 67 visas mantelbärigheten som funktion av förskjutningshastigheten. I figuren har även inlagts resultaten från pålarna A 9 och A 10, vilka i likhet med de övriga pålarna i försöksserie B utgjordes av betongpålar med diametern 152 mm.

Man ser av FIG. 67 att de uppmätta värdena av mantelbärigheten vid försöken med de högsta förskjutningshastigheterna,  $v_b \approx 0,13 - 0,30$  mm/min, visar god överensstämmelse med skjuvhållfastheten enligt ett ordinärt vingborrförsök ( $\tau_0$ ).

Det kan vara frestande att i likhet med de i FIG. 29 redovisade vingborresultaten försöka finna ett matematiskt samband med vilket man på basis av lerans skjuvhållfasthet enligt vingborr



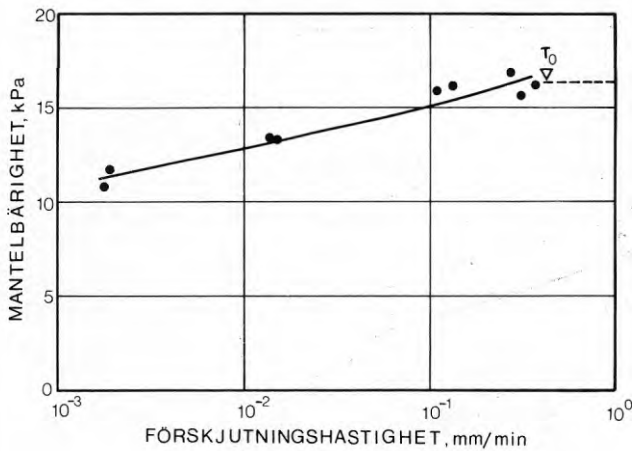


FIG. 67. Inverkan av förskjutningshastigheten på mantelbärigheten. Resultat från försöksserie B.  $\tau_0$ , skjuvhållfasthet bestämd vid ett ordinärt vingborrförsök.

Effect of rate of displacement on skin frictional resistance. Test results from serie B.  $\tau_0$ , shear strength obtained from an ordinary field vane test.

( $\tau_0$ ) kan definiera mantelbärighetens hastighetsberoende. Man måste emellertid vara medveten om att antalet påförsök är för litet för en meningsfull statistisk analys av försöksvärdena.

Då man skall jämföra skjuvhållfasthetens och mantelbärighetens hastighetsberoende vid vingborr-resp. vid påförsöken måste man som den oberoende variabeln välja antingen förskjutningshastigheten eller tiden till brott. Jag har funnit att av dessa två parametrar är tiden till brott den bäst lämpade.

I FIG. 68 visas kvoten  $\tau_m / \tau_0$  som funktion av tiden till brott. I samma figur visas även det samband som tidigare erhållits vad avser skjuvhållfasthetens hastighetsberoende vid vingborrförsök, ekv. (28). Man ser av FIG. 68 att hållfastheten hos den rekonsoliderade leran invid en påle i vårt fall har ett hastighetsberoende likartat det som uppmätts för den ostörda leran vid vingborrförsök. Man finner att inom det undersökta tidintervallet kan pålarnas mantelbärighet  $\tau_m$ , med godtagbar noggrannhet definieras av ekvationen

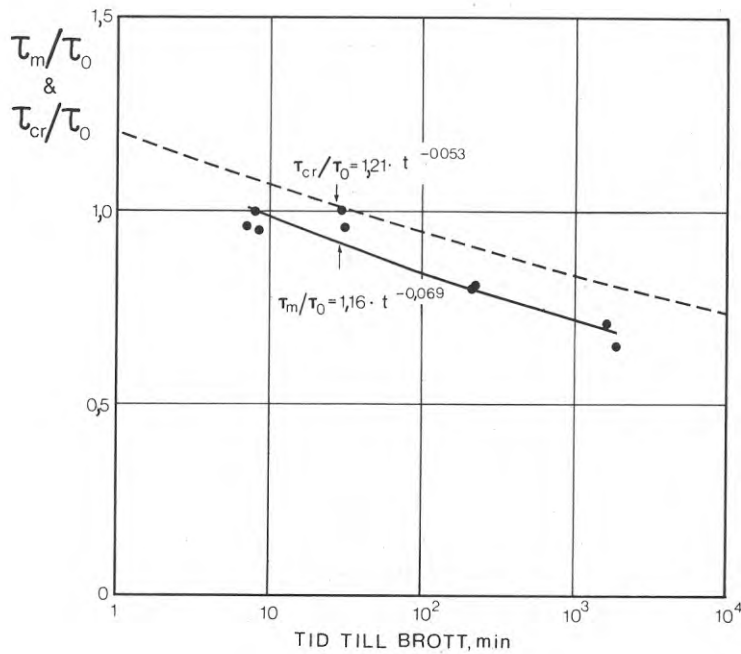


FIG. 68. Jämförelse mellan skjuvhållfasthetens tidberoende vid pålförsöken (serie B) och vingborrförsöken (jfr FIG. 29). —, medelkurva för pålförsöken; - - -, medelkurva för fältvingborrförsöken.

Comparison of shear strength/time relationships obtained from pile tests (serie B) and field vane tests (cf. FIG. 29):  $\tau_m/\tau_0$  and  $\tau_{cr}/\tau_0$ , respectively, versus time to failure where  $\tau_m$  is the skin frictional resistance,  $\tau_0$  the shear strength obtained from an ordinary field vane test and  $\tau_{cr}$  the »critical» shear strength obtained from a special field vane test described in FIG. 29.

—, average curve for pile tests; - - -, average curve for field vane tests.

$$\tau_m/\tau_0 = 1,16 t^{-0,069} \quad 10 < t < 2 \cdot 10^3 \quad (39)$$

där  $t$  = tiden till brott i min.

Koefficienterna i ekv. (39) har bestämts med minsta kvadratmetoden. De enskilda försöksvärdena i FIG. 68 avviker maximalt ca 10% från den enligt ekv. (39) beräknade värdena på mantelbärigheten.

En jämförelse mellan ekv. (28) och (39) ger vid handen att vid en och samma tid till brott kan förhållandet mellan en påles mantelbärighet  $\tau_m$ , och skjuvhållfastheten enligt vingborr  $\tau_{cr}$ , inom det undersökta tidintervallet tecknas

$$\tau_m/\tau_{cr} \approx 0,9 \quad (40)$$

Det är av intresse att jämföra resultaten från försöken i Bäckebol med andra undersökningar där man för pålar som installerats i lösa leror, studerat belastningshastighetens inverkan på mantelbärigheten. Dyliga undersökningar har bl. a. genomförts i Mexico City (Marsal & Mazari, 1959) och i Oslo (Eide *et al.*, 1972).

Karakteristiska jorddata från de båda försöksplatserna har sammanställts i TAB. 12.

TAB. 12. Medelvärden av vissa karakteristiska jorddata från försöksplatserna i Mexico City, Oslo och Bäckebol.

Försöksplats	Lerans geotekniska data				
	$w_n$ %	$w_L$ %	$w_P$ %	$I_P$ %	$\tau_f$ kPa
Mexico City (Marsal & Mazari, 1959)	280	325	85	240	15,5 <sup>(a)</sup>
Oslo (Eide <i>et al.</i> , 1972)	35	45	25	20	31 <sup>(b)</sup>
Bäckebol (egna försök)	79	82	30	52	16,5 <sup>(b)</sup>

a)  $\tau_f$  enligt enkelt tryckförsök;      b)  $\tau_f$  enligt vingborrförsök

Som synes representerar de olika lerorna ett mycket stort plasticitetsintervall. Sålunda kan Oslo-leran karakteriseras som lågplastisk medan Mexico-leran i medeltal har ett mycket högt plasticitetsindex,  $I_P = 240\%$ .

Vid Mexico-försöken provdrogs fyra träpålar med längden 4 m och diametern 25 cm. Pålarna belastades medelst en hävstångs-anordning. Förskjutningen av pålarna mättes med ett avvägningsinstrument med noggrannheten 0,1 mm. För varje försök beräknades ett medelvärde av förskjutningshastigheten upp till

brottbelastningen. Provbekastningarna genomfördes ca 4 år efter påslagningen. Under denna tidrymd hade pålarna tidigare provbelastats 3 à 4 ggr. Den senaste provningen var utförd ca 1 år före den aktuella försöksserien.

Oslo-försöken utfördes som dragförsök med 6 m långa in-situ pålar av betong. Pålarna gjöts i förborrade hål inom djupintervallet 12-18 m under markytan. Hålen hade en diameter av 25 cm. De hade stabiliserats med bl. a. vatten, bentonitsuspension<sup>1</sup> och en lersuspension. Mantelbärighetens hastighetsberoende studerades genom att under en och samma provbelastning stegvis variera förskjutningshastigheten. Pålarna provdrogs ca 1,5 månader efter gjutningen.

Försöksresultaten från de olika undersökningarna, inklusive Bäckebofs-försöken, har sammanställt i FIG. 69. Av figuren framgår bl. a. att vid Oslo-försöken noterades i likhet med resultaten från Bäckebof att mantelbärigheten vid höga förskjutningshastigheter stämmer väl överens med skjuvhållfastheten, bestämd vid ett ordinärt vingborrförsök.<sup>1</sup>

Med tanke på de varierande plasticitetsegenskaperna hos de olika lerorna uppvisar som framgår av FIG. 69, försöksresultaten ett förvånande likartat hastighetsberoende hos de undersökta pålarnas mantelbärighet.

Som ett mått på hastighetsberoendet kan man använda kvoten

$$(\Delta \tau)_{10} / (\tau_m)_{1 \text{ mm/min}},$$

där  $(\Delta \tau)_{10}$  är lika med förändringen av mantelbärigheten per dekads förändring av förskjutningshastigheten och  $(\tau_m)_{1 \text{ mm/min}}$  är lika med mantelbärigheten vid en förskjutningshastighet av 1 mm/min. Variationsområdet av nämnda kvot vid de olika undersökningarna har sammanställt i TAB. 13.

<sup>1</sup> Detta resultat noterades för de pålar som gjutits i vatten och lersuspension. I de bentonitstabiliserade hålen erhöft man en väsentlig reduktion av pålarnas mantelbärighet.

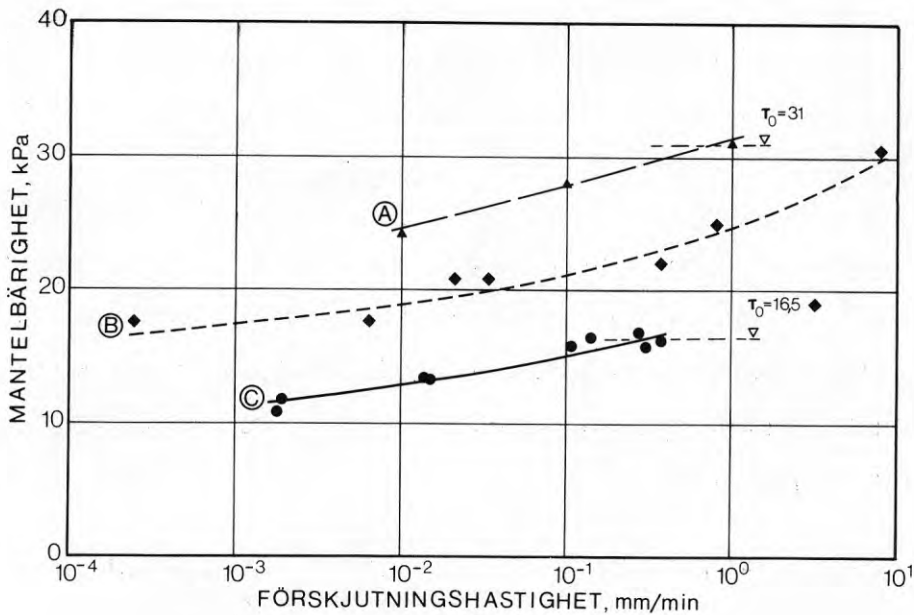


FIG. 69. Inverkan av förskjutningshastigheten på mantelbärigheten. Resultat från dragförsök på pålar. Jämförelse mellan resultaten från olika undersökningar. A, In-situ pålar av betong,  $\phi$  0,25 m,  $l$  = 6 m, Oslo (Eide *et al* 1972); B, träpålar,  $\phi$  0,25 m,  $l$  = 4 m, Mexico City (Marsal & Mazari, 1959); C, egna försök, försöksserie B.

Effect of rate of displacement on skin frictional resistance obtained from pulling tests. Comparison of results from different investigations. A, In-situ concrete piles,  $\phi$  0.25 m, 6 m in length, Oslo clay:  $w_n$  = 35 %,  $w_L$  = 45 %,  $w_P$  = 25 %,  $I_p$  = 20 %,  $\tau_f$  = 31 kPa (Eide *et al* 1972); B, wooden piles,  $\phi$  0.25 m, 4 m in length, Mexico City clay:  $w_n$  = 280 %,  $w_L$  = 325 %,  $w_P$  = 85 %,  $I_p$  = 240 %,  $\tau_f$  = 15.5 kPa (Marsal & Mazari, 1959); C, the author's own tests, serie B.

TAB. 13 Jämförelse mellan mantelbärighetens hastighetsberoende, uttryckt som  $(\Delta \tau)_{10}/(\tau_m)_{1 \text{ mm/min}}$  vid försöken i Mexico City, Oslo och Bäckebol.

Försöksplats ...	Mexico City	Oslo	Bäckebol
$(\Delta \tau)_{10}/(\tau_m)_{1 \text{ mm/min}}$ ...	0,10 - 0,14	0,10 - 0,15	0,10 - 0,14

Som synes, TAB. 13, uppvisar försöksresultaten en förvånande god samstämmighet vad avser mantelbärighetens hastighetsberoende. Man måste emellertid komma ihåg att flera skiljaktigheter, framför allt beträffande försöksutförandet, gör det svårt att direkt jämföra de skilda försöksserierna.

### 5.3.4 Skjuvspänning-förskjutningssamband

Av diagrammen i BIL. A och B framgår att pålarnas arbetskurvor upp till brottbelastningen har samma principiella förlopp oavsett pålmaterial, påldimension eller förskjutningshastighet. Ett karakteristiskt förhållande är att sambandet mellan skjuvspänning och förskjutning är praktiskt taget rätlinjigt upp till en skjuvspänningsnivå av  $0,5 \tau_m$ , där  $\tau_m$  är lika med mantelbärigheten.

Resultaten från försöksserie B, FIG. 65, visade vidare att såväl lutningen av arbetskurvans första linjära del som brottförskjutningen ej påtagbart påverkades av förskjutningshastigheten. Detta påstående gäller för de försök som utfördes vid en förskjutningshastighet inom intervallet  $0,11 - 0,0019$  mm/min. Vid den högsta förskjutningshastigheten,  $v_b = 0,31$  mm/min, erhöll arbetskurvorna en initieellt något brantare lutning samtidigt som brottförskjutningens storlek reducerades.

Det är intressant att notera överensstämmelsen mellan de tidigare redovisade resultaten från vingborrningarna, FIG. 30, och erfarenheterna från pålprovningarna vad avser deformationshastighetens ringa inverkan på brottdeformationens storlek.

För att bättre kunna göra en inbördes jämförelse mellan de skilda arbetskurvorna från pålprovningarna har jag överfört dessa i dimensionslös form. Längs abskissan har därvid avsatts kvoten  $(s/s_b)$  resp. längs ordinatan förhållandet  $(\tau_m/\tau_0)$ , där  $s_b$  är lika med brottförskjutningen och  $\tau_m$  är lika med mantelbärigheten. Valet av koordinatsystem innebär att samtliga arbetskurvor måste gå genom punkten  $[1, 0; 1, 0]$ .

En på detta sätt genomförd bearbetning av samtliga arbetskurvor från försöksserierna A och B gav som resultat att de provade pålarnas generaliserade skjuvspänning-förskjutningssamband

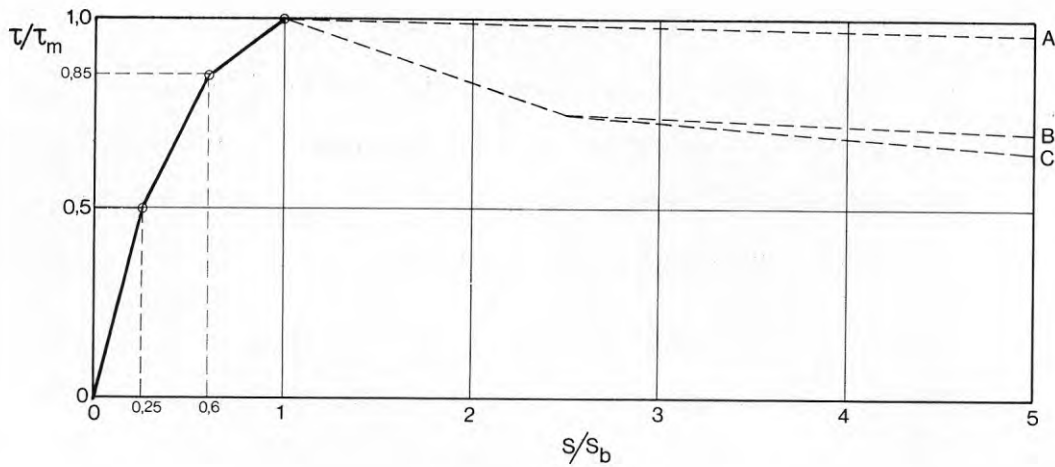


FIG. 70. Förenklad arbetskurva framställd i dimensionslös form; kurvan har konstruerats på basis av resultaten från försöksserierna A och B. Upp till brottbelastningen beskriver kurvan med god noggrannhet det generella förloppet hos arbetskurvorna för samtliga pålar i serierna A och B. Efter brottbelastningen är formen hos den förenklade arbetskurvan starkt beroende av förskjutningshastigheten. A, låg förskjutningshastighet; B, hög förskjutningshastighet (träpålar); C, hög förskjutningshastighet (betongpålar).

Simplified relationship between  $\tau/\tau_m$  (average skin shear stress/skin frictional resistance) and  $s/s_b$  (shaft displacement/shaft displacement at failure) drawn on the basis of the results from test series A and B. Up to maximum skin shear stress the simplified curve with sufficient accuracy defines the non-dimensional plot of the stress/displacement curves for all piles in series A and B. Beyond the peak value however, the shape of the simplified stress/displacement curve is highly dependent on the rate of displacement. A, Very low rate of displacement; B, high rate of displacement (wooden piles); C, high rate of displacement (concrete piles).

med god noggrannhet kunde representeras av den förenklade arbetskurva som visas i FIG. 70.

Den förenklade arbetskurvans första del, dvs. från origo och fram till brottvärdet, är oavsett påldimension, pålmaterial eller förskjutningshastighet med god approximation representativ för samtliga försöksresultat i försöksserierna A och B. Som synes har denna första del av den förenklade arbetskurvan approximerats med tre rätta linjer. De karakteristiska brytpunkterna på denna kurvgren har koordinaterna  $[0,25 s/s_b; 0,5 \tau/\tau_m]$  och  $[0,6 s/s_b; 0,85 \tau/\tau_m]$ .

Vid större förskjutningar än brottförskjutningen påverkas formen hos den förenklade arbetskurvan i hög grad av förskjutningshastigheten.

Vid de "snabba" provbelastningarna i försöksserie A erhöll arbetskurvan en markerad topp. Vid en förskjutning av  $5s_b$  uppmättes vid dessa försök en mantelskjuvspänning av  $0,6 \text{ à } 0,7 \tau_m$ . Härvid gäller det lägre värdet för betongpålarna medan det högre värdet uppnåddes vid träpålarna.

Då förskjutningshastigheten är mycket låg torde arbetskurvan för en påle i likhet med resultaten från vingborrningarna, FIG. 30, närma sig ett förlopp som motsvaras av idealt plastiska egenskaper hos leran kring pålen. Resultaten från pålarna B 7 och B 8 antyder ett dylikt förlopp hos arbetskurvorna. Som tidigare framgått ökades emellertid dessa pålars förskjutningshastighet mer än 200-faldigt vid en total förskjutning av ca 5 mm.

Inom skjuvspänningsintervallet  $0 - 0,5 \tau_m$  tycks det praktiskt taget rätlinjiga sambandet mellan mantelskjuvspänning och förskjutning möjliggöra en elasticitetsteoretisk analys av pålarnas last-förskjutningssamband. Om vi med hjälp av elasticitetsteorin kan bestämma lutningen i origo hos en påles arbetskurva så kan vi därmed, under förutsättning att den förenklade arbetskurvan i FIG. 70 är giltig, även approximativt beskriva hela arbetskurvans förlopp fram till brottvärdet.

Som tidigare nämnts i avsnitt 2.4 har Butterfield & Banerjee (1971) analyserat last-förskjutningssambanden för en axiellt belastad, cirkulär cylindrisk påle, inbäddad i ett halvoändligt, idealelastiskt medium. Resultatet av denna analys har presenterats i ett diagram som återges i FIG. 71. I figuren illustreras inverkan på en påles last-förskjutningssamband dels av förhållandet mellan pålens längd och diameter,  $l/d$ -kvoten, dels av varierande värde på  $E_p/G$ -kvoten, där  $E_p$  är lika med pålmaterialets elasticitetsmodul och  $G$  är lika med jordens skjuvmodul.



De last-förskjutningssamband som visas i FIG. 71 avser tryckbelastade pålar. Vid en  $l/d$ -kvot större än 10 à 20 är emellertid, enligt den genomförda analysen, spetsens lastbidrag nära nog försumbart vid sidan av mantelns. Följaktligen kan man vid  $l/d > 10$  med god approximation använda FIG. 71 för att analysera även dragbelastade pålar.

Med ledning av resultaten från försöksserie A samt med användande av FIG. 71 har nedanstående värden på lerans initialskevmodul  $G$ , kunnat beräknas, TAB. 14.

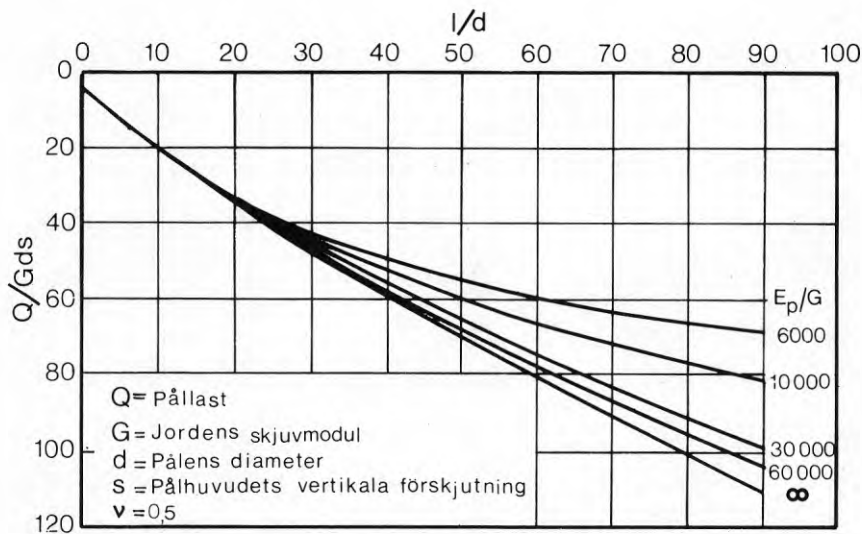


FIG. 71. Last-förskjutningssamband för elastiska, cirkulär cylindriska pålar, inbäddade i ett halv-oändligt, idealelastiskt medium (Butterfield & Banerjee, 1971).

Load/displacement curves for cylindrical, compressible piles, embedded in an ideal elastic half space medium.  $Q$ , Total load on pile head;  $d$ , diameter of pile shaft;  $E_p$ , Young's modulus of pile material;  $G$ , shear modulus of half space material;  $s$ , vertical displacement of pile head (Butterfield & Banerjee, 1971).

TAB. 14 Värden på lerans initialskjuvmodul,  $G$  [kPa], beräknade med ledning av försöksresultaten från försöks-serie A (baserat på Butterfield & Banerjee, 1971).

Pålmaterial	Påldiameter, mm		
	36	77	152
	$l/d = 28$	13	$\approx 7$
Aluminium	2300	2900	-
Betong	2400	2500	2700
Trä	3400	3500	2700

medelvärde 2800 kPa

Man ser, TAB. 14, att den på basis av försöksdata från pålar med skilda  $l/d$ -värden beräknade skjuvmodulen uppvisar en inbördes god samstämmighet. Detta resultat styrker antagandet om elasticitetsteorins användbarhet för att förutsäga arbetskurvans initiella förlopp hos axialbelastade pålar.

Som framgår av TAB. 14 är vid träpålarna den beräknade skjuvmodulen i medeltal någothögre än vid betong- och aluminiumpålarna. Avvikelsen är emellertid ej så stor att den påtagbart förändrar arbetskurvans förlopp hos träpålarna jämfört med aluminium- och betongpålarna. Det vill säga, att vid en och samma skjuvspänningsnivå medför små skillnader i den uppmätta förskjutningen en relativt stor förändring av det beräknade  $G$ -värdet.

Förhållandet mellan lerans skjuvhållfasthet och skjuvmodul kan med ledning av resultaten för försöksserie A, TAB. 14, approximativt tecknas

$$G = 150 \tau_0 \quad (41)$$

där  $\tau_0$  = lerans skjuvhållfasthet, bestämd vid ett ordi-närt vingborrförsök.

Resultaten från försöksserie B visade att skjuvmodulen vid de lägsta förskjutningshastigheterna approximativt kunde tecknas

$$G = 100 \tau_0 \quad (42)$$

Ovanstående värden på skjuvmodulen är rimliga i relation till den initiella elasticitetsmodulen  $E_f$ , som vid de i avsnitt 3.3 omnämnda triaxialförsöken bestämdes till ca 300 - 400  $\tau_f$ .

Låt oss för den första rätlinjiga delen av en påles arbetskurva definiera en förskjutningsmodul  $S$  [kPa/m], enligt ekvationen

$$\tau_{\text{med}} = Ss \quad (43)$$

där  $\tau_{\text{med}}$  = den vid en förskjutning  $s$  av pålhuvudet mobiliserade medelskjuvspänningen längs en påles mantelyta.

Förskjutningsmodulens storlek beror förutom av jordens skjuvmodul även av pålens längd och diameter. Diagrammet i FIG. 71 kan, som tidigare nämnts, vid en  $l/d$ -kvot större än 10 med god noggrannhet användas utan hänsynstagande till spetslastens inverkan på betraktad påles last-förskjutningssamband. Med denna approximation kan de i FIG. 71 visade sambanden överföras i den form som framgår av FIG. 72. Längs abskissan i detta diagram har avsatts  $l/d$ -kvoten, resp. längs ordinaten den dimensionslösa kvantiteten  $[\frac{Sd}{G}]^{(1)}$ . Av diagrammet framgår även variationen av förskjutningsmodulen vid olika förhållanden mellan pålmaterialets elasticitetsmodul  $E_p$ , och jordens skjuvmodul  $G$ .

Innebörden av FIG. 72 illustreras bäst med ett beräkningsexempel.

1

Vid en kvadratisk påle med kantlängden  $a$  kan man approximativt använda enheten  $\frac{4a}{\pi}$  i stället för  $d$ .

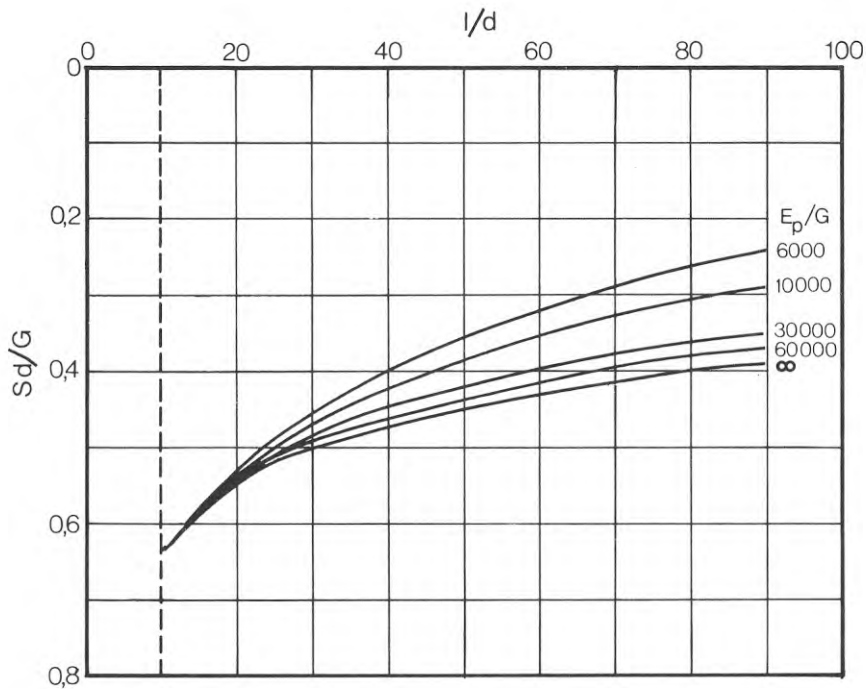


FIG. 72. Diagram för bestämning av förskjutningsmodulen  $S$ , definierad av ekv. (43). De visade sambanden gäller för cirkulär cylindriska, homogena pålar. (Baserat på Butterfield & Banerjee, 1971.)

Diagram for evaluation of the »modulus of displacement»  $S$ , defined from the formula  $\tau_{med.} = Ss$  (Eq. 43), where  $\tau_{med}$  is the average skin shear stress mobilized at a vertical displacement  $s$  of the pile head (cylindrical solid piles). (Based on Butterfield & Banerjee, 1971.)

Exempel. - Beräkna de olika förenklade skjuvspänning-förskjutningssambanden upp till max. mantelskjuvspänning för två betongpålar med diametern  $d = 0,3$  m samt med längden  $l$ , lika med 14 resp. 28 m under förutsättning att mantelbärigheten  $\tau_m$ , kan uppnå följande värden: 10, 20, 30, 40 och 50 kPa. Lerans skjuvmodul  $G$ , kan sättas lika med  $150 \tau_0$ , där  $\tau_0$  är lika med den vingborrade skjuvhållfastheten enligt standardförsök. Förutsätt vidare att mantelbärigheten är lika med den vingborrade skjuvhållfastheten, dvs.  $\tau_m = \tau_0$  (approximativt giltigt vid en hög förskjutningshastighet). Betongens elasticitetsmodul  $E_p$ , kan sättas lika med  $4 \cdot 10^7$  kPa.

Lösning: Med ledning av diagrammet i FIG. 72 kan för de olika lastfallen följande värden på förskjutningsmodulen  $S$ , beräknas, TAB. 15.

TAB. 15. Värden på förskjutningsmodulen  $S$ , beräknade med ledning av diagrammet i FIG. 72

$\tau_m \dots$	Förskjutningsmodul $S$ , [kPa/m]				
	10	20	30	40	50
Påle 1, $1/d= 47$	2100	4000	5800	7400	$\approx 9100$
Påle 2, $1/d= 93$	1800	2900	4200	4700	$\approx 5700$

Om vi approximativt antar att pålarna upp till max.-skjuvspänningen har en förenklad arbetskurva i enlighet med FIG. 70 kan vi med ledning av ovanstående värden på förskjutningsmodulen enkelt konstruera de önskade skjuvspänning-förskjutningssambanden. Resultaten härav framgår av FIG. 73. Av figuren framgår även de ungefärliga gränserna (beroende på skjuvspänningsfördelningen) för pålarnas elastiska sammantryckning.

Som en kommentar till FIG. 73 kan man säga att de redovisade skjuvspänning-förskjutningssambanden visat sig stämma förvånande väl överens med en del relevanta data från provbelastningar i full skala.

Vid beräkningen av skjuvspänning-förskjutningssambanden i ovanstående exempel hade vi gjort det förenklade antagandet att mantelbärigheten kunde sättas lika med skjuvhållfastheten enligt ett ordinärt vingborrförsök, dvs.  $\tau_m = \tau_0$ . Om man önskar konstruera en arbetskurva för en påle vid en viss given förskjutningshastighet måste man, som framgått av den tidigare framställningen, beräkna värdet av  $\tau_m$  med utgångspunkt från förskjutningshastighetens storlek eller med ledning av tiden till brott. Vid beräkningen av  $\tau_m$  måste man även beakta en eventuell inverkan av progressivt brott i leran längs en påle.

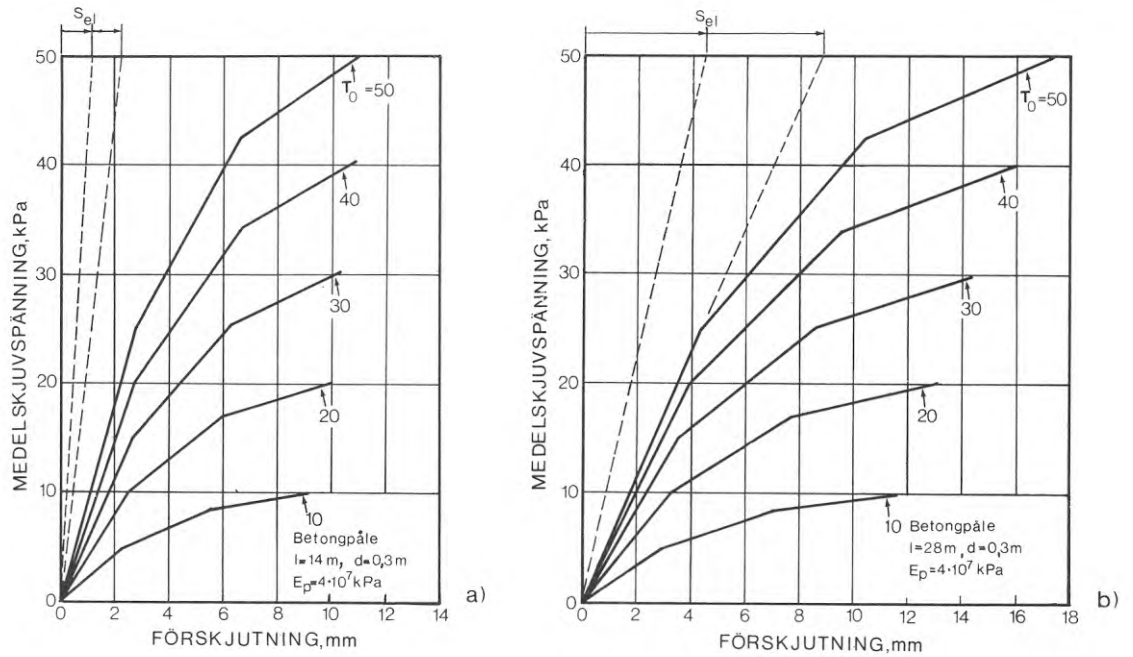


FIG. 73. Förenklade arbetskurvor för två betongpålar, beräknade med ledning av FIG. 70 och 72 samt ekv. (43). Mantelbärigheten  $\tau_m$  har antagits motsvara jordens skjuvhållfasthet, bestämd vid ett ordinärt vingborrförsök ( $\tau_0$ ). Vidare har  $\tau_0$  antagits ha följande värden: 10, 20, 30, 40 och 50 kPa. Jordens skjuvmodul  $G = 150 \tau_0$ .

Simplified skin shear stress/displacement relationships for two concrete piles, constructed on the basis of FIGS. 70, 72 and Eq. (43). The skin frictional resistance  $\tau_m$  has been assumed to be equal to the undrained shear strength of soil, obtained from an ordinary field vane test ( $\tau_0$ ). Further on  $\tau_0$  has been assumed to attain the following values: 10, 20, 30, 40 and 50 kPa. Soil shear modulus  $G = 150 \tau_0$ . a) Concrete pile, 14 m long and  $\phi$  0.3 m; b) concrete pile, 28 m long and  $\phi$  0.3 m; ---, approximative limits, depending on the shaft shear stress distribution, for the elastic compression ( $s_{el}$ ) of the pile shaft.

## 5.4 Försöksserierna C och D

### 5.4.1 Omfattning och försöksutförande

#### Försöksserie C

Försöken omfattar provbelastningar av de fyra instrumenterade, 1,5 m långa aluminiumpålarna i provyta C. Pålarna har tidigare detaljerat beskrivits i avsnitt 4.2. Pålarna var, som nämnts, installerade inom djupintervallet 2-9,5 m under markytan, FIG. 31 a. Provbekastningarna utfördes som dragförsök. Försöken genomfördes vid en tidpunkt av 30-32 dygn efter pålarnas neddrivning i leran.

Utöver den tidigare beskrivna instrumenteringen var pålarna även försedda med en anordning för eliminering av sugkrafter vid pålspetsen, FIG. 74. Av figuren framgår att pålspetsen försetts med ett plant filter som står i förbindelse med två

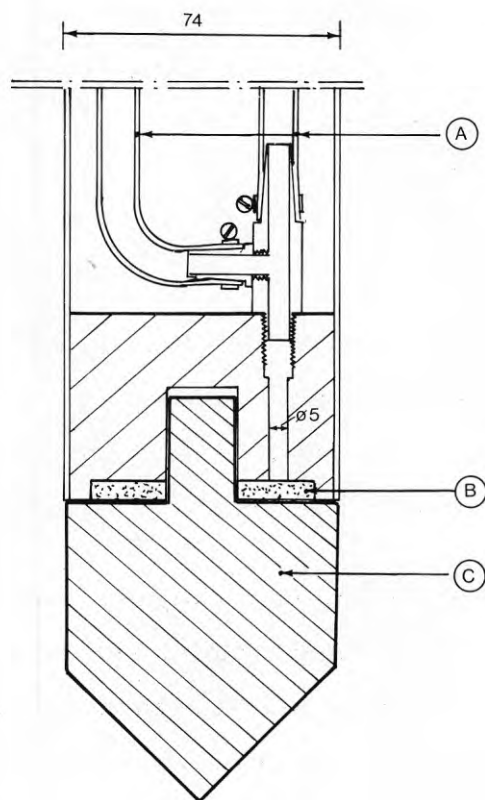


FIG. 74. Utformning av spetsen till pålarna C1-C4. A, Vattenfylld plastslang; B, filter; C, lös spets. (Mått i mm.)

Pile tip, piles C1-C4, specially designed in order to avoid suction during pulling tests. A, Plastic tube filled with water; B, filter; C, tip (not attached to pile). (Dimensions in mm.)

vattenfyllda plastslangar. Vid försöksstart var vattenytan i plastslangarna belägen i nivå med markytan.

Fram till en total förskjutning av ca 5 mm, genomfördes provbelastningarna med en "låg" förskjutningshastighet. Upp till maximal mantelskjuvspänning varierade sålunda förskjutningshastigheten i medeltal mellan 0,0024 och 0,0030 mm/min. Under belastningsförsökens slutfas, dvs. vid större förskjutningar än ca 5 mm, var i samtliga fall förskjutningshastigheten lika med 0,13 mm/min. Försöken avslutades vid en total förskjutning hos pålarna av ca 50 mm.

Under försökens gång gjordes kontinuerliga avläsningar av samtliga mätanordningar på pålarna. Med ledning av de registrerade mätvärdena kunde man härvid få en uppfattning om såväl skjuvspänningsfördelningen längs en provbelastad påle som förändringarna i portryck och radiellt totaltryck i leran kring pålen. Som tidigare nämnts är emellertid utvärderingen av totaltrycksförändringarna behäftade med en viss osäkerhet dels beroende på mätanordningarnas relativt låga känslighet, dels till följd av eventuellt störande inverkan av en ojämn fördelning av det radiella trycket i leran kring en påle, jfr FIG. 41.

#### Försöksserie D

Försöksserien innefattar provbelastningar av de tidigare beskrivna, 7,5 m långa aluminiumpålarna i provyta D, FIG. 31 b. Provbekastningarna genomfördes som tryckförsök. Pålarna provbelastades 32-35 dygn efter neddrivningen i leran.

Utöver utrustningen för portrycksmätning, som tidigare beskrivits, var pålarna även instrumenterade med trådtöjningsgivare på fyra nivåer med c/c-avståndet 1,5 m. Avsikten med givarna var att möjliggöra en uppmätning av axialkraftfördelningen i pålarna i anslutning till provbelastningarna. På varje mätnivå



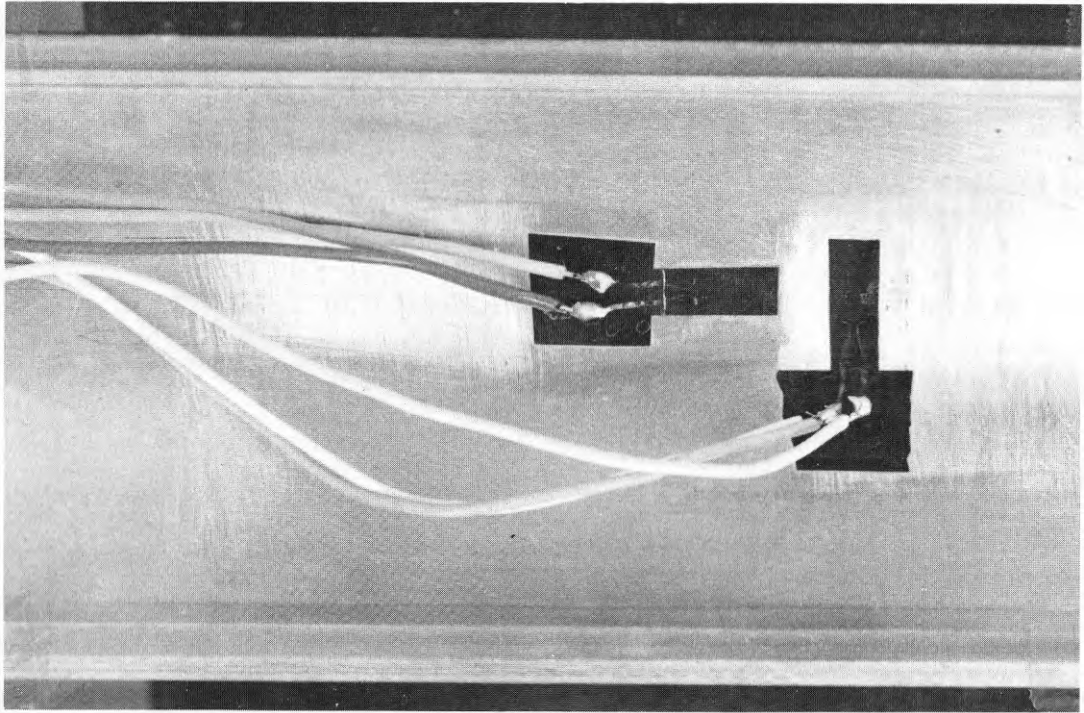


FIG. 75. Instrumentering vid mätnivå för axialkraftmätning, pålarna D1–D3.

Each pile in test series D was equipped with four strain-gauge bridges placed on 1.5 m centers in order to register the distribution with depth of axial force in the pile.

hade applicerats tre trådtöjningsgivare (HBM, typ 6/120, LP 23) av vilka två limmats vertikalt och en horisontalt. Givarna kopplades i en kvartsbrygga, vilket innebär att man kan göra en individuell avläsning av varje givare. I FIG. 75 visas ett foto av två trådtöjningsgivare som applicerats invändigt i en "påhalva". Provbekastningarna hade planerats att för samtliga pålar genomföras vid en "låg" förskjutningshastighet. Försöksutförandet vid pålarna D1 och D2 motsvarade det planerade. Detta innebar att förskjutningshastigheten till brott i medeltal blev lika med 0,0019 och 0,0023 mm/min. Tiden till brott uppgick härvid till 32 resp. 23 h.

Eftersom det vid påle D3 kunde konstateras att utrustningen för axialkraftmätning, troligen till följd av inverkan av fukt, ej fungerade tillfredsställande samt även på grund av att resultaten från pålarna D1 och D2 visade god samstämmighet, beslutades

att genomföra provbelastningen av denna påle som ett relativt snabbt försök. Sålunda uppgick förskjutningshastigheten till brott för påle D3 i medeltal till 0,035 mm/min. Detta innebar att tiden till brott blev lika med 84 min.

I anslutning till provbelastningarna av pålarna D1 och D2 gjordes kontinuerliga registreringar av såväl axialkraftförändringarna längs pålarna som portrycksförändringarna i gränsytan påle/jord. Vid påle D3 begränsades avläsningarna, på grund av tidigare nämnda orsaker, till en registrering av portrycksförändringar i leran längs pålen. Försöken genomfördes med de valda förskjutningshastigheterna fram till en total förskjutning av ca 10 mm.

#### 5.4.2 Försöksresultat

##### Försöksserie C

Vissa resultat från provbelastningarna visas i FIG. 76-79. Figurerna innehåller var och en en stor mängd detaljinformation som uppdelats på tre diagram. I det övre diagrammet visas med en heldragen linje den enligt ekv. (38) beräknade medelskjuvspänningen längs en påle som funktion av pålens vertikala förskjutning. I jämförande syfte visas även i samma diagram med en streckad kurva medelskjuvspänningen längs den övre 2/3-delen av pållängden. Det sistnämnda sambandet har beräknats på basis av den totalt applicerade dragkraften samt den registrerade dragkraften i pålens 2/3-delspunkt, jfr FIG. 31a.

I mittendiagrammet i FIG. 76-79 visas portrycksförändringen  $\Delta u$  i gränsytan påle/jord som funktion av pålens vertikala förskjutning. Portrycksmätaren är, som tidigare framgått, placerad i närheten av en påles mittsektion.

Slutligen redovisas i det undre diagrammet i FIG. 76-79 totaltrycksförändringen  $\Delta\sigma_r$  i leran kring en påles mittsektion som funktion av pålens vertikala förskjutning. Av vad som tidigare sagts vet vi att  $\Delta\sigma_r$  ej kan beräknas med någon större noggrannhet varför de i FIG. 76-79 visade sambanden numeriskt sett måste bedömas med stor försiktighet.

Vissa signifikanta resultat från försöksserie C har sammanställts i TAB. 16.

#### Försöksserie D

De väsentligaste resultaten från denna försöksserie framgår av FIG. 80-82. Dessa figurer innehåller liksom FIG. 76-79 en stor mängd detaljinformation. I det övre diagrammet i FIG. 80 och 81 visas såväl pålhuvudets som pålspetsens sättning som funktion av den totalt pålagda lasten. Med pålhuvudets sättning avses den totalt uppmätta sättningen reducerad med den elastiska sammantryckningen av den fria pällängden.

I det mellersta diagrammet i FIG. 80 och 81 visas skjuvspänning-förskjutningssambanden för de fyra 1,5 m långa pålsegment som är belägna mellan de olika mätsektionerna för axialkraftmätning. De visade kurvorna representerar medelskjuvspänningen längs ett pålsegment som funktion av segmentets medelförskjutning. Det är viktigt att notera att de visade arbetskurvorna endast åskådliggör de under provbelastningarna registrerade förändringarna i mantelskjuvspänningen längs pålarna. Detta innebär att den skjuvspänningsfördelning som framgår av FIG. 80 och 81 överensstämmer med den verkliga skjuvspänningsfördelningen endast i det fall då pålarna initieellt ej uppburit någon axialkraft.

I det undre diagrammet i FIG. 80 och 81 visas slutligen de re-

gistrerade portrycksförändringarna längs pålarna D1 och D2 som funktion av pålhuvudets sättning. Varje påle är, som tidigare framgått, utrustad med sex portrycksmätare, placerade med c/c-avståndet 1,0 m.

I FIG. 82 visas provbelastningsresultaten från påle D3. Av det övre diagrammet framgår pålhuvudets sättning som funktion av den totala lasten. I det undre diagrammet åskådliggörs, i likhet med motsvarande diagram i FIG. 80 och 81, de registrerade portrycksförändringarna i gränsytan påle/jord som funktion av pålhuvudets sättning.

Vissa signifikanta provbelastningsdata för pålarna D1-D3 har sammanställts i TAB. 16.

I den fortsatta framställningen kommer en del av de presenterade resultaten från försöksserierna C och D att närmare diskuteras under tillämpliga rubriker.

TAB. 16 Sammanställning av vissa signifikanta försöksdata från försöksserierna C och D.

Påle nr	Djup m	Tid till brott min	Förskjutn. vid brott mm	$v_b$ mm/min	$\tau_m^a$ kPa	$\tau_0^b$ kPa
C1	2 - 3,5	1200	3,60	0,0030	13,8	16,8
C2	4 - 5,5	1080	2,98	0,0028	13,3	16,5
C3	6 - 7,5	1020	2,48	0,0024	13,4	16,5
C4	8 - 9,5	1140	3,12	0,0027	16,8	18,8
D1	1,2 - 7,2	1920	3,72	0,0019	14,4	16,7 <sup>(c)</sup>
D2	1,2 - 7,2	1380	3,24	0,0023	14,1	16,7 <sup>(c)</sup>
D3	1,2 - 7,2	84	3,00	0,035	15,4	16,7 <sup>(c)</sup>

<sup>a</sup>  $\tau_m$  = mantelbärighet; <sup>b</sup>  $\tau_0$  = skjuvhållfasthet enligt vingborr (standardförsök); <sup>c</sup> medelvärde av 13 provnivåer

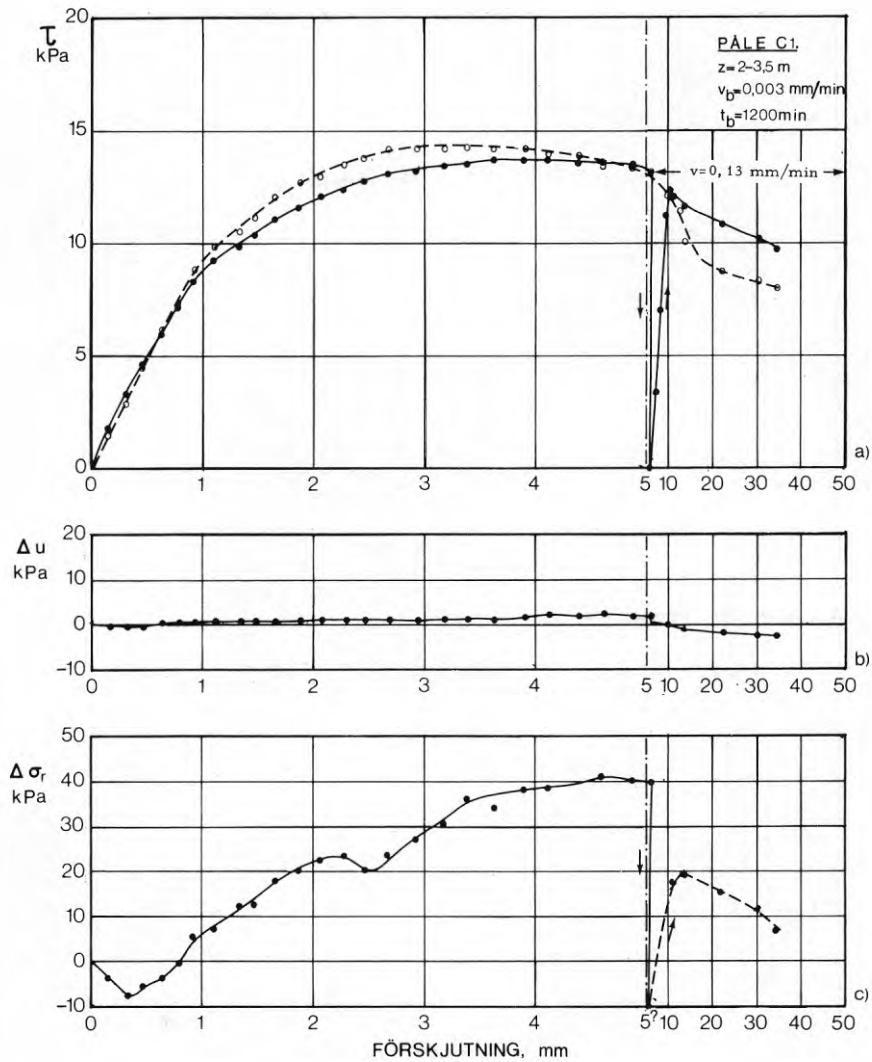


FIG. 76. Data från provbelastning av påle C1. a) Skjuvspänning–försjutningssamband. ●, hela pålen; ○, övre 2/3-delen av pållängden; b) portrycksförändring  $\Delta u$  i leran invid pålens mittsektion som funktion av försjutningen; c) förändring av totalt radiellt tryck  $\Delta \sigma_r$  i leran vid pålens mittsektion som funktion av försjutningen. (Obs. skaländringen vid en försjutning av 5 mm.)

Data obtained from pulling test on pile C1. a) Skin shear stress/displacement curves. ●, average curve for the full pile length; ○, upper two-thirds the pile length; b) change in pore pressure  $\Delta u$  in the clay in immediate vicinity of measurement level B (cf. FIG. 31a) versus vertical displacement, c) change in total radial pressure  $\Delta \sigma_r$  in the clay at measurement level B versus vertical displacement. Symbols in figure legend:  $z$  = depth of installation,  $v_b$  = average rate of displacement up to maximum skin shear stress,  $t_b$  = time to failure. (Note change in scale at a displacement of 5 mm.)

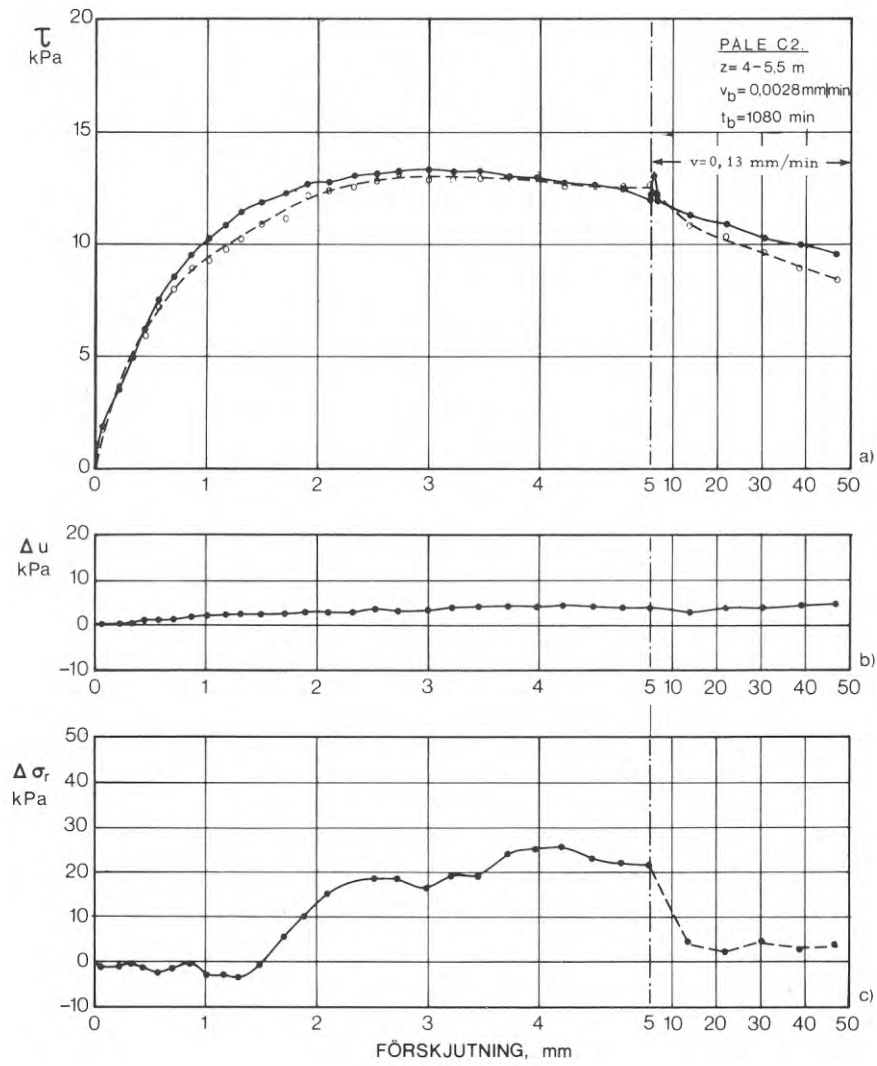


FIG. 77. Data från provbelastning av påle C2. (Teckenförklaring, se FIG. 76.)

Data obtained from pulling test on pile C2. (Legend, see FIG. 76.)

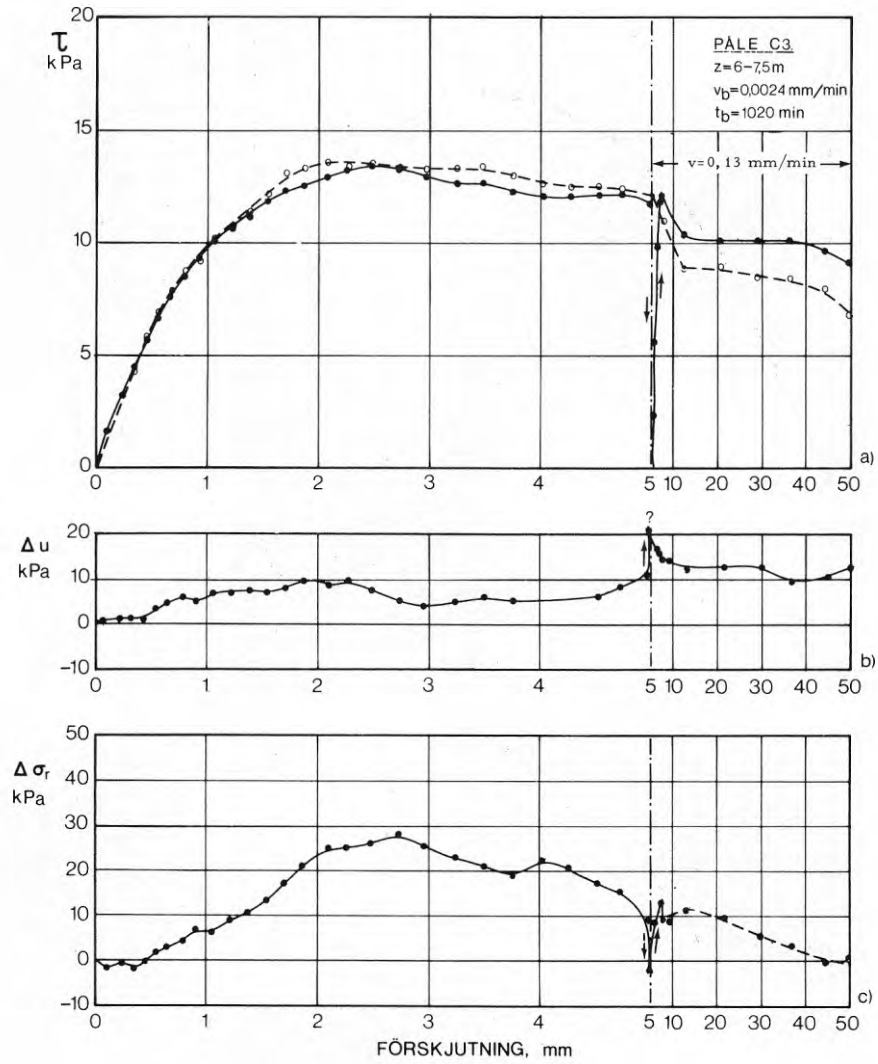


FIG. 78. Data från provbelastning av påle C3. (Teckenförklaring, se FIG. 76.)

Data obtained from pulling test on pile C3. (Legend, see FIG. 76.)

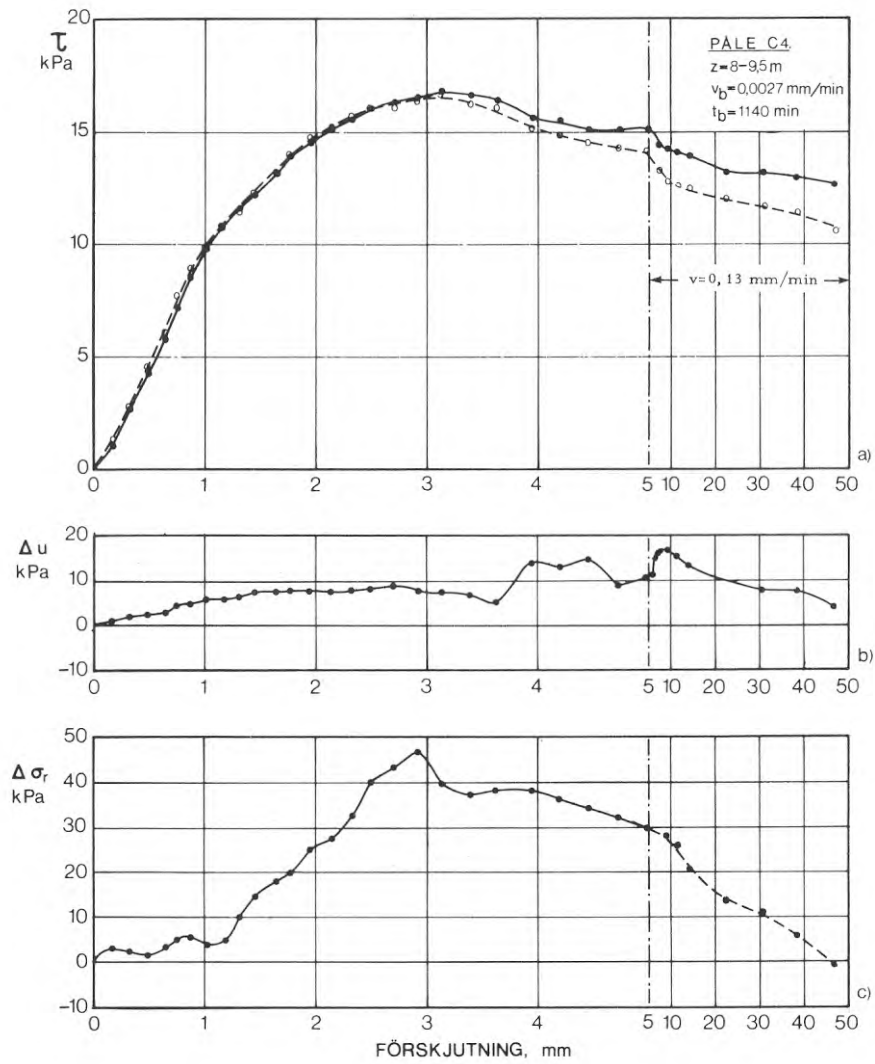


FIG. 79. Data från provbelastning av påle C4. (Teckenförklaring, se FIG. 76.)  
 Data obtained from pulling test on pile C4. (Legend, see FIG. 76.)



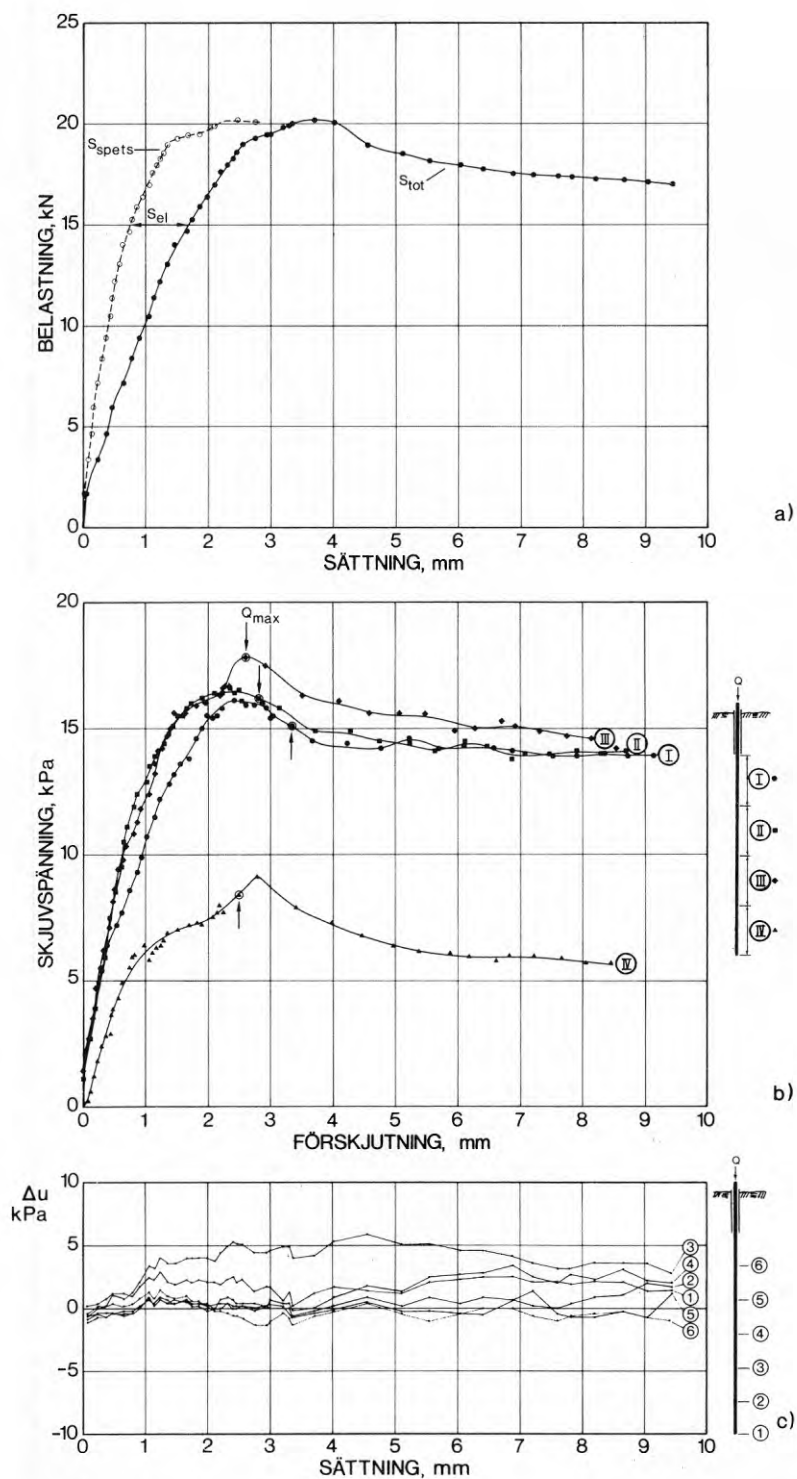


FIG. 80. Data från provbelastning av påle D1. a) Pålhuvudets och pålspetsens sättning som funktion av total last, b) skjuvspänning-förskjutningssamband för de fyra 1,5 m långa pålsegmenten, betecknade I-IV,  $\uparrow\downarrow$ , anger medelskjuvspänningen längs de olika segmenten vid brotttillstånd hos pålen som helhet, c) portrycksförändringar  $\Delta u$  i leran längs pålen som funktion av pålhuvudets sättning.

Data from loading test on pile D1. a) Settlement of pile head ( $s_{tot}$ ) and pile tip ( $s_{spets}$ ), respectively, versus total load on pile, b) skin shear stress/displacement curves for the four 1.5 m long pile segments labelled I-IV,  $\uparrow\downarrow$ , indicate the average values of skin shear stress acting along the pile segments at maximum pile load, c) pore pressure changes  $\Delta u$  in clay along the pile versus settlement of pile head. Average rate of penetration up to maximum load: 0.0019 mm/min.

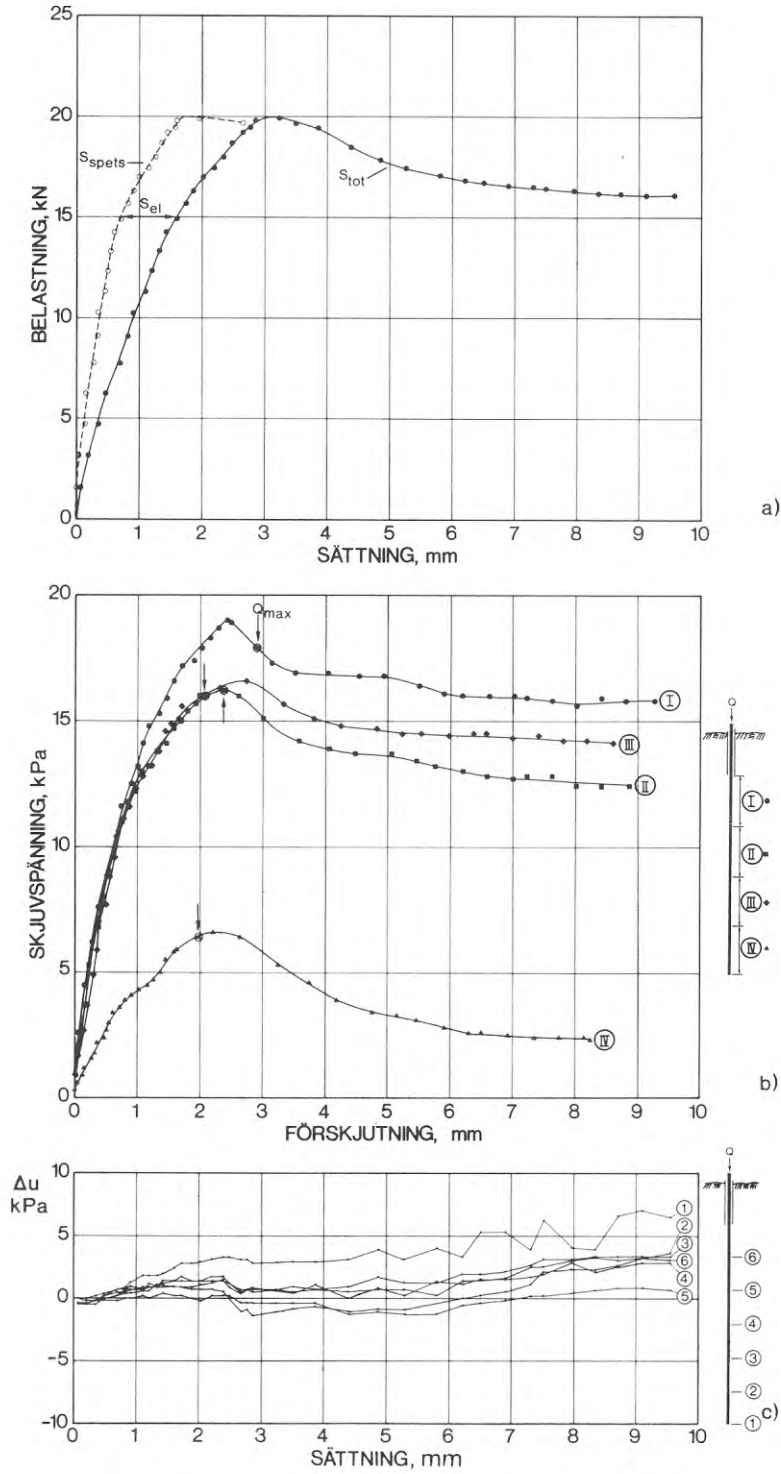


FIG. 81. Data från provbelastning av påle D2. (Teckenförklaring, se FIG. 80.)  
 Data from loading test on pile D2. Average rate of penetration up to maximum load: 0.0023 mm/min. (Legend, see FIG. 80.)

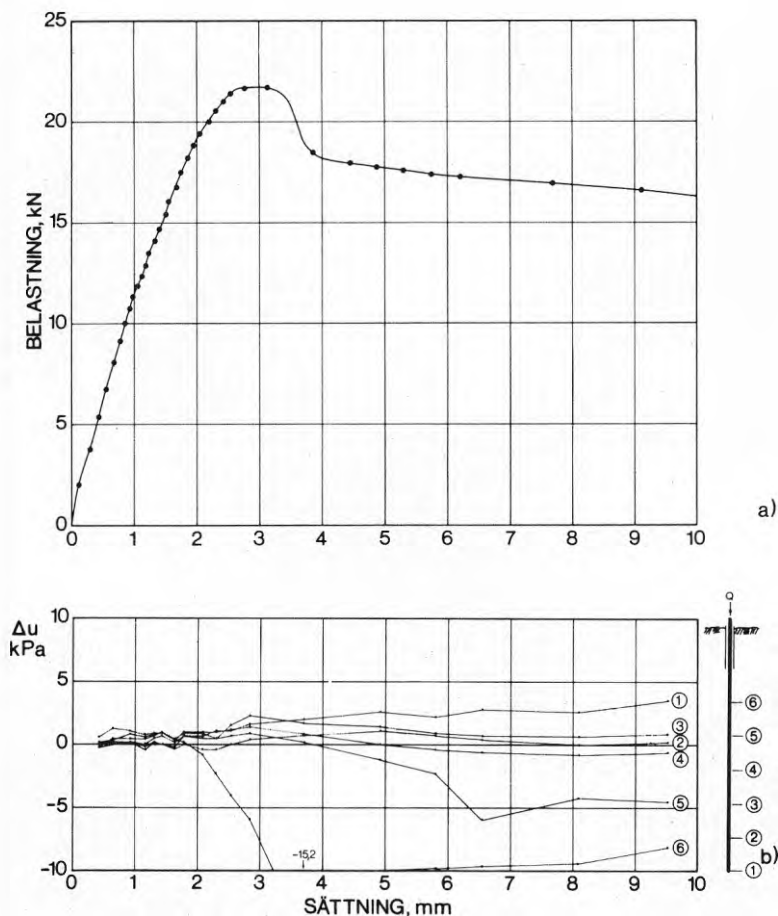


FIG. 82. Data från provbelastning av påle D3. a) Pålhuvudets sättning som funktion av total last, b) portrycksförändringar  $\Delta u$  i leran längs pålen som funktion av pålhuvudets sättning. Data from loading test on pile D3. a) Settlement of pile head versus total load, b) pore pressure changes  $\Delta u$  in clay along the pile versus settlement of pile head. Average rate of penetration up to maximum load: 0.035 mm/min.

#### 5.4.3 Mantelbärighet

Av den sammanställning av olika försöksdata som gjorts i TAB. 16 framgår bl. a. : medelvärdet av förskjutningshastigheten ( $v_b$ ) upp till max. mantelskjuvspänning, mantelbärigheten ( $\tau_m$ ) och medelvärdet av skjuvhållfastheten ( $\tau_0$ ) i leran längs pålarna.

Pålarna C1-C3 var neddrivna inom ett djupintervall, 2-7,5 m under markytan, där lerans skjuvhållfasthet genomgående är nära nog konstant, jfr FIG. 24. Som framgår av sammanställningen i TAB. 16 varierade också mantelbärigheten för pålarna C1-C3 sinsemellan inom tämligen snäva gränser. I medeltal uppgick  $\tau_m$  för dessa pålar till  $0,82 \tau_0$ .

Vid påle C4 kunde mantelbärigheten bestämmas till  $0,89 \tau_0$ . Pålen är neddriven inom ett djupintervall, 8-9,5 m under markytan, där lerans skjuvhållfasthet från att ha varit tämligen konstant med djupet under markytan börjar att öka markant med ökande djup, jfr FIG. 24. Beroende på att läget i djupled av denna övergångszon kan variera är det vid påle C4, jämfört med pålarna C1-C3, svårare att med säkerhet kunna relatera mantelbärigheten till lerans skjuvhållfasthet.

Resultaten från provbelastningarna — provtryckningarna — av pålarna D1 och D2 visar som synes en inbördes god samstämmighet, FIG. 80 och 81 samt TAB. 16. Mantelbärigheten hos dessa pålar uppgick i medeltal till  $0,85 \tau_0$ . Vid max. last på pålhuvudet uppgick den registrerade spetslasten till 0,25 à 0,30 kN, dvs. endast ca 1,5-2 % av den totala lasten.

Vid påle D3 som provbelastades vid en förhållandevis hög förskjutningshastighet uppgick mantelbärigheten till  $0,92 \tau_0$ . Spetslasten vid max. last var av samma storleksordning som vid pålarna D1 och D2.

Av de ovan relaterade resultaten kan man bl. a. konstatera, att det vid jämförbara förskjutningshastigheter ej föreligger någon nämnvärd skillnad mellan mantelbärigheten vid drag- resp. tryckförsök, jfr resultaten från pålarna C1-C3 samt pålarna D1 och D2.

Det är vidare av intresse att jämföra resultaten från försöksserierna C och D med de resultat från försöksserierna A och B som tidigare redovisats i avsnitt 5.3.3. I TAB. 17 har därför sammanställts dels de vid serierna C och D uppmätta värdena av  $\tau_m / \tau_0$ , dels de på basis av resultaten från försöksserie B (ekv. 39) beräknade värdena av  $\tau_m / \tau_0$ . Pålarna i försöksserie B utgjordes, som tidigare framgått, av betongpålar med diametern 152 mm och längden 1,0 m.

TAB. 17 Uppmätta och enligt ekv. (39) beräknade värden av kvoten  $\tau_m/\tau_0$

Påle nr	C1	C2	C3	C4	D1	D2	D3
$\tau_m/\tau_0$ { mätresultat ...	0,82	0,81	0,81	0,89	0,86	0,84	0,92
{ enligt ekv. (39) ...	0,71	0,72	0,72	0,72	0,69	0,70	0,85

Man ser, TAB. 17, att aluminiumpålarna i försöksserierna C och D genomgående har högre specifik mantelbärighet än betongpålarna i försöksserie B. I medeltal gäller approximativt att

$$(\tau_m)_{\phi 74} \approx 1,15 (\tau_m)_{\phi 152} \quad (44)$$

där

$$(\tau_m)_{\phi 74} = \text{mantelbärigheten hos aluminiumpålarna i försöksserierna C och D}$$

$$(\tau_m)_{\phi 152} = \text{mantelbärigheten hos betongpålarna i försöksserie B}$$

Detta resultat (ekv. 44) antyder i likhet med de förut relaterade resultaten från försöksserie A, jfr FIG. 66 a, att påldimensionen i vårt fall inverkat på pålarnas mantelbärighet.

Om man jämför ekv. (44) med ekv. (40) finner man att mantelbärigheten hos pålarna i försöksserierna C och D helt enkelt med god noggrannhet kan sättas lika med den i avsnitt 3.4 beskrivna kritiska skjuvspänningen vid vingborrförsök. jfr. ekv. (28), dvs.

$$(\tau_m)_{\phi 74} \approx \tau_{cr} \quad (45)$$

Det bör emellertid påpekas att mot bakgrunden av det ringa antalet pålar i försöksserierna C och D är det vanskligt att dra några långtgående slutsatser vad avser mantelbärighetens storlek och variation.

#### 5.4.4 Skjuvspänning-förskjutningssamband

Arbetskurvorna i det övre diagrammet i FIG. 76-79 antyder att mantelskjuvspänningen, fram till en förskjutning av ca 5 mm, varit tämligen jämnt fördelad längs pålarna C1-C4. Vid större förskjutningar än ca 5 mm, dvs. efter ökningen av förskjutningshastigheten, visar mätresultaten genomgående att arbetskurvorna för hela pållängden resp. den övre 2/3-delen av pållängden divergerar. Härvid visar resultaten att den beräknade mantelskjuvspänningen i samtliga fall är lägre längs den övre delen av pålen jämfört med hela pålen. Detta resultat kunde konstateras bero på att sugkrafter utbildats vid pålspetsen, dvs. att anordningen för eliminering av denna effekt, jfr FIG. 74, ej fungerat tillfredsställande vid de högre förskjutningshastigheterna.

#### Försöksserie D

Av mittendiagrammet i FIG. 80 och 81 framgår, som tidigare nämnts, de med ledning av axialkraftmätningarna framräknade arbetskurvorna för de fyra 1,5 m långa pålsegmenten vid vardera pålarna D1 och D2.

Av de visade sambanden kan vi bl. a. konstatera, att progressivt brott i leran längs pålarna endast i ringa grad påverkat pålarnas bärförmåga. Resultaten antyder vidare att pålarna D1 och D2 initieellt uppburit en axiell tryckkraft, som måste ha uppkommit till följd av negativ mantelkohesion längs den övre delen av pållängden. Vi borde nämligen på basis av resultaten från pålarna C1-C3 förvänta oss ett tämligen konstant värde hos mantelbäriheten inom det aktuella djupintervallet. I motsats härtill visar resultaten från pålarna D1 och D2 att det under provbelastningarna mobiliserade tillskottet i mantelskjuvspänning längs pålarnas nedersta segment, 5,7-7,2 m under markytan, är markant lägre

än vid de övriga segmenten. Om man approximativt utgår från att mantelskjuvspänningen vid max. last varit jämnt fördelad längs de båda pålarna, erhålls att fördelningen med djupet av axialkraft och mantelskjuvspänning initieellt haft ett utseende enligt FIG. 83.

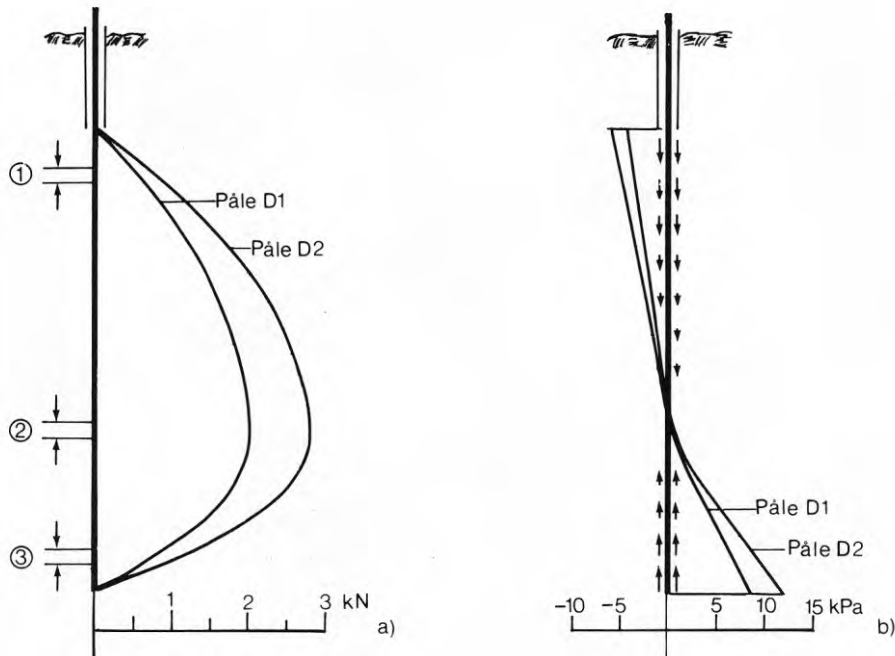


FIG. 83. Pålarna D1 och D2: approximativ fördelning med djupet under markytan av a) axialkraft, b) mantelskjuvspänning *före* provbelastningarna.

Test piles D1 and D2: approximative distribution with depth of a) axial force, b) skin shear stress *prior* to loading tests.

I anslutning till uppdragningen av pålarna D1 och D2 gjordes avläsningar av givarna för axialkraftmätning. Härvid konstaterades att pålarna före provbelastningarna uppburit en axiell tryckkraft av samma storleksordning som de i FIG. 83 visade värdena.

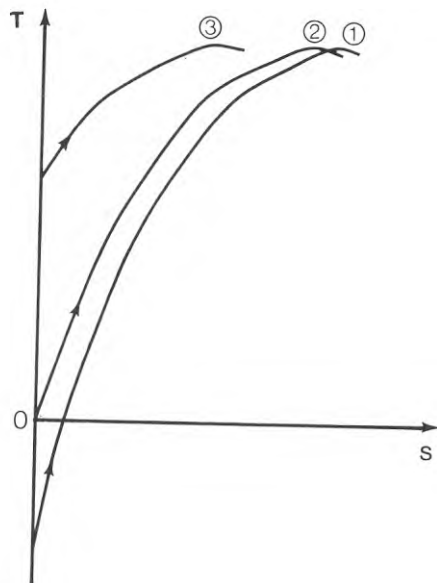


FIG. 84. Idealiserade skjuvspänning/förskjutningssamband för de olika pålelementen i FIG. 83a.  
Idealized shear/stress displacement curves for the different pile elements shown in FIG. 83a.

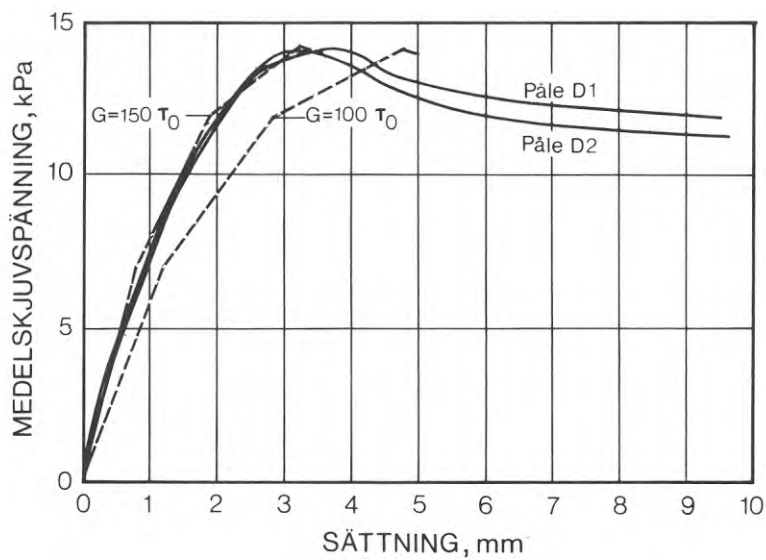


FIG. 85. Pålarna D1 och D2: samband mellan medelskjuvspänning och förskjutning, jämförelse mellan försöksresultat och beräknade samband.

Test piles D1 and D2: average skin shear stress/displacement curves, comparison of results and predictions.



På grund av att mantelskjuvspänningen initieellt ej varit lika med noll måste vid provbelastningarna skjuvspänning-förskjutningssambanden för de i FIG. 83a visade pålelementen haft ett idealiserat utseende enligt FIG. 84.

I FIG. 85 jämförs för pålarna D1 och D2 beräknade och uppmätta samband vad avser medelvärdet av mobiliserad mantelskjuvspänning längs pålarna som funktion av pålhuvudets förskjutning (sättning). De beräknade sambanden har erhållits på basis av dels FIG. 70 och 72 samt ekv. (43), dels en skjuvmodul  $G$  hos leran av  $150 \tau_0$  resp.  $100 \tau_0$ , jfr ekv. (41) och (42). Vidare har vid beräkningarna mantelbärigheten  $\tau_m$  satts lika med medeltalet av de uppmätta värdena, dvs. beräkningen har i detta hänseende gjorts med ledning av facit. De beräknade sambanden avser arbetskurvans förlopp upp till max. mantelskjuvspänning.

Man ser, FIG. 85, att den förenklade arbetskurva som beräknats med utgångspunkt från skjuvmodulen  $G = 150 \tau_0$  med mycket god noggrannhet beskriver de uppmätta skjuvspänning-förskjutningssambanden. Även den arbetskurva som beräknats på basis av  $G = 100 \tau_0$  definierar med godtagbar noggrannhet de verkliga skjuvspänning-förskjutningssambanden.

En jämförelse med tidigare erhållna resultat, ekv. (41) och (42), ger vid handen att skjuvmodulen  $G$  beräkningsmässigt haft ett förhållandevis något högre värde vid tryckförsöken i serie D än vid dragförsöken i serierna A och B.

#### 5.4.5 Portryck och radiella totaltryck

##### Portryck

Av mittendiagrammet i FIG. 76-79 framgår, som nämnts, de vid mittsektionen av pålarna C1-C4 registrerade portrycksförändringarna som funktion av pålarnas vertikala förskjutning. På samma sätt åskådliggörs resultaten från försöksserie D i det undre diagrammet i FIG. 80-83. Som tidigare framgått registrerades vid denna försöksserie portrycksförändringarna i leran längs pålarna på sex nivåer med c/c-avståndet 1 m.

Som synes, FIG. 76-79 och FIG. 80-83 är försöksresultaten från serierna C och D sinsemellan tämligen likartade. Allmänt kan sägas att portrycksförändringarna  $\Delta u$  upp till max. mantelskjuvspänning är förhållandevis små; mestadels inom intervallet 0-5 kPa. Resultaten visar vidare att  $\Delta u$  har en tendens att öka något med ökande djup under markytan.

Det är intressant att notera att portrycksförändringarna upp till max. mantelskjuvspänning vid påle D3, vilken belastades vid en relativt hög förskjutningshastighet jämfört med pålarna D1 och D2, ej nämnvärt skiljer sig från resultaten vid pålarna D1 och D2. Vid förskjutningar större eller lika med förskjutningen vid brottillstånd har dock vid de båda översta mätnivåerna vid påle D3 påtagbara, negativa portrycksförändringar registrerats, FIG. 82.

##### Radiella totaltryck

Av det undre diagrammet i FIG. 76-79 framgår, som nämnts, de vid pålarna C1-C4 beräknade förändringarna i radiellt totaltryck  $\Delta \sigma_r$  i leran kring pålarnas mittsektion som funktion av pålarnas vertikala förskjutning. De beräknade sambanden har

som synes vid samtliga pålar ett principiellt likartat förlopp, som bl. a. karakteriseras av att de registrerade förändringarna i radiellt totaltryck är små vid förskjutningar mindre än ca 1 mm. Inom nämnda förskjutningsintervall är sambandet mantelskjuvspänning-förskjutning praktiskt taget rätlinjigt för de olika pålarna.

Vid en viss "kritisk" skjuvspänningsnivå antyder mätresultaten vid samtliga pålar att det radiella totaltrycket börjar öka påtagbart vid ökande förskjutning hos pålarna. Denna "kritiska" skjuvspänningsnivå sammanfaller nära nog med en punkt på pålarnas arbetskurvor, där dessa från att ha varit praktiskt taget rätlinjiga övergår i en markant krökt form. Mätresultaten i FIG. 76-79 indikerar vidare att  $\Delta\sigma_r > \Delta u$ , dvs. det synes som om effektivtrycket i skjuvzonen påle/jord ökat till följd av dilatans effekter i jorden. En av anledningarna till att leran vid skjuvning uppträder dilatant kan vara att de initiella, radiella effektivtrycken till följd av valvbildningseffekter i jorden kring pålarna varit förhållandevis låga, jfr FIG. 54.

Vid större förskjutningar än förskjutningen vid brottillstånd antyder mätresultaten, FIG. 76-79, att effektivtrycket i skjuvzonen påle/jord avtar med ökande förskjutning.

## 6 SLUTSATSER

### 6.1 Allmänt

Den experimentella undersökningen har omfattat en fältstudie i modellskala av dels störningseffekter i anslutning till neddrivningen av en påle i lös lera, dels mantelbärighet och funktionssätt hos en kohesionspåle i lös lera. Vid de sistnämnda undersökningarna har stor vikt lagts vid att studera olika faktors inverkan på en påles last-förskjutningssamband – arbetskurva.

Undersökningen utfördes vid endast en försökslokal, belägen ca 1 mil norr om Göteborg. Den aktuella lerans geotekniska egenskaper har noggrant undersökts såväl in-situ som på laboratorium. Bland annat har genomförts en speciell undersökning som avsåg en detaljstudie av tideffekter vid skjuvhållfasthetsbestämning med fältvingborr.

De väsentligaste slutsatserna som kan dras av de delundersökningar som beskrivits i kap. 3-5 har sammanställts nedan.

### 6.2 Tideffekter vid skjuvhållfasthetsbestämning med vingborr.

Undersökningen innefattade en studie av inverkan på de uppmätta skjuvhållfasthetsvärdena av dels tidintervallet mellan vingdonets neddrivning och provningens utförande, dels rotationshastigheten hos vingen. Resultaten visade att:

- Storleken på tidintervallet mellan vingdonets neddrivning och hållfasthetsprovningens utförande klart inverkade på de registrerade skjuvhållfasthetsvärdena, jfr FIG. 28. Sålunda uppgick skjuvhållfastheten, bestämd 1 dygn efter vingens neddrivning, till 1, 2 ggr hållfastheten vid ett "standardförsök", utfört 5 min efter vingens neddrivning.
- Skjuvhållfastheten – kritiska skjuvspänningen –  $\tau_{cr}$ , uppmätt vid försök som utförts/påbörjats 1 dygn efter vingens neddrivning, är starkt beroende av vingens rotationshastighet, jfr FIG. 29. Detta hastighetsberoende kunde med god noggrannhet definieras av en exponentialfunktion enligt följande

$$\tau_{cr}/\tau_0 = 1,21 t^{-0,053} ; 10^{-2} \leq t \leq 10^4$$

där  $\tau_0$  = skjuvhållfastheten vid ett ordinärt vingborrförsök och  $t$  = tiden till brott i min.

- Sambandet skjuvspänning-vinkelvridning —arbetskurvan— får en mindre markerad topp vid avtagande rotationshastighet samt att den vinkelvridning som erfordrades för att mobilisera max. skjuvspänning ej påtagbart påverkades av rotationshastigheten. Vid de lägsta rotationshastigheterna närmade sig lerans arbetskurva ett utseende som motsvaras av egenskaperna hos ett idealt elastiskt-plastiskt material, jfr FIG. 30.

### 6.3 Effekter av påslagning i lös lera

Undersökningen innefattade en studie av dels initiella och tidbundna spänningsförändringar i jord till följd av påslagning, dels initiella omrörningseffekter i leran invid en "slagen" påle.

Undersökningarna visade att:

- Det initiella, radiella tillskottstrycket,  $\Delta p_u$ , i den kraftigt störda jorden närmast en påles mantelyta sannolikt helt tas upp i form av porövertryck,  $\Delta u$ , samt att  $\Delta u$  vid ett  $K_0$ -värde av 0,5 à 0,6 i medeltal kunde tecknas (jfr FIG. 51)

$$\Delta u = 3,6 \text{ à } 3,8 \tau_0$$

- Valvbildningseffekter, introducerade till följd av rekonsolideringen hos den kraftigt störda leran kring en påle, sannolikt kan medföra att de effektiva, radiella trycken mot en påles mantelyta blir förhållandevis låga den närmaste tiden efter avslutad rekonsolidering, jfr FIG. 54.
- Den initiella mantelbärigheten hos en provpåle uppgick till 2 à 3 ggr den laboratorieomrörda skjuvhållfastheten enligt konförsöket, jfr FIG. 50.

### 6.4 Mantelbärighet

Undersökningen innefattade en studie av inverkan vid provbelastning av pålmaterial, påldimension och förskjutningshastighet på en påles mantelbärighet. Försöken utfördes vid konstant förskjutningshastighet; dels som dragförsök (serierna A, B och C), dels som tryckförsök (serie D). Resultaten visade att:

- De provade pålmaterialen — aluminium, betong och trä— visade ej några påtagliga olikheter vad avser mantelbärigheten, jfr FIG. 66. I anslutning till dessa resultat bör påpekas att andra undersökningar, utförda i leror av samma karaktär som den aktuella, även visat att stålplålar mestadels haft en mantelbärighet som är likvärdig den hos trä- och betongplålar.
- Mantelbärigheten var beroende av påldiameterens storlek, jfr FIG. 66.

- Vid de "snabba" försöken i serie A uppvisar skjuvhållfastheten enligt ett ordinärt vingborrförsök ( $\tau_0$ ) en godtagbar överensstämmelse med mantelbärigheten ( $\tau_m$ ) hos ett flertal pålar. Vid de minsta pålarna i försöksserie A,  $d = 36$  mm, för vilka tiden till brott var av samma storleksordning som vid ett ordinärt vingborrförsök uppgick den korrigerade mantelbärigheten i medeltal till  $1,1 \tau_0$ , jfr FIG. 66b.
- Vid jämförbara förskjutningshastigheter förelåg ej någon nämnvärd skillnad mellan mantelbärigheten vid drag- resp. tryckförsök.
- Skjuvhållfastheten hos den rekonsoliderade leran invid en påle har ett hastighetsberoende, likartat det som vid vingborrförsök uppmätts för den "ostörda" leran, jfr FIG. 68. Vid försöksserie B, betongpålar med diametern 152 mm, kunde sambandet mellan mantelbärigheten ( $\tau_m$ ) och den kritiska skjuvspänningen ( $\tau_{cr}$ ) vid vingborrförsök (se ekv. 28) approximativt tecknas

$$\tau_m / \tau_{cr} \approx 0,9$$

Vid försöksserierna C och D, aluminiumpålar med diametern 74 mm, kunde ovanstående relation tecknas

$$\tau_m / \tau_{cr} \approx 1$$

## 6.5 Skjuvspänning-förskjutningssamband

Ett studium av skjuvspänning-förskjutningssambanden –arbetskurvorna – för de olika pålarna gav vid handen att:

- Upp till max. mantelskjuvspänning har arbetskurvorna samma principiella förlopp oavsett pålmaterial, påldimension eller förskjutningshastighet samt att härvid sambandet mellan skjuvspänning och förskjutning är praktiskt taget rätlinjigt upp till en skjuvspänningsnivå av  $0,5 \tau_m$ , där  $\tau_m =$  mantelbärigheten.
- Storleken av förskjutningen vid brottillstånd, i likhet med resultatet från vingborrningarna (FIG. 30), ej påtagbart påverkades av förskjutningshastighetens storlek, jfr FIG. 65. Påståendet gäller för de försök som utförts vid en förskjutningshastighet inom intervallet  $0,11 - 0,0019$  mm/min.
- Upp till max. mantelskjuvspänning kan pålarnas arbetskurvor med god approximation representeras av en förenklad arbetskurva enligt FIG. 70.
- Vid en beräkning enligt elasticitetsteorin, FIG. 71 och 72, av lutningen i origo hos en påles arbetskurva kunde lerans skjuvmodul  $G$  tecknas (jfr ekv. 41 och 42 samt FIG. 85)

$$G = 100 \text{ à } 150 \tau_0$$

där  $\tau_0 =$  lerans skjuvhållfasthet enligt ordinära vingborrförsök

## LITTERATUR

Aas, G, 1965, A study of the effect of the shape of vane and rate of strain on in situ shear strength of clays. Proceedings 5. International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, vol. 2, p. 141-145. Montreal.

Andréasson, B & Eriksson, L, G, 1971, Kohesionspårlars verkningssätt; ett fältstudium utfört med instrumenterade aluminiumpårlar. (Institutionen för geoteknik med grundläggning, CTH). Examensarbete G71/6 (stencil). Göteborg.

Bergfelt, A, 1957, The axial and lateral load bearing capacity and failure by buckling of piles in soft clay. Proceedings 4. International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, vol. 2, p. 8-13. London.

Bjerrum, L, 1953, Les pieux de fondation en Norvège. (Norges geotekniske institutt.) Publikasjon 3. Oslo.

Bjerrum, L & Johannesen, I, 1960, Pore pressures resulting from driving piles in soft clay. Conference on Pore Pressure and Suction in Soils. (Butterworths.) London.

Broms, B, 1965, Beräkning av vertikala pårlars bärförmåga. (Statens geotekniska institut.) Särtr. o. prel. rapp. 9. Stockholm.

Butterfield, R & Banerjee, P, K, 1971, The elastic analysis of compressible piles and pile groups. (Institution of Civil Engineers.) Géotechnique, vol. 21, no. 1, p. 43-60. London.

Cadling, L & Odenstad, S, 1950, The Vane Borer. An apparatus for determining the shear strength of clay soils directly in the ground. (Statens geotekniska institut.) Proceedings, no 2. Stockholm.

Cummings, A, E, Kerkhoff, G, O & Peck, R, B, 1950, Effect of driving piles into soft clay. (American Society of Civil Engineers.) Transactions, vol. 115, p. 275-285. New York.

Eide, O, Aas, G & Jø/sang, T, 1972, Special application of cast-in-place walls for tunnels in soft clay in Oslo. (Norges geotekniske institutt.) Publikasjon 91, p. 63-74. Oslo.

Fellenius, Bengt, H, 1971, Negative skin friction on long piles driven in clay. (Statens geotekniska institut.) Proceedings, no. 25. Stockholm.

Fellenius, Bror, 1938, Provbekastningar av i lera nedpressade järnrör. (Teknisk Tidskrift, häfte 10 V. o. V., p. 113-118.) Stockholm.

Fellenius, Bror, 1955, Resultat från pålprovningar vid Göteborg C. (Kungl. järnvägsstyrelsens geotekniska avdelning.) Meddelande 5. Stockholm.

Flaate, K, 1968, Baereevnen av friksjonspeler i leire. (Veglaboratoriet.) F rhandstryck. Oslo.

Forssell, C, 1918, Om beräkning av pålar. (Svenska betongf reningen.) Betong, häfte 3, p. 54-82. Stockholm.



Gustavsson, D & Granlund, Å, 1969, Undersökning av en rekonsoliderad leras kraft-deformationsegenskaper. (Institutionen för geoteknik med grundläggning, CTH.) Examensarbete G69/2 (stencil). Göteborg.

Hansbo, S, 1957, A new approach to the determination of the shear strength of clay by the fall-cone test. (Statens geotekniska institut.) Proceedings, no. 14. Stockholm.

Hansbo, S, 1960, Consolidation of clay with special reference to influence of vertical sand drains. (Statens geotekniska institut.) Proceedings, no 18. Stockholm.

Henkel, D, J, 1960, The shear strength of saturated remoulded clays. (American Society of Civil Engineers.) Conference on shear strength of cohesive soils, University of Colorado, Boulder, p. 533-554. New York.

Hill, R, 1950, The mathematical theory of plasticity. (Oxford University Press.) London.

Hultin, Torsten, 1928, Bidrag till kännedomen om friktionspåalars bärighet. (Svenska kommunaltekniska föreningen.) Festskrift. Stockholm.

Hultin, Torsten, 1937, Försök till bestämning av Göteborgslerans hållfasthet. (Tekniska samfundet i Göteborg.) Handlingar, no. 1. Göteborg.

IVA:s Pålkommission, 1971, Statistik över antal slagna pål-meter 1962, 1966, 1968 och 1970. Särtr. o. prel. rapp. 30. Stockholm.

Kallstenius, T, 1963, Studies on clay samples taken with standard piston sampler. (Statens geotekniska institut.) Proceedings, no. 21. Stockholm.

Kenney, T, C, 1967, Field measurements of in situ stress in quick clays. Proceedings of the geotechnical conference in Oslo, vol. 1, p. 49-55. Oslo.

Koizumi, Y & Ito, K, 1967, Field tests with regard to pile driving and bearing capacity of piled foundations. (The Japanese society of soil mechanics and foundation engineering.) Soil and Foundation, vol. 7, no. 3, p. 30-52. Tokyo.

Ladanyi, B, 1961, Etude théorique et expérimentale de l'expansion dans un sol pulvérulent d'une cavité présentant une symétrie sphérique ou cylindrique. (Travaux Publics de Belgique.) Annales no. 2, p. 105-147. Paris.

Ladanyi, B, 1963, Expansion of a cavity in a saturated clay medium. (American Society of Civil Engineers.) Proceedings, vol. 89, no. SM4, p. 127-161. New York.

Ladanyi, B, 1967, Deep punching of sensitive clays. Copy of a paper to be presented at the 3. Panamerican Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Caracas.

Marsal, R, J & Mazari, Y, M, 1959, El subsuelo de la ciudad de Mexico. Contribution of the Institute of Engineering to the 1. Panamerian Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Mexico City.

Meyerhof, G, G, 1951, The ultimate bearing capacity of foundations. (Institution of Civil Engineers.) Géotechnique, vol. 2, no. 4, p. 301-331. London.

- Mindlin, R, D, 1936, Force at a point in the interior of a semi-infinite solid. *Journal of Physics*, vol. 7, May, p. 195-202. Lancaster, Pennsylvania.
- Nilsson, S, M, 1965, En ny metod för beräkning av kohesionspålar. (Institutionen för geoteknik med grundläggning, CTH.) Stencil. Göteborg.
- Nishida, Y, 1963, A basic calculation on the failure zone and the initial pore pressure around a driven pile in clay. *Proceedings of the 2. Asian. Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, vol. 1, p. 217-219. Japan.
- Orrje, O & Broms, B, 1967, Effects of pile driving on soil properties. (American Society of Civil Engineers.) *Proceedings*, vol. 93, no. SM5, p. 59-73. New York.
- Pusch, R, 1973 a, Personlig information.
- Pusch, R, 1973 b, Influence of organic matter on the geotechnical properties of clays. In press.
- Pålnormer, 1968. (Statens planverk.) Publikation nr 11, avsnitt: 6324. Stockholm.
- Reese, L, C & Seed, H, B, 1955, Pressure distribution along friction piles. (American Society for Testing Materials.) *Proceedings*, vol. 55, p. 1156-1180. Philadelphia.
- Seed, H, B & Reese, L, C, 1957, The action of soft clay along friction piles. (American Society of Civil Engineers.) *Transactions*, vol. 22, p. 731-754. New York.

Skaven-Haug, Sv., 1931, Skjaerfasthetsforsøk med lere.  
(Norges statsbaner.) Meddelser, hefte 6. Oslo.

Skaven-Haug, Sv., 1940, Svevende trepelers baerevne i leire.  
(Norges statsbaner.) Meddelser, vol. 15:2. Oslo.

Soderberg, L, O, 1962, Consolidation theory applied to foundation pile time effects. (Institution of Civil Engineers.)  
Géotechnique, vol. 12, no. 3, p. 217-225. London.

Statens Järnvägar: Geotekniska kommissionen 1914-1922.  
Slutbetänkande, 1922. (Kungliga järnvägsstyrelsens geotekniska avdelning.) Meddelande nr 2. Stockholm.

Sundborg, Å & Norrman, J, 1963, Göta älv, hydrologi och morfologi med särskild hänsyn till erosionsprocesserna.  
(Sveriges geologiska undersökning.) Ser. Ca, nr 43. Stockholm.

Svenska geotekniska föreningens kolvborrhkommitté, 1962,  
Provisoriska rekommendationer till "Tolkning av fallkonprov på provkroppar av lera tagna med standardkolvborr". Stockholm.

Terzaghi, K, 1943, Theoretical soil mechanics. (J. Wiley and sons Ltd.) New York.

Tomlinson, M, J, 1957, The adhesion of piles driven in clay soils. Proceedings 4. International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, vol. 2, p. 66-71. London.

Torstensson, B-A, 1973, The behaviour of a cohesion pile group in soft clay. To be published in Proceedings 8. International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Moskva.

Wendel, E, 1900, Om profbelastning på pålar med tillämpning deraf på grundläggningsförhållandena i Göteborg. (Tekniska samfundet i Göteborg.) Handlingar. Göteborg.

Wenk, E. Jr., 1950, A diaphragm - type gage for measuring low pressures in fluids. (Society for Experimental Stress Analysis.) Proceedings, vol. 8, no. 2, p. 90-96. Cambr. Mass.

Vesic, A, S, 1972, Expansion of cavities in infinite soil mass. (American Society of Civil Engineers.) Proceedings, vol. 98, no. SM3, p. 265-290. New York.

Wiberg, K & Öinert, A, 1970, Undersökning av deformations-hastighetens inverkan på en rekonsoliderad leras kraft-deformations samband. (Institutionen för geoteknik med grundläggning, CTH.) Examensarbete G70/3 (stencil). Göteborg.

Widhall, S-H & Wilhelmsson, B, 1973, Tideffekter vid skjuvhållfasthetsbestämning med vingborr. (Institutionen för geoteknik med grundläggning. CTH.) Examensarbete G72/3 (stencil). Göteborg.

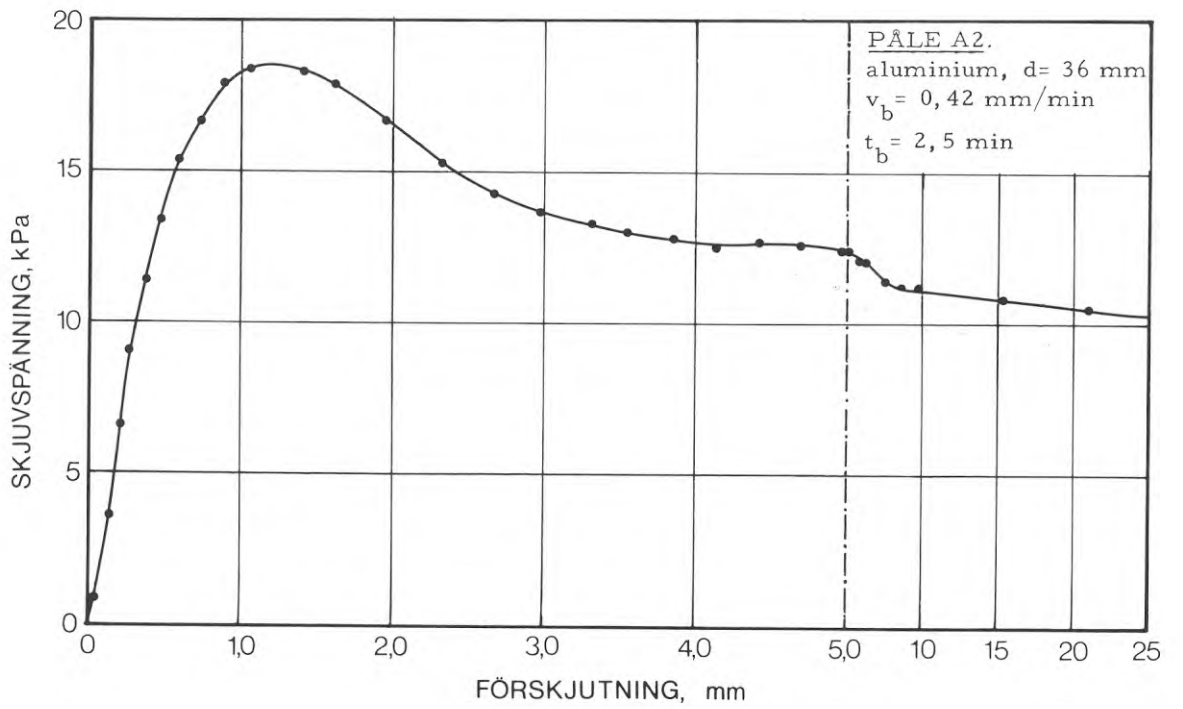
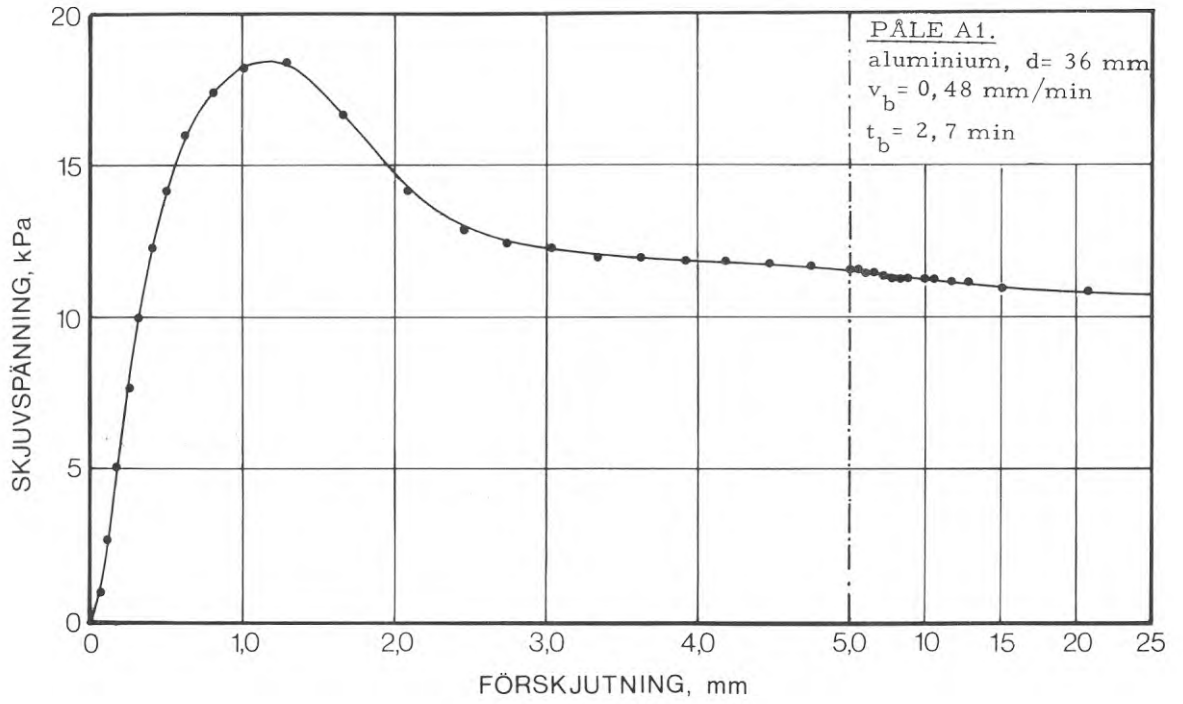
Zeevaert, L, 1950, Discussion on "Effect of driving piles into soft clay". (American Society of Civil Engineers.) Transactions, vol. 115, p. 286-292. New York.



## BILAGOR

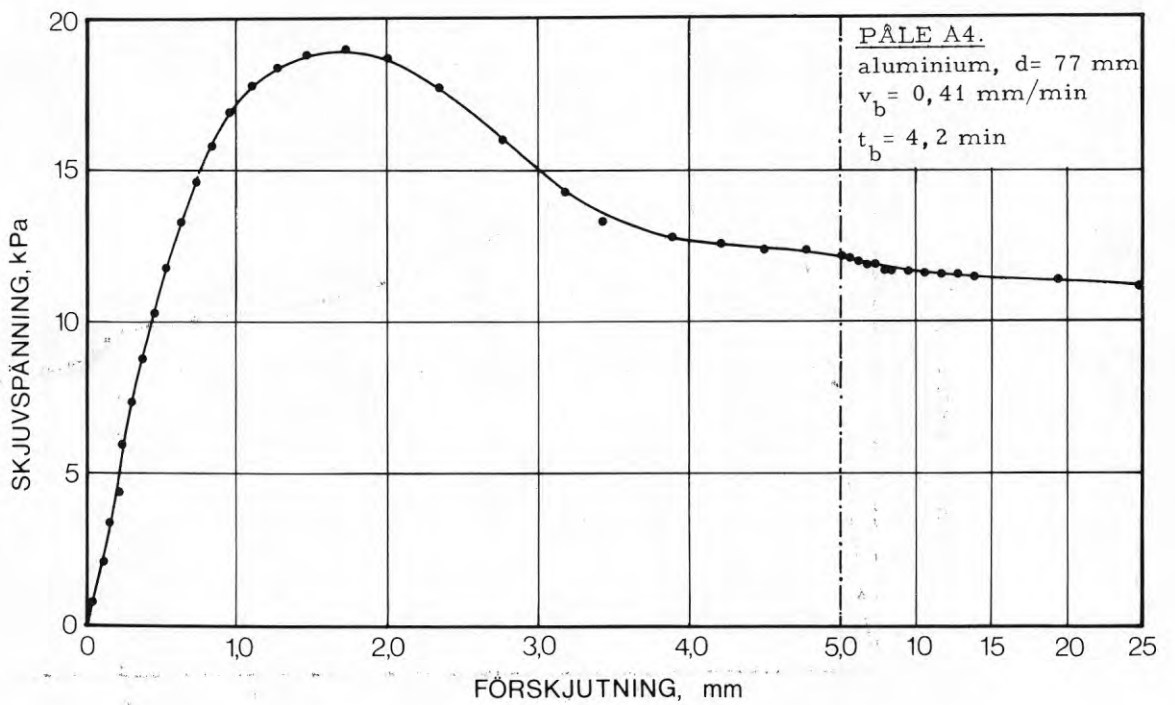
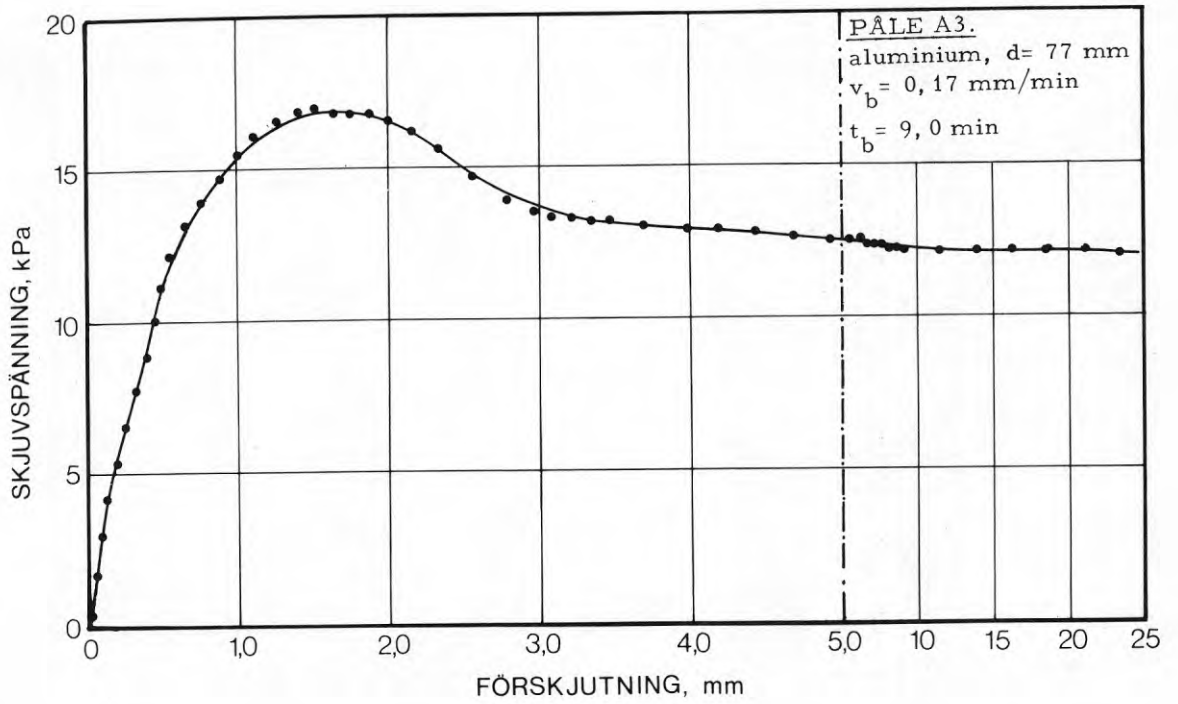
Skjuvspänning-förskjutnings samband för pålarna i försöks-  
serierna A och B

Shear stress/displacement curves for the piles in series A and  
B. (In the figure legend are given:  $z$  = depth of installation;  
 $v_b$  = average rate of displacement up to maximum skin shear  
stress;  $t_b$  = time to failure.)



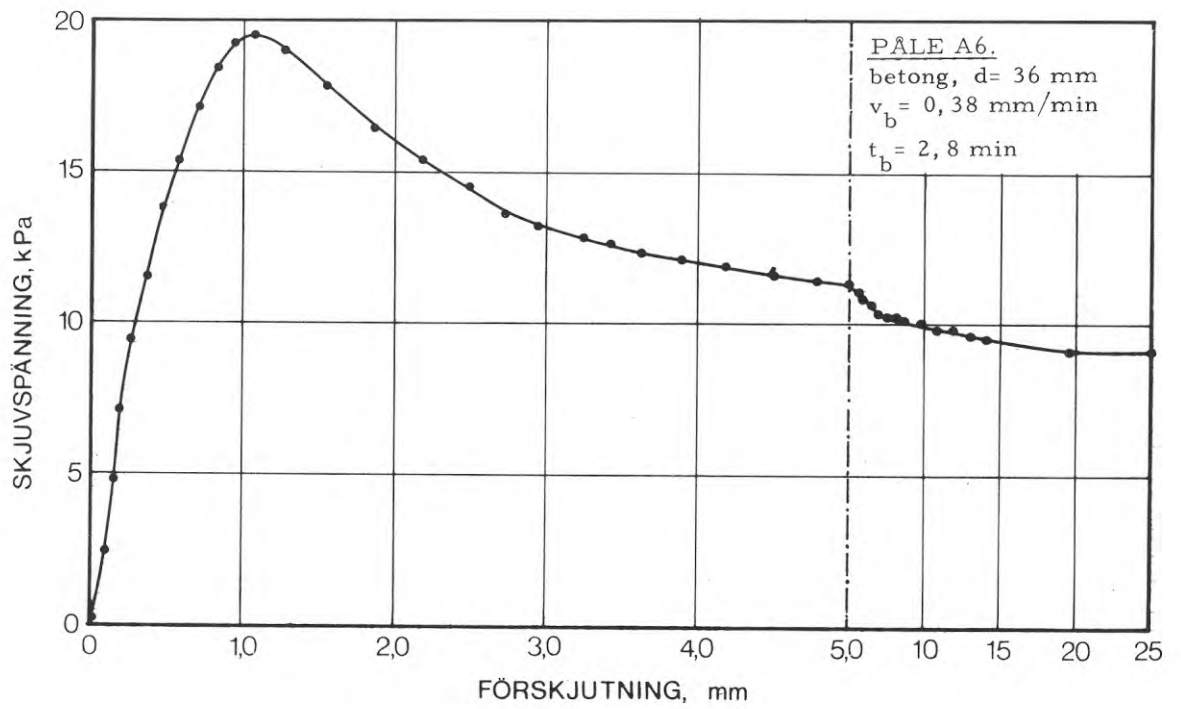
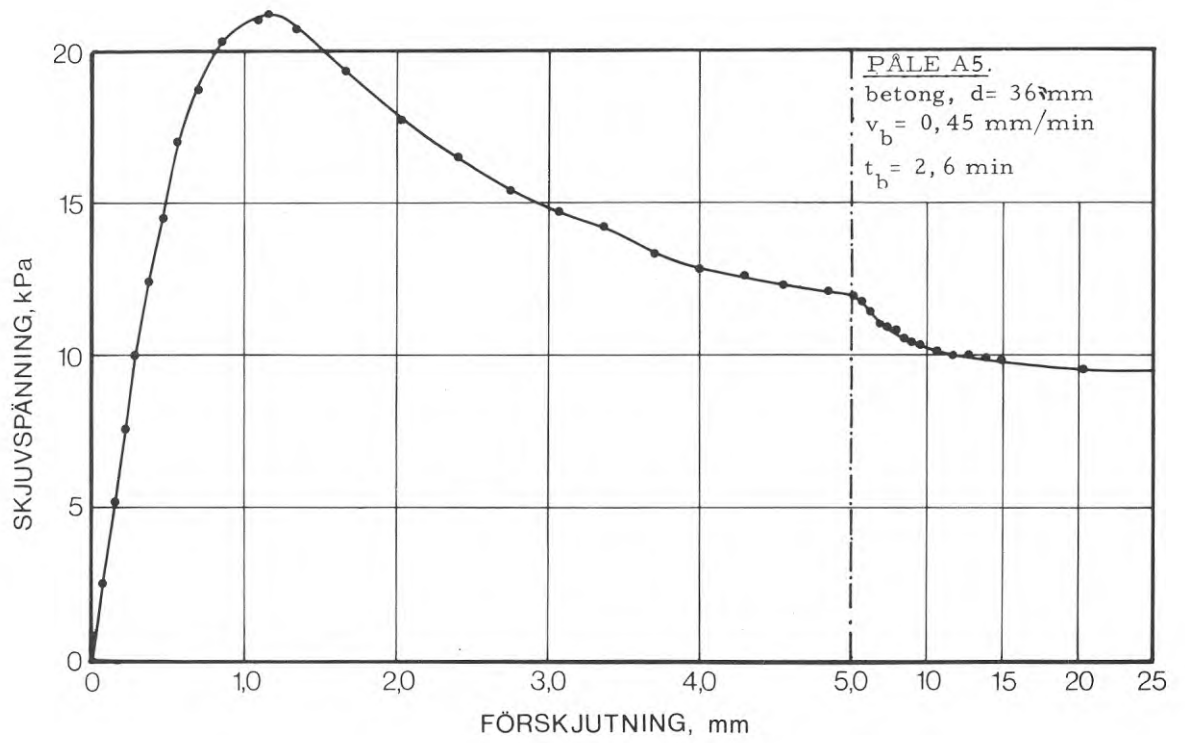
BIL. A1–A2. Skjuvspänning–förskjutnings samband: aluminiumpålar,  $d = 36$  mm.  
Shear stress–displacement diagrams: aluminum piles,  $d = 36$  mm.





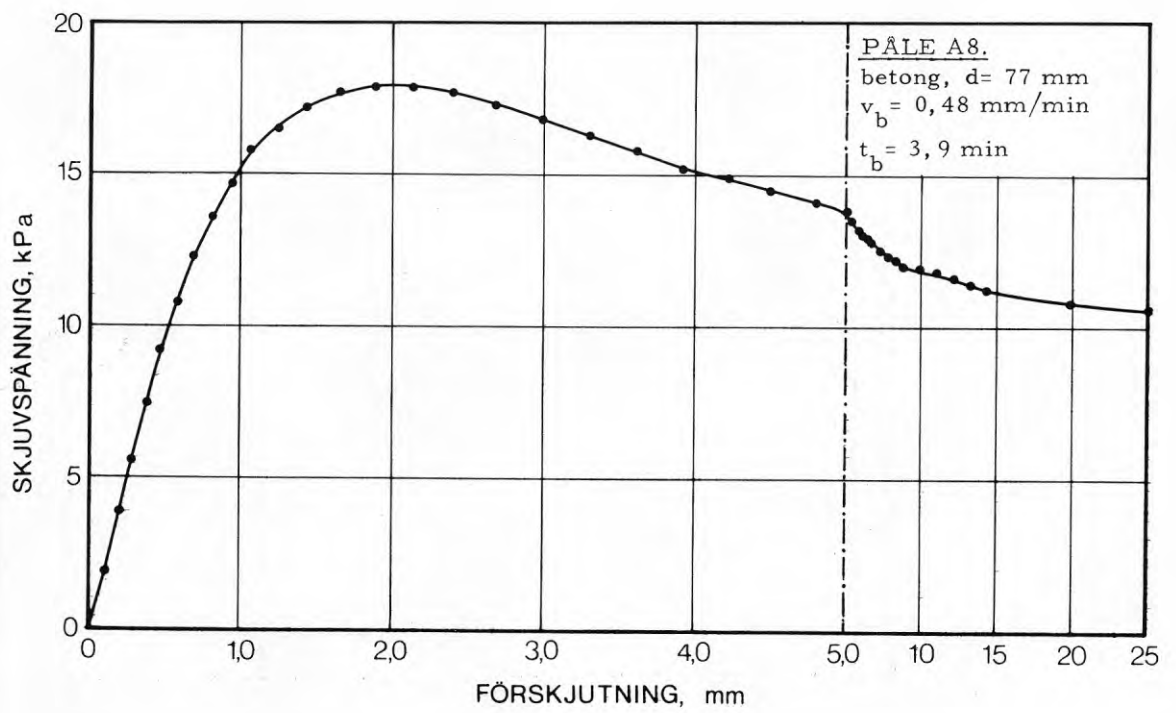
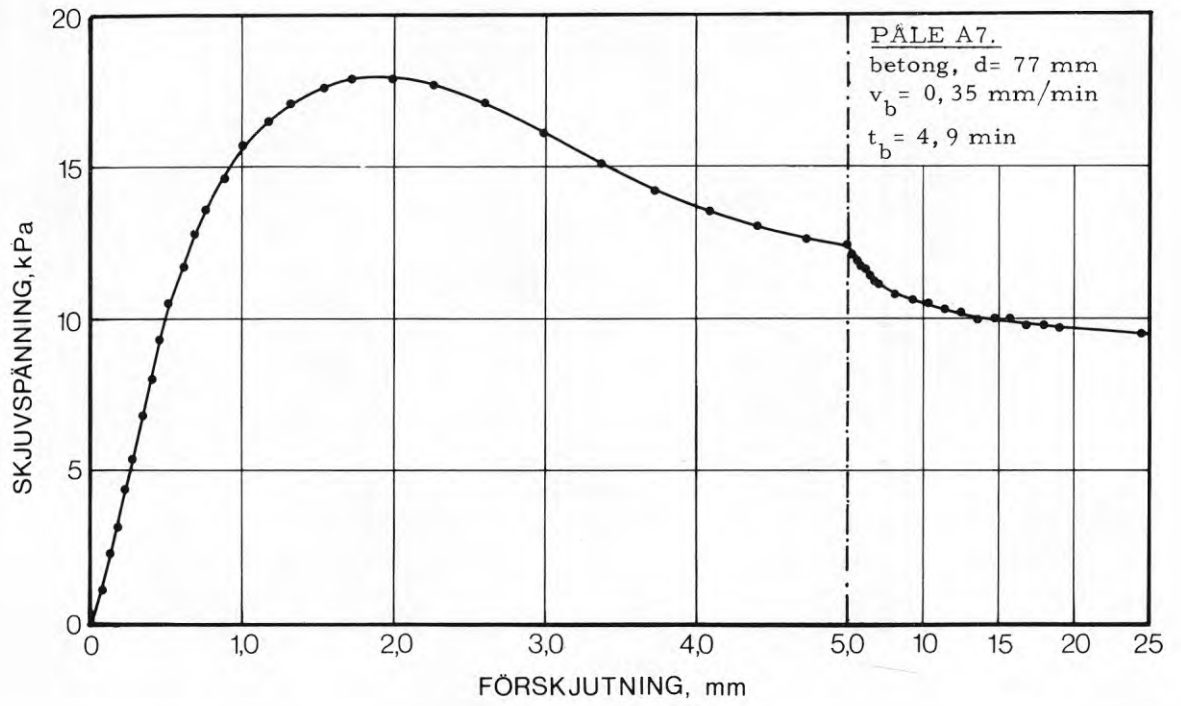
BIL. A3–A4. Skjuvspänning–försjutnings samband: aluminiumpålar,  $d = 77$  mm.

Shear stress–displacement diagrams: aluminum piles,  $d = 77$  mm.



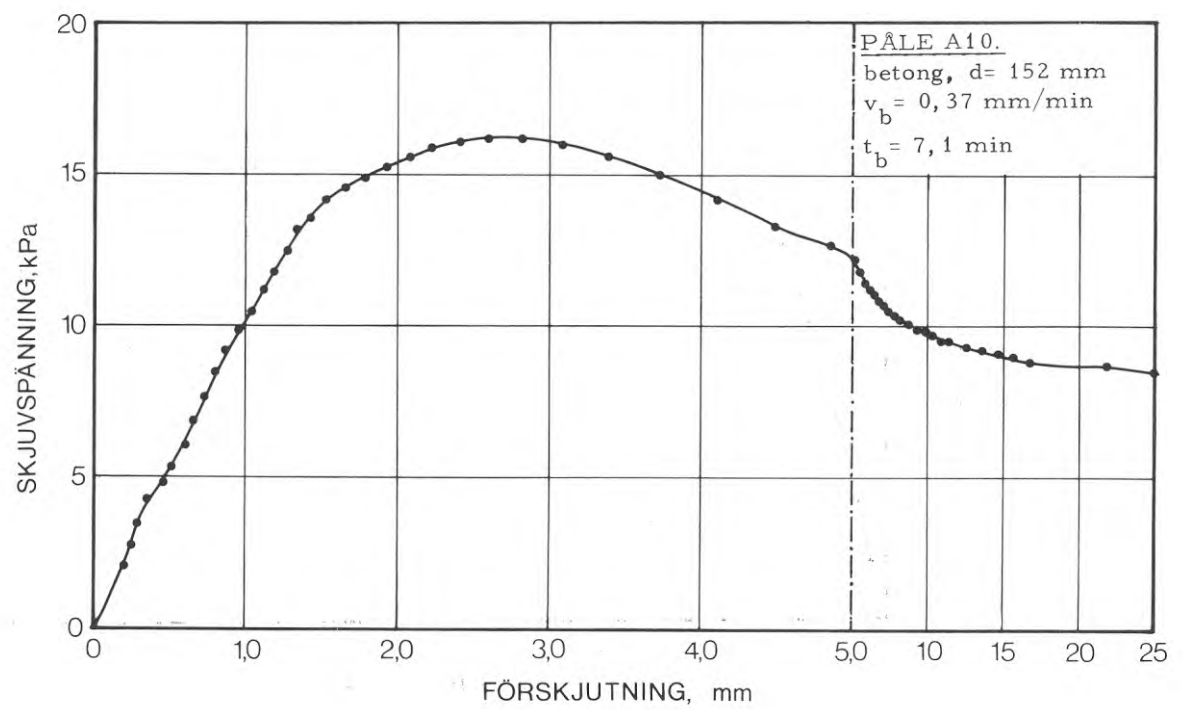
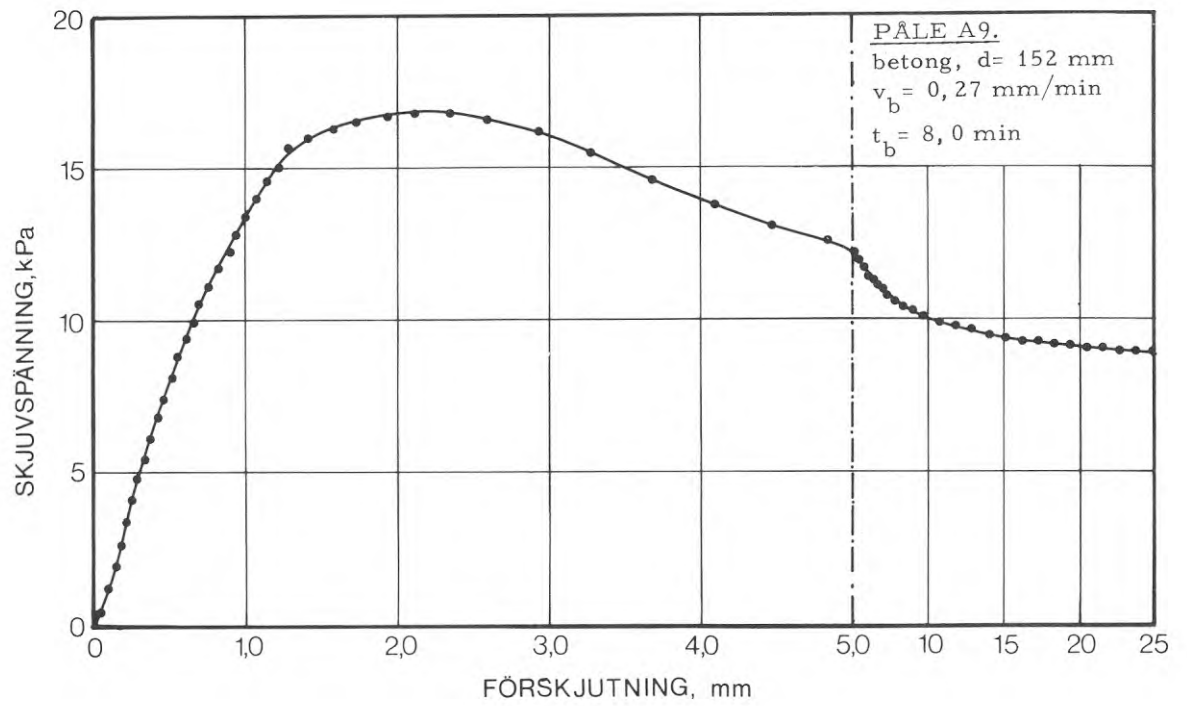
BIL. A5–A6. Skjuvspänning–försjutningssamband: betongpålar,  $d = 36 \text{ mm}$ .

Shear stress–displacement diagrams: concrete piles,  $d = 36 \text{ mm}$ .



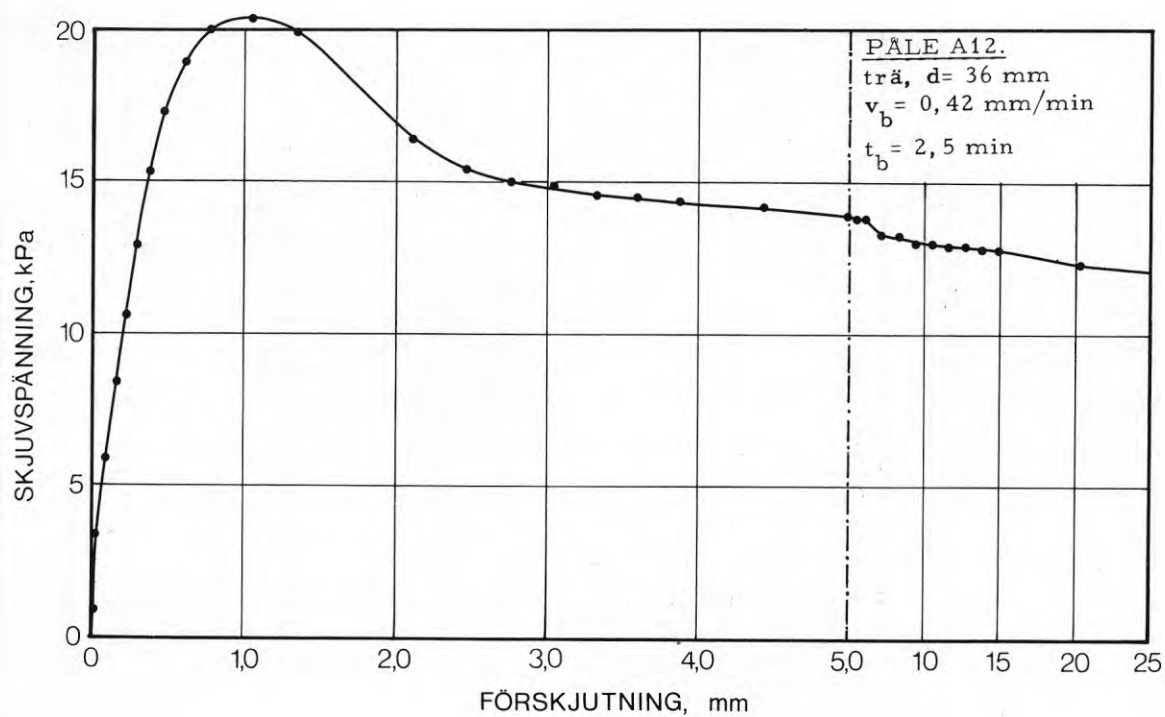
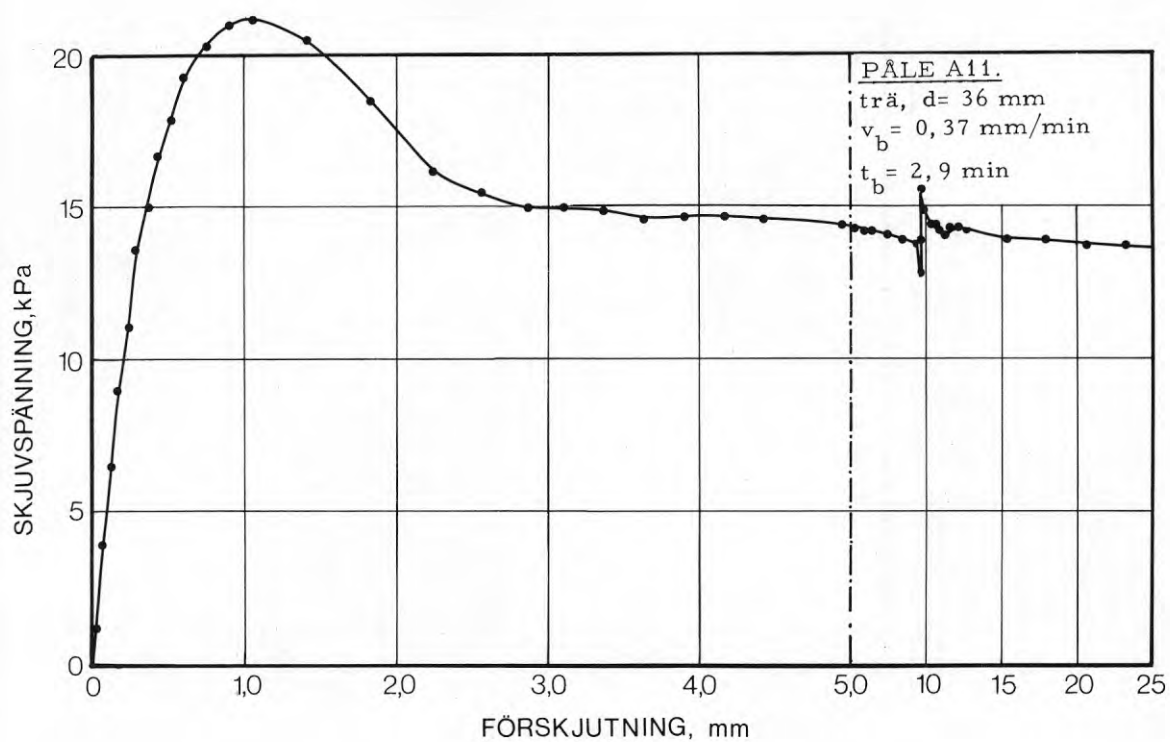
BIL. A7–A8. Skjuvspänning–försjutningssamband: betongpålar,  $d = 77$  mm.

Shear stress–displacement diagrams: concrete piles,  $d = 77$  mm.



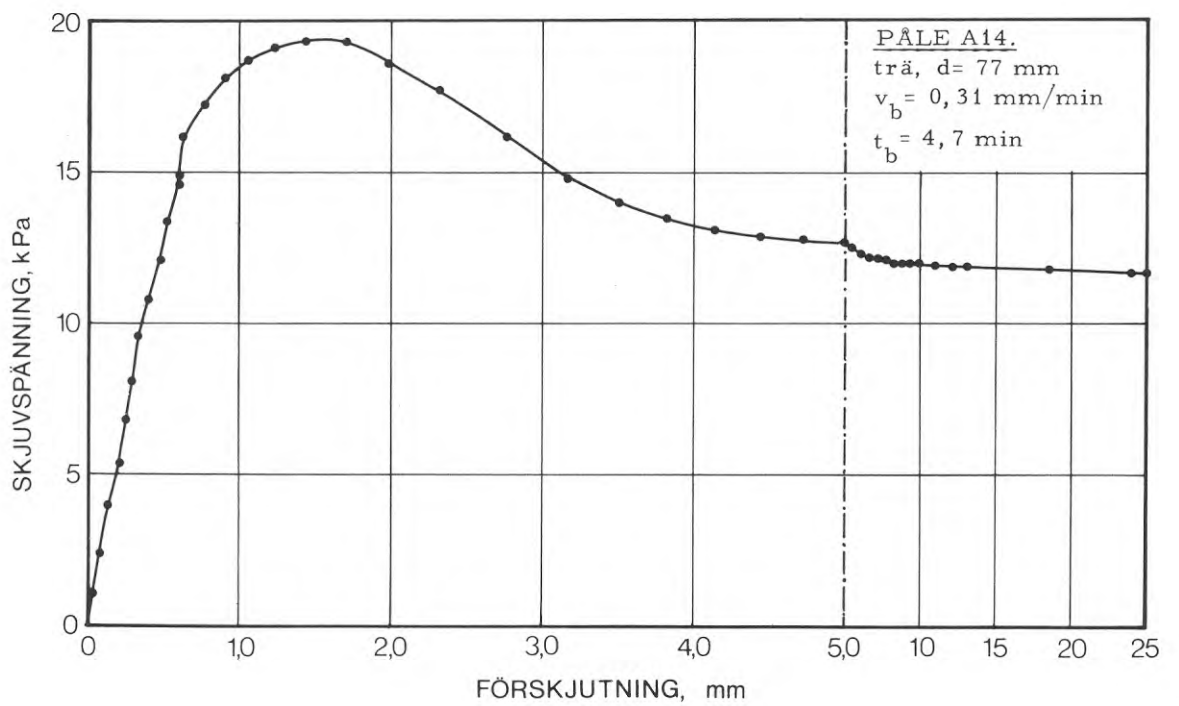
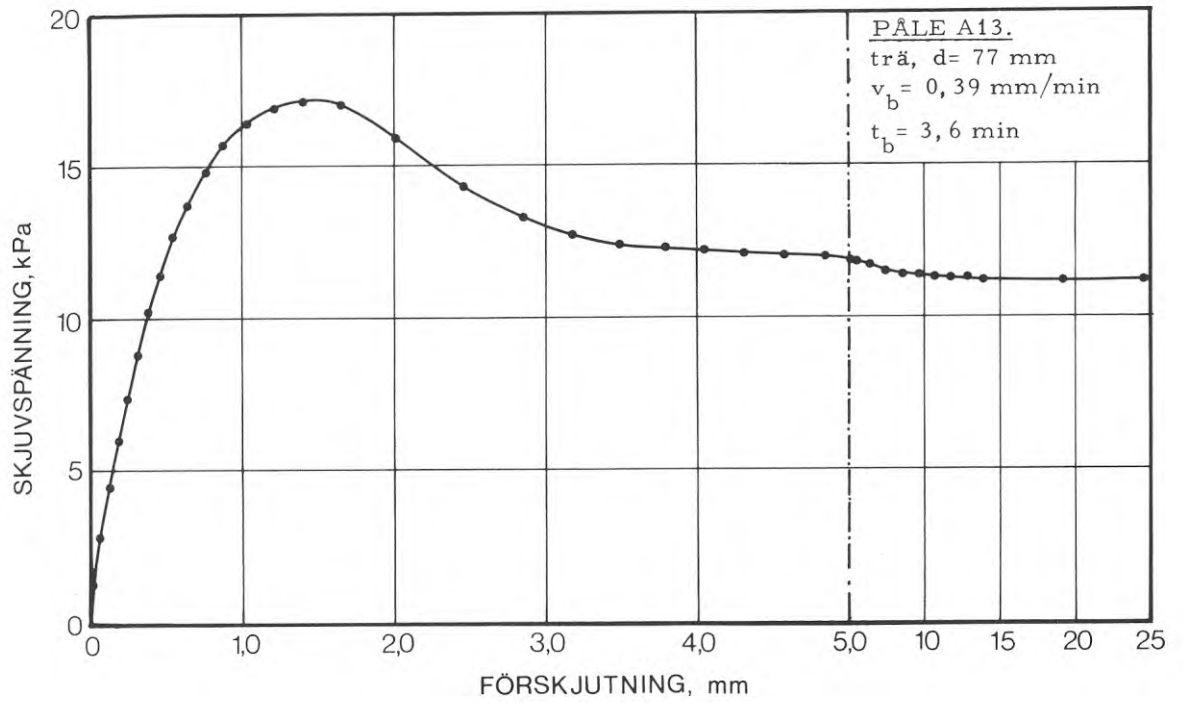
BIL. A9–A10. Skjuvspänning–förskjutningssamband: betongpålar, d = 152 mm.

Shear stress–displacement diagrams: concrete piles, d = 152 mm.



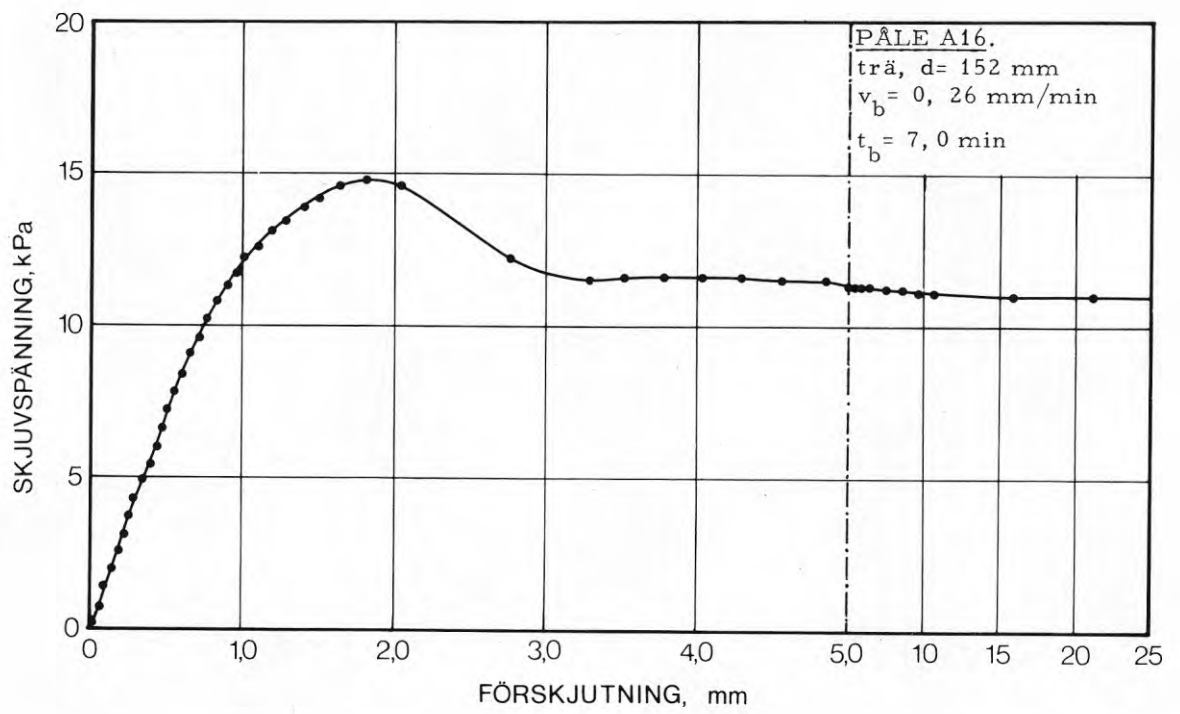
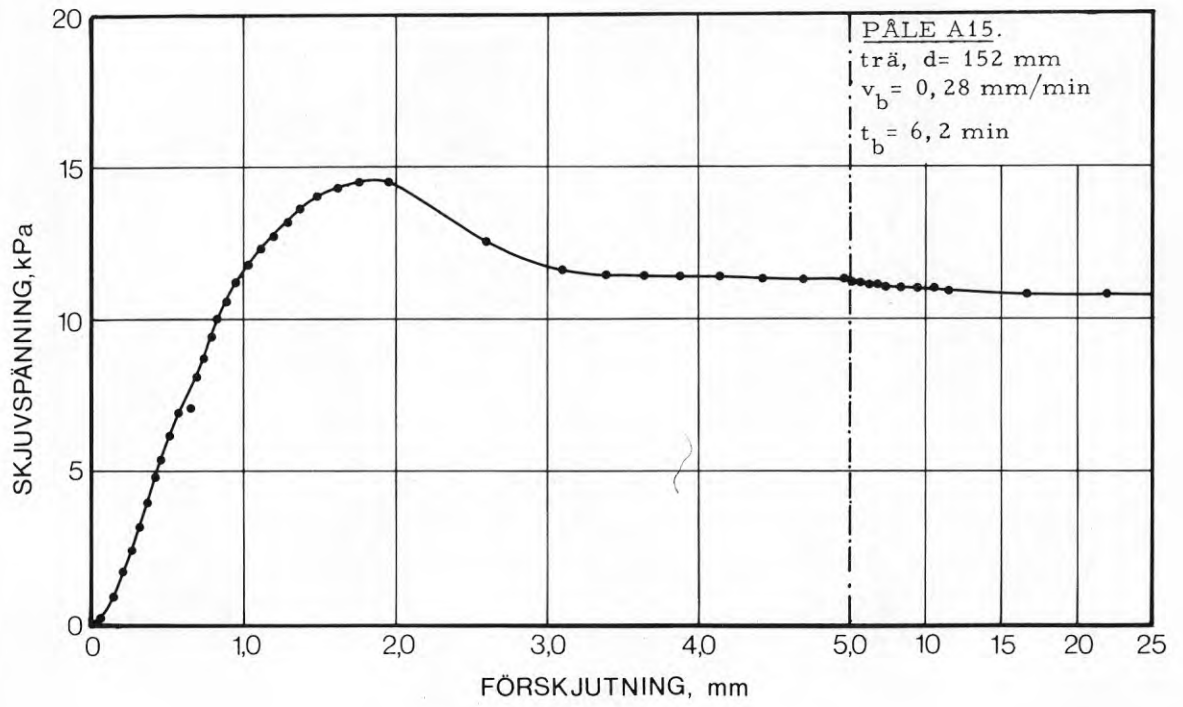
BIL. A11–A12. Skjuvspänning–förskjutningssamband: träpålar,  $d = 36$  mm.

Shear stress–displacement diagrams: wooden piles,  $d = 36$  mm.



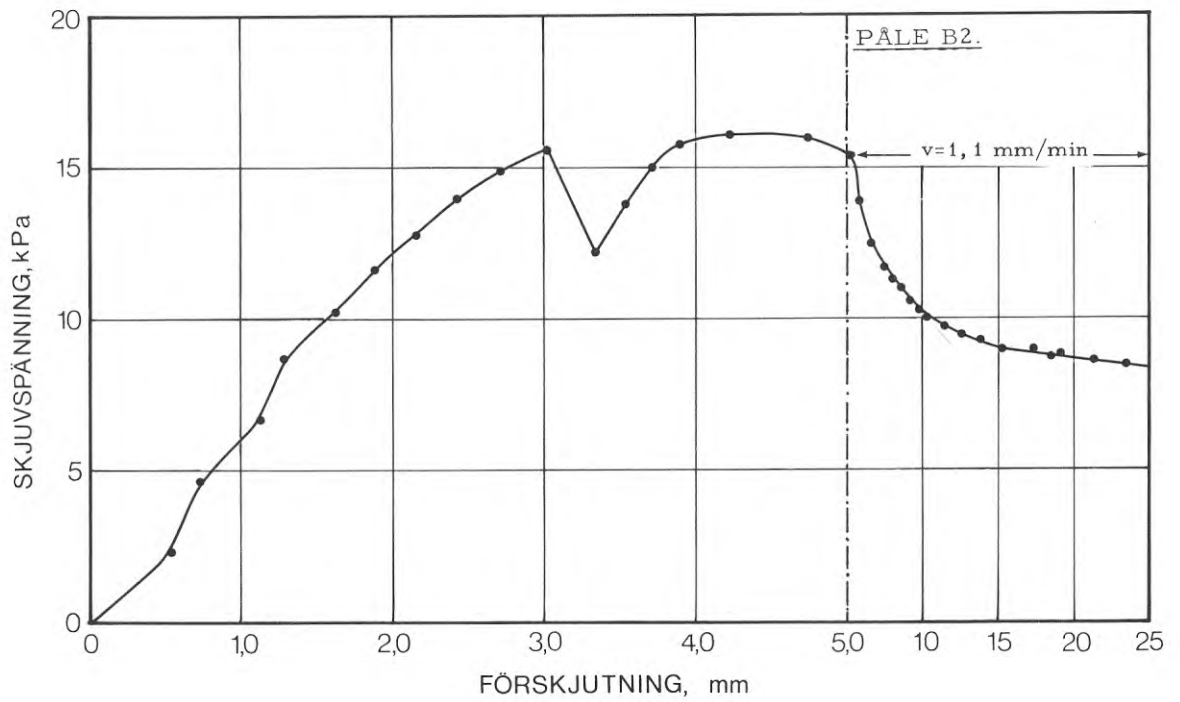
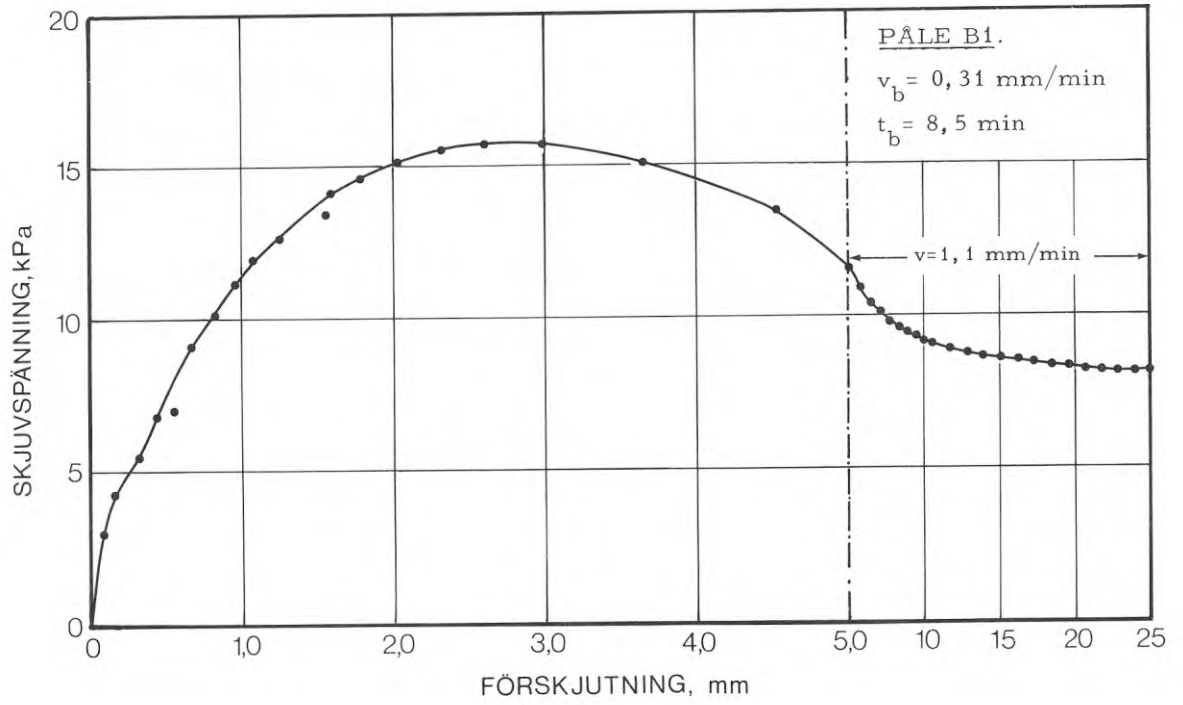
BIL. A13–A14. Skjuvspänning–förskjutningssamband: träpålar,  $d = 77$  mm.

Shear stress–displacement diagrams: wooden piles,  $d = 77$  mm.



BIL. A15–A16. Skjuvspänning–försjutningssamband: träpålar,  $d = 152$  mm.

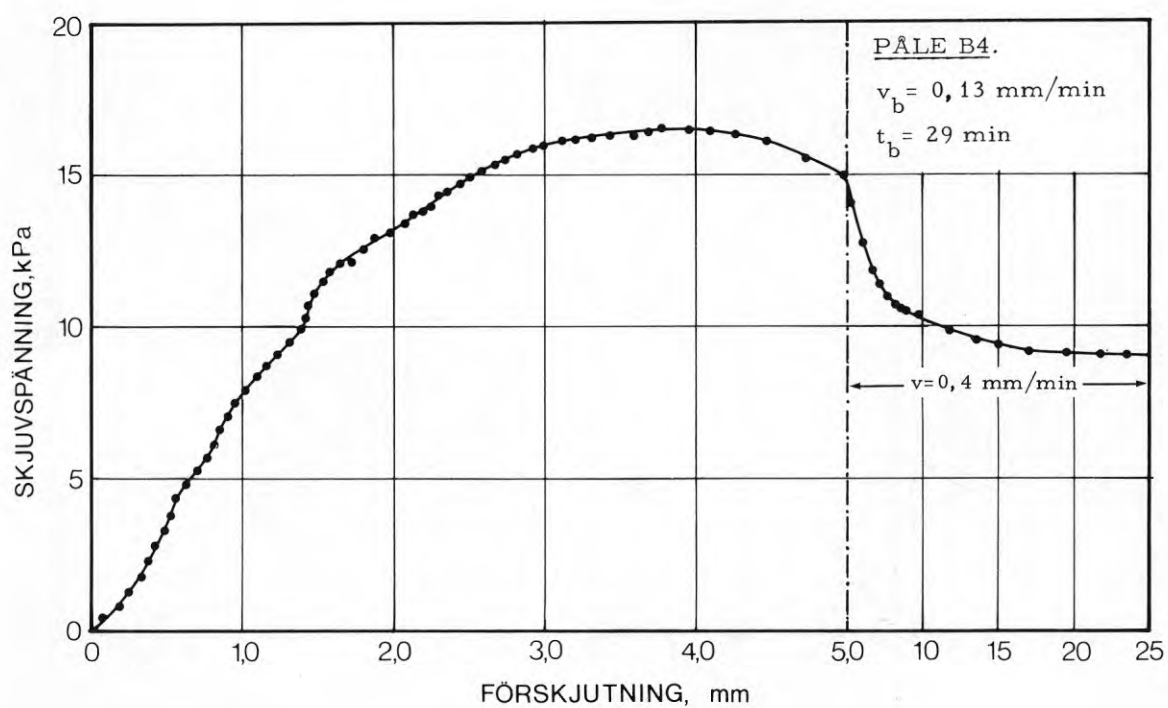
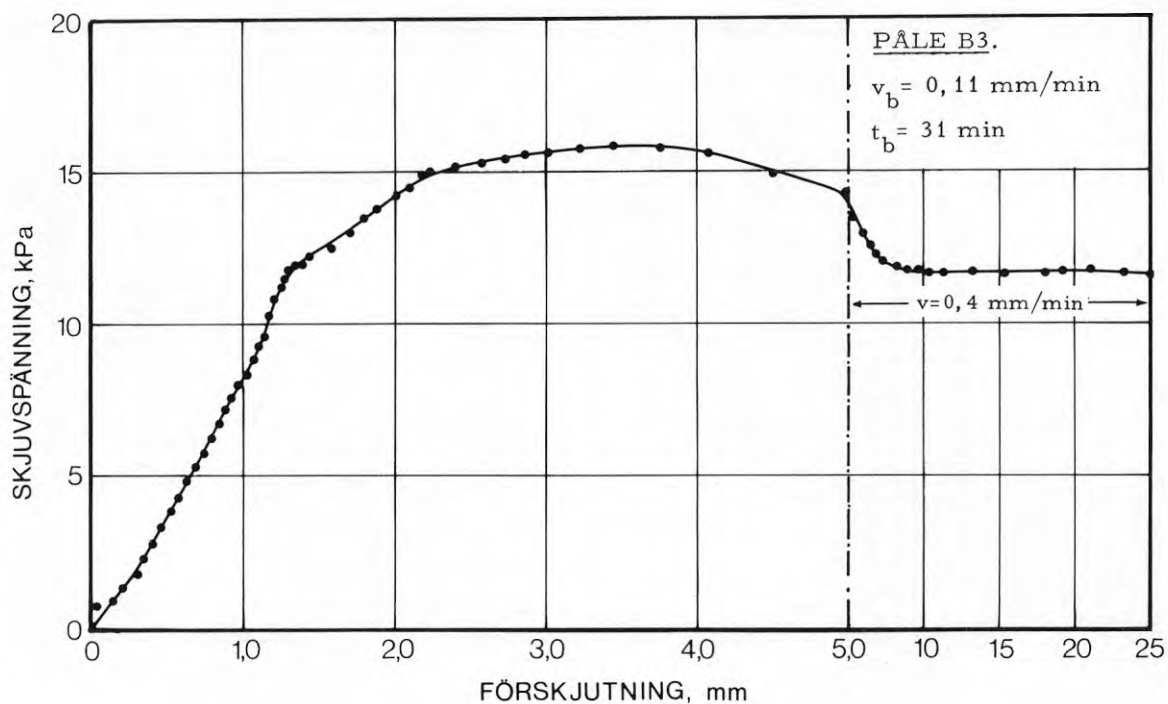
Shear stress–displacement diagrams: wooden piles,  $d = 152$  mm.



BIL. B1–B2. Skjuvspänning–förskjutningssamband: betongpålar,  $d = 152 \text{ mm}$ ,  $v_b = 0,31 \text{ mm/min}$  (försök B2 misslyckat).

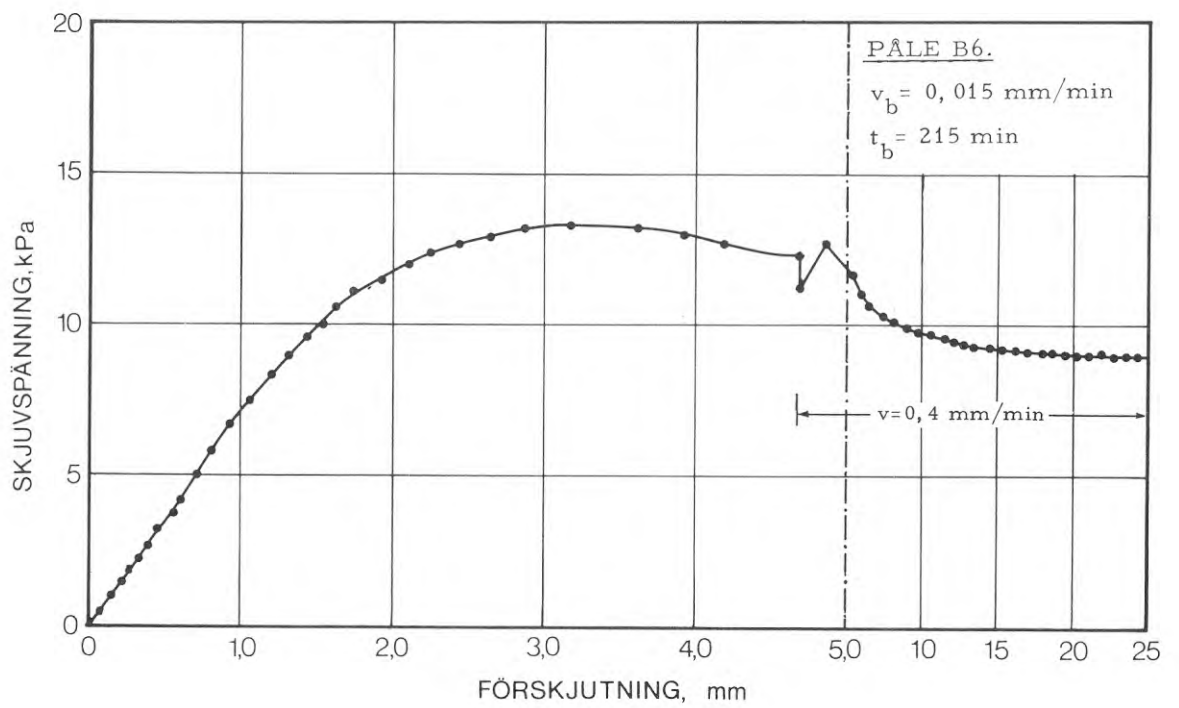
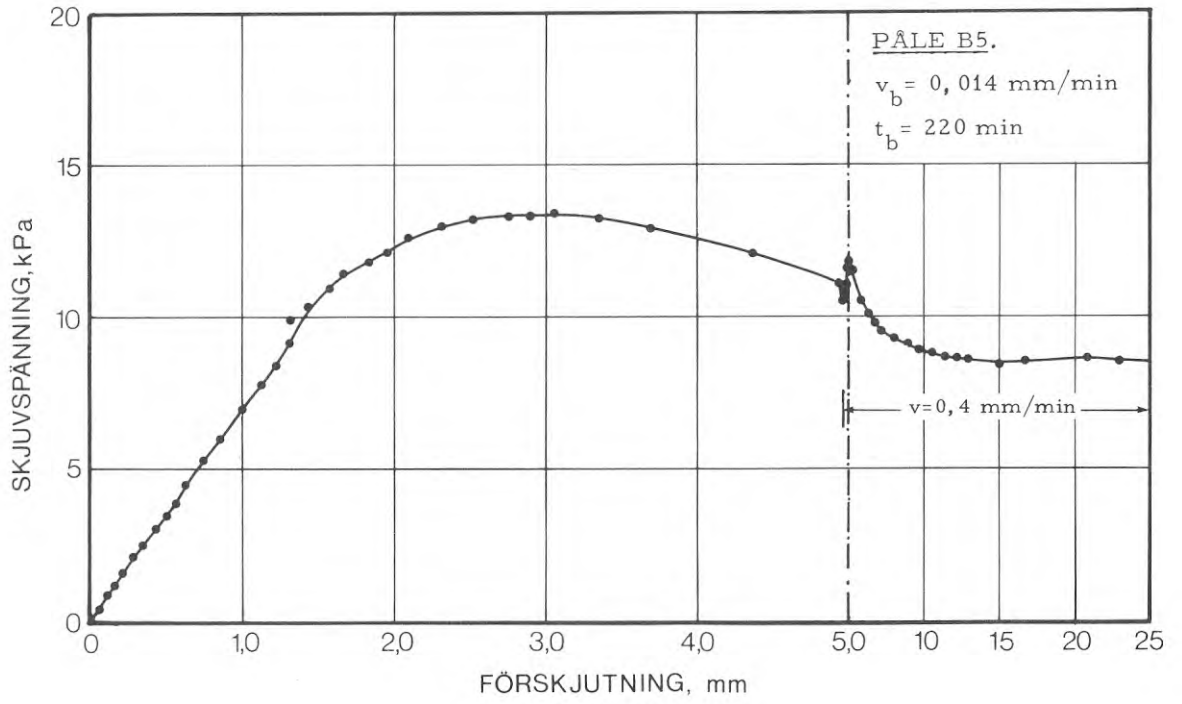
Shear stress–displacement diagrams: concrete piles,  $d = 152 \text{ mm}$ ,  $v_b = 0.31 \text{ mm/min}$  (test B2 failed).





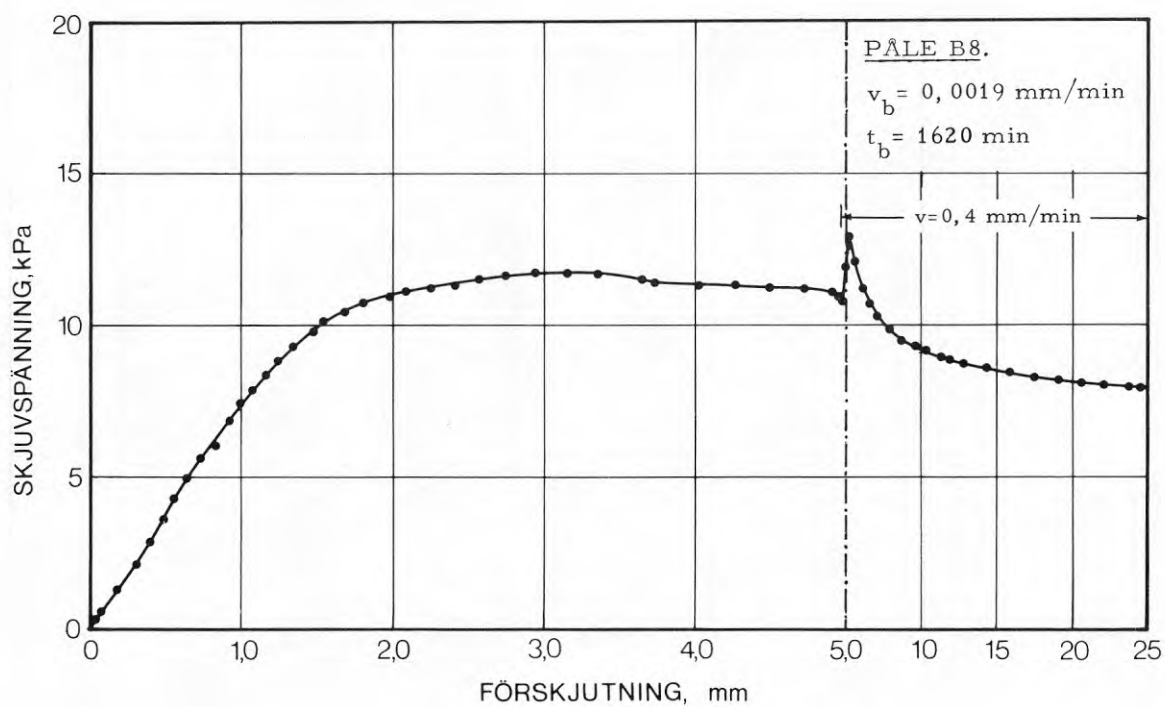
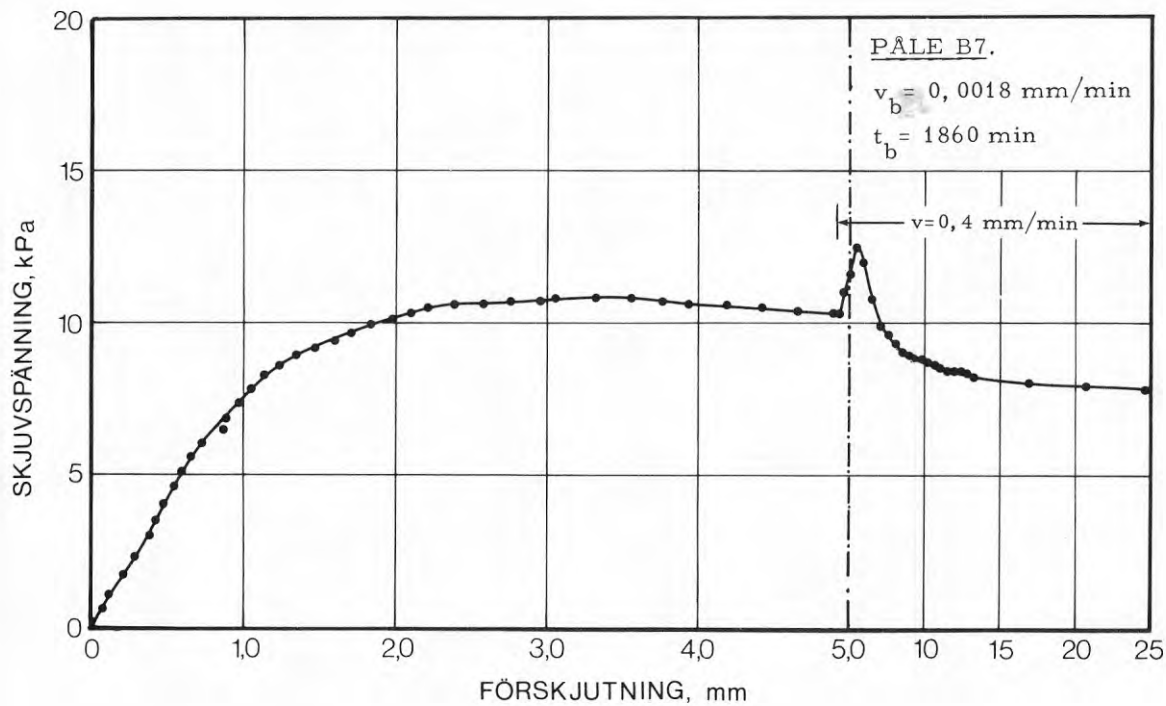
BIL. B3–B4. Skjuvspänning–förskjutnings samband: betongpålar,  $d = 152 \text{ mm}$ ,  $v_b = 0,11$  och  $0,13 \text{ mm/min}$ .

Shear stress–displacement diagrams: concrete piles,  $d = 152 \text{ mm}$ ,  $v_b = 0.11$  and  $0.13 \text{ mm/min}$ , respectively.



BIL. B5–B6. Skjuvspänning–förskjutningssamband: betongpålar,  $d = 152 \text{ mm}$ ,  $v_b = 0.014$  och  $0,015 \text{ mm/min}$ .

Shear stress–displacement diagrams: concrete piles,  $d = 152 \text{ mm}$ ,  $v_b = 0.014$  and  $0.015 \text{ mm/min}$ , respectively.



BIL. B7–B8. Skjuvspänning–förskjutnings samband: betongpålar,  $d = 152 \text{ mm}$ ,  $v_b = 0,0018$  och  $0,0019 \text{ mm/min}$ .

Shear stress–displacement diagrams: concrete piles,  $d = 152 \text{ mm}$ ,  $v_b = 0.0018$  and  $0.0019 \text{ mm/min}$ , respectively.







**R38:1973**

**Denna rapport avser anslag C 439 från Statens råd för byggnadsforskning till Chalmers tekniska högskola, institutionen för geoteknik med grundläggning, Göteborg.**

**Försäljningsintäkterna tillfaller fonden för byggnadsforskning.**

**Distribution: Svensk Byggtjänst, Box 1403, 111 84 Stockholm**

**Grupp: konstruktion**

**Pris: 29 kronor**