



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

R51:1973

TEKNISKA HOGSKOLAN I LUND
SEKTIONEN FOR VAG- OCH VATTEN
BIBLIOTEKET

Jordars schaktbarhet

Ove Magnusson

Byggforskningen

Jordars schaktbarhet. Beräkningsmetod och förslag till indelning av jord i schaktbarhetsklasser

Ove Magnusson

Under senare tid har betydande framsteg gjorts på jordbyggnadsområdet genom maskinparkens utveckling och utökning. I Sverige räknar man för 1972 att ca 115 milj. m³ schaktmassor transporteras med maskiner av typen grävmaskiner, hjul- och bandschaktare, schaktvagnar, hjul- och bandlastare m.m. Omkring 1 miljard kronor om året betalar byggnads- och anläggningsindustrin för dessa transporter. Planering, kapacitetsbedömning och maskinval görs dock ofta med bristfälliga kunskaper om ifrågavarande jordarters egenskaper.

Avsikten med denna utredning är utveckling av ett klassificeringssystem för schaktningsarbeten. Systemet skall vara baserat på jordlagrens uppbyggnad och jordarternas egenskaper. Jordarterna grupperas därvid så att i samma klass ingår jordarter som i stort sett ger lika stort schaktningsmotstånd.

Bakgrund

I Sverige fanns då detta arbete påbörjades inget lämpligt klassificeringssystem som tog hänsyn till olika jordars schaktbarhet ur maskinell synpunkt.

Det system som huvudsakligen används vid schaktning och grävning är upprättat av Svenska Teknologföreningen 1956. Enligt detta system anges schaktbarheten i direkt relation till vissa handverktyg, skyffel, spade, korp, kilning, varvid jordarterna indelas i fyra grupper.

Under senare tid har utvecklingen drivit fram bl.a. bättre schakttredskap vilket har inneburit en intensifierad forskning om verkningssättet för systemet redskap-jord. Genom att denna forskning bedrivits med olika syften och inriktningar är det svårt att avgränsa just de egenskaper hos jorden som är bestämmande för en viss process. Flera rön och resultat från dessa försök har dock kunnat användas vid detta arbete. Vid uppläggningsprogram för ett nytt klassificeringssystem för jordars schaktbarhet var första punkten en teoretisk utredning angående olika jordars uppförande vid schaktning. Forskningsprogrammet omfattade även laboratorieförsök där man skulle klargöra förloppet vid schaktning och bearbetning. Vidare skulle jordens beteende efter lossbrytningen studeras samt i vad mån detta påverkade den fortsatta loss-

brytningen. Slutligen skulle man genom fullskaleförsök i fält mäta de krafter som erfordras för schaktning i olika jordar.

Utredningen

I rapporten behandlas teorier för horisontell schaktning av jord. Brottypen i olika jordar kräver att en teori måste användas för normalkonsoliderade leror, organiska jordarter, friktionsmaterial med låg relativ lagringstäthet och en annan teori, baserad på Prandtls teori, för t.ex. fast lagrade moräner.

Fältförsök utfördes under sommaren 1969 i Bofors och föregicks av en utförlig geoteknisk undersökning av provfältet, som bestod av sand, lera och morän. Genom laboratorieförsök som innefattade bl.a. direkta skjuvförsök, treaxliga försök, packningsförsök kunde de olika jordarnas parametrar bestämmas. Vissa kompletterande försök såsom bestämning av jordmetallfriktionen, studier av schaktmassornas rörelse framför bladet genom s.k. spårförsök utfördes även.

Med en instrumenterad schaktblads-traktor av typ Bofors 19 utfördes tolv körningar vid vardera fältet av sand, lera och morän. Under varje körning registrerades kontinuerligt varvtal, krafter, moment, tryck och hastighet med hjälp av kraftgivare, trådtöjningsgivare och varvtalsmätare. Signalerna från givarna överfördes via radio eller tråd till en registreringsutrustning som var placerad i en mätvagn. Parallellt skedde en utskrift på oscillograf. De erhållna mätvärdena bearbetades därefter i en analogmaskin så att totala schaktkraften, som verkade på bladet, erforderlig dragkraft på traktorn samt hastigheten kunde bestämmas. Dessutom mättes schaktdjupet under varje körning. Genom att mäta den uppschaktade jordvolymen vid varje körfall var det möjligt att ställa upp ett samband mellan total schaktkraft och schaktdjup vid en och samma jordvolym för de olika jordarna. Härigenom kan man få en uppfattning om erforderlig schaktkraft i olika jordar vid bearbetning med en och samma förare och maskin.

Resultat

Vid försöken i sand skedde en relativt jämn uppsamling av massorna framför bladet. Den totala schaktkraften blev konstant efter en viss kritisk körlängd och vid ett i huvudsak konstant schakt-

Byggforskningen Sammanfattningar

R51:1973

Nyckelord:

schaktning (maskinell), jordmaterial (sand, lera, morän), schaktbarhetsklasser, beräkningsmetod, fältförsök, klassificeringsförslag

Rapport R51:1973 hänför sig till anslag C 496 från Statens råd för byggnadsforskning till Institutionen för geoteknik, KTH, Stockholm

UDK 624.133
624.131.2
SfB (19)
ISBN 91-540-2171-5

Sammanfattning av:

Magnusson, O, 1973, *Jordars schaktbarhet. Beräkningsmetod och förslag till indelning av jord i schaktbarhetsklasser.* (Statens institut för byggnadsforskning) Stockholm. Rapport R51:1973, 244 s., ill. 35 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

djup. Vid denna kritiska kör längd motsvarade spillet över schaktbladet och längs bladets sidor ungefär volymen av lossbruten jord. Teoretiska beräkningar av schaktkraften enligt olika teorier visade god överensstämmelse med resultaten från fältförsöken.

Det visade sig att traktorns körhastighet hade liten inverkan på schaktförloppet och schaktkraftens storlek. Vid de körhastigheter som förekom vid försöken 0,3 till 0,9 m/s var den totala schaktkraften i stort sett densamma vid konstant schaktdjup och uppschaktad volym. Detta kunde konstateras för samtliga tre jordarter.

Vid lerförsöken fick de uppschaktade massorna en annan rörelse framför bladet än vid försöken i sand. Den fasta leran bröts upp i stycken som roterade framför bladet.

Schaktkraften i den siltiga och blockiga moränen påverkades starkt av stenar och block i jorden vilka orsakade "toppar" i registreringen. Den uppsamlade mängden blev i grova drag endast

två tredjedelar av volymerna vid sand och lera. Vid den teoretiska beräkningen av schaktkraften i morän har plasticitetsteorier enligt Prandtl använts.

Ur uppgifter om schaktkraftens storlek och schaktdjup vid i stort sett samma jordvolym framför schaktbladet kunde ett samband ställas upp för varje jordart. Sambandet för försöken i sand visas i FIG. 1. Genom de geotekniska undersökningar som utförts i fält och på laboratorium kunde resultat från vikt- och hejarsonderingar, seismiska gånghastigheter m.m. samt övriga geotekniska data hos de aktuella jordmaterialen ställas samman med resultat från schaktförsöken. Härigenom kunde schaktkraften vid t.ex. 3 m³ jord framför bladet bestämmas för jordarterna sand, lera och morän under vissa klarlagda lagringsförhållanden.

Schaktbarhetsklasser

För de vid fältförsöken använda jordarterna har på basis av utförda försök och teoretiska betraktelser, som utvecklats av

främst Reece i England, schaktkraften beräknats för andra lagringsförhållanden än de vid fältförsöken. Ur de på detta sätt erhållna sambanden har ett förslag till indelning av jordarterna sand, lera och morän i schaktbarhetsklasser lagts fram. Förslaget är baserat på resultat från vikt- och hejarsondering samt seismisk gånghastighet. Sambandet mellan total schaktkraft och sonderingsmotstånd vid viktsondering visas i FIG. 2.

I ett finskt förslag till indelning i schaktbarhetsklasser som redovisades 1971 har indelningen baserats på schaktningsförsök med hydraulisk grävmaskin. En jämförelse görs i rapporten mellan de olika systemen trots att indelningen skiljer sig något. Man finner dock många gemensamma drag, vilket gör att man efter några års prövotid och fler fältförsök med t.ex. andra typer av schaktredskap kan nå ett system som i grova drag täcker det komplicerade problem som schaktning i olika jordarter utgör.

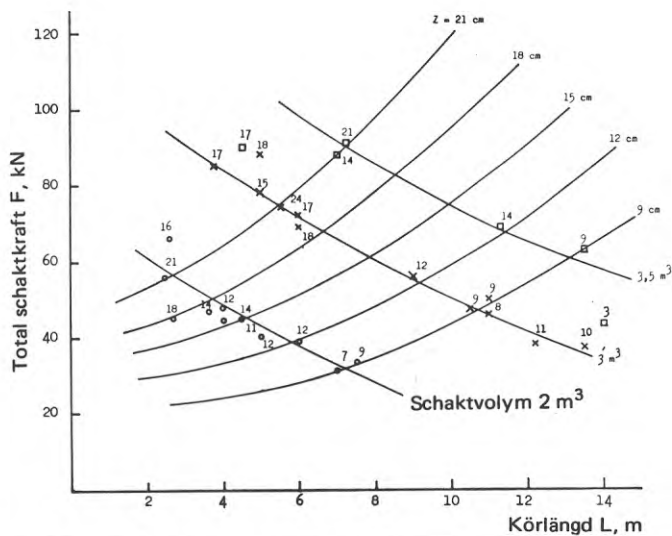


FIG. 1. Samband mellan total schaktkraft, kör längd, uppschaktad volym och schaktdjup i sand. (Siffror anger schaktgrupp i cm.)

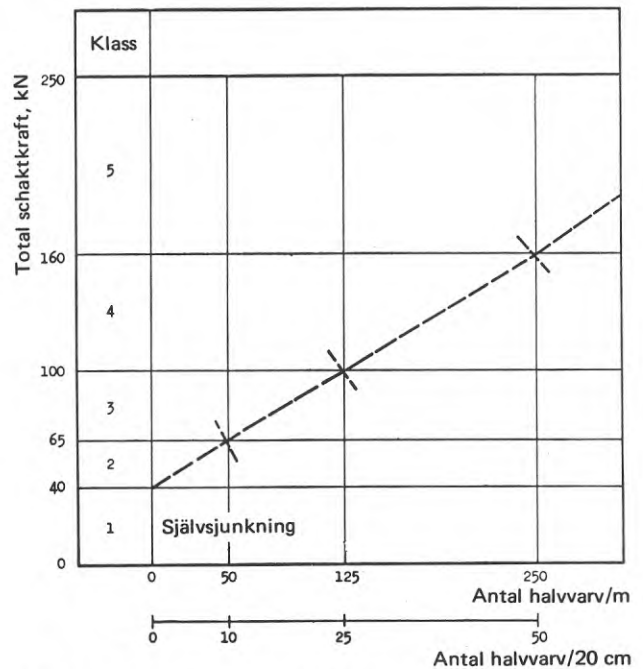


FIG. 2. Bedömning av schaktbarhetsklass på basis av viktsondering.

Diggability of soils. Methods of calculation and draft for classification of soils according to diggability

Ove Magnusson

Considerable progress has been made in recent years in excavation methods thanks to the developments both qualitative and quantitative as regards machines. It was estimated that in 1972 in Sweden approximately 115 million m³ of excavated material were moved using machines such as diggers, wheel- and track loaders, scrapers etc. The construction and urban market pays around 1 billion kronor per year for this type of haulage. Planning, assessment of capacity and choice of machines is however often in the hand of persons with insufficient knowledge of the properties of the soil types in question. The purpose of this survey was to develop a system of classification for excavation works. The system is to be based on the structure of the soil strata and of the properties of the soil. Soil types are grouped in such a way that all soil types offering largely the same amount of resistance to cutting fall into the same category.

Background

When this project was begun Sweden had no suitable system of classification which took account of the digging resistance of various soils from the point of view of the machines used.

The system generally used in excavation and digging was developed by the Swedish Association of Engineers and Architects (STF) in 1956. By this system diggability is directly related to certain manual tools such as shovels, spades, picks and wedges with soil types divided into four groups.

In the past few years new and better excavation tools have, for instance, been developed and have led to intensified research efforts on the behaviour of tools and soil masses. Due to the fact that this research has had a variety of different aims and goals it is difficult to say exactly which of the soil's properties are decisive in a given process. A number of findings and results of these experiments have however already been put to good use.

The first item on the agenda in drawing up a research programme for a new diggability classification system was a theoretical survey of the behaviour of different soils on excavation. The programme also included laboratory experiments designed to establish the course of events involved in excavation and related works. In addition the project covered study of the soil's behaviour after having been excavated and the extent to which this behaviour influenced subsequent excavation operations. Finally, full-scale field tests were planned in order to measure the forces required for digging in different soils.

The survey

The report discusses the theories on horizontal cutting of soil. The type of rupture found in different soils means that one theory must be applied for normally consolidated clays, organic soil types and non-cohesive materials with a low relative density, and another theory based on the Prandtl equation for e.g. dense moraines.

Field tests were conducted in Bofors during the summer of 1969. These were preceded by a detailed soil investigation of the test areas which consisted of sand, clay and moraine. Laboratory tests including shear tests, triaxial tests and compaction tests made it possible to determine the parameters for the different soils. A number of other types of test were also carried out, e.g. determination of the interface friction between soil and metals, studies of movements in excavated soil in front of a bulldozer blade using coloured clay balls to trace the movement.

Twelve runs were carried out in each field of sand, clay and moraine using a bulldozer model Bofors 19, and fitted with instruments. There was continuous recording throughout each run of number of revolutions, forces, moments, pressure and velocity; the instruments employed were load gauges, strain gauges and a tachometer. Signals from the instruments were transferred by radio or cable to recording equipment in a van. The results were recorded by an oscillograph and were then analysed by an analogue computer to give the total cutting resistance exerted on the blade, the drawbar pull on the tractor and the velocity. The curring depth was also measured on each run. By measuring the volume excavated on each run it was possible to establish a correlation between the total cutting force, the cutting depth at the same excavated volume for the different soil types. This provides an idea of the cutting force necessary in different soils excavated by the same machine and by the same driver.

Results

In the case of the tests in sand, the excavated material piled up fairly easily in front of the blade. The total cutting force became constant after a certain critical length of run and at a largely constant cutting depth. At this critical point in the run the material spilling over the top of the blade and along its sides was equal to approximately the volume of the loosened soil. Theoretical calculations of cutting force based on different theories showed good agreement with the results of field tests.

National Swedish Building Research Summaries

R51:1973

Key words:

cutting (mechanized), soil (sand, clay, moraine), diggability classes, calculation method, field tests, draft for classification

Report R51:1973 has been financed through Grant C 496 from the Swedish Council for Building Research to Institutionen för geoteknik, KTH, Stockholm.

UDC 624.133
624.131.2
SfB (19)
ISBN 91-540-2171-5

Summary of:

Magnusson, O, 1973, *Jordars schaktbarhet. Beräkningsmetod och förslag till indelning av jord i schaktbarhetsklasser*. Diggability of soils. Methods of calculation and draft for classification of soils according to diggability. (Statens institut för byggnadsforskning) Stockholm. Report R51:1973, 244 s., ill. 35 Sw.Kr.

The report is in Swedish with summaries in Swedish and English.

Distribution:

Svensk Byggtjänst
Box 1403, S-111 84 Stockholm
Sweden

It seems that the velocity of the tractor has a slight influence on the actual digging operation and the magnitude of the cutting force. At the velocities reached during the tests, i.e. 0.3–0.9 m/s, the total cutting force was largely the same when the cutting depth and the volume excavated remained constant. This fact was noted in the case of all three soil types.

In the case of the clay tests a different movement pattern was observed in the excavated material in front of the blade than in the case of the tests with sand. The stiff clay was broken up into lumps which then rotated in front of the blade.

The cutting force in the silty moraine was strongly influenced by stones and boulders in the soil which manifested themselves as peaks on the graph. The quantity collected was roughly equal to two thirds of the volumes collected in the case of sand and clay. The theories of plasticity elaborated by Prandtl were applied for theoretical calculation of the cutting force in moraine.

On the basis of the data on cutting force and cutting depth in more or less the same volume of soil it was possible to establish a correlation for each soil type. The correlation for sand is shown in FIG. 1. Thanks to the soil investigations conducted both in the field and at the laboratory it was possible to compile the results of weight and ram soundings, seismic velocities etc. and other geotechnical data relevant to the soil types in question and to compare them with the results obtained from the cutting tests. It was thus possible to determine the cutting force with for example 3 m³ of soil in front of the blade for sand, clay and moraine under given relative densities and consistencies.

Diggability classes

In the case of the different soils used in the field tests, the cutting force was calculated for different relative densities than those prevailing during the field tests. This was based on tests and theoretical observations deriving mainly

from Reece in England. A draft for division of the soil types sand, clay and moraine into diggability classes has been produced on the basis of the correlations established in this way. The draft is based on results of weight and ram soundings and on seismic velocity. The correlation between the total cutting force and sounding resistance when using a weight sounding technique is shown in FIG. 2.

A Finnish proposal presented in 1971 and dealing with division into diggability classes is based upon digging tests using a hydraulic excavator. The report compares the different systems despite the fact that the principles of classification differ somewhat. There are however many common features and this means that after a trial period of a few years and more field test series using for example different types of digging equipment it may be possible to develop a system which roughly covers the complicated problems presented by cutting in different types of soil.

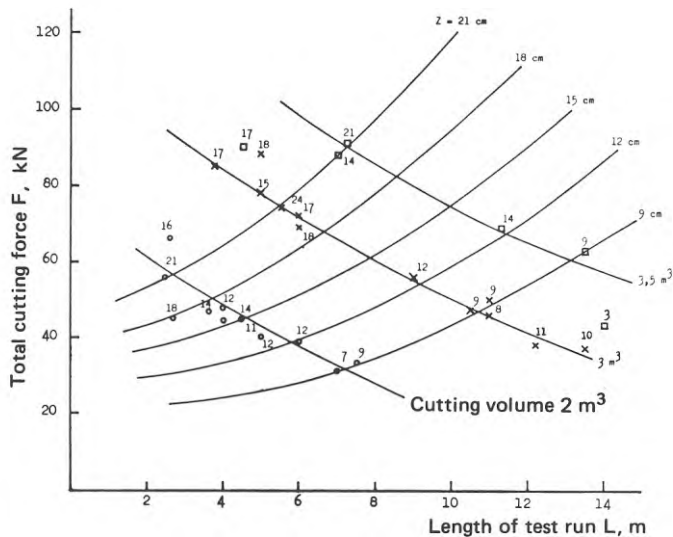


FIG. 1. Relation between total cutting force length of test run, excavated volume and cutting depth in sand. (Figures indicate cutting depth.)

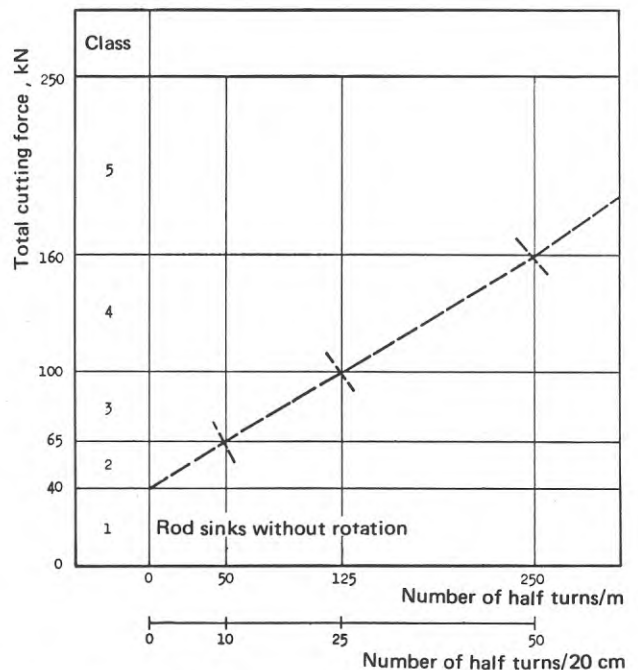


FIG. 2. Diggability classes based on Swedish weight sounding.

Rapport R51:1973

JORDARS SCHAKTBARHET

Beräkningsmetod och förslag till indelning
av jord i schaktbarhetsklasser

DIGGABILITY OF SOILS

Methods of calculation and draft for
classification of soils according to
diggability

av Ove Magnusson

Denna rapport avser anslag C 496 från Statens råd för byggnads-
forskning till Institutionen för geoteknik, KTH, Stockholm.
Försäljningsintäkterna tillfaller fonden för byggnadsforskning

Statens institut för byggnadsforskning, Stockholm
ISBN 91-540-2173-1

Rotobekman AB, Stockholm 1973

INNEHÅLL

TABLES	7
CAPTIONS	9
BETECKNINGAR	15
1. INLEDNING	18
2. NUVARANDE KLASSIFICERINGSSYSTEM OCH TIDIGARE FÖRSÖK	21
2.1 Nuvarande klassificeringssystem	21
2.2 Tidigare undersökningar	22
3. TEORI FÖR HORISONTIELL SCHAKTNING I JORD	27
3.1 Grundteori	27
3.2 Passivt skjuvbrott	32
3.2.1 Glatt yta (ingen väggfriktion)	35
3.2.2 Rå yta (väggfriktion)	35
3.3 Teori för lossbrytning	37
4. UPPLÄGGNING AV FÄLTFÖRSÖKEN	42
4.1 Försöksdata	42
4.2 Instrumentering av bandtraktor	44
4.3 Registreringsutrustning	53
5. GEOTEKNISK BESKRIVNING AV PROVFÄLTEN VID TAVLAN, KILSTA OCH JAKTSKJUTBANAN	62
5.1 Sandfält vid Tavlan	62
5.1.1 Ursprung och kornstorleksfördelning	62
5.1.2 Indexegenskaper	62
5.1.3 Triaxialförsök	67
5.1.4 Fältförsök	67
5.2 Lerfält vid Kilsta	76
5.2.1 Ursprung	76
5.2.2 Geoteknisk beskrivning	76

5.2.3	Skjuvförsök	76
5.2.4	Fältförsök	82
5.3	Moränfält vid Jaktskjutbanan	87
5.3.1	Ursprung	87
5.3.2	Fältförsök	87
6.	KOMPLETTERANDE FÄLTFÖRSÖK	95
6.1	Bestämning av jord-metallfriktion och adhesion	95
6.2	Diskussion av provresultat	100
6.2.1	Sand	100
6.2.2	Lera	100
6.2.3	Morän	102
6.3	Spårförsök med kulor	102
7.	PROVRESULTAT FRÅN KÖRNING MED TRAKTOR	107
7.1	Allmänt	107
7.2	Resultat från sandfältet vid Tavlan	107
7.3	Resultat från lerfältet vid Kilsta	107
7.4	Resultat från moränfältet vid Jaktskjutbanan	112
8.	TOLKNING AV PROVRESULTATEN	115
8.1	Allmänt	115
8.2	Dimensionsanalys	115
8.3	Sammanställning av data för dimensionsanalys	121
9.	DISKUSSION AV MÄTRESULTAT	132
9.1	Allmänt	132
9.2	Dimensionsanalys	133
9.2.1	Sandförsök	133
9.2.2	Lerförsök	134
9.2.3	Moränförsök	135
9.3	Effekt av olika parametrar på schaktkraften	135
9.3.1	Hastighet	135
9.3.2	Bladlutning	142

10. BERÄKNING AV UPPSCHAKTAD VOLYM	145
10.1 Allmänt	145
10.2 Diskussion av mätdata i sand	151
10.3 Diskussion av mätdata i lera	155
10.4 Diskussion av mätdata i morän	156
11. BERÄKNING AV TOTAL SCHAKTKRAFT SOM FUNKTION AV KÖRLÄNGD, SCHAKTDJUP OCH UPPSCHAKTAD VOLYM	157
11.1 Allmänt	157
11.2 Mätdata i sand	157
11.3 Mätdata i lera	157
11.4 Mätdata i morän	164
12. TEORETISK BERÄKNING AV SCHAKTKRAFTEN	168
12.1 Grafisk beräkning med logaritmisk spiralmetod	168
12.1.1 Bestämning av F_1	171
12.1.2 Bestämning av F_2	172
12.1.3 Resultat av beräkning med logaritmisk spiral- metod	173
12.2 Analytisk beräkning med logaritmisk spiralmetod	174
12.3 Teoretisk beräkning av schaktkraften enligt Reece	174
12.3.1 Beräkning av schaktkraft F_L utan överlagrings- tryck	182
12.3.2 Beräkning av den kraft som erfordras för att skjuta triangellasten CDE längs marken	183
12.3.3 Beräkning av schaktkraft F_0 med överlagrings- tryck	183
12.4 Analytisk beräkning enligt Prandtl's ekvation	185
13. SAMBAND MELLAN TOTALA SCHAKTKRAFTEN OCH SCHAKTDJUPET I SAND, LERA OCH MORÄN	191
13.1 Sand	191
13.2 Lera	196
13.3 Morän	200
14. FÖRSLAG TILL INDELNING AV JORD I SCHAKTBARHETSKLASSER	203
14.1 Allmänt	203
14.2 Förslag till indelning	203

14.2.1 Viktsondering	204
14.2.2 Hejarsondering	204
14.2.3 Seismisk gånghastighet	208
15. JÄMFÖRELSE MED ANDRA KLASSIFICERINGSSYSTEM	211
15.1 Allmänt	211
15.2 Jämförelse med det finska förslaget	211
REFERENSER	215
BILAGA 1	
Totala schaktkraftens läge, storlek och lutning vid olika schaktdjup.	221
BILAGA 2	
Dimensionslösa värdena för \mathcal{T} -termerna.	224

TABLES

- TAB. 1. Index properties of the sand.
- TAB. 2. Results from triaxial compression tests on sand.
- TAB. 3. Measurement of the excavated volume in sand at the end of the test run.
- TAB. 4. Measurement of the excavated volume in clay at the end of the test run.
- TAB. 5. Measurement of the excavated volume in moraine at the end of the test run.
- TAB. 6. Summary of uncut and excavated volumes in sand at Tavlan.
- TAB. 7. Summary of uncut and excavated volumes in clay at Kilsta.
- TAB. 8. Summary of uncut and excavated volumes in moraine at Jaktskjutbanan.
- TAB. 9. Data for sand and clay for the calculation of cutting forces.
- TAB. 10. Cutting force (F_L) at the cutting depths of 5, 10 and 15 cm.
- TAB. 11. Cutting force (F_0) at the cutting depths of 5, 10 and 15 cm.
- TAB. 12. Data for loose, medium dense and dense sand in the diggability classification.
- TAB. 13. Sounding resistance and seismic velocity for sand in different conditions.
- TAB. 14. Data for loose, medium and stiff clay in the diggability classification.
- TAB. 15. Undrained shear strength, sounding resistance and seismic velocity for loose, medium and stiff clay.
- TAB. 16. Data for different types of moraines in the diggability classification.
- TAB. 17. Sounding resistance and seismic velocity for different types of moraines.
- TAB. 18. Calculation of blow energy per m of penetration with ram sound in moraine at Jaktskjutbanan.
- TAB. 19. Penetration resistance with ram sound based on blow energy. (From Janbu, 1970).

- TAB. 20. Outlines of Finnish and Swedish diggability classes based on weight sounding resistance.
- TAB. 21. Outlines of Finnish and Swedish diggability classes based on ram sounding resistance.
- TAB. 22. Outlines of Finnish and Swedish diggability classes based on seismic velocity above groundwater.

CAPTIONS

- FIG. 1. Shear stress - strain curves for different soils.
- FIG. 2. Mohr's stress diagram.
- FIG. 3. Bearing capacity failure for strip footing with rough base (From Terzaghi, 1943).
- FIG. 4. Failure surfaces for passive earth pressure for smooth and rough walls.
- FIG. 5. Comparison between Rankine and Coulomb failure surfaces (Sokolovski, 1965).
- FIG. 6. Bearing capacity failure at strip loading with a width of $2b$ (From Prandtl, 1921).
- FIG. 7. Schematic drawing of bulldozer type Bofors BS 19.
- FIG. 8. Registration of cutting depth with a scale.
- FIG. 9. Location of load cells on the tractor.
- FIG. 10. Load gauge, type Bofors KSG-3.
- FIG. 11. Strain gage, mounted on fastening knob.
- FIG. 12. Strain gage, mounted on through - going axle.
- FIG. 13. Logging wheel for velocity measurements.
- FIG. 14. Tachometer.
- FIG. 15. Mobile recording van.
- FIG. 16. Measuring equipment placed on the tractor.
- FIG. 17. Measuring equipment placed on the tractor.
- FIG. 18. Measuring equipment placed on the tractor.
- FIG. 19. Measuring equipment in the recording van.
- FIG. 20. Data from test run 17 in sand.
- FIG. 21. Diagram with test results.
- FIG. 22. Diagram with test results.
- FIG. 23. Test field in sand at Tavlan.
- FIG. 24. Grain size distribution of sand at Tavlan.
- FIG. 25. Relation between different phases (%) and depth (m) for sand at Tavlan.

- FIG. 26. Friction angle as function of void ratio from tri-axial compression tests on sand at Tavlan.
- FIG. 27. Location of the bore holes in plane at the test field at Tavlan.
- FIG. 28. Swedish weight soundings in sand at Tavlan.
- FIG. 29. Swedish weight soundings in sand at Tavlan.
- FIG. 30. Static penetration tests in sand at Tavlan.
- FIG. 31. German light ram sounding in sand at Tavlan.
- FIG. 32. Cone, type North Dakota Cone.
- FIG. 33. Results of cone tests in sand.
- FIG. 34. Relation ship between penetration depth and density from North Dakota Cone - test (semi-logarithmic scale). Tests in undisturbed soil and in excavated soil.
- FIG. 35. Geotechnical data on clay.
- FIG. 36. Consolidated, undrained shear tests in clay.
- FIG. 37. Location of the bore holes in plane at the test field at Kilsta.
- FIG. 38. Swedish weight soundings in clay at Kilsta.
- FIG. 39. Swedish weight soundings in clay at Kilsta.
- FIG. 40. Static penetration tests in clay at Kilsta.
- FIG. 41. Grain size distribution of moraine at Jaktskjutbanan.
- FIG. 42. Location of the bore holes in plane at the test field at Jaktskjutbanan.
- FIG. 43. German light ram soundings in moraine at Jaktskjutbanan.
- FIG. 44. Machine soundings (type Wacker) in moraine at Jaktskjutbanan.
- FIG. 45. Tests with different ram sounding methods in moraine at Jaktskjutbanan.
- FIG. 46. Tests with different ram soundings methods in moraine at Jaktskjutbanan.
- FIG. 47. Determination of interface friction.
- FIG. 48. Determination of interface friction.
- FIG. 49. Friction angle for interface friction.

- FIG. 50. Friction angle for intergranular friction.
- FIG. 51. Location of the clay balls in section and plane at the tracing tests.
- FIG. 52. Movement of the balls at the trace tests in sand.
- FIG. 53. Failure surfaces for soil cutting.
- FIG. 54. Excavation tests at Tavlan (sand).
- FIG. 55. Excavation tests at Tavlan (sand).
- FIG. 56. Excavation tests at Kilsta (clay).
- FIG. 57. Excavation tests at Kilsta (clay).
- FIG. 58. Excavation tests at Jaktskjutbanan (moraine).
- FIG. 59. Excavation tests at Jaktskjutbanan (moraine).
- FIG. 60. Relationship between cutting force and velocity in sand for test runs 10 and 12.
- FIG. 61. Relationship between cutting force and velocity in sand for test runs 11 and 17.
- FIG. 62. Relationship between cutting force and velocity in clay for test runs 9, 11 and 18.
- FIG. 63. Relationship between cutting force and velocity in clay for test runs 10, 12 and 19.
- FIG. 64. Relationship between cutting force and velocity in moraine for test runs 1 and 2.
- FIG. 65. Relationship between cutting force and velocity in moraine for test runs
- FIG. 66. Relationship between cutting force and cutting depth, 0.05-0.15 m, in sand.
- FIG. 67. Relationship between cutting force and cutting depth, 0.15-0.25 m, in sand.
- FIG. 68. Relationship between cutting force and cutting depth in clay for 1-3 m runs.
- FIG. 69. Relationship between cutting force and cutting depth in clay for test runs exceeding 5 m.
- FIG. 70. Relationship between cutting force and cutting depth in moraine for 1-3 m runs.
- FIG. 71. Relationship between cutting force and cutting depth in moraine for test runs exceeding 5 m.
- FIG. 72. Relationship between cutting force and cutting depth in sand.

- FIG. 73. Relationship between total cutting force and cutting depth in clay for 2 and 3 m runs.
- FIG. 74. Relationship between cutting force and cutting depth in moraine for 1-3 m runs.
- FIG. 75. Relationship between cutting force and velocity in sand.
- FIG. 76. Relationship between cutting force and velocity in clay.
- FIG. 77. Relationship between cutting force and velocity in moraine.
- FIG. 78. Measurements used for the calculation of excavated volume.
- FIG. 79. Rupture surface for a plate (cutting edge) at passive shear failure.
- FIG. 80. Relation between excavated net volume and length of test run in sand.
- FIG. 81. Relation between excavated net volume and length of test run in clay.
- FIG. 82. Relation between excavated net volume and length of test run in moraine.
- FIG. 83. Relation between total cutting force length of test run, excavated volume and cutting depth in sand. (Figures indicate cutting depth).
- FIG. 84. Relation between total cutting force, excavated volume and cutting depth in sand.
- FIG. 85. Relation between total cutting force, excavated volume and cutting depth in clay.
- FIG. 86. Relation between total cutting force, excavated volume and cutting depth in clay.
- FIG. 87. Relation between total cutting force, excavated volume, length of test run and cutting depth in moraine.
- FIG. 88. Relation between cutting force, excavated volume and cutting depth in moraine for test runs exceeding 5 m.
- FIG. 89. Assumed forces acting on a bulldozer blade.
- FIG. 90. Relation between passive earth pressure and the location of the pole of the logarithmic spiral.
- FIG. 91. Relation between passive earth pressure and the location of the pole of the logarithmic spiral in sand for cutting depth 0.10 m and $\phi = 36^{\circ}$.

- FIG. 92. Relation between passive earth pressure and the location of the pole of the logarithmic spiral in sand for cutting depth 0.10 m and $\phi = 42^\circ$.
- FIG. 93. Relation between passive earth pressure and the location of the pole of the logarithmic spiral in sand for cutting depth 0.15 m and $\phi = 36^\circ$.
- FIG. 94. Relation between passive earth pressure and the location of the pole of the logarithmic spiral in sand for cutting depth 0.15 m and $\phi = 42^\circ$.
- FIG. 95. Relation between force for initial cut and cutting depth in sand. Assumed force for pushing of soil (F_T) by a method proposed by Reece.
- FIG. 96. Simplified model for calculating the draught of a bulldozer (After Reece).
- FIG. 97. Bearing capacity failure for a strip load (cutting edge).
- FIG. 98. Relation between total cutting force and cutting depth for an excavated volume of $3,5 \text{ m}^3$ in sand. Forces by a method proposed by Reece for initial cut (F_L), for pushing of soil in front of the blade (F_T) and for cutting at a surcharge (F_G).
- FIG. 99. Relation between total cutting force and cutting depth for an excavated volume of 3 m^3 in sand. Force for pushing of soil in front of the blade (F_T) by a method proposed by Reece.
- FIG. 100. Relation between total cutting force and cutting depth for an excavated volume of 3 m^3 in sand. Forces by a method proposed by Reece for sand in dense and loose condition.
- FIG. 101. Relation between total cutting force and cutting depth for an excavated volume of 3 m^3 in clay. (From Reece).
- FIG. 102. Relation between total cutting force and cutting depth for an excavated volume of 3 m^3 in clay. Forces by a method proposed by Reece for soft and medium stiff clay.
- FIG. 103. Relation between total cutting force and cutting depth for an excavated volume of 2 m^3 in moraine. Assumed curves for moraines of type I and III.
- FIG. 104. Draft of dividing sand, clay and moraine into diggability classes.
- FIG. 105. Diggability classes based on Swedish weight sounding.
- FIG. 106. Diggability classes based on ram sounding. (Swedish standard, method A).

- FIG. 107. Diggability classes based on seismic velocity (above groundwater level).
- FIG. 108. Magnitude and direction of the resultant cutting force in sand. Test runs 10 and 12.
- FIG. 109. Magnitude and direction of the resultant cutting force in sand. Test runs 11 and 17.
- FIG. 110. Magnitude and direction of the resultant cutting force in clay. Test runs 17 and 18.
- FIG. 111. Magnitude and direction of the resultant cutting force in moraine. Test runs 10 and 13.

BETECKNINGAR

B	Schaktbladets bredd
B_0, B_1, B_2	Konstanter
c	Kohesion
c_u	Kohesion vid odränerade, konsoliderade skjuvförsök
c_a	Adhesion mellan schaktblad och jord
c_b	Adhesion mellan lossbruten och ostörd jord
c_r	Kohesion vid residualtillstånd
C_u	Graderingskoefficient $\left(\frac{d_{60}}{d_{10}}\right)$
d	Momentarm
d_{10}	Diameter för 10 procent av jorden
d_{50}	Diameter för 50 procent av jorden
d_{60}	Diameter för 60 procent av jorden
D_r	Relativ packningsgrad
e	Portal
e_{max}	Maximalt portal
e_{min}	Minimalt portal
f	Friktionskoefficient
F	Schaktkraft
F_f	Skjuvlast
F_L	Kraft för förflyttning av jord
F_T	Kraft för lossbrytning av jord (utan överlast)
$F_{\ddot{O}}$	Kraft för lossbrytning med överlast
g	Jordacceleration
H_0	Hejarsondering med rund spets
H_f	Hejarsondering med fyrkantspets
i	Inträngning av North Dakota Cone
k	Vinkelkoefficient vid konförsök
k_1, k_2	Exponenter

K_O	Koefficient för vilojordtryck
L	Körlängd
L_R	Körlängd med registrering
L_S	Total körlängd
N_f	Normallast
n	Porositet
n_{max}	Maximal porositet
n_{min}	Minimal porositet
O	Medelpunkt för logaritmisk spiral
P_g	Provgrop
P	Stämpellast vid konförsök
q	Utbredd belastning av schaktmassor framför bladet
r	Radie i logaritmisk spiral
Sl_b	Motorslagsondering
v	Körhastighet för traktor
V_i	Viktsondering
V_F	Uppskattad volym i fast mått
V_L	Volym av lösa massor vid körningens slut
V_S	Spill av uppschaktad jord
w_n	Naturlig vattenhalt
w_L	Flytgräns
w_p	Plasticitetsgräns
z	Schaktdjup
Tr	Trycksondering
α	Bladlutning mot horisontalplanet
δ	Vinkel för jord-metallfriktion
ϵ	Axiell töjning vid brott (treaxiella försök)
γ	Densitet
γ_{MAX}	Maximal densitet

γ_{MIN}	Minimal densitet
γ_d	Torr densitet
γ_1	Densitet i uppschaktade massor
γ_s	Kompaktdensitet
σ_1	Största huvudspänning
σ_3	Minsta huvudspänning
$(\sigma_3)_f$	Sidotryck vid brott (treaxiella försök)
$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$	Deviatorspänning vid brott (treaxiella försök)
σ_f	Normalspänning mot brottplanet
ϕ	Inre friktionsvinkel
ϕ_{cu}	Friktionsvinkel vid odränerade, konsoliderade skjuvförsök
ϕ_b	Friktionsvinkel (ostörd och lossbruten jord)
ϕ_r	Friktionsvinkel för jord i residualtillstånd
ϕ_u	Friktionsvinkel (partikelfriktion)
π -term	Dimensionslös term
τ_{fu}	Odränerad skjuvhållfasthet vid brott

1 INLEDNING

Det system som för närvarande används i Sverige för klassificering av jordarters schaktbarhet upprättades då man huvudsakligen använde handredskap vid schaktningsarbeten. Eftersom utvecklingen på maskinområdet har varit mycket snabb - traktorer i den tunga klassen väger nu nästan dubbelt så mycket som för tio år sedan och motorstyrkan har mer än fördubblats - är det en angelägen uppgift att försöka skapa ett klassificeringssystem, som bättre svarar mot sambandet mellan jordars schaktbarhet och moderna schaktmaskiners prestationsförmåga.

Under Ingenjörsvetenskapsakademien (IVA) sorterar transportforskningskommissionen (TFK) som i sin regi bedriver utredningsarbete i fråga om transporter vid större anläggningsarbeten. Man har funnit det lämpligt att TFK närmare utreder denna och närliggande frågor.

Enligt beräkningar uppgick schaktmassorna år 1965 till 85 miljoner m^3 medan man för 1972 räknar med 115 miljoner m^3 . Omkring 1 miljard kronor om året betalar byggnads- och anläggningsindustrin för transporter för massförflyttningar. De maskintyper som används är grävmaskiner, hjul- och bandlastare, hjul- och bandschaktare, schaktvagnar, traktordump-rar samt väghyvlar.

I en rapport från TFK, "Jordartsklassificering och maskinell schaktning" (1966), skisseras ett förslag till forskning på detta område och hur ett tänkt klassificeringssystem skulle gälla schaktning i vidare bemärkelse. Där står bl.a. "Ett allmänt accepterat klassificeringssystem i avseende på schaktbarhet är enligt arbetsgruppens åsikt av stor betydelse för all schaktningsverksamhet och skulle eliminera mycken osäkerhet vid entreprenadarbeten samt möjliggöra omedelbar insättning av rätt arbetsutrustning vid påbörjandet av schaktarbeten. Dessutom skulle det underlätta utvecklingen av mer effektiva maskiner och därvid nedbringa schaktningskostnaderna".

TFK har ansett det vara lämpligt att frågan om klassificering till en början enbart angrips med utgångspunkt från jordarternas egenskaper. Man ansåg det som nödvändigt att skaffa sig ytterligare kunskaper om jordarternas egenskaper och dessa egenskapers inverkan på schaktbarheten.

I rapporten från TFK redovisas ett arbetsprogram för hur forskningen angående ett nytt klassificeringssystem med hänsyn till jordarters schaktbarhet bör läggas upp. Arbetet bör utföras dels genom teoretiska utredningar angående olika jordarters uppförande vid bearbetning dels genom laboratorieförsök med experimentell tillämpning samt genom fältförsök.

Det bedömdes vara lämpligt att börja med ett brett schaktblad på grund av dess tvådimensionella enkelhet och att teoretiska lösningar till det analoga problemet med jordtryck mot stödmurar redan fanns.

Avdelningen för geoteknik vid KTH fick 1968 möjlighet att delta i fältförsök som AB Bofors planerat för sommaren 1969 med sin schaktbladstraktor BS 19. Ett anslag från Statens Råd för Byggnadsforskning beviljades i oktober 1968 och arbetet startade omedelbart. Fältförsöken planerades i detalj och arbetet med den omfattande grundundersökningen påbörjades hösten 1968.

Bofors avsåg att mäta de krafter som erhålls mellan schaktblad och jord vid schaktning med bandtraktor i olika jordmaterial för att på ett säkrare sätt kunna förutsäga hur en maskin lämpligen bör vara utformad för schaktning i olika jordarter. Det stora flertalet av de schaktmaskiner som är i bruk idag har utvecklats på basis av resultat från fältförsök och från praktisk erfarenhet. Att så har varit fallet beror till stor del på bristen av pålitliga metoder med vilka man kan beräkna sambandet mellan jordmaterialets fysikaliska egenskaper i jorden och de krafter som verkar på en schaktmaskin.

Avsikten med denna utredning är utveckling av ett klassificeringssystem för schaktningsarbeten. Systemet skall vara baserat på jordlagrens uppbyggnad och jordarternas egenskaper. Jordarterna grupperas därvid så att i samma klass ingår jordarter som i stort sett ger lika stort schaktningsmotstånd. Arbetsmetoder behandlas ej i denna utredning.

2 NUVARANDE KLASSIFICERINGSSYSTEM OCH TIDIGARE FÖRSÖK

2.1 Nuvarande klassificeringssystem

I Sverige används vid schaktning och grävning som regel ett klassificeringssystem, vilket upprättats av Svenska Teknologföreningen.

Enligt det systemet anges schaktbarheten i direkt relation till vissa handverktyg skyffel, spade, korp, kilning varvid jordarterna indelas i följande fyra grupper:

Klass A. Lös jord: Jord schaktbar med skyffel. Hit hänförs bl.a. humusjord (dy, gyttja, matjord o.d.), lös lera, lös mjäla, lös sand, fint grus.

Klass B. Fast jord: Jord som måste löstagas med spade eller stålslunga. Hit hänförs bl.a. fast lera, fast mjäla, fast sand, grovt grus, lös pinnmo.

Klass C. Hård jord: Jord, som måste löstagas med korp eller spett. Hit hänförs bl.a. hård lera, grus med mycken eller stor sten, hård pinnmo.

Klass D. Mycket hård jord: Jord som måste löstagas medelst kilning eller sprängning. Hit hänförs mycket hård pinnmo och liknande jordarter.

Utöver detta system finns flera andra som används av olika företag och statliga verk.

Beskow (1951) har redovisat amerikanska och svenska metoder för jordklassifikation vid främst väg- och flygfältsbyggande där olika jordars egenskaper med avseende på schaktbarhet tas upp.

I skriften "Jordartsklassificering och maskinell schaktning" (1966) har Wedel sammanställt svensk och utländsk litteratur på området. Denna sammanställning utfördes för att undersöka om det fanns något jordartsklassificeringssystem i främst USA, England och Tyskland som kunde anpassas till maskinell schaktning i svenska jordar. Han fann att i den mångfald klassificeringssystem som uppgjorts under årens lopp i olika länder inte något direkt tar upp "schaktbarhet med maskin". Detta torde bero på att så många faktorer påverkar arbetsförfarande och schaktningsförmåga och att dessa ej utan stora svårigheter kan utvärderas var för sig. Ett system, som tar hänsyn till alltför många faktorer, blir orealistiskt och opraktiskt.

Det system, som mer än andra har fått bilda underlag för klassificering av jordar, är det som Casagrande (1948) föreslagit främst för flygfältsbyggen.

I Finland har man försökt att utvärdera schaktbarheten ur konventionella geotekniska och seismiska undersökningar.

Ett nytt klassificeringssystem föreslogs av Korhonen et al (1971) i början av 1970-talet. Detta system är bl.a. baserat på fältförsök med grävmaskiner.

I Östtyskland arbetar man, vid Institutionen för geoteknik i Dresden, med att dela in jordarter i grupper, som i grova drag ger samma schaktningsmotstånd. Indelningen är huvudsakligen baserad på laboratorieundersökningar, Hubacek et al (1969).

2.2 Tidigare undersökningar

Det tvärvetenskapliga ämnet fordon-markforskning är en relativt ung forskningsgren med anknytningar till fordonsutveckling, militära projekt, jord- och skogsbrukets mekanisering m.m. Under senare tid har ökat vägbyggande drivit fram utvecklingen av bl.a. bättre schaktredskap. Genom att forskningen bedrivits med olika syften och inriktningar är det

svårt att avgränsa just de egenskaper hos jorden, som är bestämmande för en viss process. Därtill kommer att hållfasthetsparametrarna är beroende av den använda mätapparaten och de aktuella tillämpningarna. Oförmågan att mäta och karaktärisera jordens egenskaper har varit en begränsande faktor i fordon-markforskningen. De parametrar som erfordras för att beskriva verkningssättet för systemet redskap-jord är dels kraft, hastighet, rörelseriktning och jordens hållfasthetsegenskaper dels de aktuella redskapets och jordens geometriska egenskaper.

För att åstadkomma likartade försöksbetingelser vid upprepade körningar med modeller av schaktredskap har man ofta använt sig av jordbassänger, belägna i inomhuslaboratorier. Den jord som man utnyttjat är ofta konstgjord. Olika blandningar av sand, krita och olja har använts. Härigenom får man ett material som ej förändrar sin konsistens mellan olika försök. Modellerna av redskapen är vanligen skalenliga. Modellerna bör dock inte vara allt för små så att svårbedömbara skaleffekter uppkommer. Den minsta skalan bör vara omkring 1:10. Det är också viktigt att även kornstorleksfördelningen och kornstorleken är skalenliga.

På vissa håll utförs fullskaleprov under laboratoriemässiga förhållanden. Jorden, vanligtvis sand, förvaras i stora jordbassänger eller provbanor. Den läggs ut i lager och packas med vält. Därigenom uppnår man skilda sammansättningar, tillstånd och egenskaper. De parametrar som vanligen bestäms vid dessa försök är densitet, skjvuhållfasthet, relativ packningsgrad, jordmetallfriktion m.m. Sonderingar görs som regel ej.

Flertalet tidigare undersökningar har huvudsakligen behandlat jordbruksredskap, främst plogar. Relativt få undersökningar har utförts med jordförflyttningsredskap som schaktbladstraktorer.

Dinglinger (1920) i Tyskland observerade vid grävning av smala gravar i fuktig sand, att bredden på den jordmassa som ett schaktblad sköt framför sig var bredare än bladet. Han fann också att bladet sköt framför sig en i stort sett konstant jordvolym. Enligt Dinglinger kan schaktkraften inte beräknas med gängse formler för passivt jordtryck.

Rathje (1931) fortsatte på det arbete, som hade påbörjats av Dinglinger. Rathje observerade att sandpartiklar "klibbade" fast på schaktbladets väggar ovanför ett visst "kritiskt djup" medan bladet var blankt under detta kritiska djup.

Vissa elementära banbrytande försök utfördes i USA vid denna tid av Nichols (1929, 1931, 1932) som formulerade bl.a. i ett klassifikationsschema vad som händer i olika jordar då dessa belastas. Han klassificerade med utgångspunkt från de parametrar och samband som beskriver olika jordars reaktion vid belastning. Vid National Tillage Machinery Laboratory i Alabama där Nichols arbetade har man sedan 1950-talets början lagt ned mycket arbete på redskap som påverkar jorden mellan ca 10-30 cm djup. Speciellt har man studerat förhållandet mellan schaktdjup och erforderlig schaktkraft, Nichols & Reaves (1958) och Nichols et al (1958).

I England vid National Institute of Agricultural Engineering har Payne m.fl. sedan 1950 arbetat med utveckling av jordbruksredskap. De resultat som man tidigare hade kommit fram till var ofta empiriska. Payne et al (1959, 1964, 1965) började att mäta och bestämma olika jordars egenskaper såsom skjuvhållfasthet och jord- metallfriktion vid sina försök. Han ställde upp en brotteori som var baserad på Terzaghis arbeten inom geoteknikområdet. Tidigare hade man bl.a. använt en standardkon varvid mättes den kraft som erfordrades för att trycka konen ned i jorden. Denna kraft utgjorde ett mått på den dragkraft som erfordrades för att dra ett jordbruksredskap genom jorden. I laboratorie- och fältförsök med schaktblad med olika lutningar, höjd- och breddförhållanden undersöktes kraften som verkade på bladet och formen på den jordvolym som sköts framför bladet. Payne rapporterade att den jordkil som utbildades framför bladet långsamt gled uppför bladet och bröts sönder under sin egen vikt eller då kilen träffade en ojämnhet. Andra såsom bl.a. Tanner (1960) har fortsatt dessa försök.

Zelenin (1950) i Sovjetunionen har studerat bl.a. formen på den jordkil, som bildades framför ett schaktblad när förhållandet mellan höjd och bredd var stort.

I Tyskland har Söhne (1956) föreslagit en ekvation för beräkning av schaktkraften under antagandet att brott inträffar längs plan som lutar 45° mot markytan och som utgår från bladets underkant. Han uppskattade även storleksordningen av den energi som erfordras för att skjuva, lyfta och förflytta jord vid schaktning. Förhållandet mellan höjd och bredd var emellertid litet hos de blad som användes vid dessa försök. Drees (1958) utförde liknande försök på kurvformade blad i både friktions- och kohesionsjordar vid olika skärvinklar. Drees fastslog att mekanismen vid schaktning med kurvformade traktorblad var beroende av jordarten. I friktionsjord såsom sand, grus och torrskorpelera sköts jorden framför bladet medan band bildades i lös lera som rullade framför schaktbladet som ett hjul.

Reaves et al (1968) har redovisat resultat från försök som utförts i en provränna med glasväggar. De undersökte särskilt deformationerna i den jordkil som utbildades framför bladet och de brottlinjer som uppkom. Med modellförsök studerades även hur jord bröts loss framför bladet. De fann att kraften mot schaktbladet och uppsamlingen av massor ökade i stort sett likformigt för de olika bladen oavsett skalan. De slutsatser man drog av modellförsöken användes vid dimensioneringen av schaktblad i full skala.

På basis av Paynes försök och Bekkers (1956) fundamentala arbeten studerade Cobb et al (1961) och Cohron (1964) vid Caterpillar Tractor Co hur man skulle kunna utforma maskiner för jordförflyttning. Resultat från modellförsök fick ligga till grund för fullskaleförsök.

En vidare utveckling av dessa idéer ägde rum vid Department of Agricultural Engineering vid universitetet i Newcastle on Tyne. Som en fortsättning på Paynes försök med ovala vertikala blad har Osman (1964) undersökt breda schaktblad med modellförsök och därvid varierat bladets lutning, jordmaterialets egenskaper, bladytans råhet samt bladets buktighet. Osman visade att Odhes teori (1938) om jordtryck mot en stödvägg relativt väl förutsäger de krafter som erfordras för att bryta loss jord. Andra forskare som Hettiaratchi et al (1965, 1966, 1967) och

Reece (1965, 1972) har visat att man genom att tillämpa plasticitetsteorier enligt Drucker (1961), Shield (1953), Sokolovski (1965) och Schofield et al (1968) närmare kan studera mekanismen bakom lossbrytning av jord. I Newcastle pågår f.n. ett forskningsprogram där man försöker att göra teorierna bakom Sokolovskis lösning mera lättillgängliga för praktiskt bruk.

Vid University Department of Engineering i Cambridge har man sedan 1960-talets början studerat lossbrytning av jord vid modellförsök, Roscoe (1968 och 1970). I en jordbassäng med sand har man bl.a. studerat hur sanden deformerar framför väggen vid ren translation. I sanden har man placerat blykulor och väggen är instrumenterad med mätceller. Med hjälp av röntgenfotografier som tas automatiskt kan man följa blykulornas rörelser då väggen translaterar. De koordinatbestämda kulornas rörelser matas in på en dator som därefter ger deformationerna vid olika stadier av försöket. Även Lucia (1966) och May (1968) har behandlat ren translation vid lossbrytning av jord.

3. TEORI FÖR HORIZONTELL SCHAKTNING I JORD

3.1 Grundteori

Det finns för närvarande inga adekvata teorier, som för jord helt beskriver förhållandet mellan spänning och deformation. Det är därför ej möjligt att exakt beräkna de krafter som erfordras för att deformera jord eller för att uppnå brott. De teoretiska lösningar som föreligger är baserade på förenklade antaganden och approximationer om exempelvis viktlöshet, överlast m.m.

Vid schaktningsarbeten blir jordens deformation av naturliga skäl mycket stor. Jorden deformeras först vid själva lossbrytningen. Den deformeras ytterligare då den skjuts framför schaktbladet. Detta innebär att jordens residualhållfasthet har stor betydelse vid schaktning i jord. I FIG. 1 visas sambandet mellan skjuvspänning och deformation för olika jordar. På figuren visas två kurvor A och B, vilka representerar t.ex. sand vid lös (A) respektive fast (B) lagring. Vid lös lagring ökar provets deformation då skjuvspänningen ökar. Brottskjuvhållfastheten (skjuvhållfastheten) uppnås vid en relativt stor deformation. I jord med fast lagring erfordras en relativt liten deformation för att man skall uppnå ett maximivärde, brottskjuvhållfastheten. Därefter minskar hållfastheten med ökad deformation till dess ett gränsvärde uppnåtts enligt B. Detta gränsvärde benämns residualhållfasthet.

Vid schaktning med schaktbladstraktor utbildas en serie med brottytor i jorden framför traktorbladet. Schaktkraften vid brott motsvarar för ett material enligt B en skjuvhållfasthet som varierar mellan kurvans maximivärde och residualhållfastheten. För ett material enligt A motsvarar skjuvhållfastheten maximivärdet. Denna ändring av skjuvhållfastheten ger upphov till variationer i schaktkraften.

Det sätt på vilket brottet sker i jorden framför ett schaktblad kan grovt indelas i passivt skjuvbrott och lossbrytning. Vanligen dominerar den ena av dessa fenomen beroende på bladets form samt jordens hållfasthetsegenskaper.

SKJUVSPÄNNING

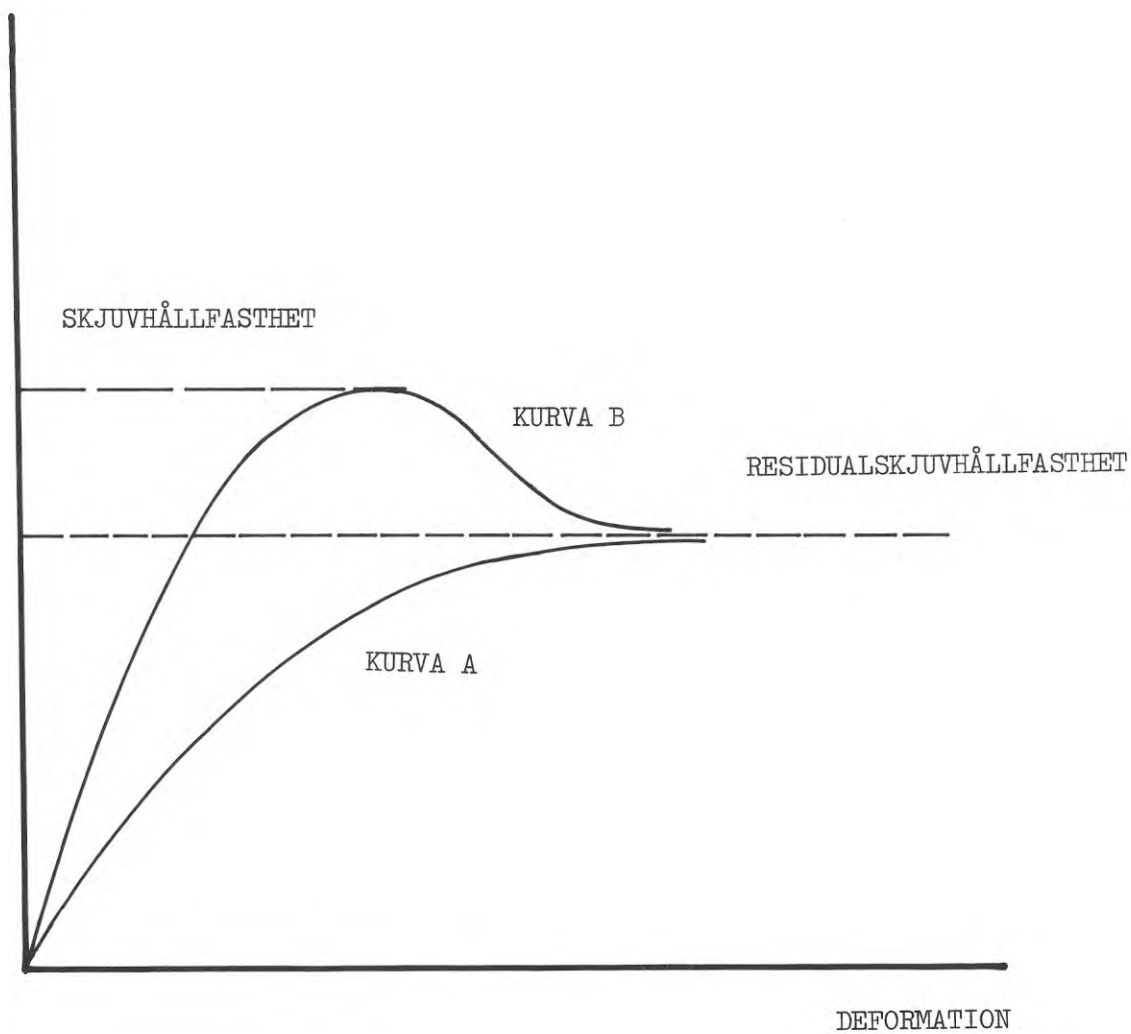


FIG. 1. Spännings- deformationskurvor för olika jordar.

När kraften överskrider det passiva jordtrycket erhålls skjuvbrott längs en specifik glid- eller brottyta i jorden enligt FIG. 2. Skjuvhållfastheten i jorden tas då helt i anspråk längs en glidyta som börjar vid bladets kant och fortsätter upp till markytan framför bladet. Glidning fortsätter längs denna glidyta vid fortsatt rörelse hos bladet till dess en ny glidyta belägen längre bort från bladet blir kritisk. Man erhåller på så sätt en serie av brott, vilka uppträder på ett diskontinuerligt sätt. I stort sett följer brottbilden den som antagits vid klassisk jordtrycksberäkning. Storleken på den lossbrutna jorden och lutningen hos brottytorna förändras dock under körningen på grund av de schaktmassor som samlas framför bladet och att överlagringstrycket ökar. Skälen till avvikelserna är bl.a. de stora deformationerna i jorden, jord-metallfriktionen längs schaktbladet, formen av de uppschaktade massorna.

Lossbrytningen kan närmast jämföras med det markbrott som uppkommer under en belastad platta på mark enligt FIG. 3. Den stora deformation som erfordras för att uppnå passivt skjuvbrott resulterar ofta i sekundärt dragbrott i jorden.

De parametrar som avgör brottypen i olika jordar beror på en grupp av varandra helt eller delvis oberoende faktorer som naturlig vattenhalt, skrymdensitet, inre friktionsvinkel, kohesion, friktionskoefficient och adhesion mot bladet, cementeringsgrad till följd av bl.a. kemiska reaktioner.

För jordmaterial med spännings-deformationsdiagram av typ A erfordras en stor deformation innan materialets skjuvhållfasthet har uppnåtts. Exempel på sådana material är normalkonsoliderade leror, organiska jordarter samt friktionsmaterial med låg relativ lagringstäthet.

De jordarter som uppvisar spännings-deformationsdiagram av typ B är starkt överkonsoliderade leror samt friktionsmaterial med hög relativ lagringstäthet.

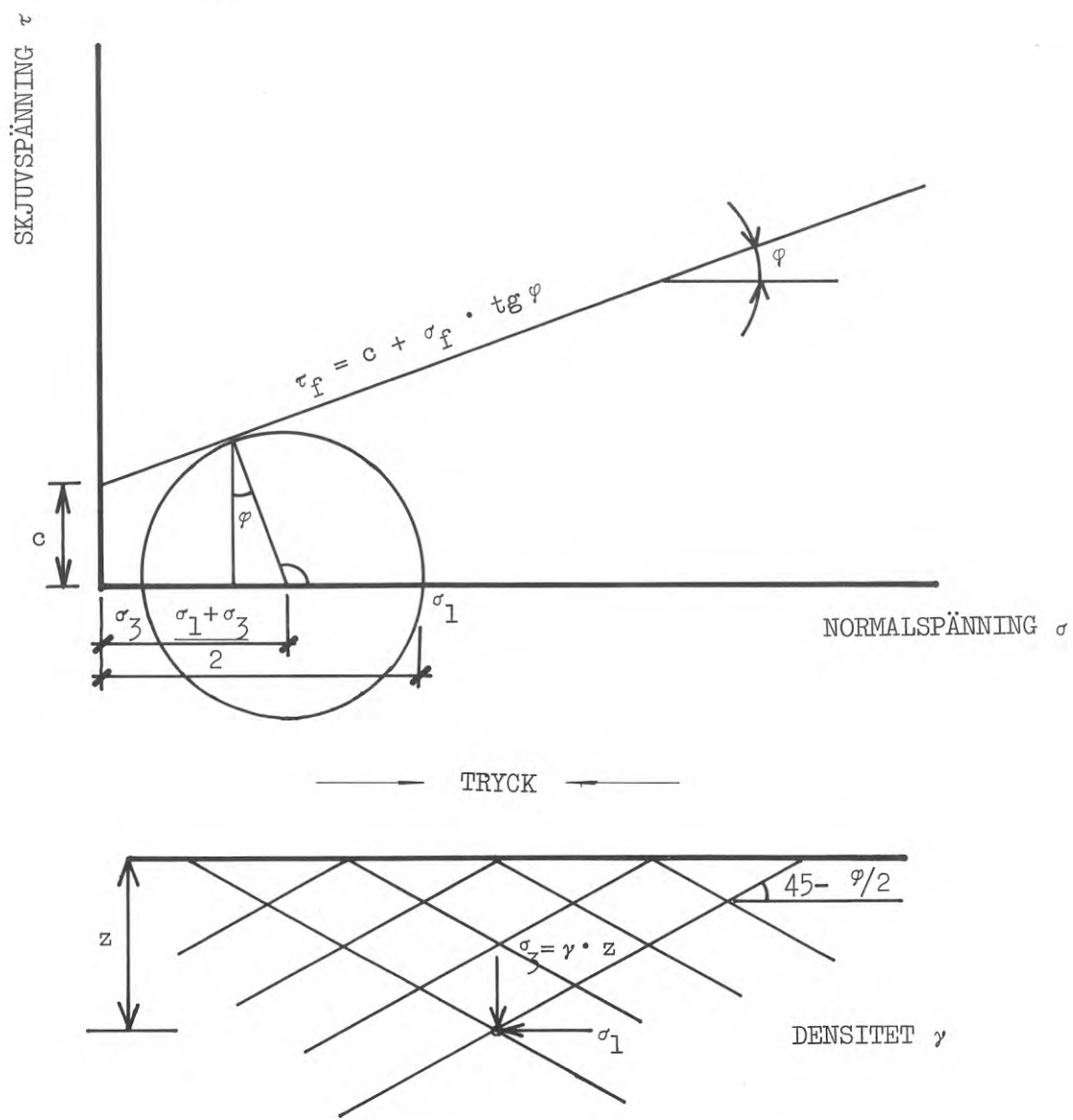


FIG. 2. Mohrs spänningsdiagram

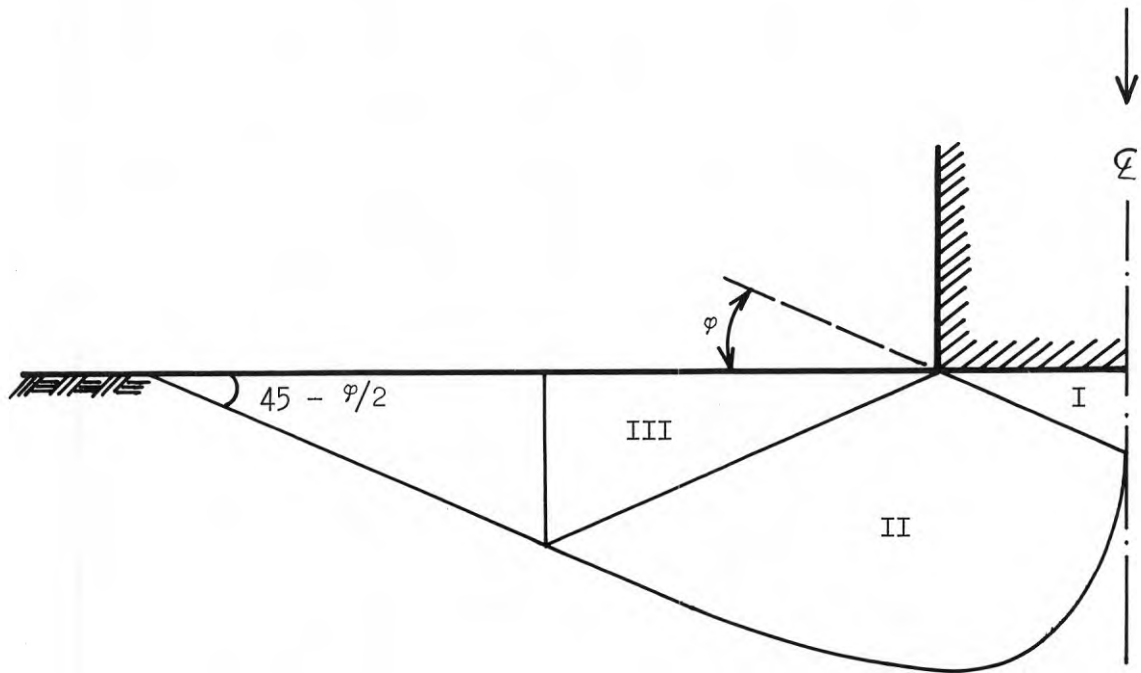


FIG. 3. Markbrott under platta med rå undersida
(Enligt Terzaghi, 1943)

Geotekniska problem är vanligen av statisk natur och teorierna har utvecklats därefter. När man studerar schaktning i jord måste man även beakta belastningshastighetens inverkan. Denna är av betydelse vid exempelvis bestämning av skjuvhållfastheten med triaxialapparat. Skillnaden i deformationshastighet vid laboratorieförsök och vid schaktning med bladtraktor i fält kan vara betydande. Whitman (1963) har behandlat tidseffektens betydelse vid belastningar av kort varaktighet.

3.2 Passivt skjuvbrott

Jorden antages vid beräkningarna vara ett homogent, isotropt och ideal-plastiskt material. Detta innebär att deformationerna i den belastade delen av jorden är små innan brott har uppkommit. Då flytgränsen uppnåtts deformeras materialet utan ytterligare ändring av spänningstillståndet. Flytning antas ske då

$$\tau_f = c + \sigma_f \cdot \operatorname{tg} \phi \quad (3.2.1)$$

Denna ekvation, som först föreslogs av Coulomb år 1773 är baserad på en undersökning av trä-mot-träfriktionskraft. Då dessa försök visade att friktionskraften ökade linjärt mot normaltrycket antog Coulomb att samma relation gällde även för jord.

Skjuvhållfastheten τ_f antas alltså vara sammansatt av en kohesionsandel c och en friktionsandel $\sigma_f \operatorname{tg} \phi$ där σ_f är den normalspänning som verkar mot brottplanet. Denna ekvation är vanligen känd under namnet Coulomb-Mohrs brottekvation. Brott antas ske i jorden enligt Coulomb-Mohrs brottekvation längs det plan där skjuvspänningen motsvarar jordmaterialets skjuvhållfasthet.

Ett schaktblad kan betraktas som en vertikal platta. Vid schaktning utsätts jorden för en belastning som ger upphov till skjuvbrott. Före belastning befinner sig jorden i vila. Den största huvudspänningen σ_1 i jorden är då vertikal och lika med överlagringstrycket $z \gamma g$.

$$\sigma_1 = z \gamma g$$

Horisontalspänningen som är lika med den mellersta och den minsta huvudspänningen σ_2 och σ_3 kan beräknas ur ekvationen

$$\sigma_2 = \sigma_3 = K_0 \gamma z = K_0 \sigma_1$$

där K_0 är den s.k. vilojordtryckskoefficienten

γ är jordens skrymdensitet

z är djupet under markytan

Vid traktorschaktning erhålles en serie av brott då jorden bryts loss. Brottytomans form är beroende av schaktbladets geometri och lutning samt jordens skjuvhållfasthet.

När man vill bestämma jämviktsvillkoren i jorden är det nödvändigt att känna till brottytomans utseende. Man kan därvid använda sig av de teorier inom geotekniken som ställts upp för passivt jordtryck. Dessa teorier har utvecklats främst för att bestämma jordtrycket mot stödmurar. Teorierna gäller vanligen det tvådimensionella fallet d.v.s. man ser bort från inverkan av sidotyterna. Härigenom blir teorin främst tillämpbar för relativt breda schaktblad.

Coulombs och Rankines klassiska jordtrycksteorier var ursprungligen avsedda för kohesionsfria jordarter. Coulomb (1773) antog vid sina beräkningar att glidkilen begränsades av en plan glidyta, som utgick från murens fot. Riktningen av den kraft som påverkade muren antogs vara känd. Brottytomans läge bestäms av att den kraft som erfordras för att uppnå brott skall vara den lägsta möjliga.

Rankines jordtrycksteori (1886) var baserad på antagandet att hela jordvolymen framför muren befann sig i ett stadium av plastisk jämvikt. Jordan betraktades som ett idealt plastiskt material. Plastisk flytning antogs ske enligt Coulomb-Mohrs brottkriterium, $\tau_f = c + \sigma_f \operatorname{tg}\phi$.

Genom att kombinera denna ekvation med Mohrs spänningsdiagram, FIG. 2, kan man visa att följande samband gäller mellan den största och den minsta huvudspänningen σ_1 och σ_3

$$\sigma_1 = 2 c \operatorname{tg} (45 + \phi/2) + \sigma_3 \operatorname{tg}^2 (45 + \phi/2) \quad (3.2.2)$$

I motsats till aktivt jordtryck har relativt få undersökningar utförts om det passiva jordtryckets storlek och riktning och den deformation som erfordras för att uppnå passivt jordtryck. Modellförsök har gjorts under senare år främst på torr sand. Därigenom har man nått ökade kunskaper om glidytans form och de tryck som verkar mot en vägg då denna skjuts mot jorden. Den typ av rörelse som är av intresse vid schaktning med blad är translation. Enligt Bransby (1968) så erhålls brott först längs en brottyta som utgår från väggfoten. Därefter utbildas en radiell skjuvzon från väggens överkant. Jordtrycksfördelningen längs väggen blir då stort sett hydrostatisk. En liknande fördelning erhöll Narain et al (1969) och Rowe & Peaker (1965) vid sina modellförsök.

Bassett (1972) har vid Cambridge fortsatt det arbete med translation av väggar som påbörjades av Lucia (1966) och May (1968) vid deras studier av lossbrytning av jord. Vid modellförsök i fast lagrad sand med en 11,5 cm hög vägg som var klädd med sandpapper bestämdes deformationerna i sanden genom röntgenfotografering av blykulor, som var placerade i sanden. När väggen uppnått en horisontell translation i sanden av 6 mm uppmättes den maximala passiva jordtryckskoefficienten. Efter ca 25 mm translation hade den passiva jordtryckskoefficienten nått sitt minimivärde. Vid ytterligare translation uppkommer brottytor liknande den först utbildade brottytan samt radiella skjuvzoner vid väggens övre del. Dessa brottytor når dock inte upp till sandens horisontella yta utan vid ytterligare translation av väggen av ca 110 mm utbildas en ny brottyta, lik den först utbildade, utanför denna.

Glidytorna utbildas progressivt framför ett schaktblad. Jordens skjuvhållfasthet mobiliseras först i de punkter där skjuvspänningarna är störst. Därifrån överförs belastningen till närliggande områden, som är nästan lika hårt ansträngda. Till slut utbildas en sammanhängande glid- eller brottyta. Lagringstätheten hos friktionsjordar där denna från början varit låg ökar i och med att jorden deformerar. Därigenom kommer skjuvhållfastheten

vid brott inte att motsvara den ursprungliga lagringstätheten. Denna kommer att bli märkbart högre. Fast lagrad sand tenderar att öka i volym vid brott medan den löst lagrade sanden packas. Vid mycket stora deformationer närmar sig den från början fasta eller lösa sanden samma portal, som kallas kritiskt portal (kritisk porositet).

Vid schaktning med blad där stora deformationer erhålls är det därför lämpligt att använda den friktionsvinkel som motsvarar slutligt eller kritiskt tillstånd. Rowe & Peaker (1965) tog vid sina undersökningar av passivt jordtryck hänsyn till progressivt brott.

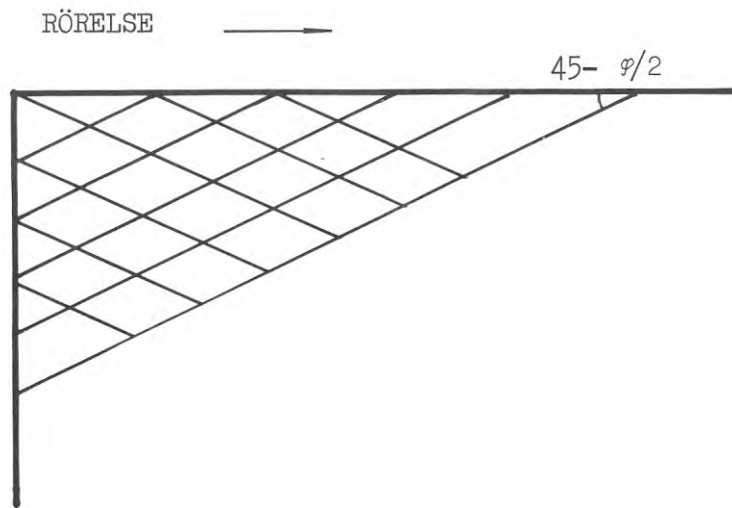
De fann att det passiva tryck som uppkommer vid en relativt stor translation av väggen är i huvudsak oberoende av sandens ursprungliga lagringstäthet. Detta tyder på att ett kritiskt tillstånd hade uppnåtts längs brottytorna.

3.2.1 Glatt yta (ingen väggfriktion)

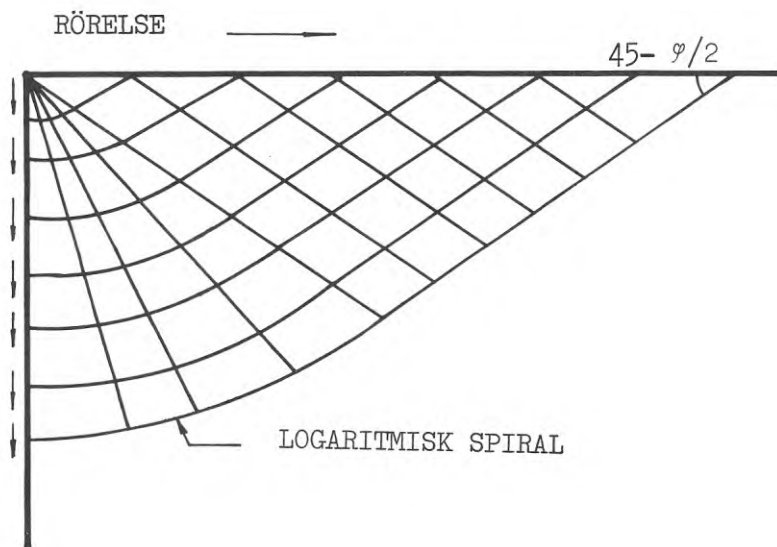
Varje vertikal sektion genom en halv-oändlig jordvolym är ett symmetriplan. Skjuvspänningarna längs horisontella och vertikala plan blir således lika med noll. Vertikalspänningen σ_v , som är lika med γz och horisontalspänningen σ_h som är lika med $K_0 \sigma_v$ är då huvudspänningar. Jorden har i FIG. 4 utsatts för en plan deformation parallellt med markytan (translation av väggen). Under hoptryckningen av jorden ökar horisontaltrycket σ_h medan vertikaltrycket σ_v förblir konstant. Till slut erhålls plastisk flytning enligt ekvation (3.2.2). Horisontaltrycket σ_h motsvarar σ_1 , den största huvudspänningen och vertikaltrycket σ_v , den minsta huvudspänningen σ_3 . Detta spänningstillstånd är känt som passivt eller kritiskt stadium enligt Rankine. Jorden, som är belägen under och framför de visade ytorna befinner sig i elastisk jämvikt.

3.2.2. Rå yta (väggfriktion)

Om plattans yta inte är glatt kommer det resulterande trycket mot plattan inte att verka vinkelrätt mot denna. Längs ytan



a) Ingen väggfriktion



b) Med väggfriktion

FIG. 4. Brottnlinjer vid glatt respektive rå yta vid passivt jordtryck.

uppkommer skjuvspänningar på grund av jord-metallfriktionen. Det resulterande tryckets riktning kommer att avvika en vinkel δ från normalen till ytan.

Brottfiguren för detta tillstånd visas på FIG. 4. Den är sammansatt av en radiell skjuvzon närmast bladet och en passiv Rankine zon. Skjuvzonen intill bladet kan med tillgängliga analytiska beräkningsmetoder endast analyseras då jorden antas vara viktlös. I detta fall är glidyterna logaritmiska spiraler när materialet är friktionärt eller cirkelbågar när materialet huvudsakligen är kohesionärt.

Om egenvikten tas med i beräkningarna måste numeriska metoder tillgripas. En separat numerisk integration måste då göras för varje värde på ϕ och δ , Sokolovski (1965).

Friktionsvinkeln mellan blad och jord kan inte bli högre än den inre friktionsvinkeln i jorden. För en jord med friktionsvinkeln 30° har Sokolovski genom numerisk integration av grundekvationerna för jämvikt och Coulomb-Mohrs kriterium beräknat glidyterna vid brott för tre olika värden på vinkeln δ , friktionsvinkeln mellan blad och jord. En jämförelse med Coulombs beräkningsmetod där glidyterna antas vara plana visar att skillnaden mellan verklig och antagen glidyta är stor, FIG. 5.

3.3 Teori för lossbrytning

Vid beräkning av den kraft som erfordras för att bryta loss jorden framför ett schaktblad har här antagits att brott sker i jorden enligt Coulomb-Mohrs brottekvation längs plan där skjuvspänningen motsvarar jordmaterialets skjuvhållfasthet. Dessa plan, som lutar vinkeln $(45-\phi/2)$ mot den största huvudspänningen σ_1 och $(45+\phi/2)$ mot den minsta huvudspänningen σ_3 , motsvarar den punkt där Mohrs spänningscirkel tangerar brottkurvan. Man kan visa att

$$\sigma_1 = 2 c \operatorname{tg} (45 + \phi/2) + \sigma_3 \operatorname{tg}^2 (45 + \phi/2) \quad (3.2.2)$$

COULOMB BROTTYTOR

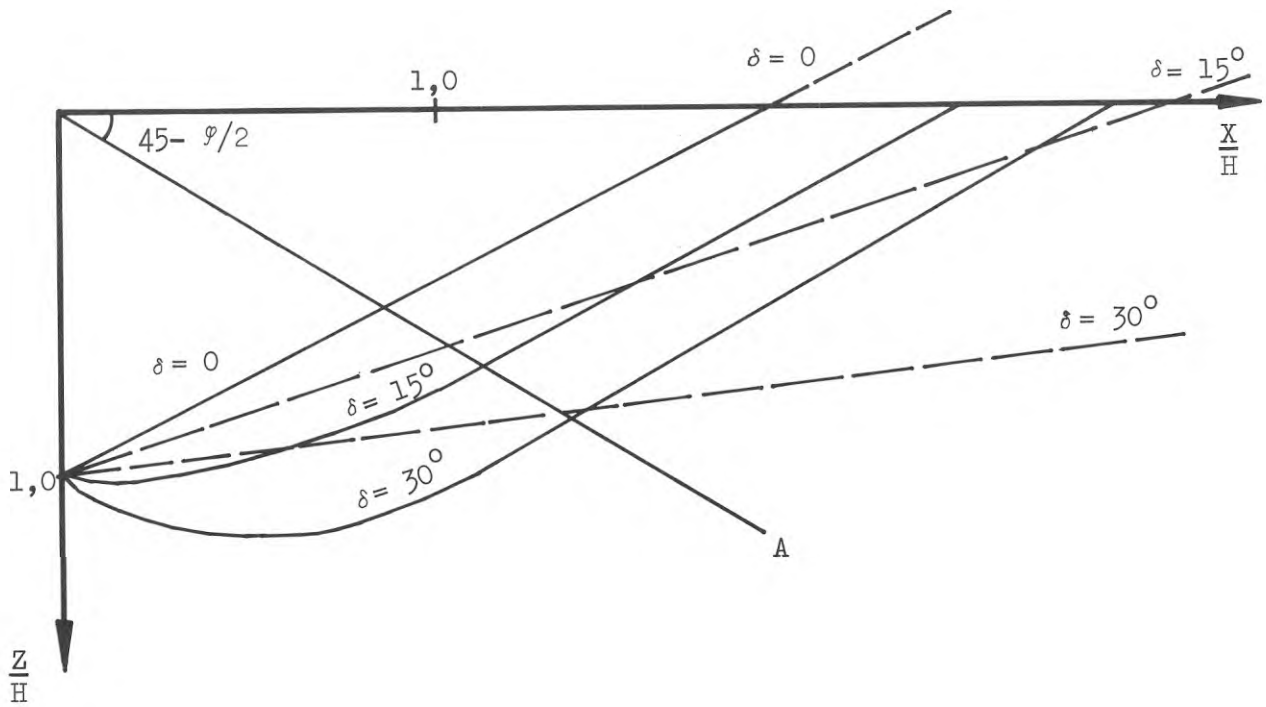


FIG. 5. Jämförelse mellan brottytor enligt Rankine och Coulomb
(SOKOLOVSKI 1956)

Brottypen är beroende av jordmassans deformationsegenskaper. I ett fast lagrat friktionsmaterial som t.ex. morän erhålls vid schaktning allmänt skjuvbrott. Det spänningstillstånd som leder till brott kan approximativt beräknas om jorden ersätts med ett idealt plastiskt material.

När jorden utsätts för en belastning under t.ex. en schaktblads-kant uppför sig jorden till en början som ett elastiskt material. Påkänningarna ökar linjärt med deformationen. Är påkänningarna större än ca 30 % av brottlasten ökar inte jordens deformation i samma takt som tidigare utan växer då snabbare än påkänningen. Genom att öka belastningen förbi den s.k. flytgränsen uppkommer slutligen brott i jorden. Mellan gränserna för plastisk flytning och brott säger man att jorden befinner sig i ett plastiskt tillstånd. Vid beräkningar antas som regel att flytning sker vid en konstant flytspänning och vid en mycket liten deformation.

Prandtl (1920) har studerat inträngningen av en stel kropp i ett mjukare, isotropt material med utgångspunkt från plasticitetsteorin. Denna metod kan användas för att beräkna brott i jord. Prandtl behandlade inträngningen av en kil med bredden $2b$ in i en obegränsad kropp enligt FIG. 6. Kontaktytan mellan kilen och jorden antogs vara glatt. Kilen påminner om ett schaktblad med bredden $2b$ som pressas mot ett mjukare material, jorden.

Vid tillämpningen av plasticitetsteorin antog Prandtl att de plastiska deformationer som utbildas i omedelbar närhet av den inträngande kroppen var stora jämförda med de elastiska deformationer som utbildas längre bort från kroppen. Dessutom antog han att de plastiska deformationerna var så små att den geometriska formen hos denna del inte ändrades under intryckningen. Den elastiskt deformerade delen av materialet betraktades som stel så att denna del skiljdes genom en skarp gräns från den plastiska delen.

Sektorena ABC och BDE i FIG. 6 med räta brott- eller glidytor är regioner med konstant spänning om egenvikten av jorden försummas. I sektorn BCD där brottytorna är spiralformade varierar däremot spänningstillståndet.

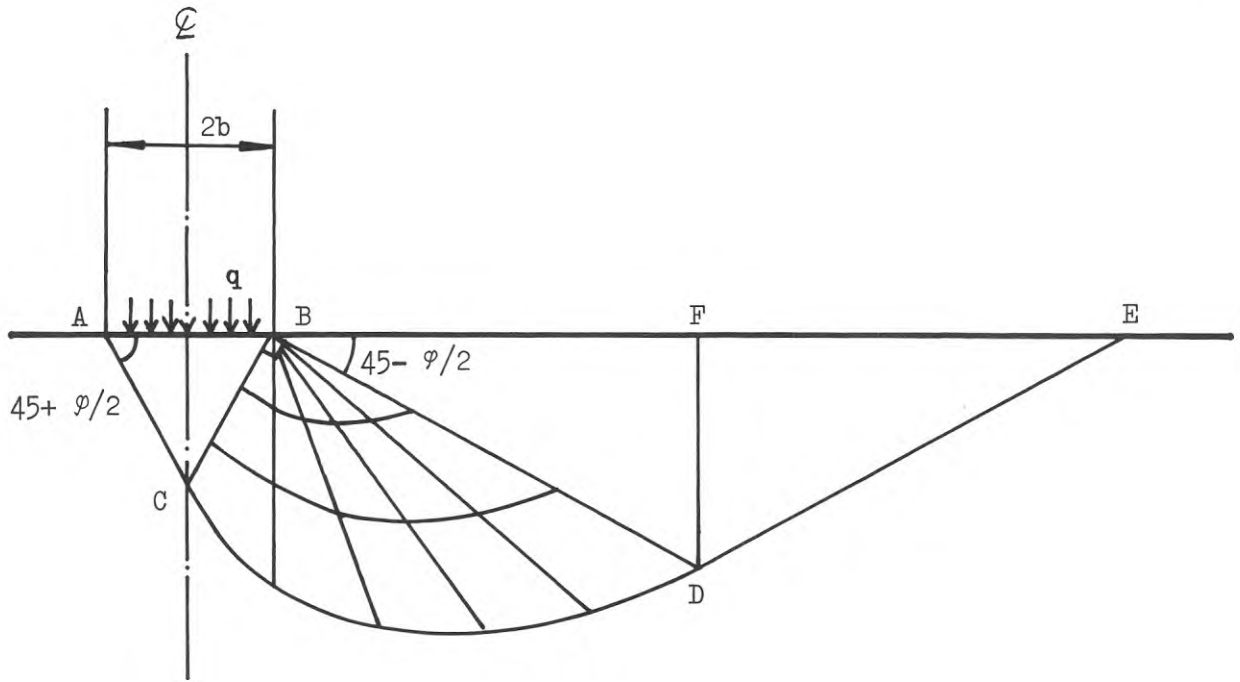


FIG. 6. Markbrott under strimmellast med bredden $2b$.
(enligt Prandtl)

I avsnitt 12.4 behandlas en analytisk metod för beräkning av schaktkraften enligt Prandtl's teori.

4 UPPLÄGGNING AV FÄLTFÖRSÖKEN

4.1 Försöksdata

Försöken har utförts med en schaktbladstraktor av typ BOFORS BS 19 som visas schematiskt på FIG. 7. Dess huvuddata är följande:

<u>Motor:</u>	Typ och märke	Diesel, Scania Vabis D11
	Maximal effekt (SAE)	135 kW
	Maximalt varvtal	1.750 r/min
<u>Allmänt:</u>	Total vikt med S-blad	18,9 t
	Maximal dragkraft vid rek. varvtal	158 kN
	Hastighet	0,3-2,4 m/s
	Schaktbladslängd	3,12 m
	Schaktbladshöjd	1,42 m
	Största schaktdjup	0,44 m

I tre jordmaterial sand, lera och morän utfördes följande försöksserier.

Schaktbladslutning: Skärets vinkel mot horisontalplanet
(= markytan) 55° , 50° och 45° .

Hastighet: 0,6 m/s och 0,8 m/s.

Schaktdjup: 5 till 10 cm och 15 till 20 cm.

Tolv försök utfördes på varje provfält. Försöksapparaturen nollställdes före varje körning när maskinen stod horisontellt och var obelastad. Schaktbladet hängde då fritt med skärets underkant i höjd med bandplattformens plana undersida. Speciellt kontrollerades att schaktbladet var horisontterat i längsled. Vid början av provområdet gjordes en nedschaktning som motsvarade önskat schaktdjup så att maskinen innan varje körning kunde ställas i ett utgångsläge som motsvarade det önskade schaktdjupet.

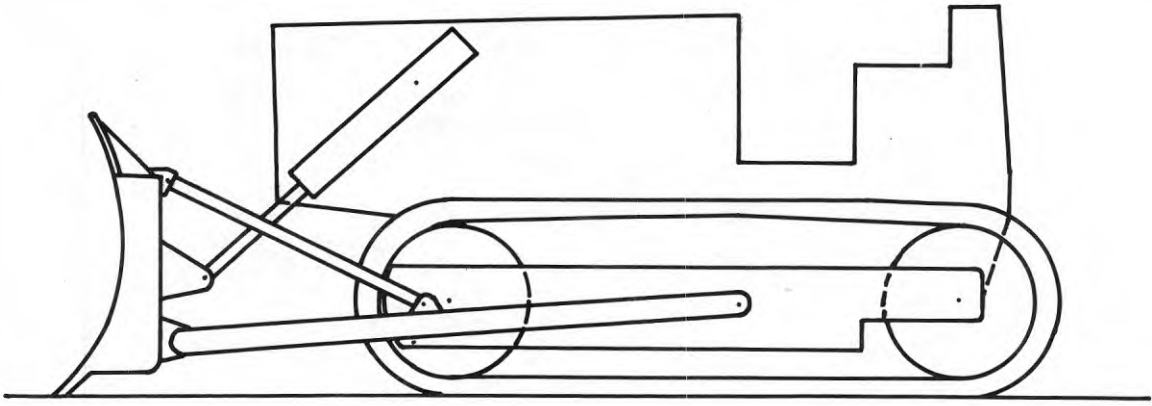


FIG. 7. Schematisk figur av schaktbladstraktor, typ Bofors
BS 19.

Varje körning pågick till dess traktorn stannade antingen på grund av att banden slirade, att dragkraften ej var tillräcklig eller av att traktorn stegrade. Efter varje körning uppmättes den totala körsträckan.

Föraren av traktorn försökte hålla det fastställda schaktdjupet genom att reglera trycket i hydraulcylindrarna till schaktbladet. Under varje körfall erhöles emellertid en viss variation av schaktdjupet. Denna variation uppmättes i såväl längs- som tvärled med hjälp av två käpprader som placerades ut på vardera sidan av körbanan enligt FIG. 8. Mätningarna utfördes med en stång som placerades på käpparna före och efter varje körfall. Med en mätsticka mättes avståndet till marken. Avståndet mellan mätpunkterna i traktorns körriktning var 1 m. I tvärled mättes schaktdjupet i fyra punkter, se FIG. 8.

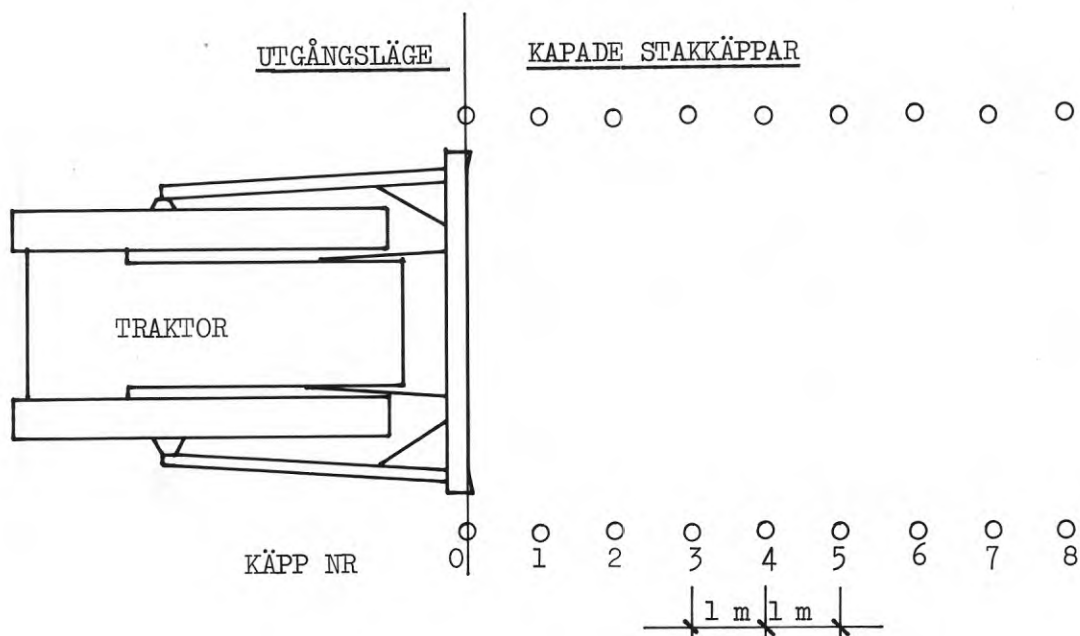
Efter varje körning bestämdes de uppschaktade massorna med mall med undantag av de åtta första körfallen i sand. Även spillet vid sidorna av bladet har uppmätts. Därigenom kunde man få ett mått på schaktvolymerna vid varje försök.

4.2 Instrumentering av bandtraktor

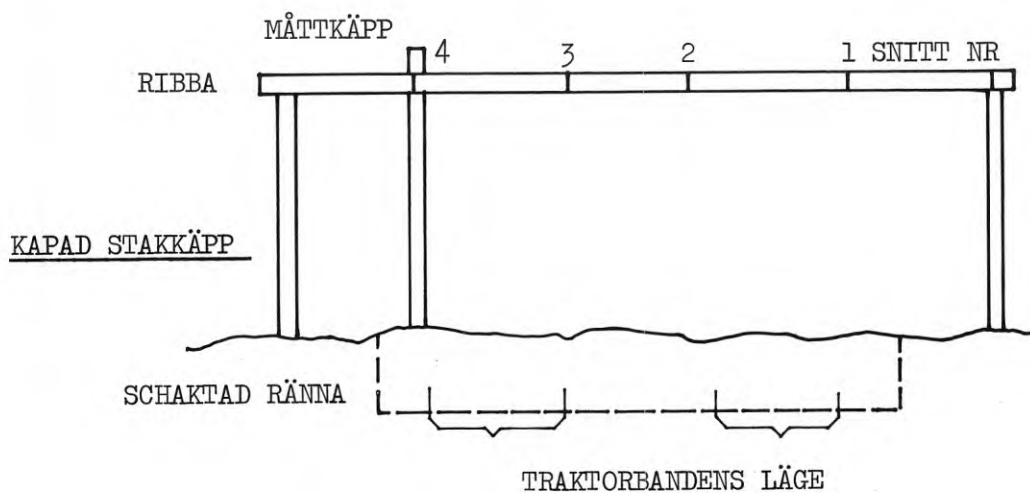
Schaktmaskinen var försedd med olika typer av givare för registrering av kraft, moment, tryck, lutning, hastighet och varvtal. Signalerna från givarna överfördes via två telemetrerings-system till en mätcentral där de registrerades med bandspelare. Parallellt skedde en utskrift på slingoscillograf. Mätpunkternas placering visas på FIG. 9.

Kraftgivare

Krafterna S_{10} och S_{11} i vänster och höger skevningsstag mättes med två kraftgivare, typ Bofors KSG-3. Kraftgivarnas placering framgår av FIG. 10.



A) PLAN



B) Sektion

FIG. 8. Mätning av schaktdjup med hjälp av måttkäpp.

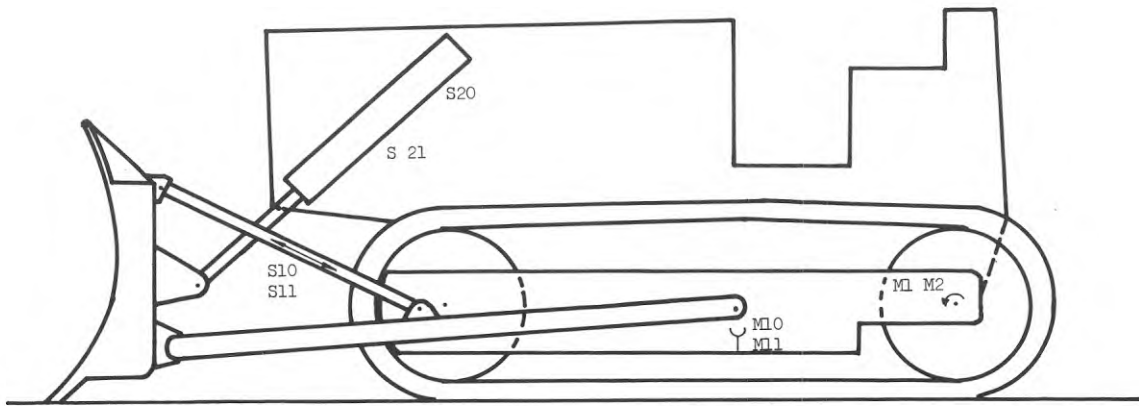


FIG. 9. Mätpunkternas placering på traktorn.



FIG. 10. Kraftgivare, typ Bofors KSG-3.

Böjmomentgivare

Genom att fästa trådtöjningsgivare på infästningskulornas halsar har böjmomenten i kulhalsarna M_{10} och M_{11} kunnat registreras, FIG. 11. Ur dessa böjmoment bestämdes längskrafterna i schaktramens längsbalkar.

Tryckgivare

Trycket i arbetshydraulcylindrarna ovanför kolv S 20 och under kolv S 21 har mätts med en givare av typ Bofors TCD-1.

Ovanstående mätvärden har vid utvärderingen sammankopplats i en analogmaskin. Som resultat av beräkningen i analogmaskinen erhålls en beskrivning av den resulterande schaktkraften till storlek, riktning och läge.

Vridmomentgivare

Genom att fästa trådtöjningsgivare på de ingående axlarna till slutväxlarna har vridmomenten M_1 och M_2 uppmätts. Mätsignalerna från axlarna överfördes genom speciella släpringar. Placering av givare och släpringar framgår av FIG. 12 och 14. Dessa vridmoment är proportionella mot traktorns framdrivningskraft. Genom att jämföra denna kraft med schaktkraftens horisontalkomponent kan traktorns rullmotstånd bestämmas.

Lutningsmätare

Vinkelläget γ för arbetshydraulcylindrarna har mätts med en potentiometer som vinkelgivare. Genom registrering av lutningen erhöles en indikation på traktorns stegring.

Hastighetsmätare

Maskinens hastighet relativt marken mättes med ett logghjul, FIG. 13. Hjulet fick rulla mot en wire som spänts upp mellan maskinen och en fast punkt på marken bakom traktorn. Hjulet drev via en kuggväxel en takomtergenerator.

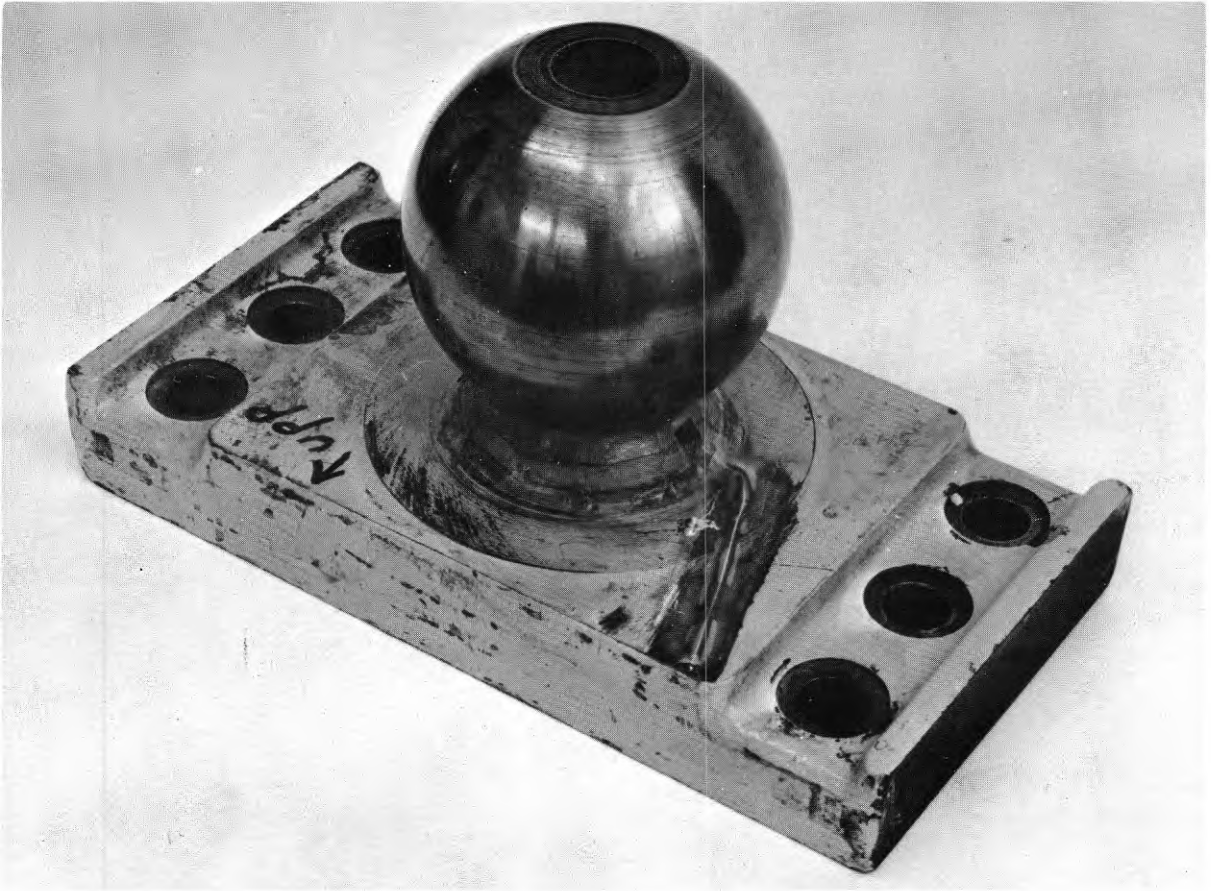


FIG. 11. Trådtöjningsgivare, fastsatt på infästningskula.

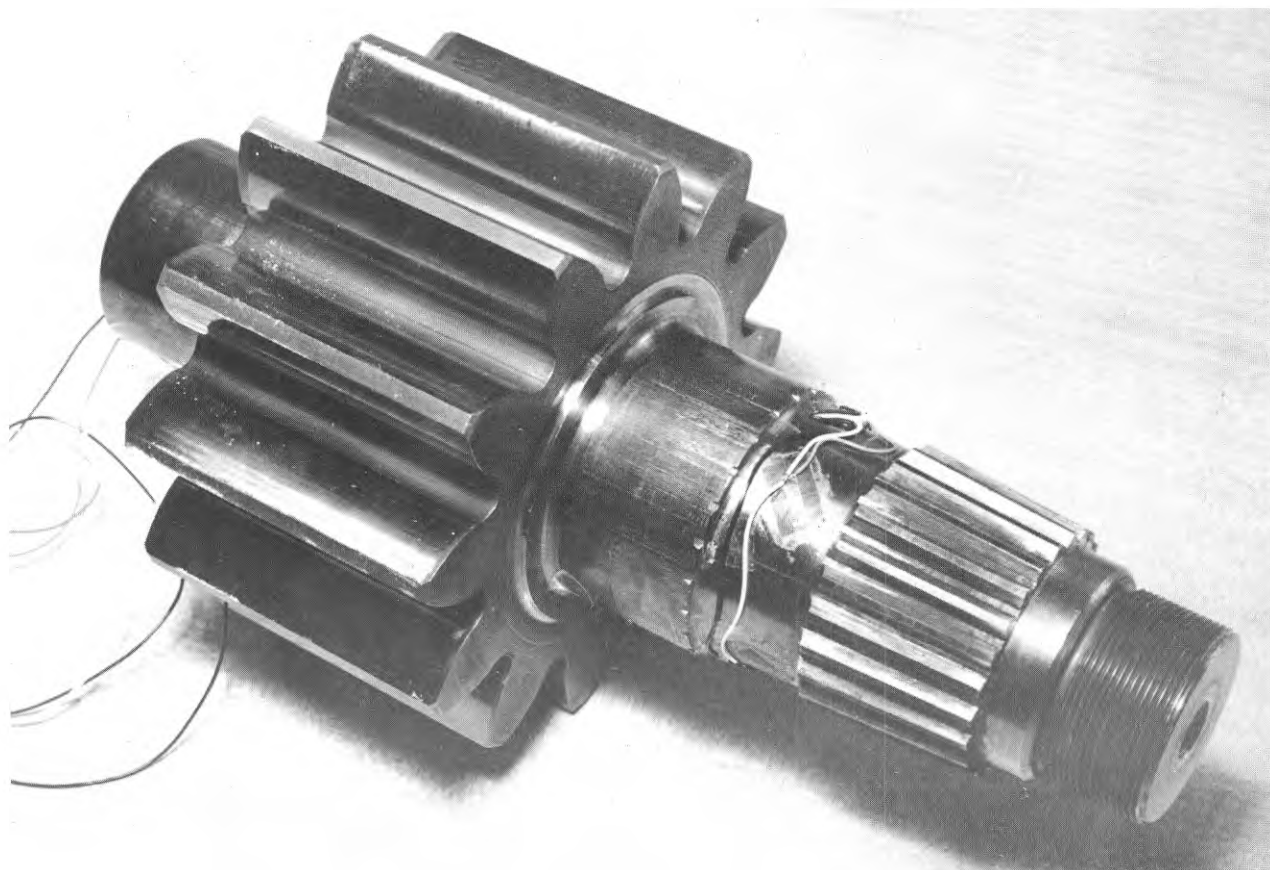


FIG. 12. Trådtöjningsgivare, fastsatt på ingående axel.



FIG. 13. Logghjul för att mäta hastighet.

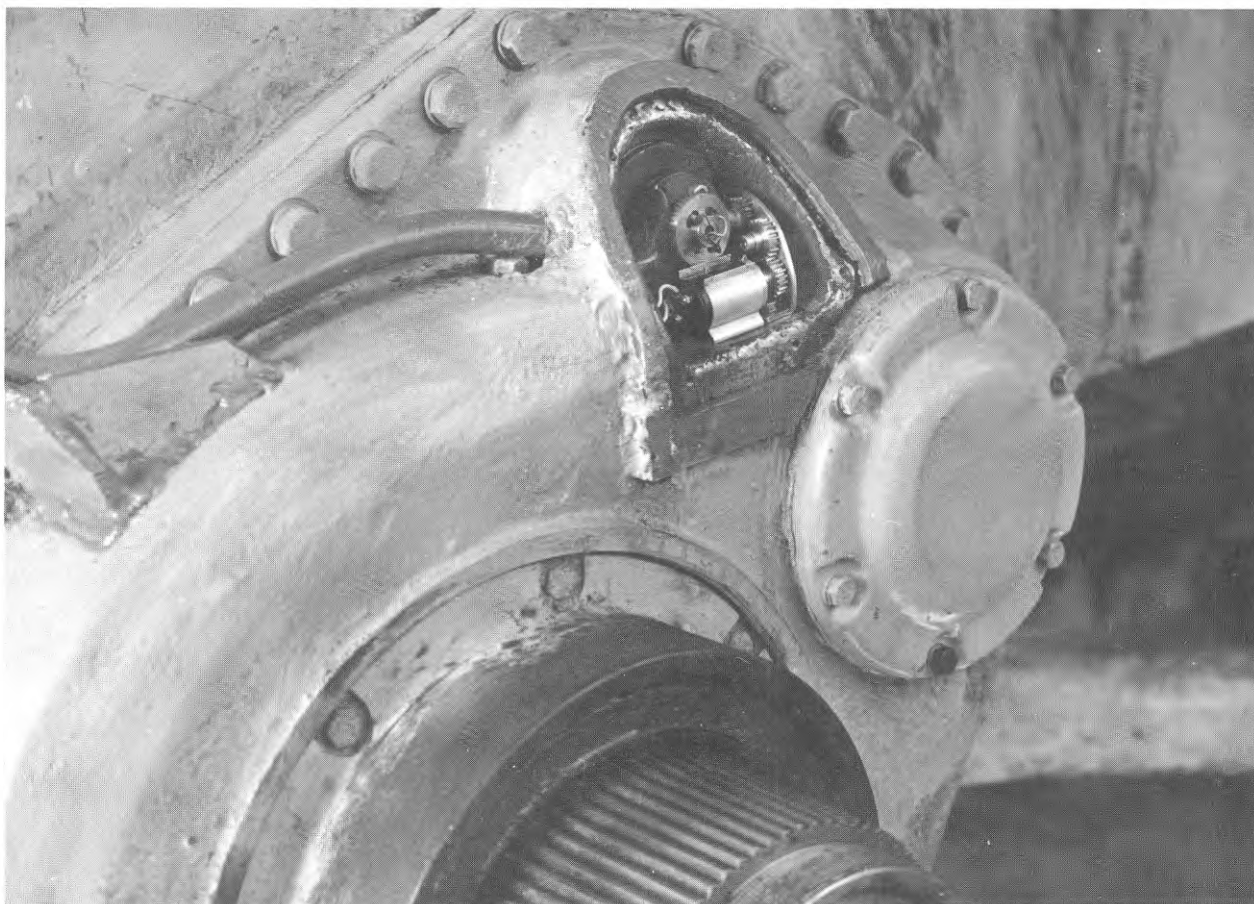


FIG. 14. Varvtalsmätare.

Varvtalsmätare

Varvtalet för höger ingående axel till slutväxeln har mätts med en takometergenerator. Generatorn drevs från den ingående axeln via en liten kuggväxel med utväxlingsförhållandet 1:3 såsom visas på FIG. 14. Genom omräkning av varvtalet har bandhastigheten kunnat beräknas.

4.3 Registreringsutrustning

Signalerna från de 11 givarna överfördes samtidigt via radio eller tråd till registreringsutrustningen, som var placerad i en mätvagn, FIG. 15. Två identiska överföringssystem (FM-system) används. I det ena systemet där överföringen till mätvagnen skedde via radio användes 7 mätkanaler och i det andra systemet där överföringen skedde via tråd användes 4 kanaler. Mätssystemets uppbyggnad visas i FIG. 16, 17 och 18. Utrustningen i mätvagnen framgår av FIG. 19.

Typexempel på registrering visas på FIG. 20. Som exempel har valts körfall 17 vid körning i sand. I FIG. 21 och 22 visas de utskriften som erhållits efter bearbetning av mätvärdena i analogmaskinen.



FIG. 15. Mätvagn med registreringsutrustning.



FIG. 16. Mätutrustning i traktorn.



FIG. 17. Mätutrustning i traktorn.

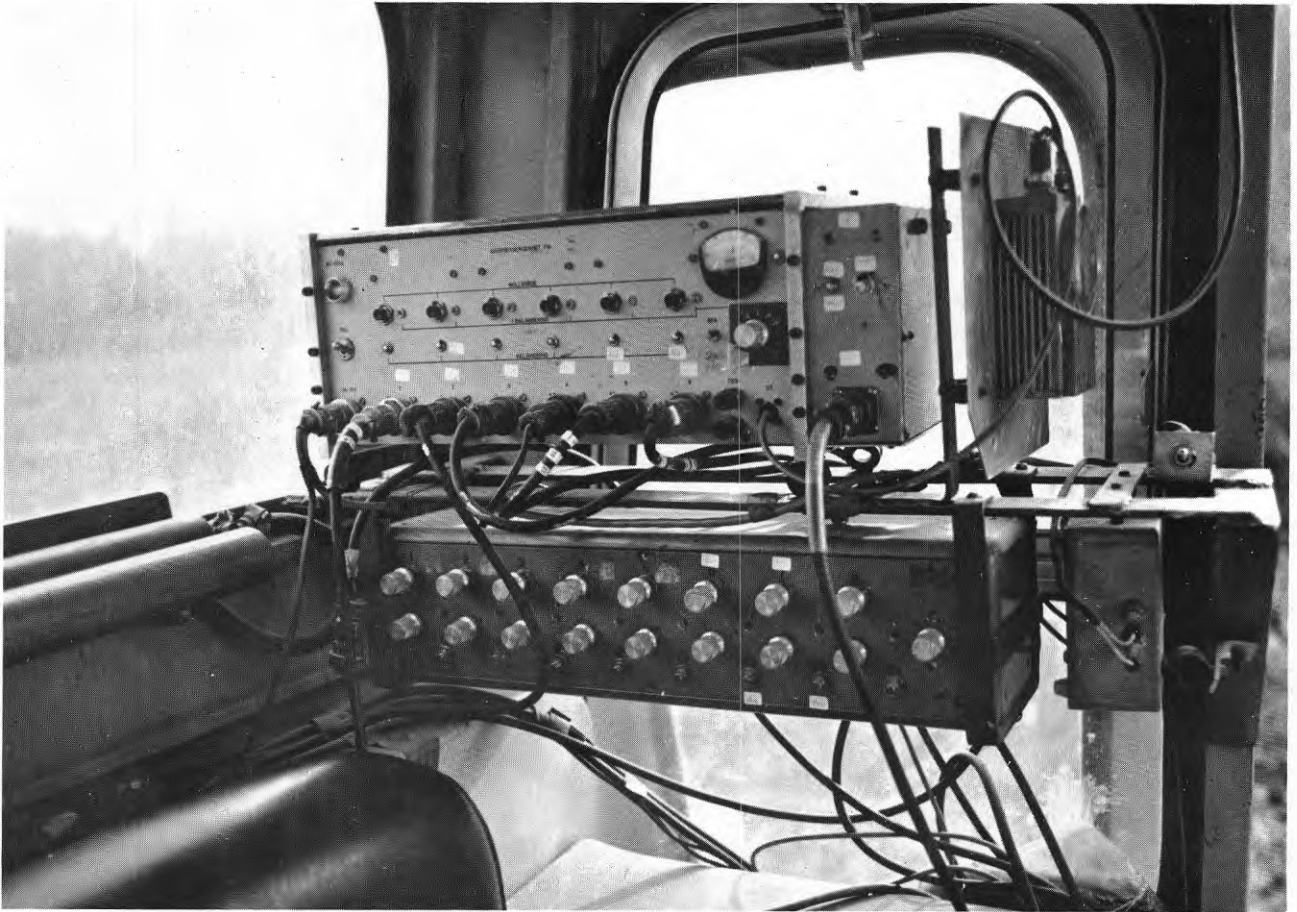


FIG. 18. Mätutrustning i traktorn.

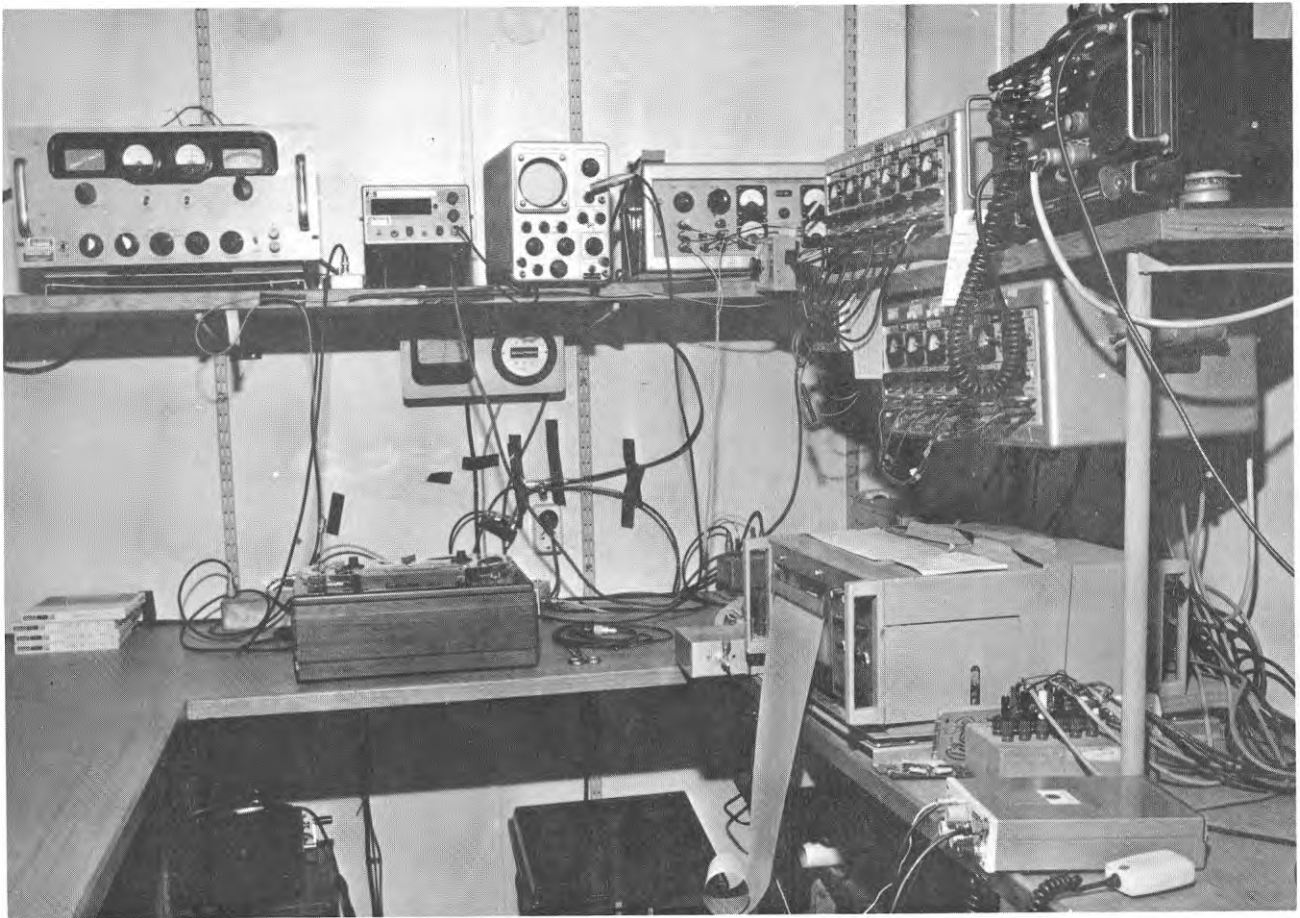
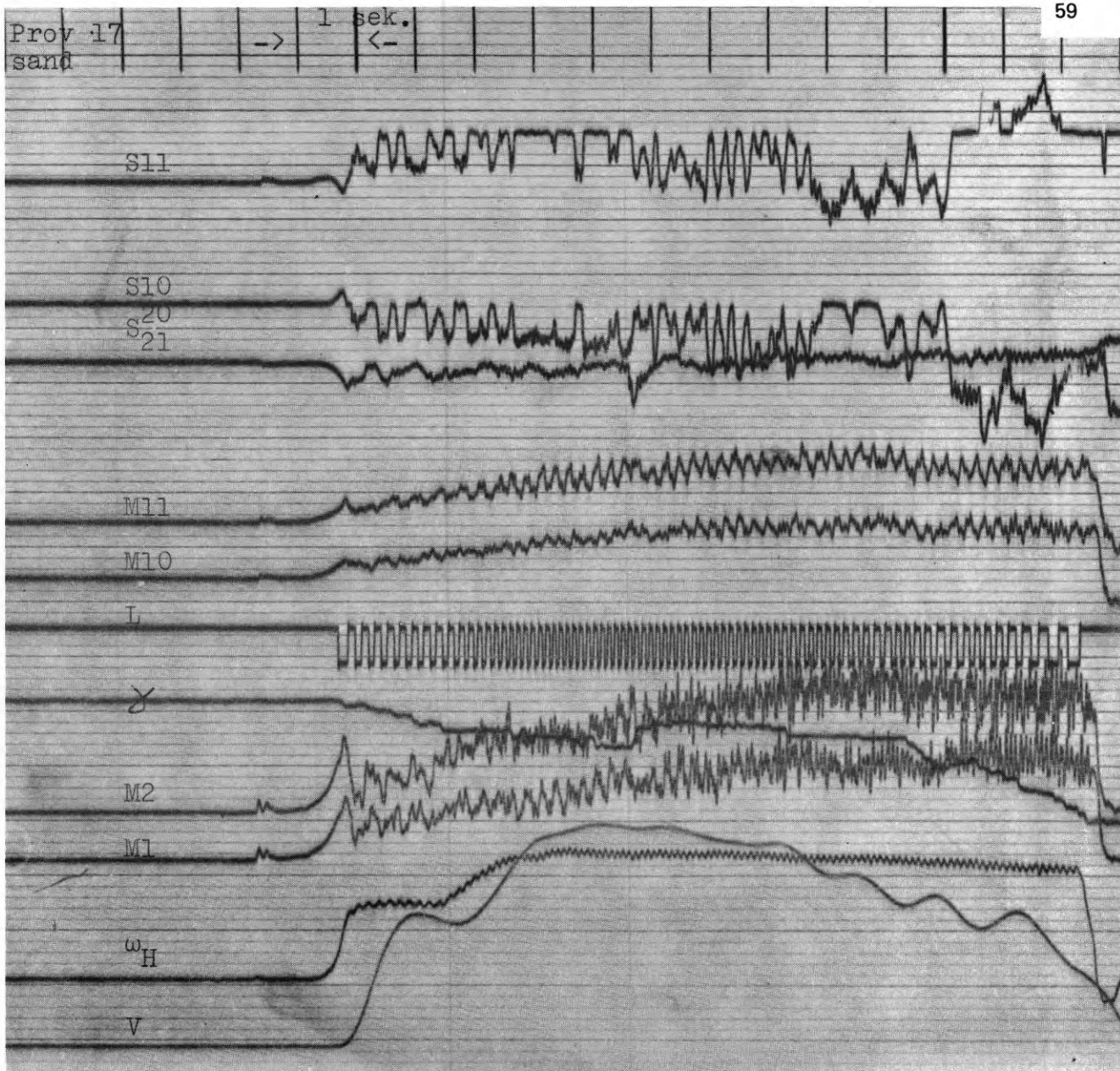


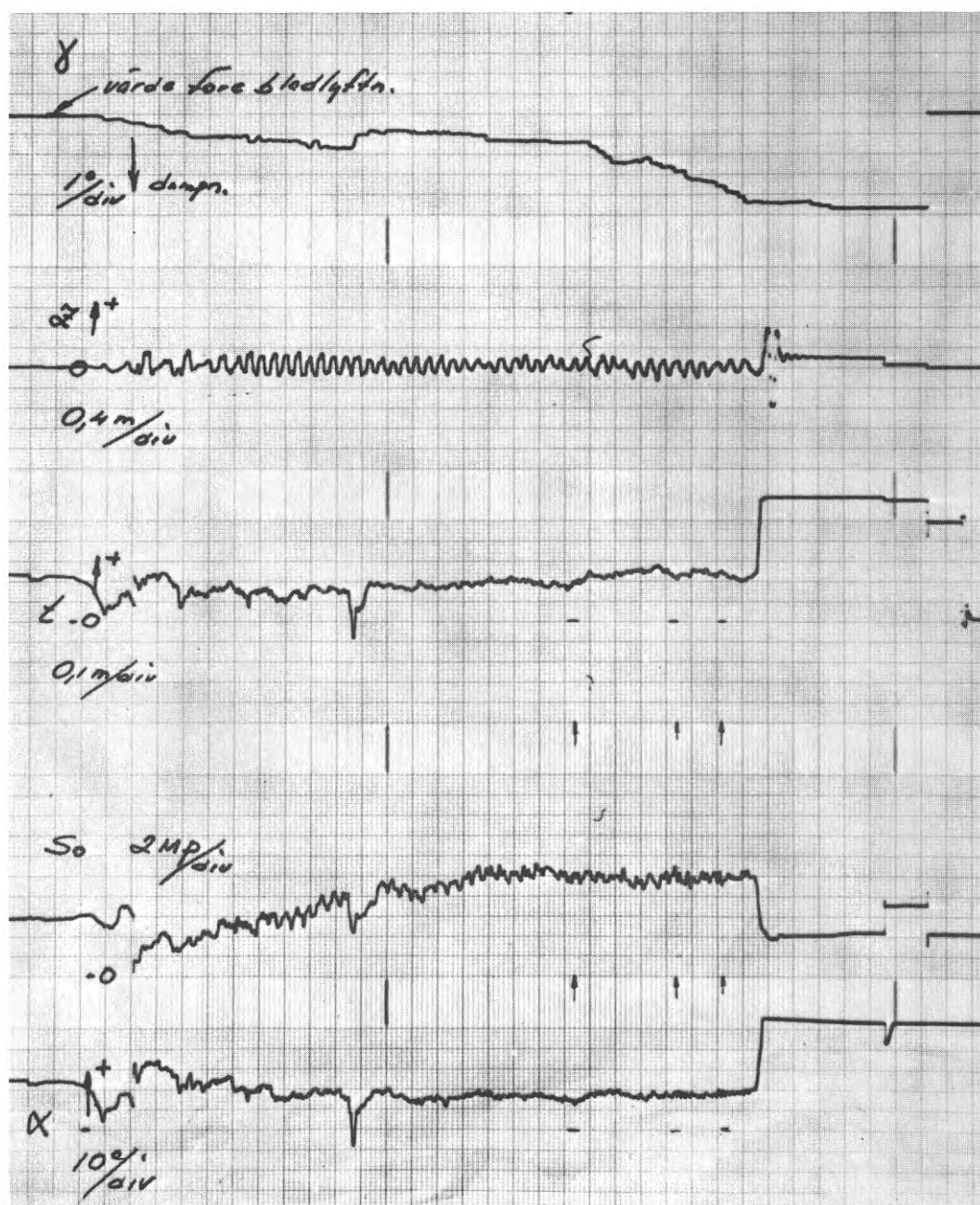
FIG. 19. Mätutrustning i mätvagn.



Beteckningar:

- S 10 Kraft i vänster skevningsstag
- S 11 Kraft i höger skevningsstag
- S 20 Tryck i arbetshydraulcylinderna
- S 21 Tryck i arbetshydraulcylinderna
- M 10 Böjmoment i vänster infästning kulas hals
- M 11 Böjmoment i höger infästning kulas hals
- L Traktorns tillryggalagda väg
- γ Ändring i arbetshydraulcylinderns vinkelläge
- M 1 Vridmoment hos ingående axel
- M2 Vridmoment hos ingående axel
- ω_H Varvtal för höger slutväxelaxel
- V Traktorns hastighet relativt marken

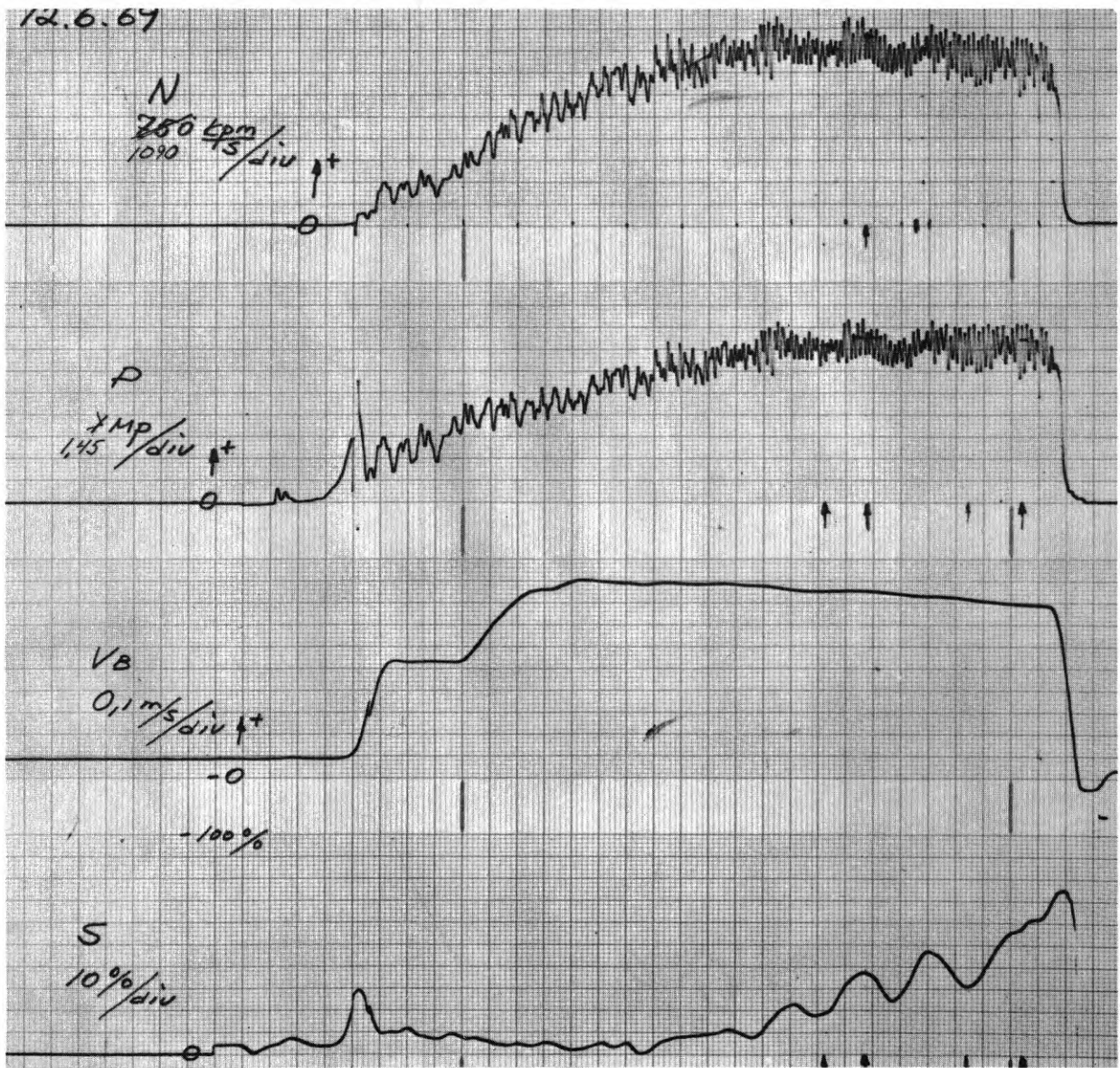
FIG. 20. Registrering av mätvärden (körfall 17 i sand).



Beteckningar:

- γ Ändring i arbetshydraulcylinderns vinkelläge
- Z_s Schaktkraftresultantens läge längs schaktbladet
- t Schaktkraftresultantens höjdläge
- S_0 Schaktkraftresultantens belopp
- α Schaktkraftresultantens vinkel mot horisontalplanet

FIG. 21. Utskrift av provresultat.



Beteckningar:

- N Drivhjulseffekt
- P Dragkraft
- V_B Bandhastighet
- S Bandets slirning relativt marken

FIG. 22. Utskrift av provresultat.

5. GEOTEKNISK BESKRIVNING AV PROVFÄLTEN VID TAVLAN, KILSTA OCH JAKTSKJUTBANAN.

Schaktningsförsök utfördes vid tre olika provfält Tavlan, Kilsta och Jaktskjutbanan.

5.1 Sandfält vid Tavlan

5.1.1 Ursprung och kornstorleksfördelning

Provfältet är beläget inom kärnan av en i öst-västlig riktning gående grusås, se FIG. 23. Tidigare har troligtvis provfältet varit utsatt för en större belastning än vad som motsvarar det nuvarande överlagringstrycket d.v.s. sanden är "förbelastad". Närliggande delar av åsen som är belägna cirka 30 m högre än vad som motsvarar provfältets nivå tyder på detta. Från kornfördelningskurvan på FIG. 24 kan man se att sanden är relativt finkornig med en genomsnittlig kornstorlek (d_{50}) av 0,26 mm. Kornen är relativt skarpkantade. Sanden är ensgraderad med en låg graderingskoefficient $C_u = 2,63$ ($C_u = \frac{d_{60}}{d_{10}}$). Dess kompaktdensitet, γ_s , är $2,68 \text{ t/m}^3$. Sandens uppbyggnad framgår av FIG. 25.

5.1.2 Indexegenskaper

Den maximala torrdensiteten γ_{\max} bestämdes med tung laboratoriepackning och dess minimala torrdensitet γ_{\min} genom att försiktigt hålla ugnstorkad sand genom en tratt ner i en behållare. Trattens mynning hölls därvid i nivå med ytan av sanden i behållaren. Kompaktdensiteten γ_s bestämdes med en pyknometer. Sandvolytmetoden användes för att bestämma densiteten i fält.

Från γ_{\max} , γ_{\min} och γ_s bestämdes maximalt och minimalt porositet e_{\max} och e_{\min} , maximal och minimal porositet n_{\max} och n_{\min} samt relativt porositet D_r . Resultaten redovisas i Tabell 1.



FIG. 23. Provfältet av sand vid Tavlan.

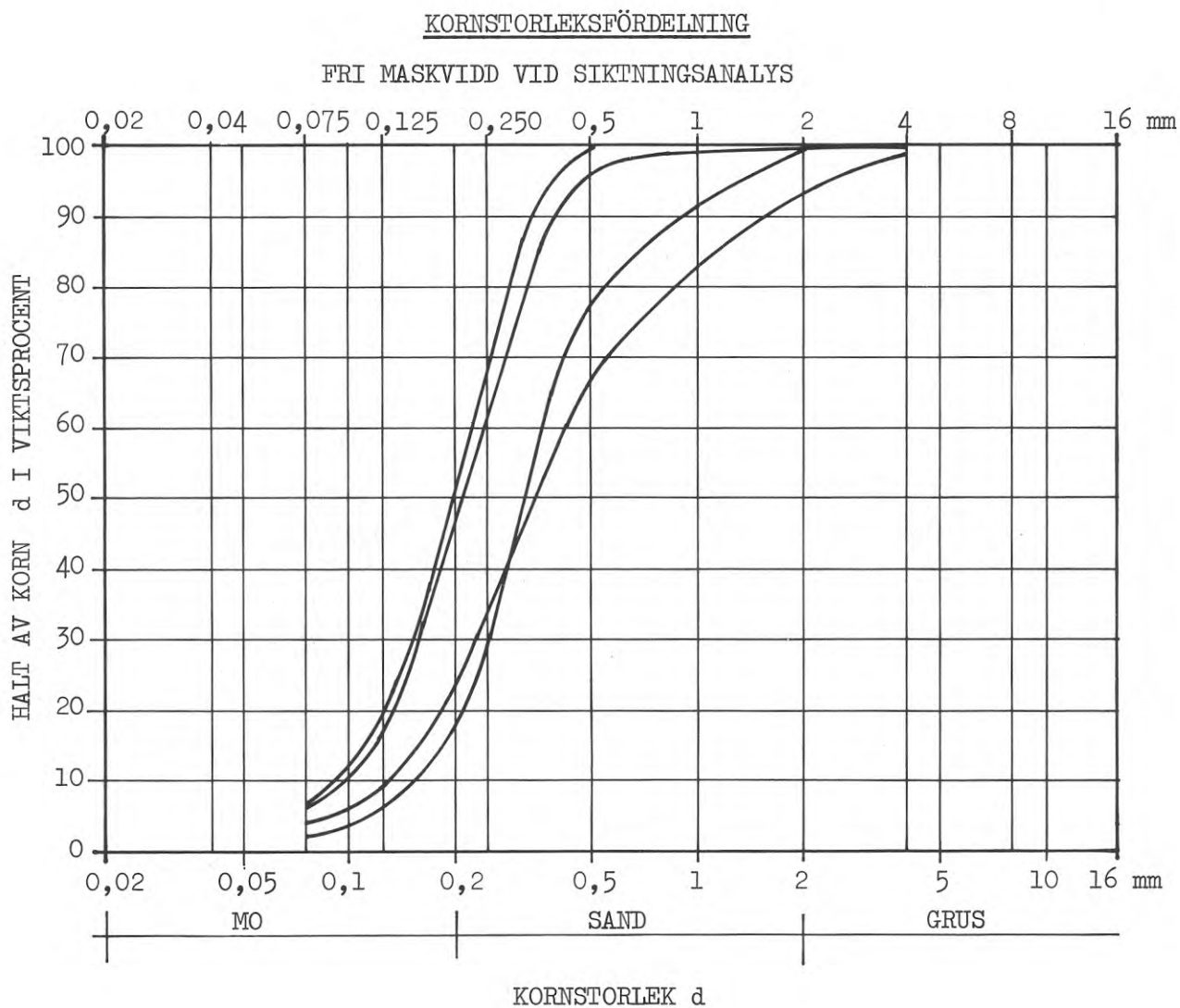


FIG. 24. Kornstorleksfördelning för sand vid Tavlan.

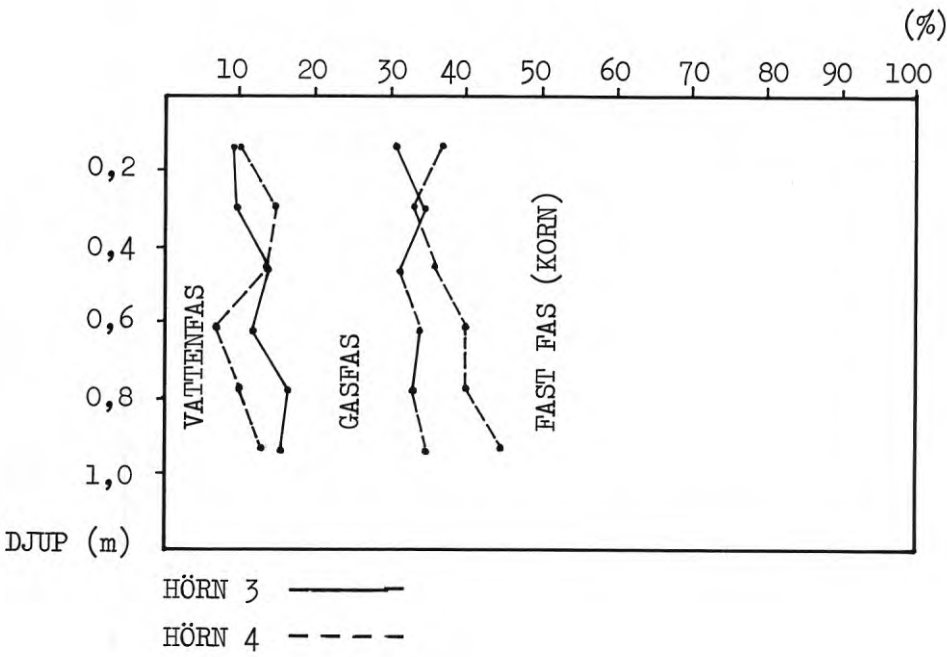
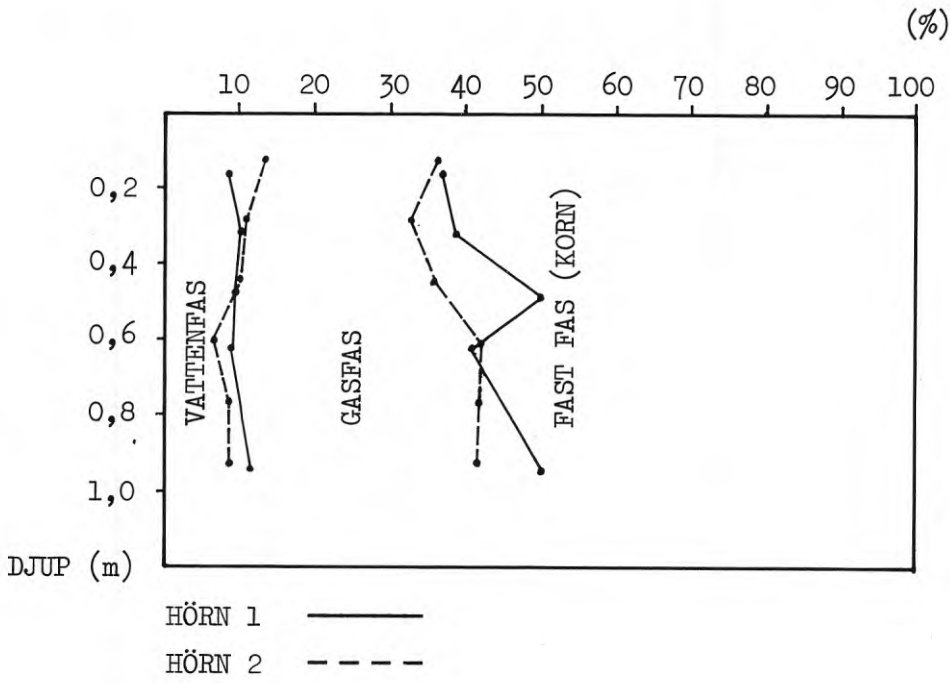


FIG. 25. Samband mellan olika faser (%) och djup (m) för sand från Tavlan.

TABELL 1. Indexegenskaper hos sanden.

Kompaktdensitet	γ_s	t/m^3	2,680
Maximal torr skrymdensitet	γ_{max}	t/m^3	1,936
Minimal torr skrymdensitet	γ_{min}	t/m^3	1,353
Minimalt portal	e_{min}		0,385
Maximalt portal	e_{max}		0,970
Minimal porositet	n_{min}	%	27,8
Maximal porositet	n_{max}	%	49,2
Relativt portal	D_r	%	$\frac{0,970 - e}{0,585}$
Graderingskoefficient	C_u		2,6
Torr densitet i fält	γ_d	t/m^3	1,640
Naturlig vattenhalt	w_n	%	6
Naturligt portal	e		0,66
Naturlig porositet	n	%	40,0
Relativt portal	D_r	%	53

5.1.3 Triaxialförsök

Hållfastheten hos sand bestäms vanligen med dränerade direkta skjuvförsök eller med dränerade treaxliga försök. Vanligtvis används lufttorra prover. Resultaten av dessa försök används sedan som underlag för hållfasthets- och stabilitetsberäkningar.

Torra prover kan inte användas när materialet är siltigt eller cementerat. Torrt material kan endast användas när högst cirka 5 % av materialet passerar sikten med 0,1 mm maskvidd. Vattenhalten i sand eller grus påverkar ej påtagligt den inre effektiva friktionsvinkeln. Den sand som förekommer på provfältet har låg finjordshalt som framgår av kornfördelningskurvorna.

Triaxialförsök utfördes på ugnstorkade prover vid olika torrden-
sitet. Horisontaltrycket σ_3 varierade mellan 80 kN/m² och 160 kN/m². Den inre friktionsvinkeln beräknades ur ekvationen

$$\sin \phi = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f + 2(\sigma_3)_f} \quad (5.1.3)$$

där $(\sigma_3)_f$ är horisontalspänningen vid brott och $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ är motsvarande deviatorspänning.

Resultaten från triaxialförsöken visas i Tabell 2 och på FIG. 26. Man kan se att relationen mellan den inre friktionsvinkeln ϕ och portalet e är approximativt linjär.

5.1.4 Fältförsök

Vid undersökningarna indelades provfältet i fyra rutor vardera med ca 12,5 x 12,5 m yta.

De undersökningar som utfördes var

1. Viktsondering
2. Trycksondering
3. Sondering med tysk lätt hejarsond
4. Bestämning av seismisk gånghastighet
5. Bestämning av densitet

TABELL 2. Resultat av treaxiella tryckförsök på sand

Prov	Torr densitet	Por-tal	Porositet	Horison-taltryck	Deviator-spänning	$\frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{(\sigma_1 + \sigma_3)_f}$	Defor-mation vid brott	Inre frik-tions-vinkel
Nr	γ_d t/m ³	e	n %	(σ_3) kN/m ²	$(\sigma_1 - \sigma_3)$ kN/m ²	sin ϕ	ϵ o/oo	ϕ°
1	1,710	0,588	37	80	383	0,703	6,3	44,7
2	1,710	0,587	37	160	735	0,695	7,3	44,0
3	1,610	0,685	41	160	588	0,645	10,0	40,2
4 ^a	1,580	0,715	42	160	590	0,647	10,2	40,5
5	1,763	0,536	35	160	850	0,723	6,5	46,4

^a Något stört i provets överkant

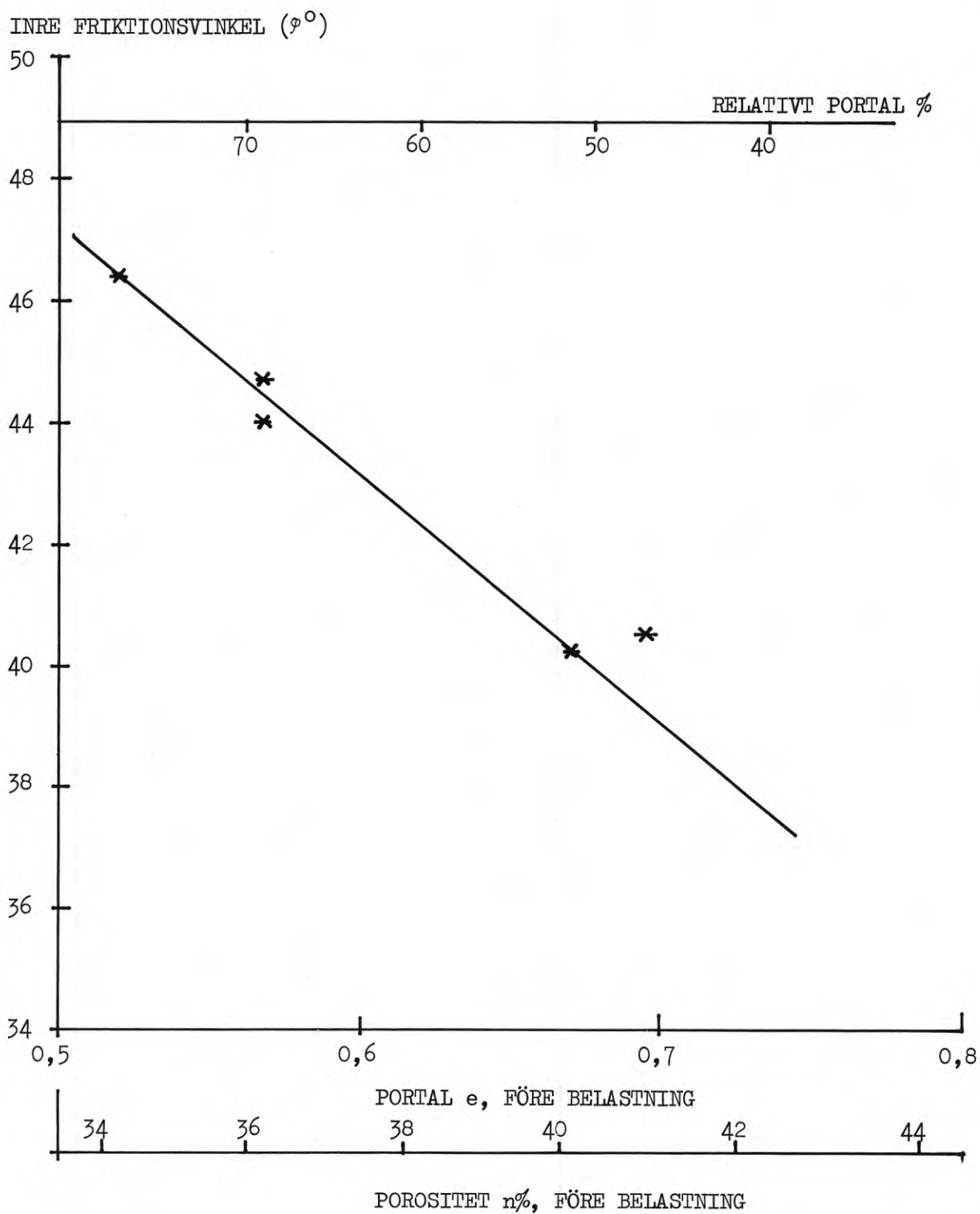


FIG. 26. Inre friktionsvinkel (φ°) som funktion av e (n%) från treaxiella tryckförsök med sand från Tavlan.

Borrhålens och provgroparnas lägen i plan framgår av FIG. 27.

Viktsondering

I hörnen av varje ruta samt i rutornas mitt utfördes sammanlagt 13 viktsondhål ned till minst 2,5 m djup. Sonderingen utfördes enligt Svenska Geotekniska Föreningens standard, Bygg I B (1971). Sonden belastas stegvis (5, 15, 25, 50, 75 och 100 kg). När sonden ej sjunker vid 10 kN påförd kraft, vrids sonden. Det antal halvvarv räknas som fordras för att sonden skall sjunka 20 cm.

Trycksondering

Trycksondering med trycksond (typ Jonell & Nilsson) utfördes mitt i varje ruta ned till cirka 3,5 m djup. Spetsarean är 10 cm^2 . Den kraft som erfordras för att trycka ned sonden registreras automatiskt med en skrivare, Bygg I B (1971). Sonderingsresultatet påverkas emellertid av friktion längs sondstången. Denna kan bestämmas genom att exempelvis varje meter först dra upp och sedan trycka ned sondstången. Genom att spetsen är försedd med en glappkoppling stannar spetsen kvar under uppdragningen. Den kraft som erfordras vid nedtryckningen motsvarar mantelfriktionen längs sondstången. Resultaten redovisas på FIG. 30.

Sondering med tysk lätt hejarsond

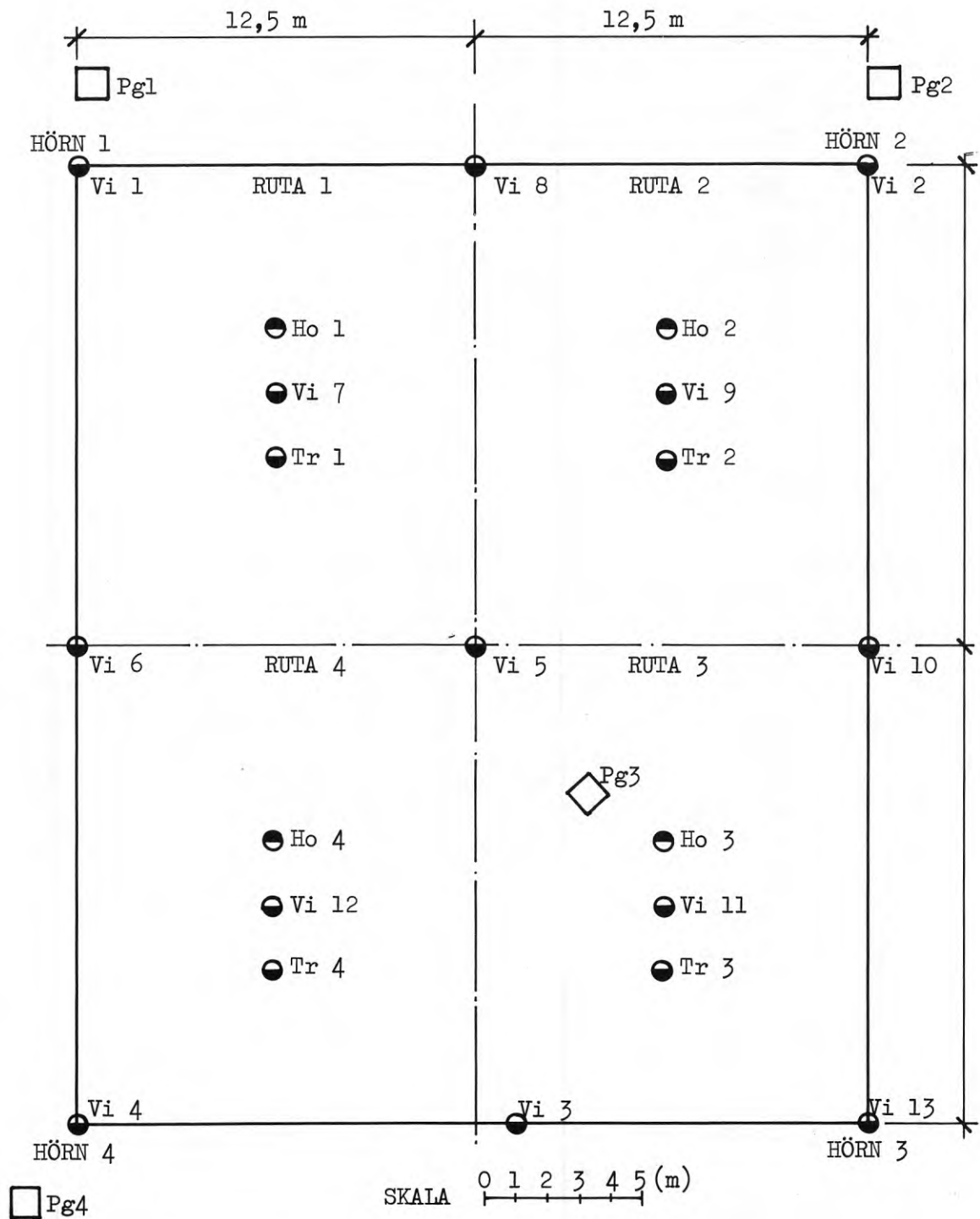
Mitt i varje provruta utfördes sondering med tysk lätt hejarsond. Hejarens massa är 10 kg och fallhöjden 50 cm. Spetsen som är konisk har tvärsnittsarean 5 cm^2 . Resultatet av undersökningen redovisas på FIG. 31.

Bestämning av seismisk gånghastighet

Seismisk refraktionsmätning utfördes i tre sektioner med ett geofonavstånd av 1 m. I sand erhöles en seismisk gånghastighet av 300–350 m/s.

Bestämning av densitet

Med hjälp av sandvolumeter bestämdes i fyra punkter sandens naturliga densitet. Densiteten hos de uppschaktade massorna framför schaktbladet bestämdes i samband med traktorkörningarna. Bestämningarna utfördes med hjälp av en stålkon som var



Vi Viktsondering
 Tr Trycksondering
 Ho Sondering med lätt tysk hejarsond
 Pg Provgrop

FIG. 27. Borrhålens läge i plan på provfältet vid Tavlan.

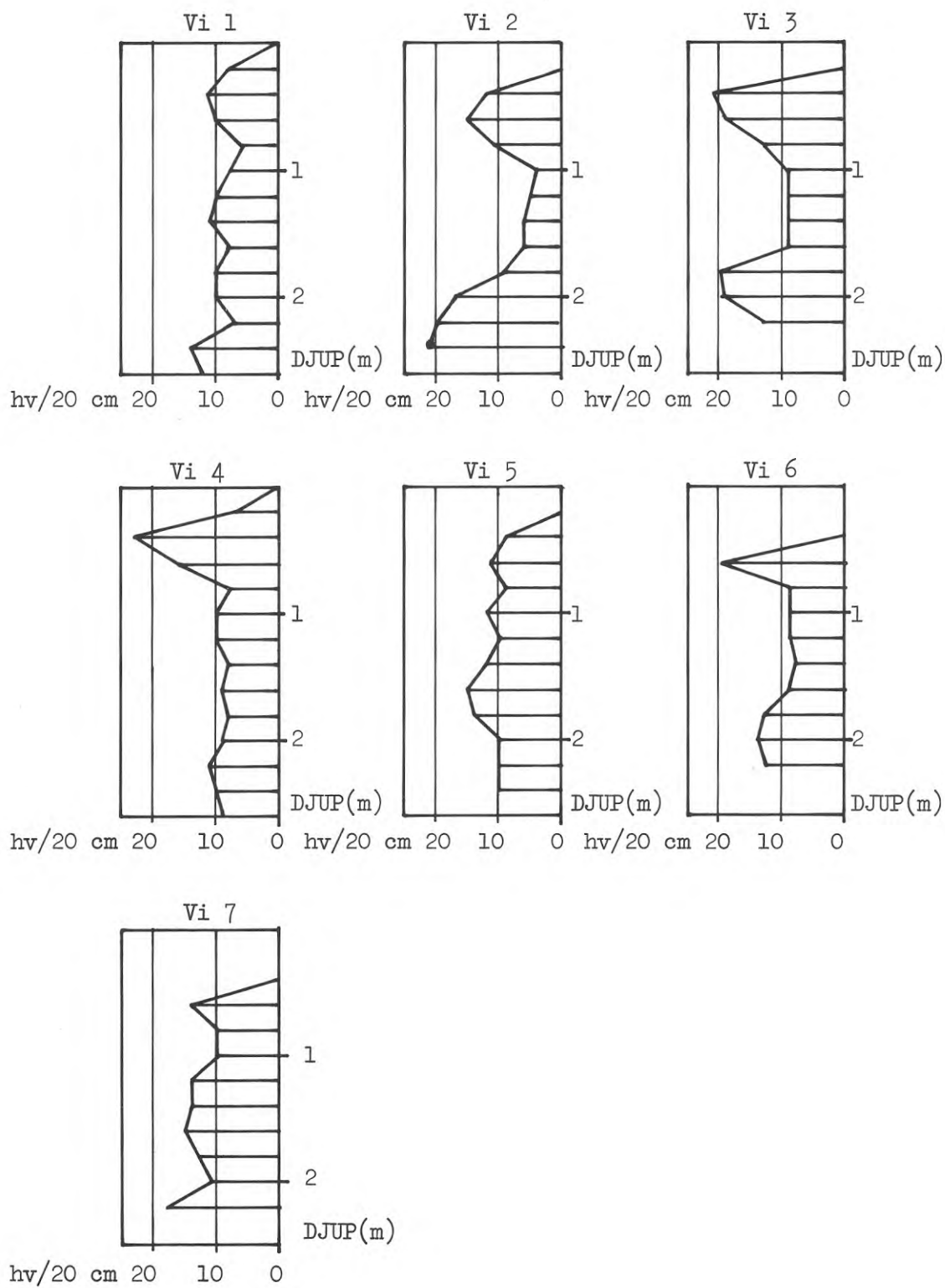


FIG. 28. Sondering med viktsond i sand vid Tavlan.

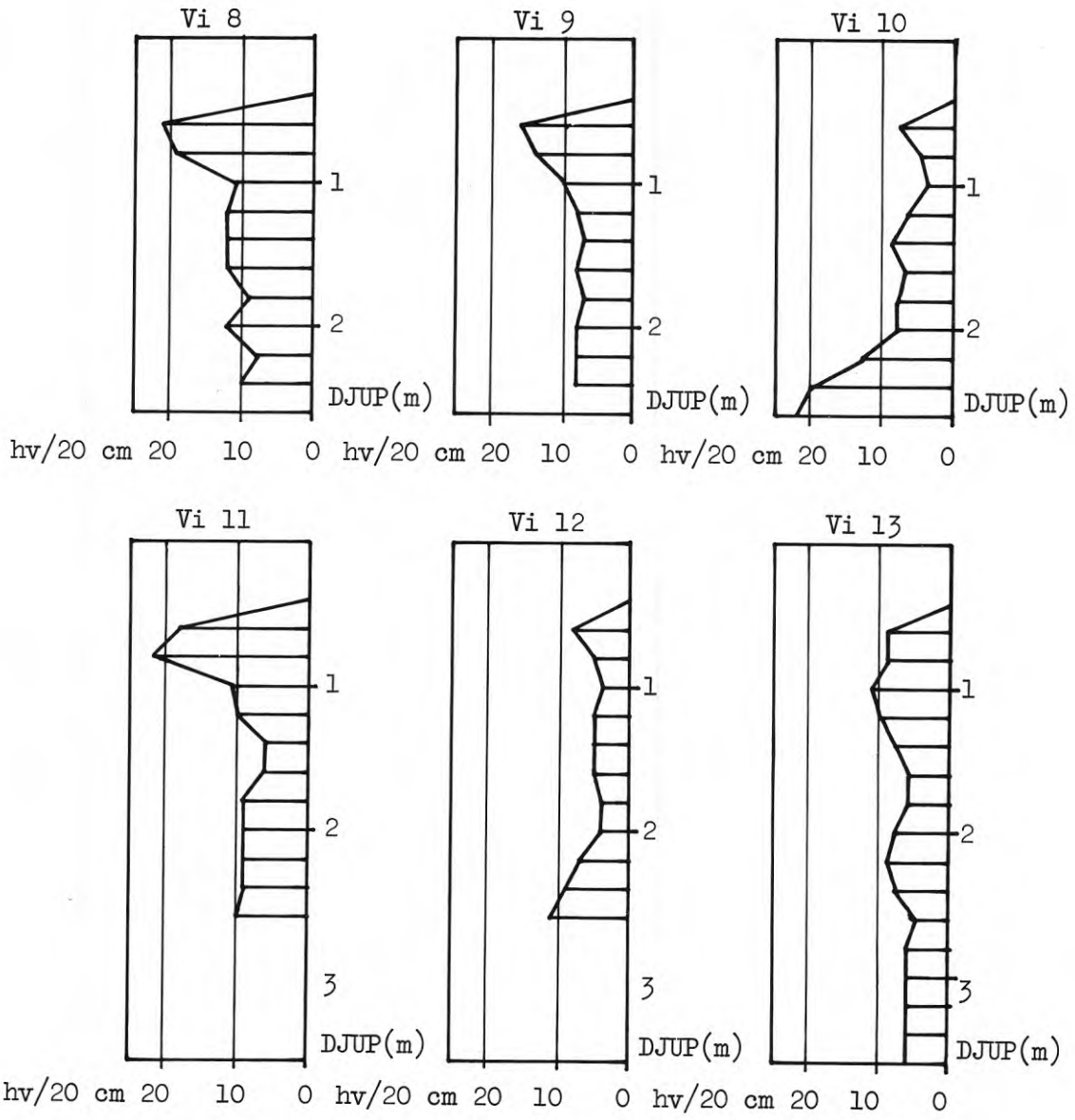


FIG. 29. Sondering med viktsond i sand vid Tavlan

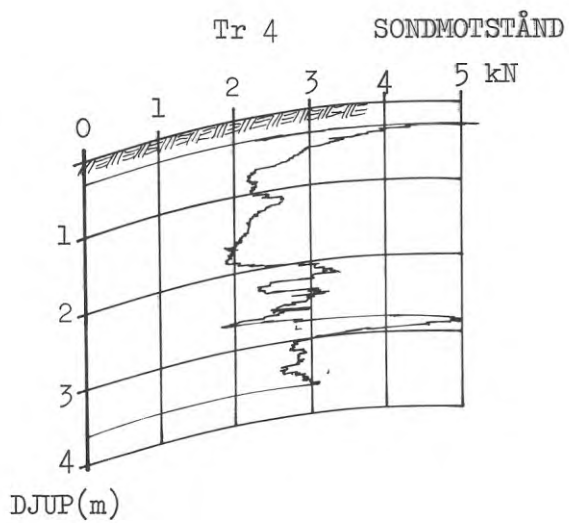
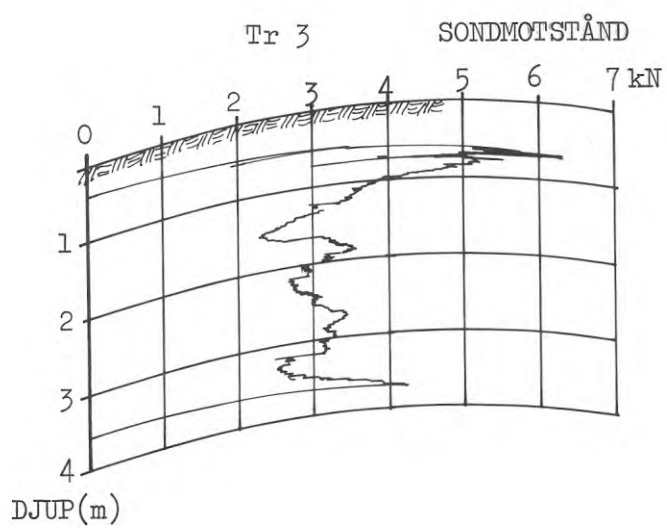
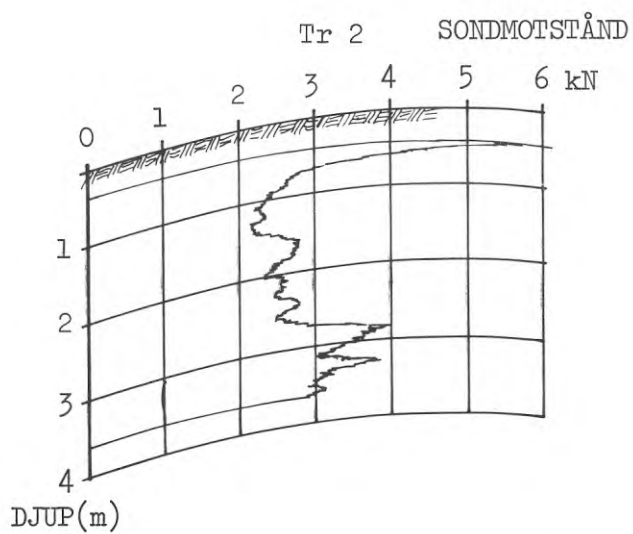
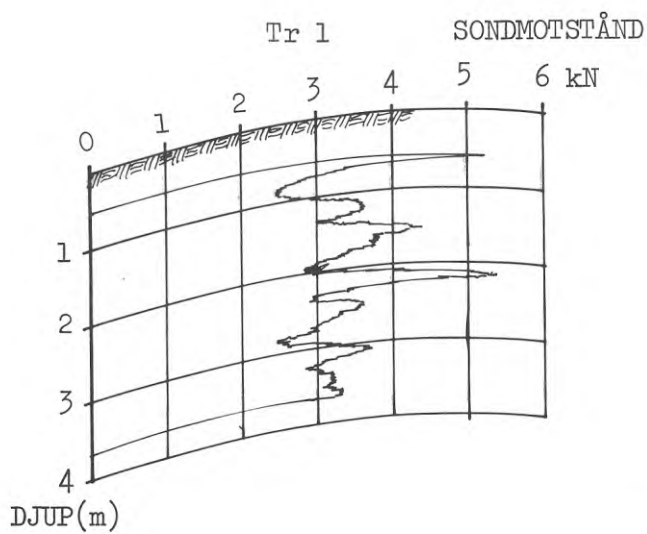


FIG. 30. Sondring med trycksond i sand vid Tavlan.

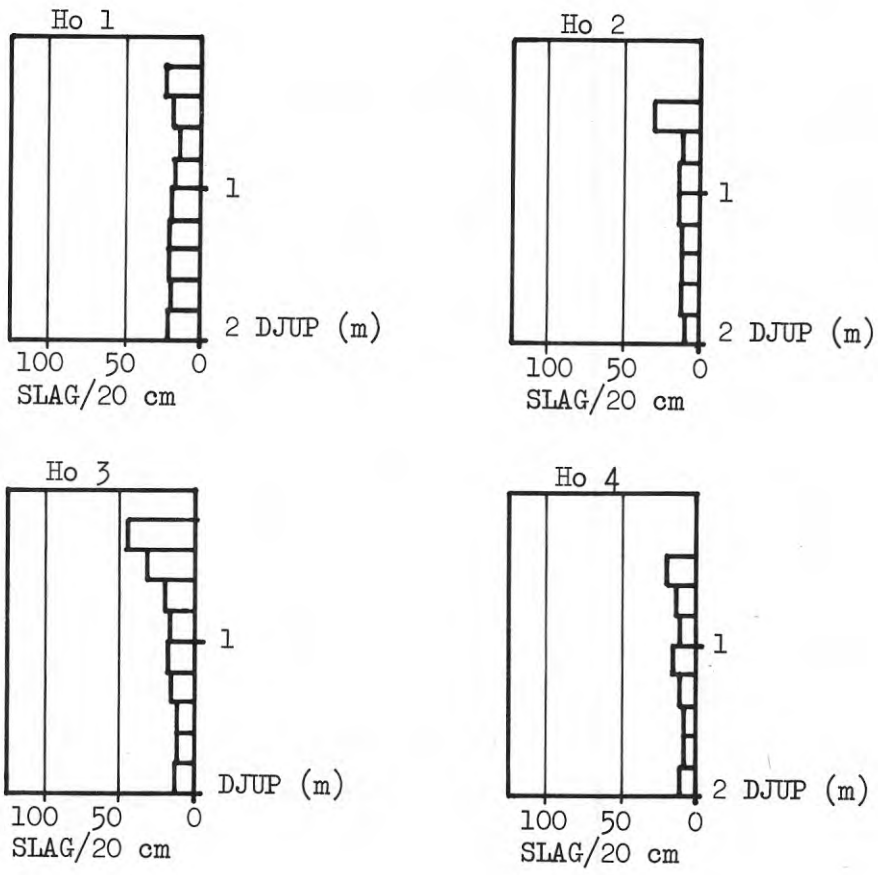


FIG. 31. Sondering med tysk lätt hejarsond i sand vid Tavlan.

tillverkad efter förebild från den kon som används i USA vid NORTH DAKOTA CONE-TEST. Konens utformning visas på FIG. 32. Densiteten kunde bestämmas genom att först placera konens spets mot jordytan. Därefter belastades konen med 10 N. Konintrycket på en skala avlästes efter 1 minut. Samma procedur upprepades vid 20 och 50 N. Förhållandet mellan intryckning och belastning redovisas på FIG. 33.

Med ledning av de värden på sandens densitet som erhöles med sandvolumeter bestämdes sambandet mellan sandens densitet (packningsgrad) och konintryck. Resultatet redovisas på FIG. 34.

5.2 Lerfält vid Kilsta

5.2.1 Ursprung

Provfältet vid Kilsta består närmast markytan av en starkt överkonsoliderad, rödaktig lera. Färgen härrör från Dalasandsten, som utgjort ursprungsmaterialet. Den överkonsoliderade lerans tjocklek, som varierar något, är ca 1 m.

5.2.2 Geoteknisk beskrivning

Lerans skjuvhållfasthet mättes in situ med vingborr och på laboratoriet med kon- och tryckprov. Sensitiviteten bestämdes med fallkon och med vingborrförsök. Lerans skrymdensitet, naturliga vattenhalt och Atterbergs gränser bestämdes även. Resultaten av undersökningarna redovisas på FIG. 35.

5.2.3 Skjuvförsök

Hållfasthetsparametrarna c_{cu} och ϕ_{cu} bestämdes med konsoliderade, odränerade direkta skjuvförsök. Normaltrycket varierade mellan 20 och 160 kN/m² vid de olika försöken. Resultatet av försöken, som visas på FIG. 36, visade att c_{cu} är 5 kN/m² och ϕ_{cu} är 34°.

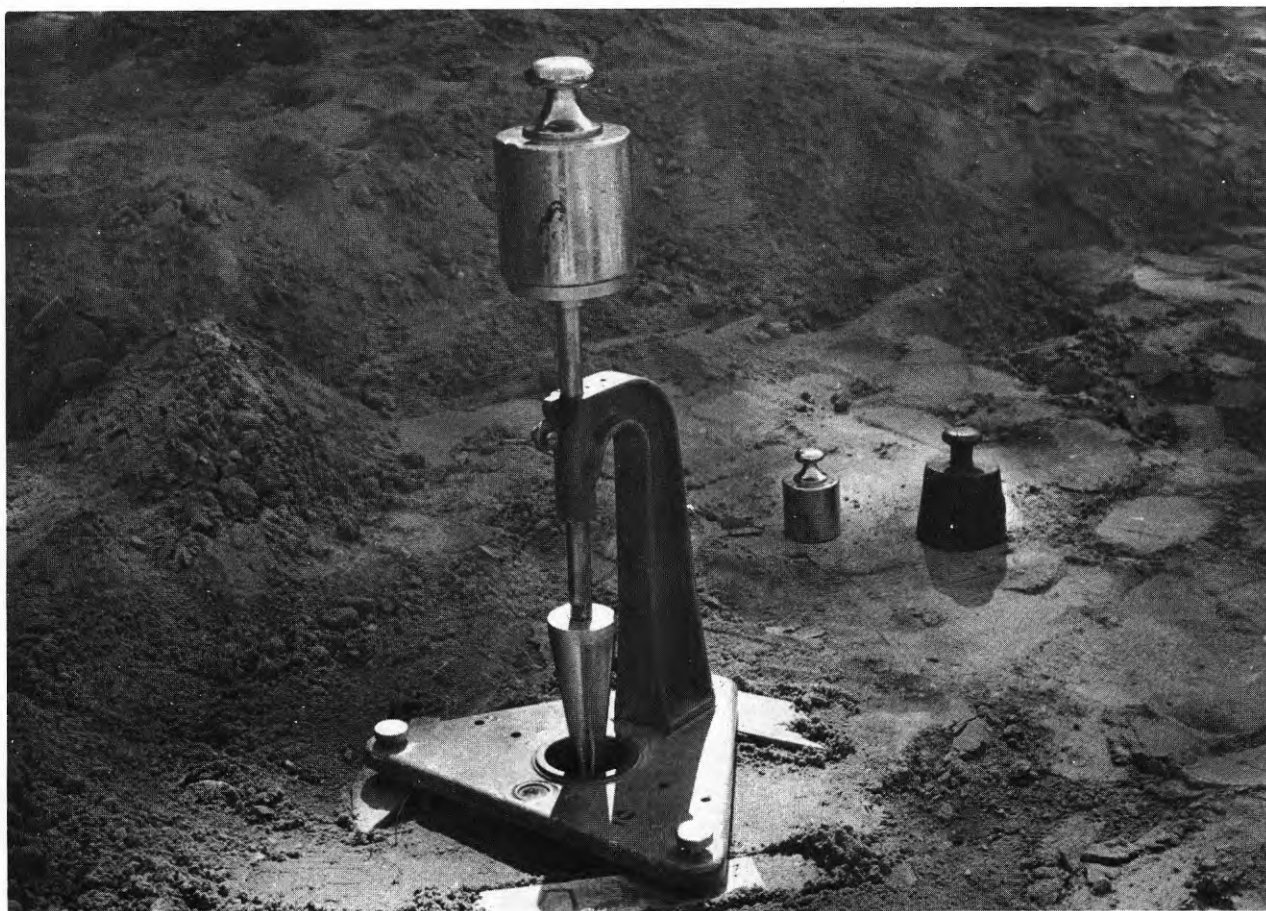


FIG. 32. Kon, typ North Dakota Cone.

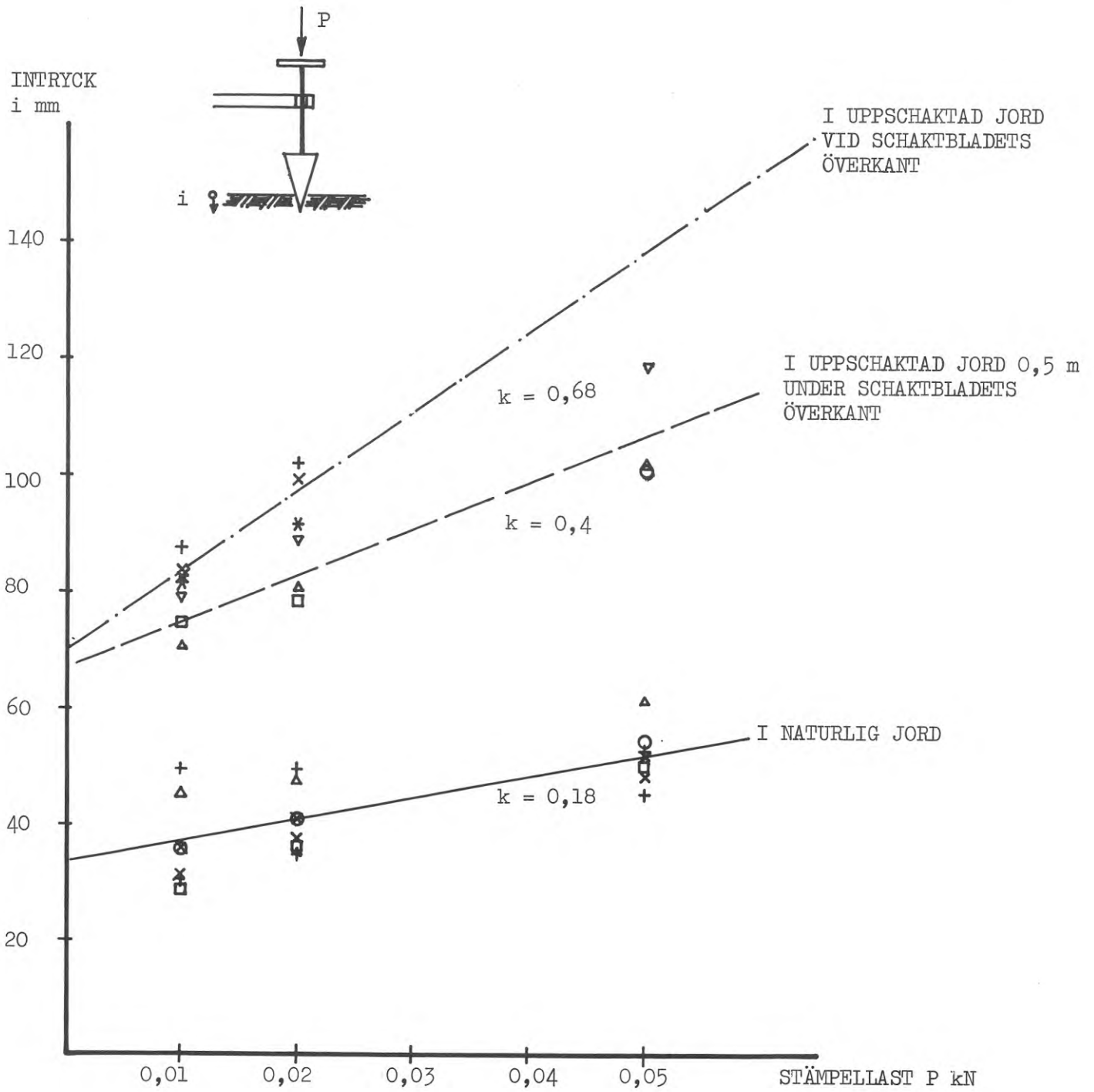


FIG. 33. Resultat av konförsök i sand

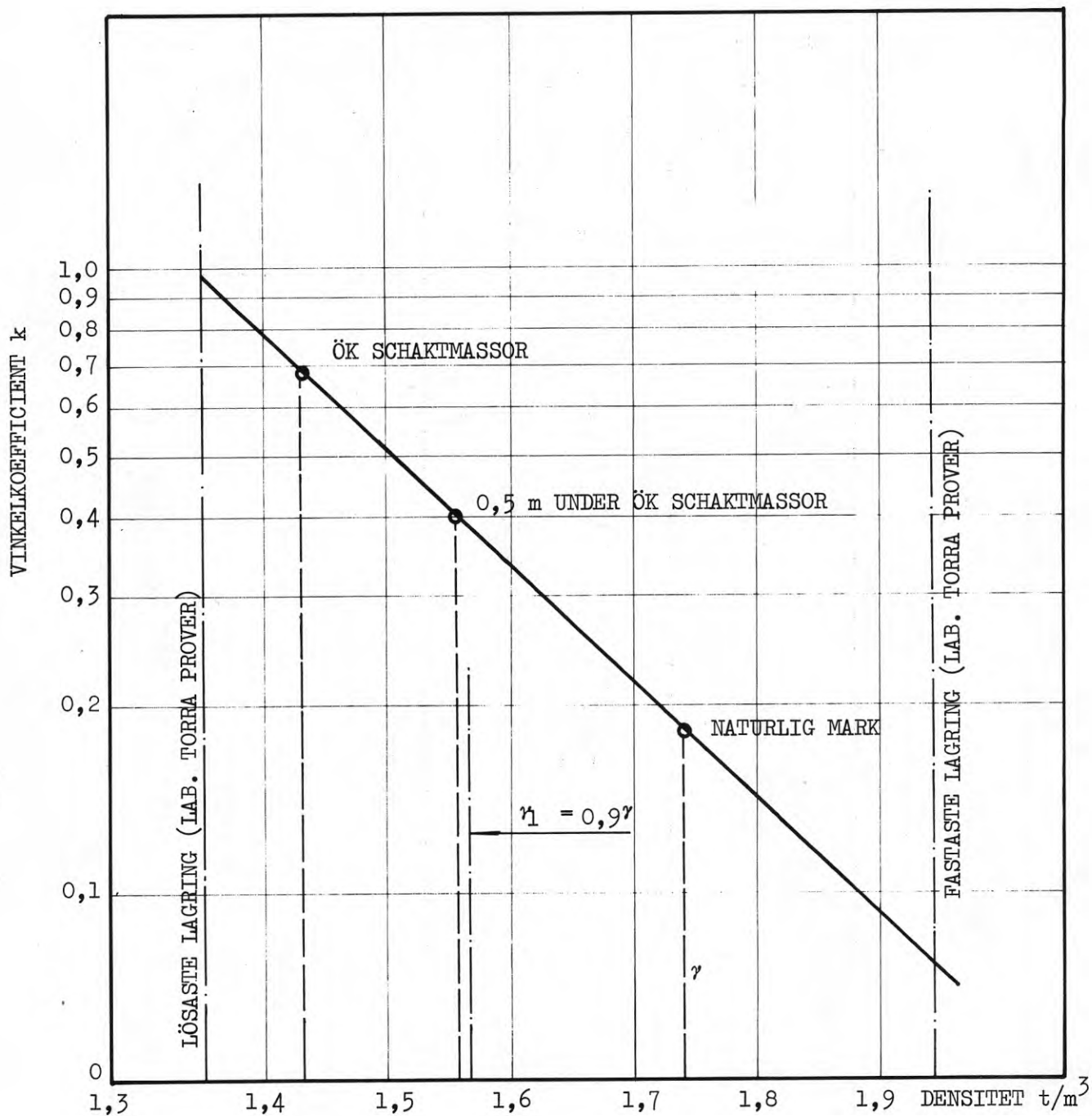


FIG. 34. Samband mellan vinkelkoefficient och densitet enligt North Dakota Cone-test (halvlogaritmisk skala). Prov i naturlig mark och i uppschaktade massor.

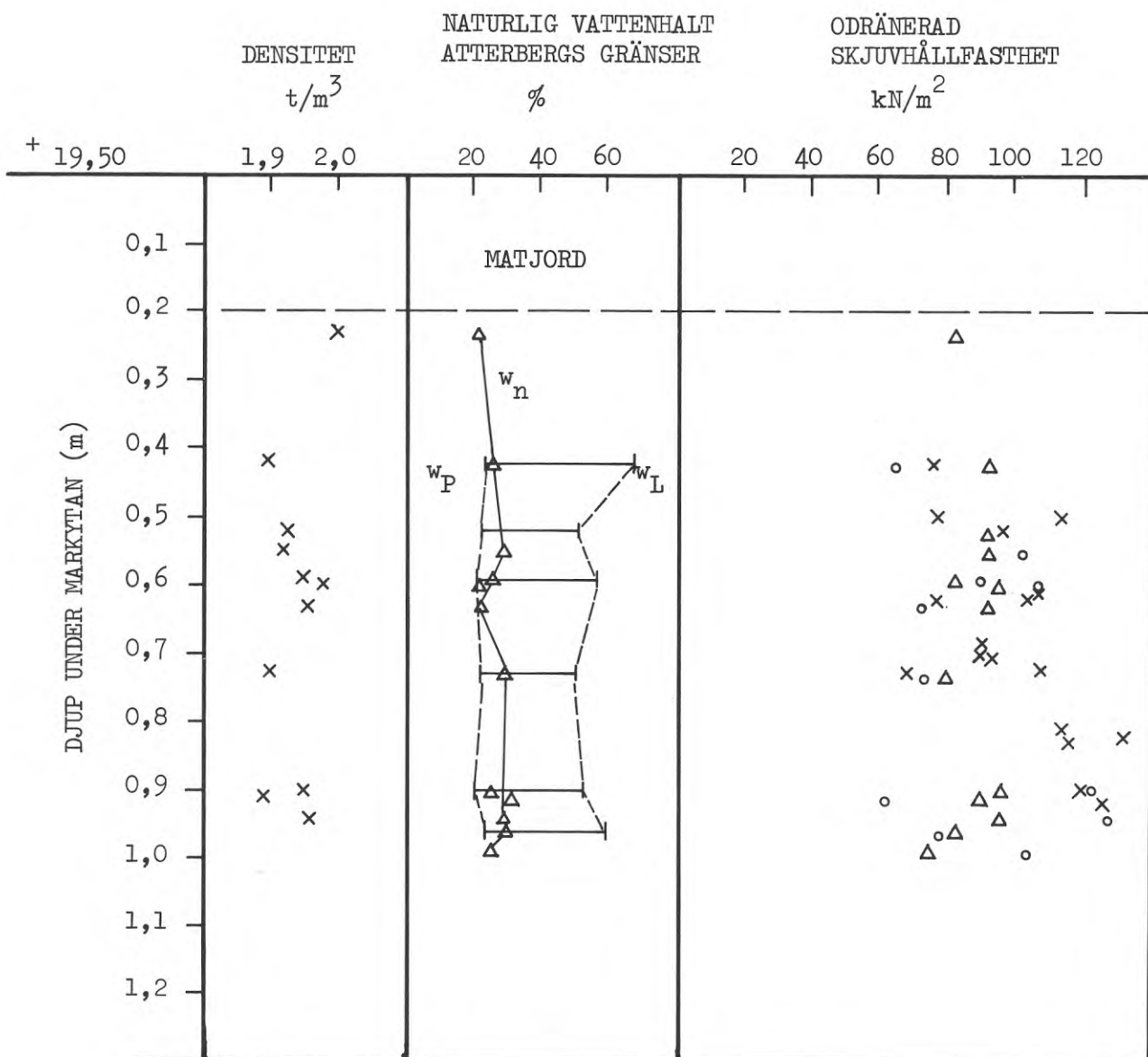


FIG. 35. Geotekniska data för leran vid Kilsta.

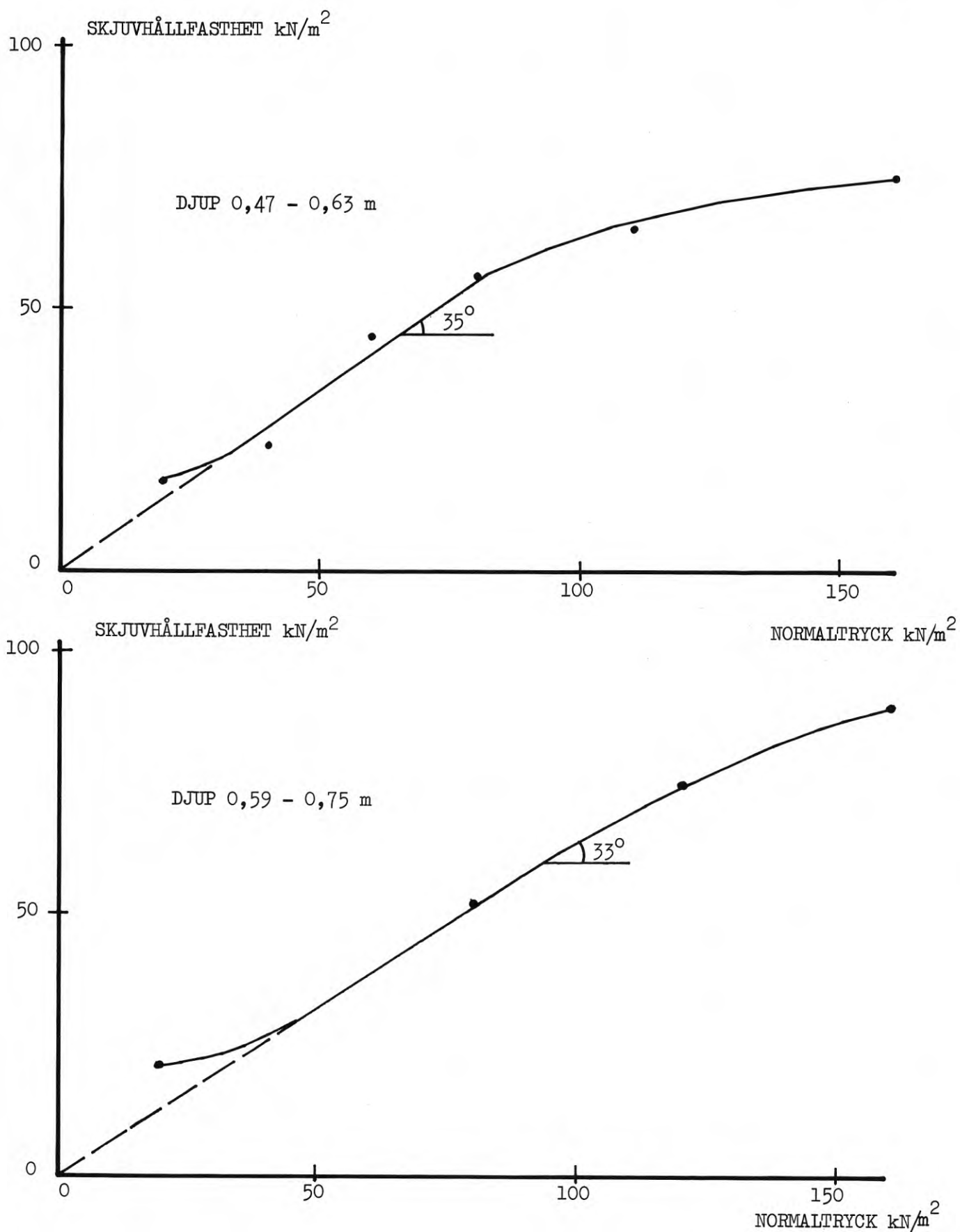


FIG. 36. Konsoliderade, odränerade skjuvförsök i lera.

5.2.4 Fältförsök

Provfältet indelades i sex ytor, vardera ca 15 x 16 m. De olika undersökningar som utfördes var

1. Viktsondering
2. Trycksondering
3. Bestämning av seismisk gånghastighet
4. Vingbormning
5. Provtagning med kolvborr

Borrhålens lägen i plan framgår av FIG. 37.

Viktsondering

Sammanlagt utfördes 11 viktsondhål till minst 2 m djup i varje hörn av provfältet samt i rutornas mitt. Sondstängernas diameter var 22 mm. Resultatet visas på FIG. 38 och 39.

Trycksondering

I de sex rutornas mittpunkter utfördes trycksondering till ca 4 m djup med trycksond (typ Jonell & Nilsson). Resultatet redovisas på FIG. 40.

Bestämning av seismisk gånghastighet

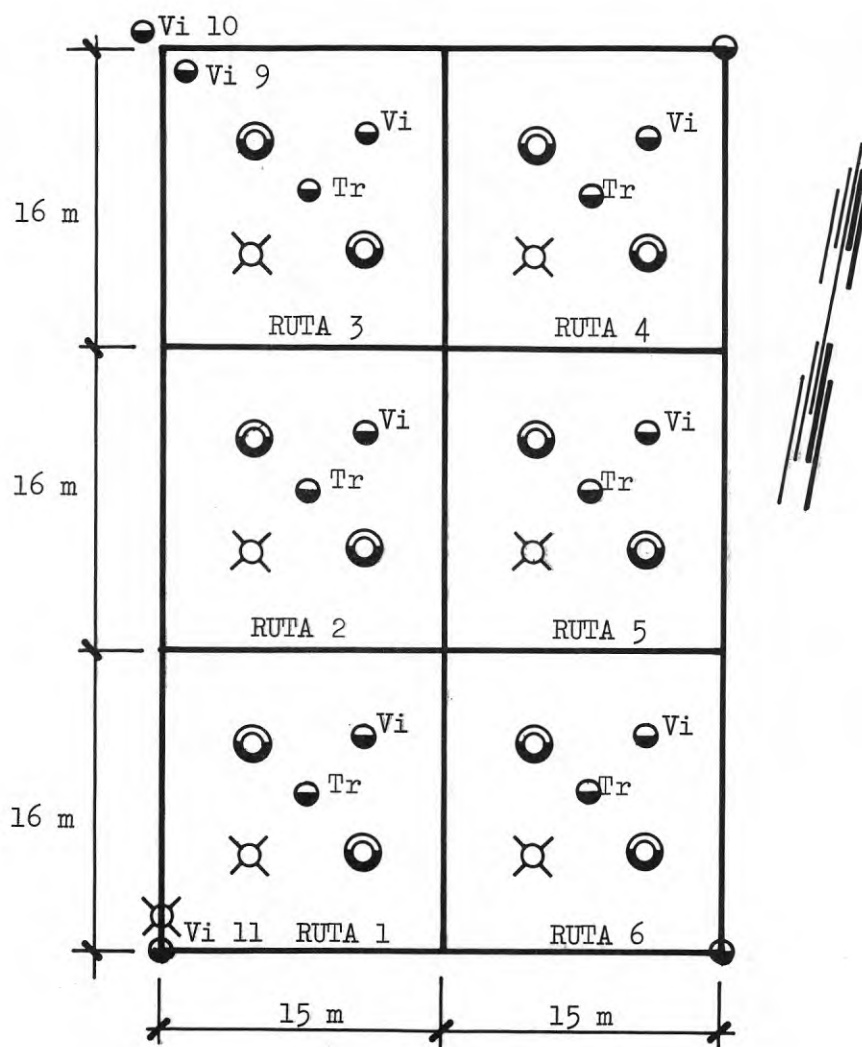
Den seismiska gånghastigheten bestämdes vid ett geofonavstånd av 5 m. Gånghastigheten i lerans ytlager var 300-350 m/s.

Vingbormning

Skjuvhållfastheten bestämdes med vingborr (typ Geonor) i sju punkter. Resultatet redovisas på FIG. 35.

Provtagning med kolvborr

I sex punkter togs prover med kolvborr (typ St 1) ned till ca 1,3 m djup. Provtagningen var kontinuerlig från ca 0,3 m.



BETECKNINGAR:

Tr ● TRYCKSONDERING

Vi ● VIKTSONDERING

 VINGBORRNING


 PROVTAGNING MED KOLVBORR

FIG. 37. Borrhålens lägen i plan på provfältet vid Kilsta (lera).

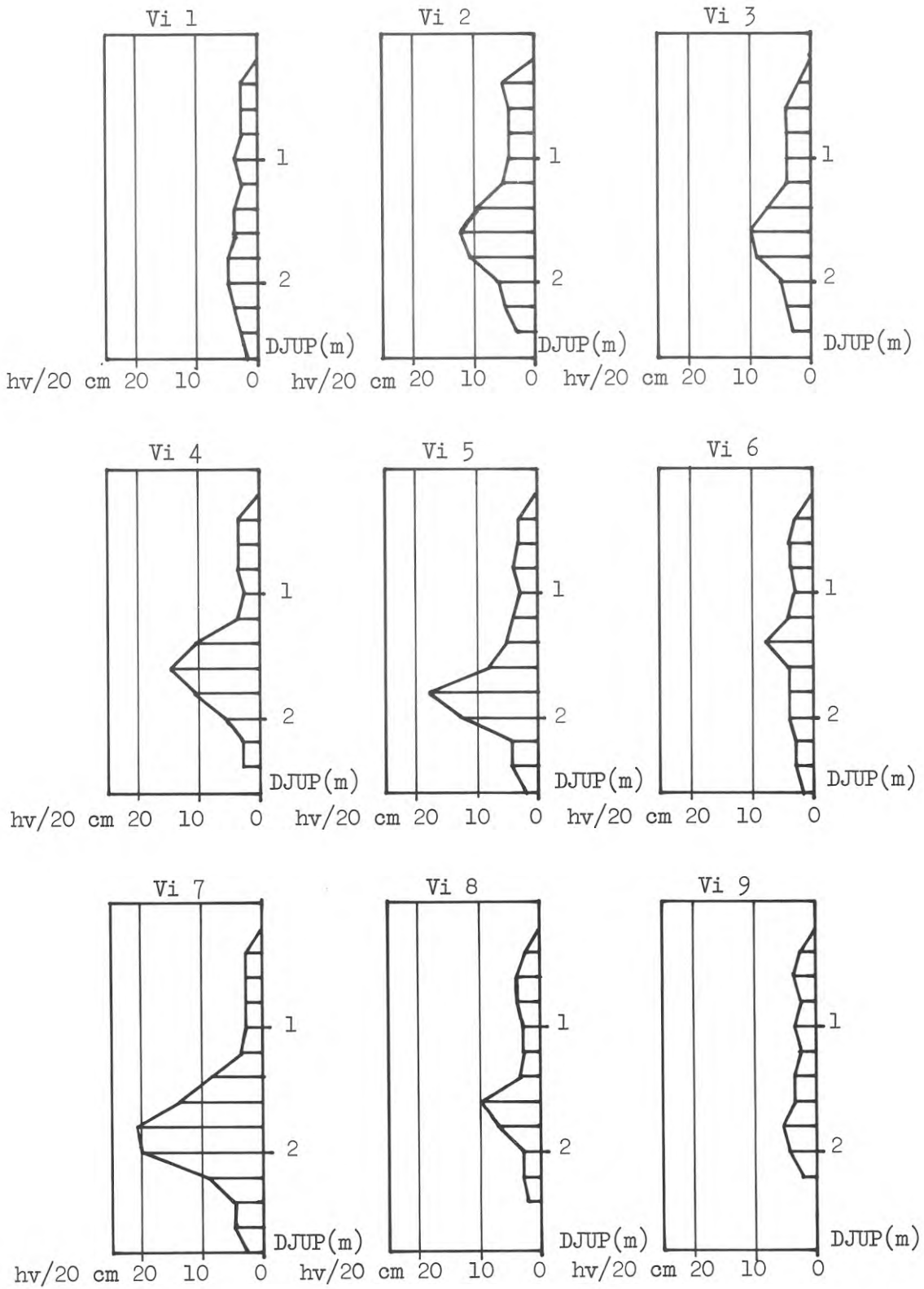


FIG. 38. Sondering med viktsond i lera vid Kilsta.

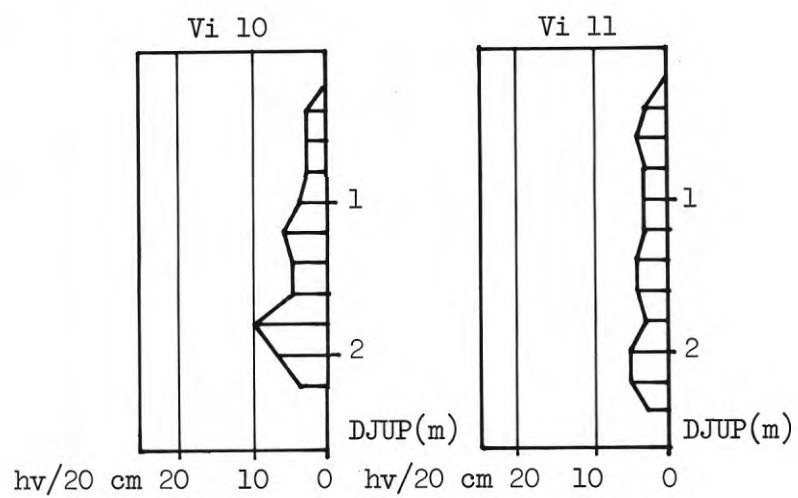


FIG. 39. Sondering med viktsond i lera vid Kilsta.

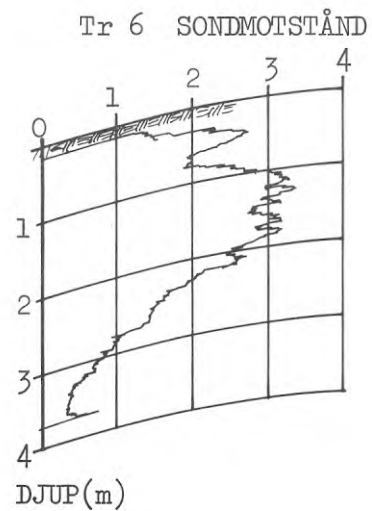
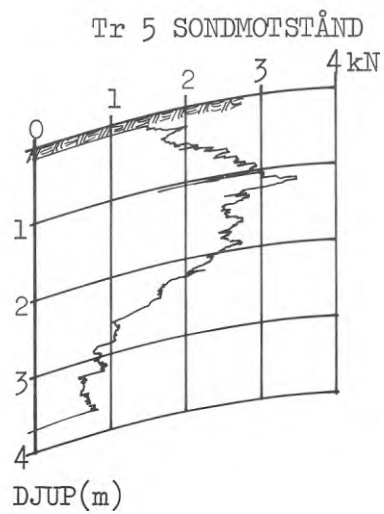
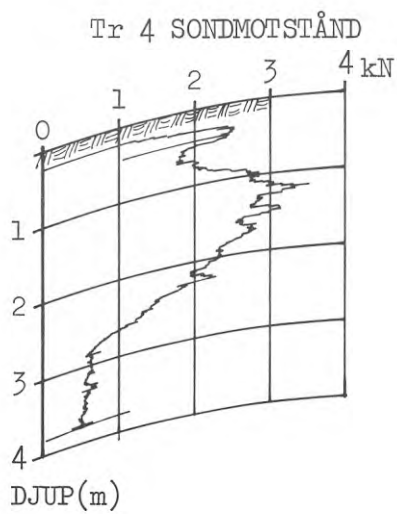
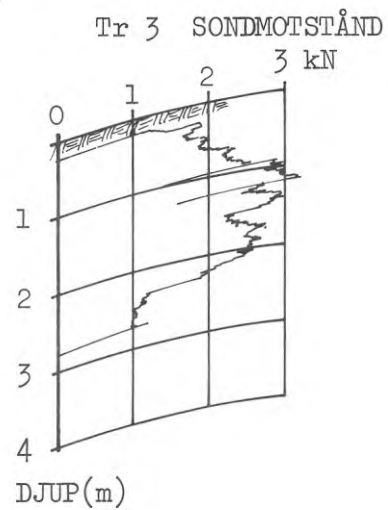
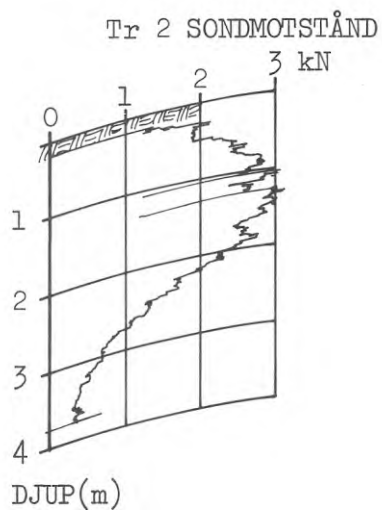
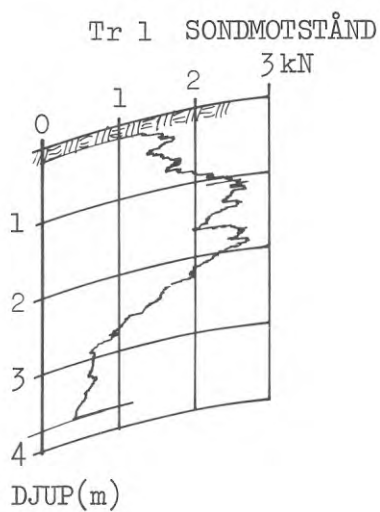


FIG. 40. Sondring med trycksond i lera vid Kilsta.

5.3 Moränfält vid Jaktskjutbanan

5.3.1 Ursprung

Provfältet består av grå normalblockig morän. Finjordshalten är relativt stor. Kornstorleksfördelningen redovisas i FIG. 41.

5.3.2 Fältförsök

Provfältets yta var 40 x 50 m. Efter studium av resultaten från de förberedande undersökningarna koncentrerades försöken till den sydöstra delen av provfältet där även traktorkörningarna utfördes. Följande undersökningar utfördes

1. Sondering med tysk lätt hejarsond
2. Motorslagssondering (Slagborrmaskin typ Wacker)
3. Hejarsondering
4. Bestämning av seismisk gånghastighet
5. Bestämning av packningsgrad

Borrhålens och provgroparnas lägen i plan framgår av FIG. 42.

Sondering med tysk lätt hejarsond

Sondering med tysk lätt hejarsond utfördes i 13 borrhål. Resultatet av undersökningen redovisas i FIG. 43.

Motorslagssondering

Motorslagssondering utfördes i 13 borrhål med maskin av typ Wacker. Slagkraften regleras av en fjäder. Därigenom blir slagkraften oberoende av motorns varvtal. Sondstängerna vars diameter är \emptyset 22 mm är massiva. Vid sonderingarna användes en kvadratisk s.k. fyrkantsspets med 25 mm sida. Resultaten från sonderingarna redovisas på FIG. 44.

Hejarsondering

I fem borrhåll utfördes jämförande sondering med följande tre typer av hejarsond.

Uppdrag:

Prov:

Pl.

SGI nr 30 3000 f nr 66

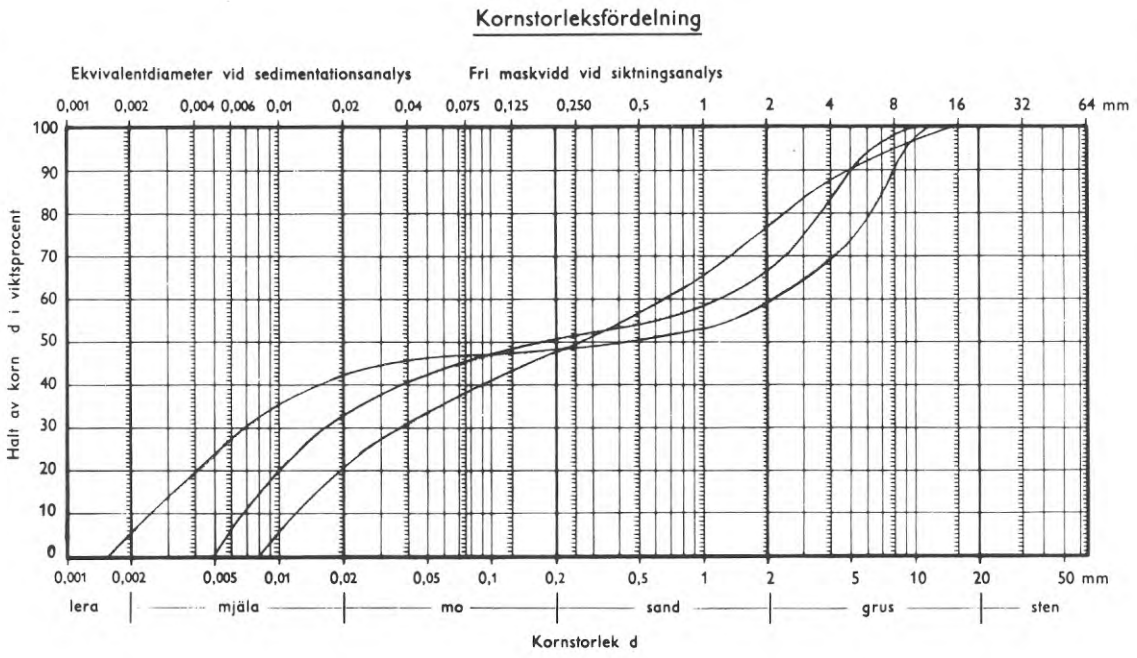
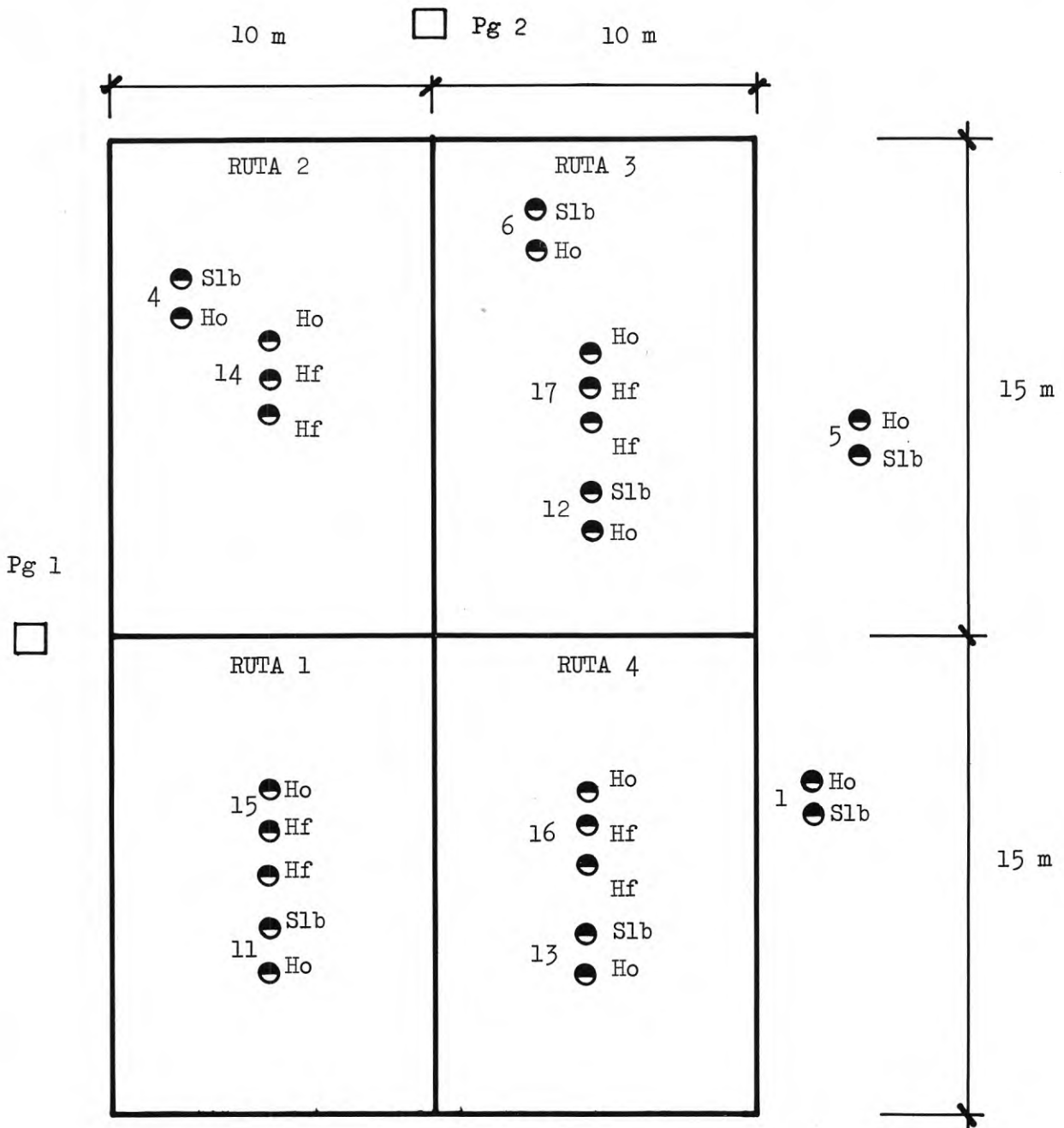


FIG. 41. Kornfördelningskurva för morän vid Jaktskjutbanan.



Beteckningar

- Ho Hejarsondering med tysk lätt hejarsond
- Hf Hejarsondering
- Slb Motorslagsondering (Wacker)
- Pg Provgrop

FIG. 42. Borrhålens lägen i plan på provfältet vid Jaktskjutbanan (morän)

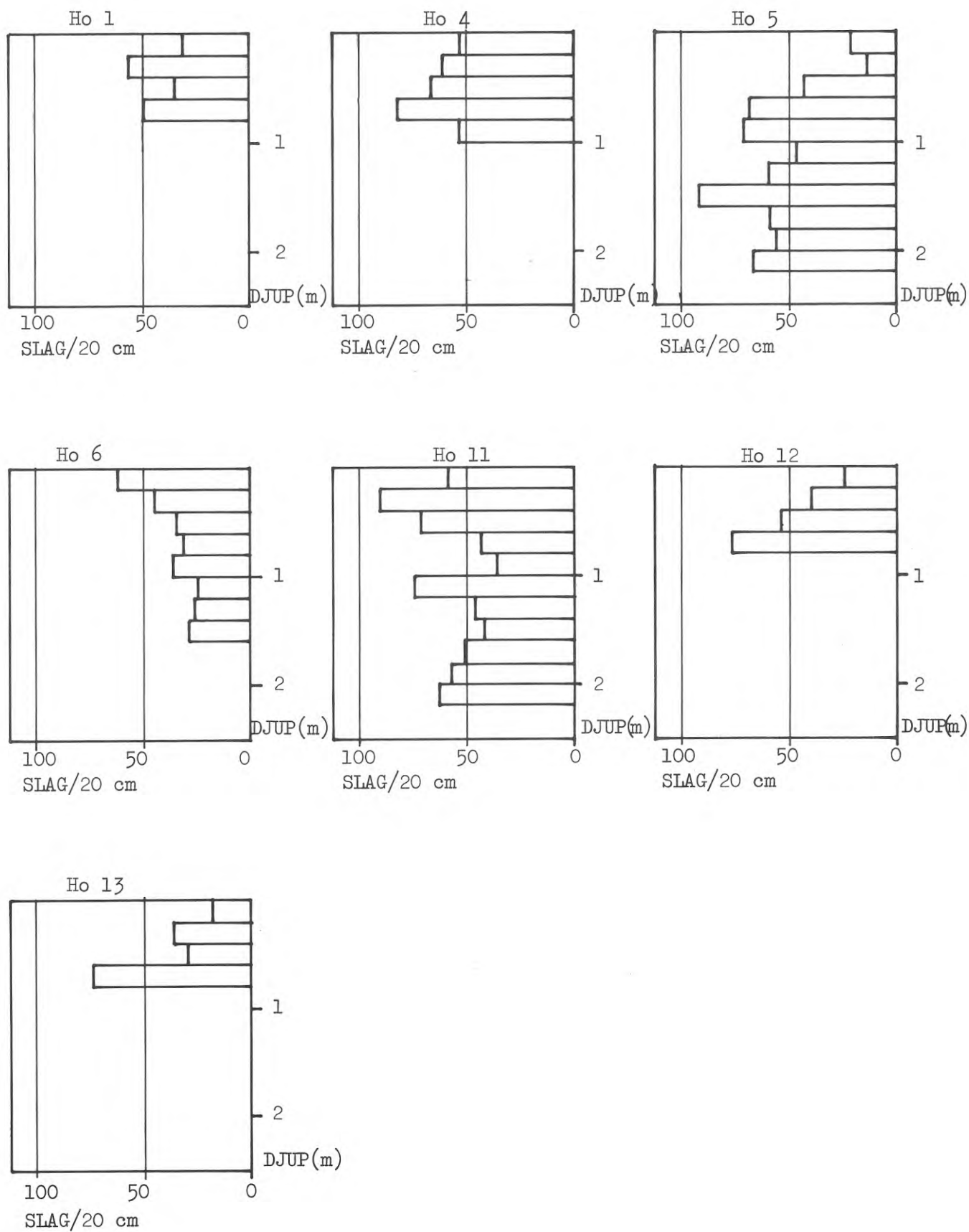


FIG. 43. Sondering med tysk lätt hejarsond i morän vid Jakt-skjutbanan.

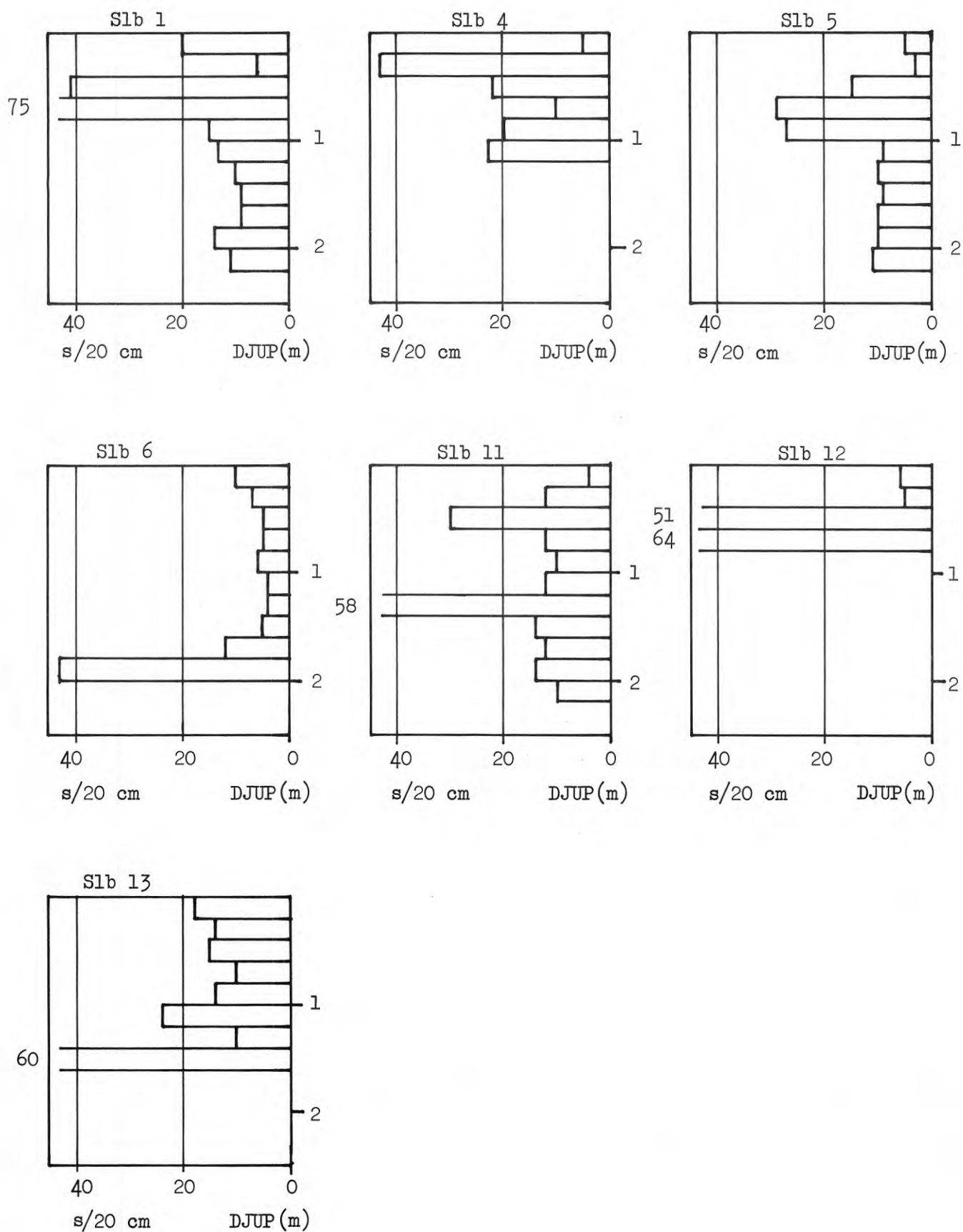


FIG. 44. Motorslagssondering (typ Wacker) i morän vid Jaktskjutbanan.

Vid finsk typ av hejarsond är sondstängernas och mejselns diameter 32 mm respektive 38 mm. Mejselns diameter är större än sondstängernas diameter för att minska friktionen längs sondstängerna. Hejarvikten är 70 kg och fallhöjden 100 cm.

Vid hejarsondering med frifallshejare användes sondstänger med diameter 32 mm. Lös spets med kvadratisk tvärsnitt användes. Hejarvikten var 63,5 kg och fallhöjden 50 cm. Dynan var fast. Inga mellanlägg användes.

Hejarsondering enligt svensk standard utfördes med sondstänger med 32 mm diameter och med lös fyrkantig spets, vars area är 15-16 cm². Slaghastigheten är mindre än eller lika med 60 slag/minut. Hejarvikten är 63,5 kg och fallhöjden 60 cm.

Resultatet av undersökningarna redovisas på FIG. 45 och 46.

Bestämning av seismisk gånghastighet

I tre profiler utfördes seismisk undersökning vid ett geofonavstånd av 5 m. Gånghastigheten var 900-1100 m/s.

Bestämning av skrymdensitet

Jordens densitet bestämdes på olika nivåer i två provgropar. Samtidigt utfördes sten- och blockräkning. På 0,5-0,8 m djup var $\gamma = 2,3 \text{ t/m}^3$ och på 1,85-2,15 m djup $1,9 \text{ t/m}^3$. I den andra provgropen bestämdes γ till $2,0 \text{ t/m}^3$.

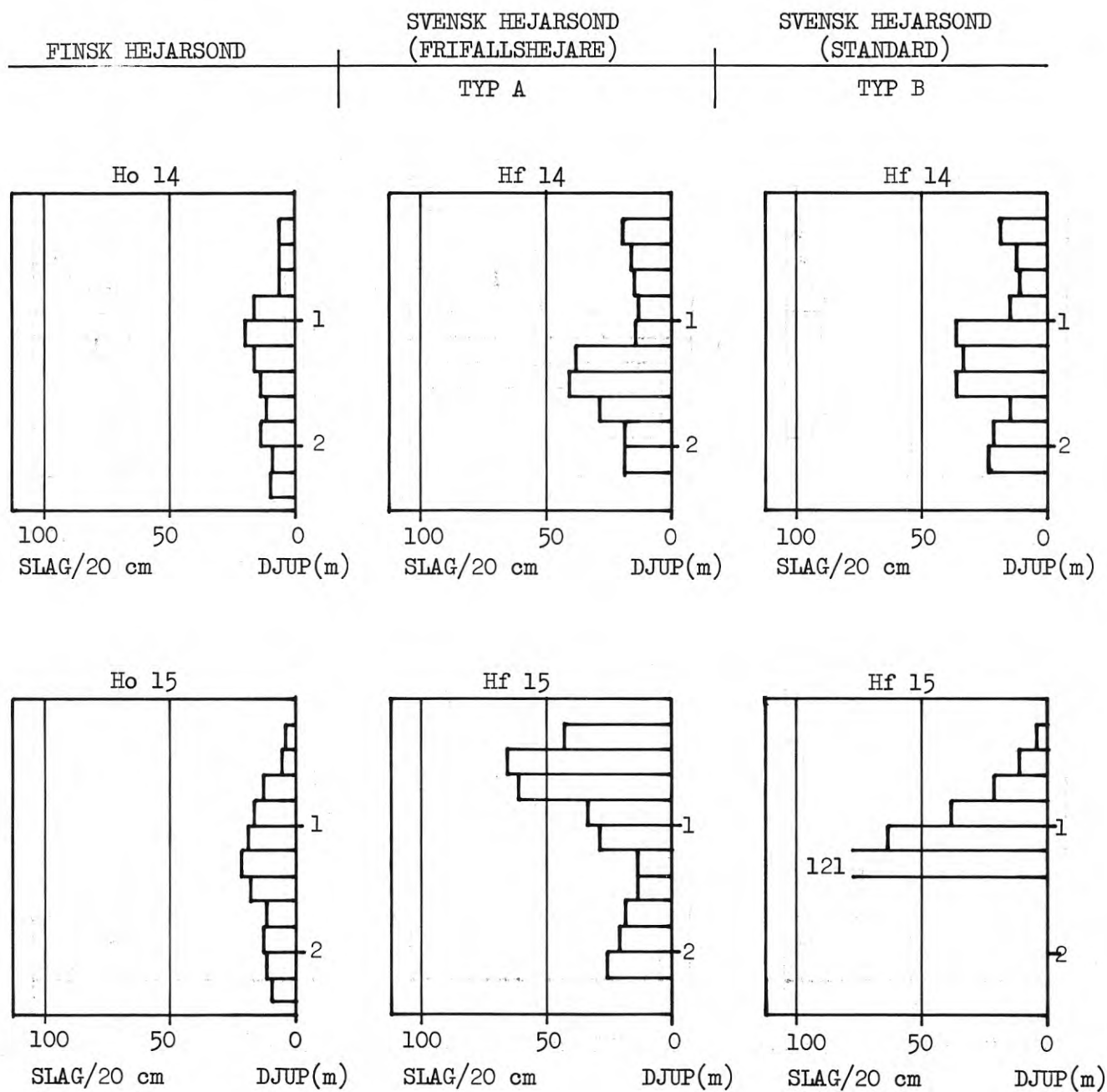


FIG. 45. Sondering med olika typer av hejarsond i morän vid Jaktskjutbanan.

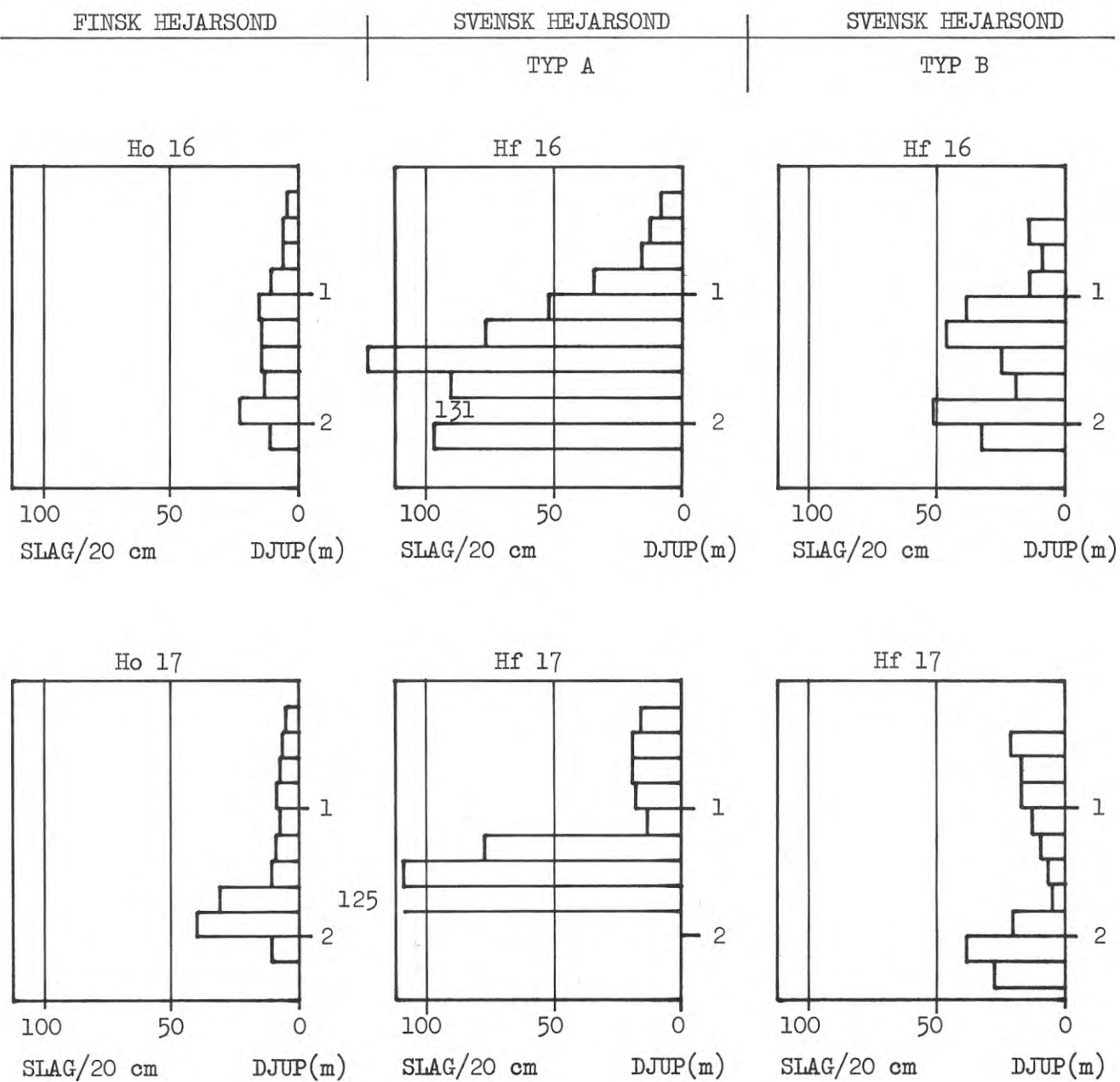


FIG. 46. Sondering med olika typer av hejarsond i morän vid Jaktskjutbanan.

6.1 Bestämning av jord-metallfriktion och adhesion

Trycket mot ytan av ett schaktblad kommer att avvika en vinkel δ från normalen mot ytan där δ är vinkeln för jord-metallfriktionen. Friktionskraften är för friktionsjord proportionell mot normallasten och oberoende av kontaktytans storlek. Ytmotståndet är däremot oberoende av normallasten om jorden utgörs av kohesionsjord. Ett visst skjuvmotstånd uppträder dock, även om normallasten minskar till noll. I sådana fall talar man om "sann kohesion", vilken kan förklaras av kapillärspänningar och en viss cementering mellan partiklarna. Det största möjliga skjuvmotståndet motsvarar lerans odränerade skjuvhållfasthet τ_{fu} .

Vid sina omfattande undersökningar av jord-metallfriktion fann Potyondy (1961) att friktionen till mycket stor del är beroende av bland annat ytans släthet, kontakttrycket, kornstorleksfördelning, fuktighet eller film på ytan och vibrationer.

Man brukar vanligen uttrycka ytmotståndet antingen med f eller med en friktionsvinkel ϕ_u . Sambandet mellan dessa är $f = \tan \phi_u$. De mineral som huvudsakligen ingår i friktionsjord är vanligen kvarts och fältspat. Resultatet av försök utförda av Rowe (1962), där normallasten varierade med en faktor av 50, visade att friktionsvinkeln ϕ_u var konstant inom $\pm 1^\circ$ för dessa material. Rowe visade även att friktionsvinkeln ϕ_u däremot påverkades av partikelstorleken vid varierande normallast. Vid en partikelstorlek av 0,06 mm blev friktionsvinkeln ϕ_u 29° medan partikelstorleken 0,6 mm gav en friktionsvinkel ϕ_u lika med cirka 24° . Försöken utfördes så att kvartssand i skjuvboxens övre del fick glida mot ett homogent kvartsblock i den nedre delen av skjuvboxen. Därvid gled eller rullade sandpartiklarna längs underlaget. För kvarts är friktionsvinkeln ϕ_u vanligen 26° till 30° . Det har även visat sig att vatten har liten eller ingen effekt på friktionsvinkeln ϕ_u .

Den skjuvkraft som erfordras för att initiera glidning mellan två ytor är ofta större än den kraft som erfordras för att bibehålla glidningen d.v.s. vilofriktionen är större än rörelsefriktionen. Skillnaden mellan vilo- och rörelsefriktion förorsakar att glidningen blir "ryckig". Den glidande kroppen får en accelererad rörelse när glidningen väl har börjat. Skjuvkraften sjunker till ett värde som är lägre än det som erfordrades för att initiera glidningen. Efterhand upphör glidningen. Den börjar igen då skjuvkraften är tillräckligt stor för att övervinna vilofriktionen. Kallstenius (1963) fann vid sina försök att skillnaden mellan vilo- och rörelsefriktionen för sand var obetydlig, vilket innebär att uppehåll i glidningen inte påverkar skjuvkraften.

I lera är vanligen friktionsvinkeln ϕ_u relativt konstant vid måttliga värden på normallasten. Man har velat tolka detta så att porvatten pressas ur leran och smörjer kontaktytan. De kohesions- eller adhesionskrafter som uppträder i leran kan inte bli högre än vad som motsvarar lerans skjuvhållfasthet. I lera förekommer en viss skillnad mellan vilo- och rörelsefriktionen enligt bl.a. Kallstenius.

För att kunna förklara olika jordarters beteende då de glider längs ett schaktblad var det nödvändigt att mäta jord-metallfriktionen under samma betingelser som under körningarna. Vid försöken som utfördes vid de tre provfälten användes en metallplatta av samma slag och ytråhet som schaktbladet. Jord-metallfriktionen bestämdes genom att dra en stålcyllinder med 50 cm diameter och 20 cm höjd längs metallplattan. Den kraft som erfordrades mättes med en kraftgivare av typ Bofors. Givaren var kopplad till en lina som var fastsatt mellan draganordningen och cylindern. Linan hölls parallell med metallplattan under försöken.

Cylindern var fylld med jord. Försöken utfördes vid varierande normallaster genom att vikter placerades på cylinderns "lock". Efter varje försök samlades jorden upp och vägdes. Försöksanordningen visas på FIG. 47 och 48. Försöksresultaten redovisas i FIG. 49. Varje värde motsvarande medelvärdet av tre försök.



FIG. 47. Bestämning av jord- metallfriktionen.

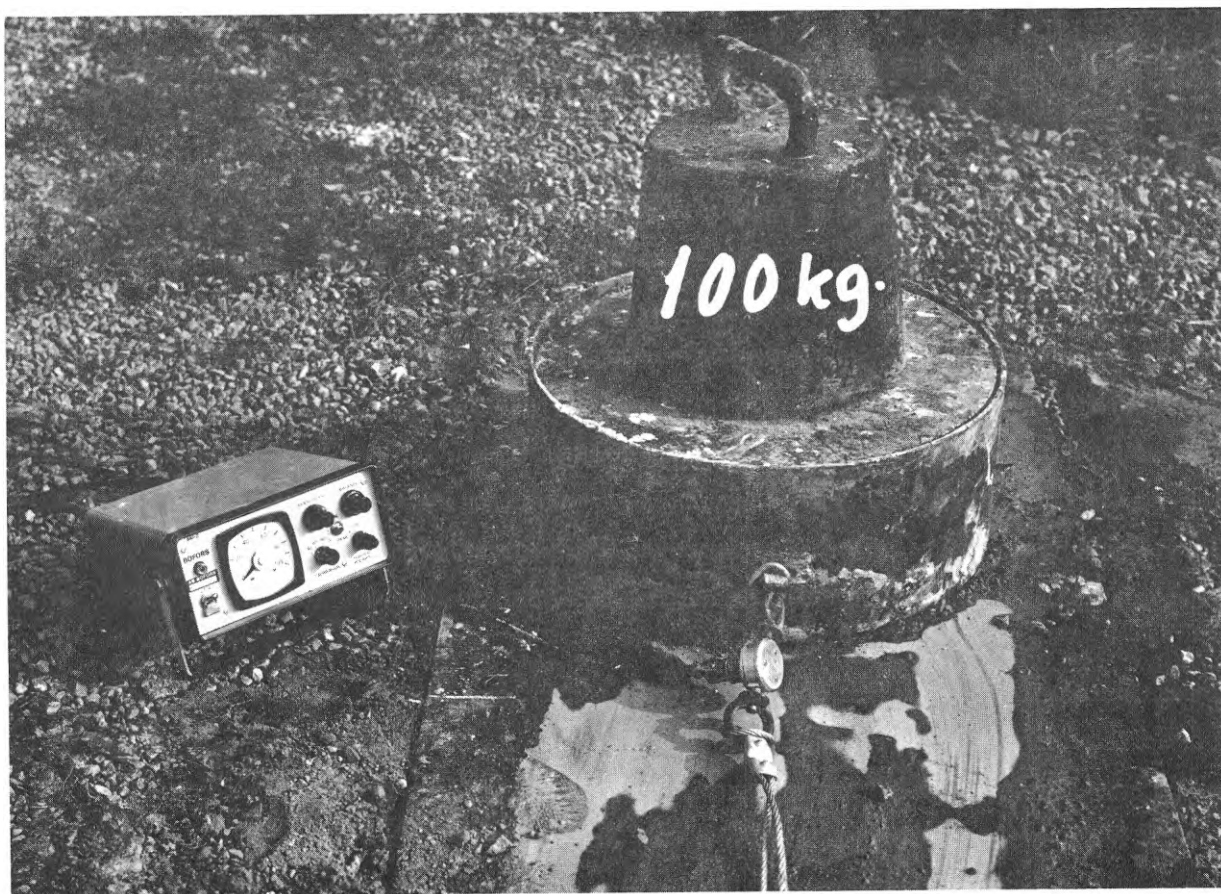


FIG. 48. Bestämning av jord- metallfriktionen.

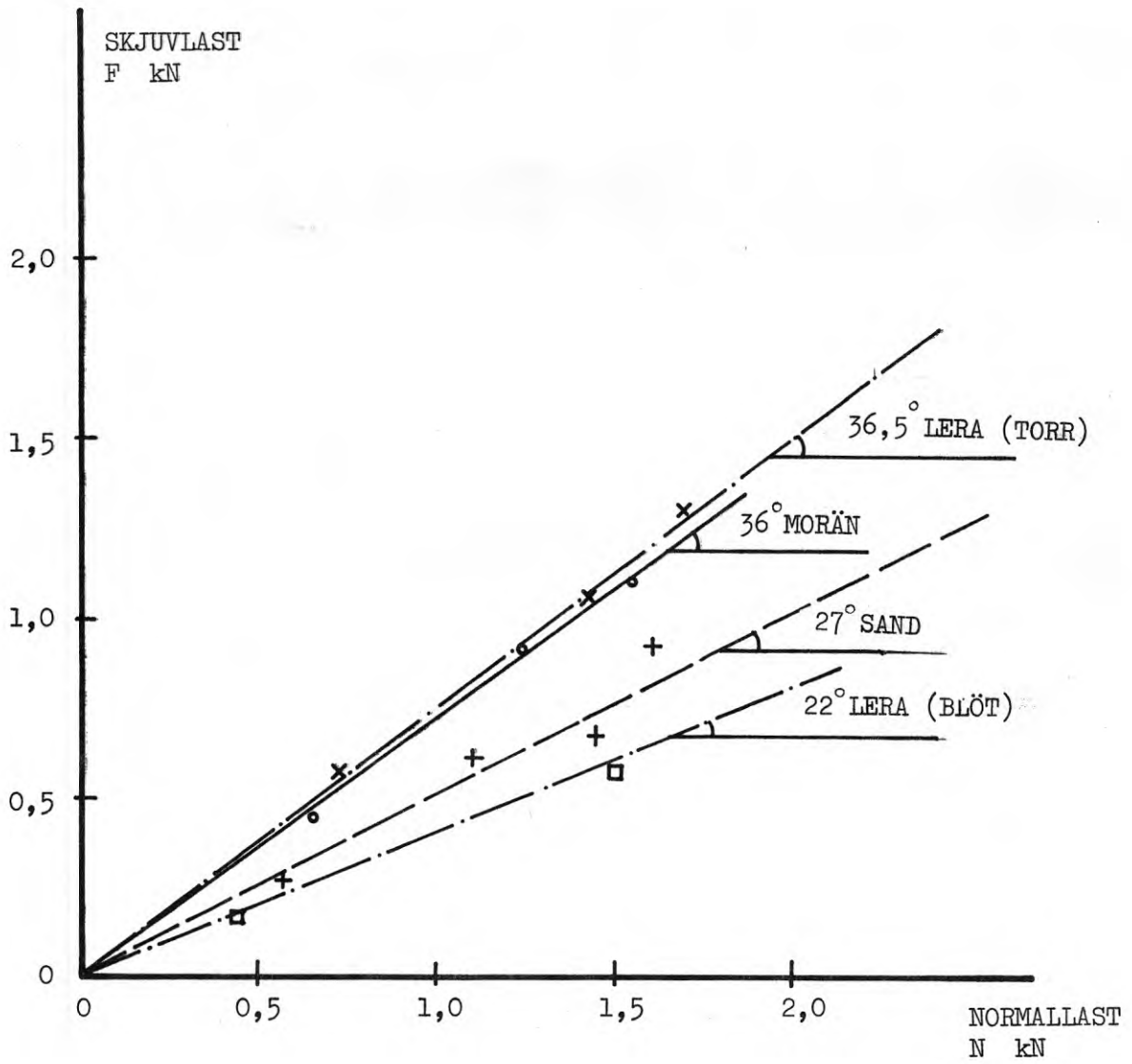


FIG. 49. Vinkeln för jord- metallfriktion

Friktionen mellan naturlig mark och uppschaktad jord bestämdes på liknande sätt. Därvid drogs cylindern som var fylld med lös jord längs en avplanad jordyta i de olika materialen. Vid dessa försök kontrollerades att draglinan var horisontell. Försöksresultaten redovisas i FIG. 50.

6.2 Diskussion av provresultat

6.2.1 Sand

Den naturliga vattenhalten (w) för den sand som användes vid försöken var 6 %. Normaltrycket mot metallplåten varierade mellan 250 och 750 kN/m². Den uppmätta friktionsvinkeln mellan jord och plåt, som var oberoende av normaltrycket, uppmättes till 27°-29°. Motsvarande inre friktionsvinkel bestämd med treaxliga försök var ca 40°. Detta motsvarar en kvot mellan tangenterna för jord-metallfriktionen och inre friktionsvinkeln som är 0,63.

För en slät stålyta fann Potyondy att samma förhållande var 0,46-0,47 för torr, halvfast lagrad sand och 0,57 för fast lagrad, vattenmättad sand.

Vanligen brukar man för sand räkna med att förhållandet är lika med 0,55-0,65. Adhensionsandelen var helt försumbar i sand vid samtliga försök vilket överensstämmer med tidigare undersökningar.

Friktionen mellan jord-jord, som undersöktes på samma sätt som jord-metallfriktionen, visade sig i huvudsak vara lika stor som denna. Ett möjligt fel i mätningarna kan ha förorsakats av att cylindern skar ner i sanden. Därigenom erhöles ett något för högt värde på dragkraften.

6.2.2 Lera

Leran på försöksfältet vid Kilsta hade en naturlig vattenhalt som var något högre än plasticitetstalet. Detta hade till följd att leran bröts upp i stycken under schaktningen. De uppbrutna lerstyckena bibehöll i stort sett sin storlek under körningen. Den lossbrutna leran hade karaktären av ett friktionsmate-

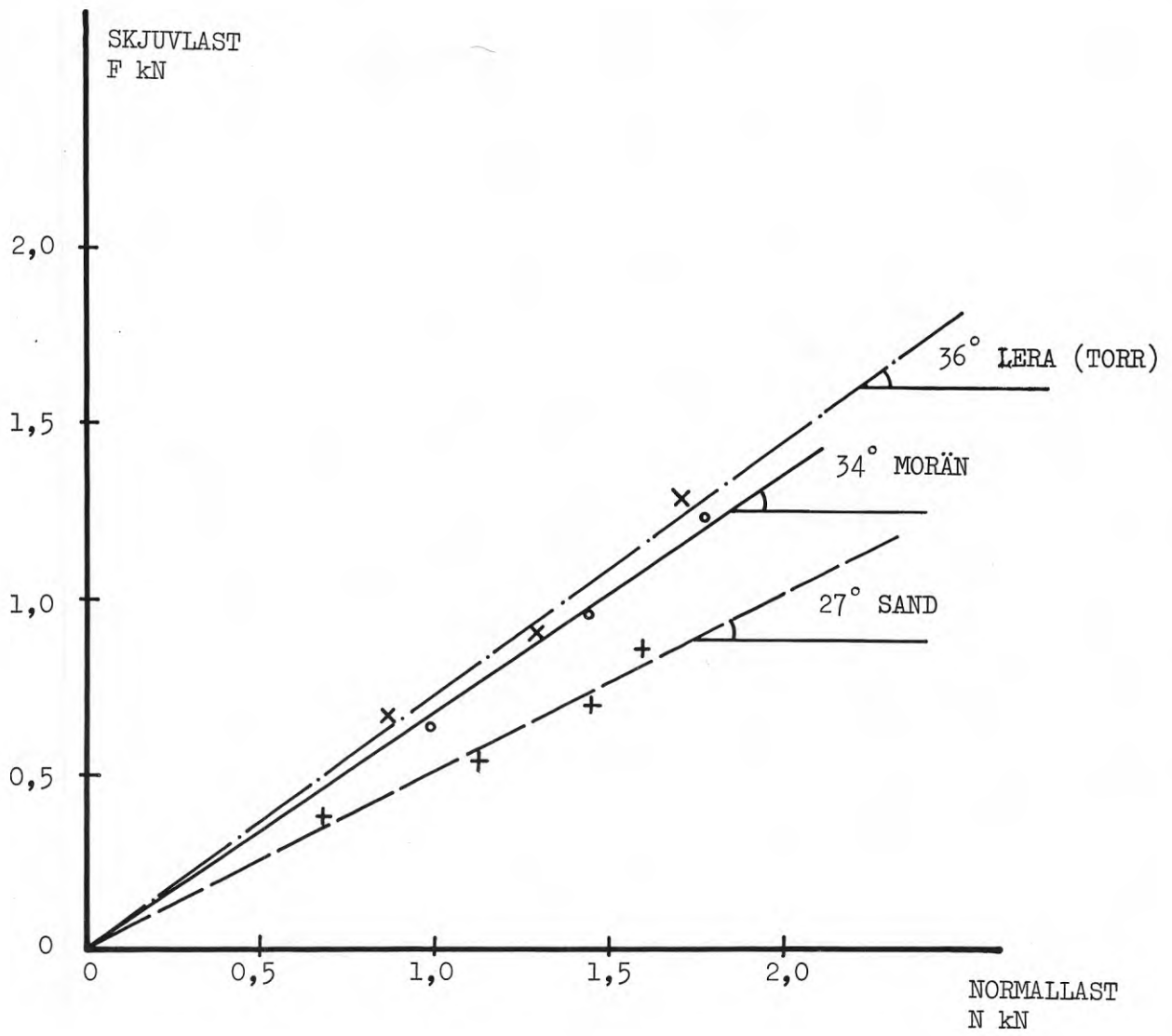


FIG. 50. Vinkeln för jord- jordfriktion.

rial. Jord-metallfriktionen för detta material ökar med belastning. Vinkeln för jord-metallfriktionen för torr lera bestämdes till 35° - 37° , vilket ger ett värde på $\tan \phi$ av 0,7. Då det registrerades under en del av försöken på lerfältet bestämdes även ytmotståndet för våt lera. Den uppmätta friktionskoefficienten var 0,4. Vid dessa försök hölls vatten i cylindern efter det att torr lera hade packats till cylinderns överkant. I stort sett samma friktionsvinkel erhöles mellan jord-metall som mellan jord-jord.

6.2.3 Morän

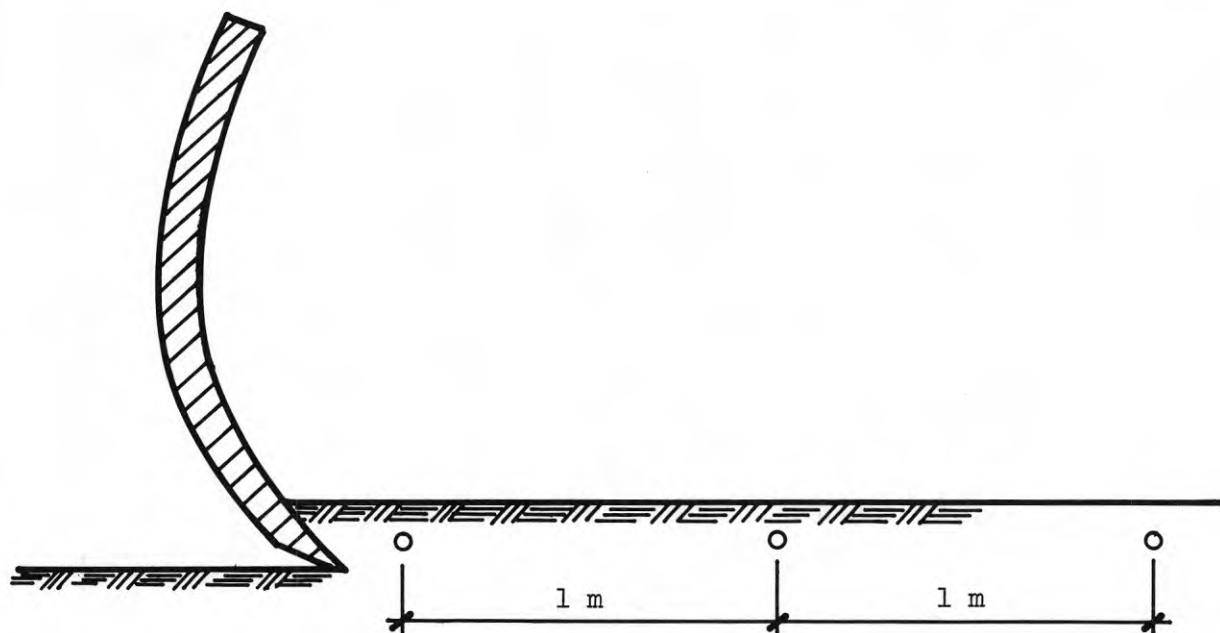
Eftersom moränen på provfältet var välgraderad erhöles ett högre värde på jord-metallfriktionen än vad som var fallet vid försöken i sand. Vinkeln för jord-metallfriktionen bestämdes till 36° , vilket motsvarar en friktionskoefficient lika med 0,73.

Vinkeln för jord-jordfriktionen bestämdes till 34° . Betingelserna för de olika försöken varierade något beroende på varierande stenhalt.

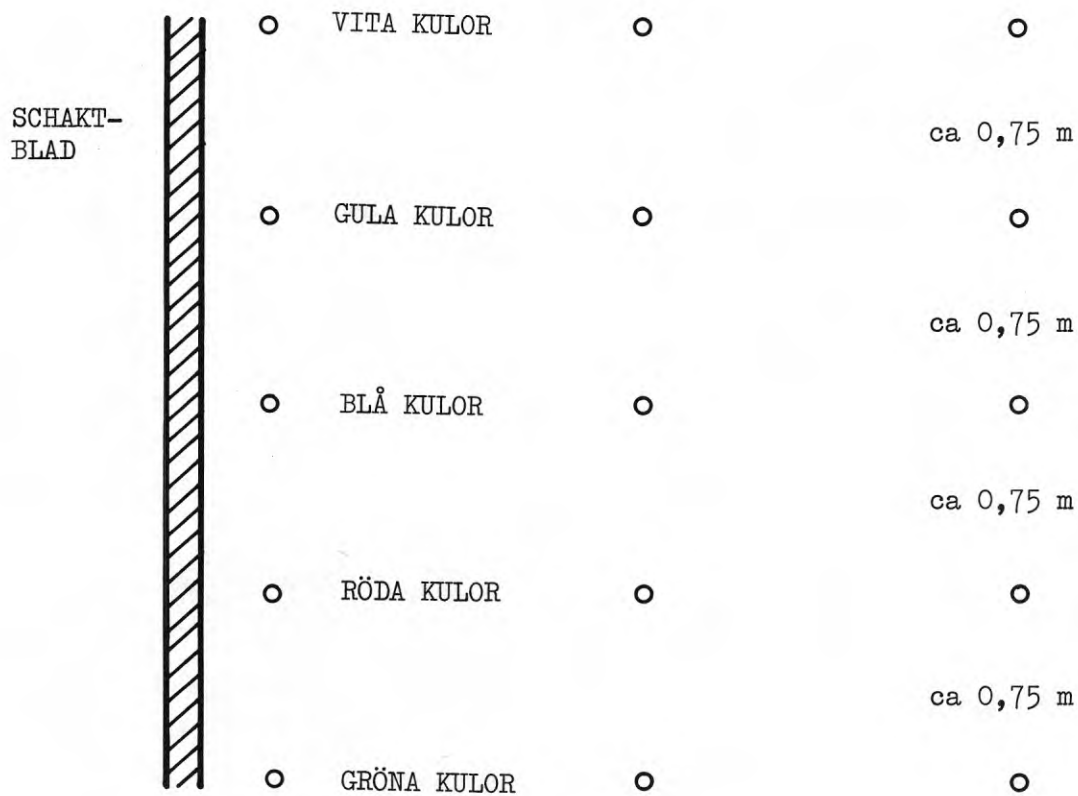
6.3 Spår försök med kulor

En del av de lossbrutna jordmassorna närmast bladet rör sig framåt-uppåt medan massorna längre bort från bladet rör sig framåt. För att studera de rörelser som sker i den lossbrutna jorden då schaktbladet för jordmassorna framför sig vid schaktningen utfördes på sandfältet spår försök med kulor.

I provbanan placerades fem rader med "lerkulor" med cirka 15 mm diameter i ett rutnät med 1 m sida. I en linje mitt framför schaktbladets mitt placerades en rad med blå kulor, märkta (ingraverade) med 1 för 1 m, 2 för 2 m o.s.v. På ömse sidor om denna rad placerades rader med röda, gula, gröna och vita kulor enligt FIG. 51. Traktorn fick sedan köra framåt i provbanan ca 5 m. Sandvallen framför schaktbladet grävdes bort försiktigt för hand så att kulorna i jordvallen inte skulle rubbas ur sina lägen. När de olika kulorna påträffades mättes de in i ett koordinatsystem med origo i provbanans vänstra kant. De olika kulor-



a) Lerkulornas placering i sektion



b) Lerkulornas placering i plan

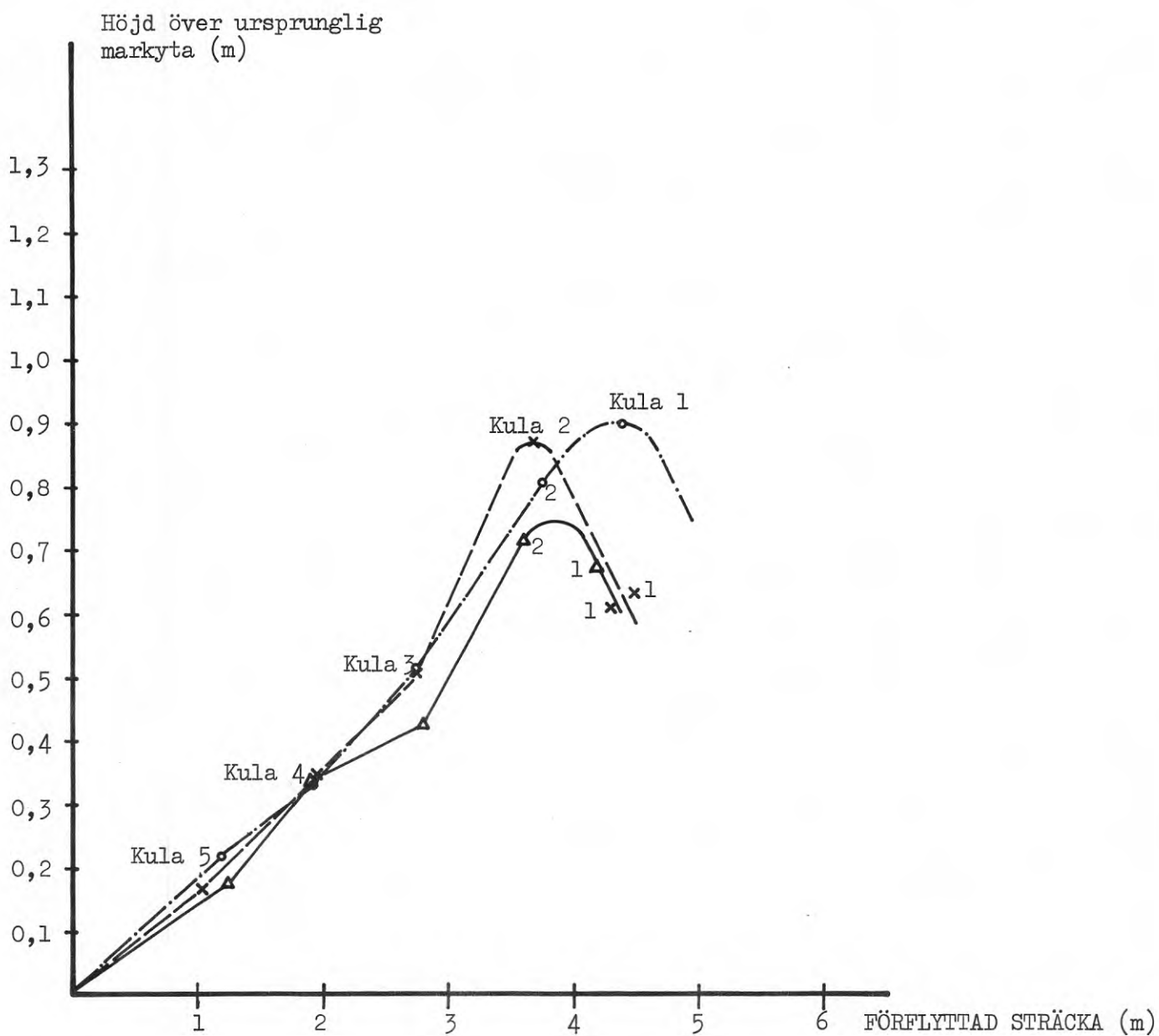
FIG. 51. Lerkulornas placering i sektion och plan vid spår försöken.

nas "spår" redovisas på FIG. 52. Som man ser av figuren rör sig kulorna i de tre inre raderna framåt-uppåt medan kulorna i ytterraderna rör sig framåt-uppåt-utåt.

Försöket visade att jorden framför bladet rör sig uppåt cirka 0,2 m per m körlängd. Maximalt nådde kulorna cirka 0,9 m ovanför markytan. Efter slutförd körning hamnade kulorna antingen i den jorddel som sköts framåt framför bladet eller i den del närmast bladet som utgörs av de sist uppschaktade massorna.

Genom ytterligare försök med olika och framför allt längre körlängder skulle man kunna få en uppfattning om hur jorden rörde sig framför bladet under schaktningen.

Det skulle kanske även vara möjligt att med spårförsök eller studier av jordrörelserna i en bassäng med glasväggar få en uppfattning om det komplicerade förloppet som äger rum i den lossbrutna jorden längst bort från schaktbladet, den triangelformade delen CDE i FIG. 53. Då jordvolymen ABCD rör sig uppåt längs CD erhålls en uppåtriktad kraft, vilken förorsakar att den oskuggade delen av CDE på figuren roterar då bladet för massorna framåt. Den skuggade volymen på samma figur uppför sig i princip som en stel kropp med avseende på den orörda markytan framför schaktbladet. Storleken på denna volym är bl.a. beroende av den lossbrutna jordens rasvinkel, vilken grovt överensstämmer med jordens inre friktionsvinkel. Enligt Reece (1972) har bladets krökning inte någon större inverkan på den roterande delen av jordvolymen inom triangeln CDE.



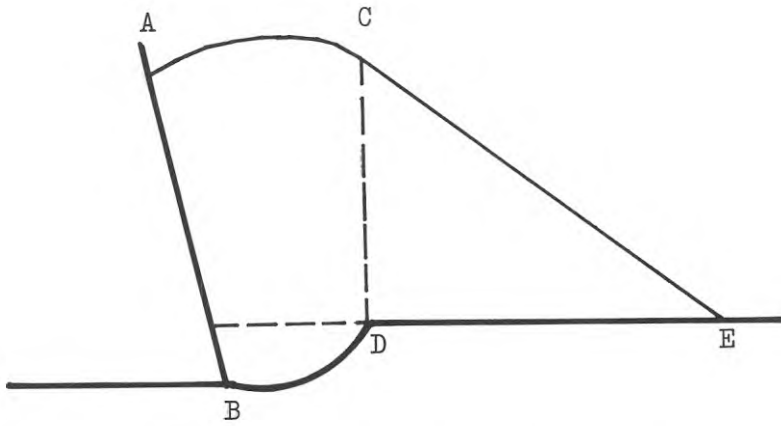
BETECKNINGAR:

RÖD KULA, 1 m HÖGER OM CENTRUMLINJEN

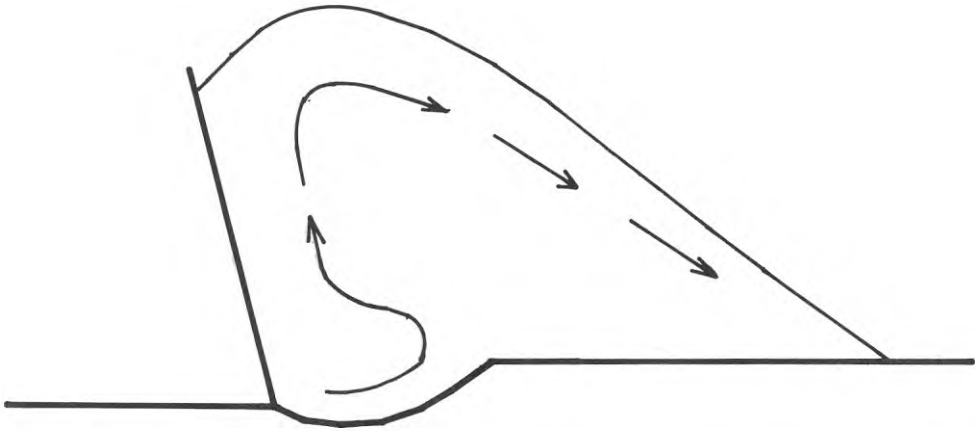
BLÅ KULA, CENTRUMLINJEN

GUL KULA, 1 m VÄNSTER OM CENTRUMLINJEN

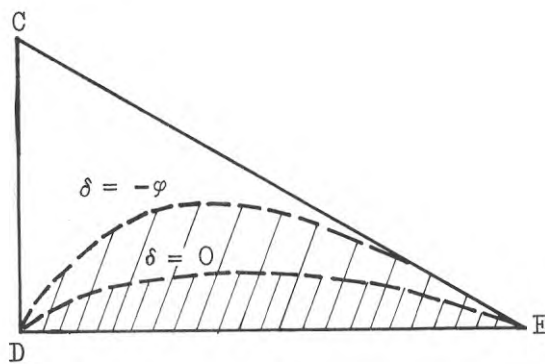
FIG. 52. Kulomas rörelse vid spårförsök i sand.



a) Typsektion vid fullastad traktor (enl Reece)



b) Brottfigur i sand



c) Teoretisk brottfigur (enl Reece)

FIG. 53 Brottfigurer vid schaktning i jord

7 PROVRESULTAT FRÅN KÖRNING MED TRAKTOR

7.1 Allmänt

Tolv försök utföres i sand och i lera samt 13 i morän. Körningarna påbörjades på sandfältet den 5 juni 1969 och avslutades på moränfältet den 10 september 1969. Provfälten avvägdes före och efter varje körning. De olika körförsöken numrerades 1, 2, 3 o.s.v. Värdena på de olika parametrarna för varje försök finns redovisade i Teknisk Rapport (1970). Hastighet, schaktdjup och schaktkrafter har utvärderats enligt de metoder som beskrivits i kapitel 4. Utvärderingen av resultaten redovisas i kapitel 8. Några av mätresultaten är redovisade i diagramform på FIG. 108 till 111 i Bilaga 1. Schaktbladets lutning och skärdjup har i dessa figurer ritats in för varje meter där även den uppmätta schaktkraften redovisas till storlek, riktning och läge. Man kan här följa schaktkraftens variationer under schaktningsförloppet.

7.2 Resultat från sandfältet vid Tavlan.

Avsikten var att vid de tre valda bladlutningarna (55° , 50° och 45°) utföra körförsök dels med valt schaktdjup lika med 0,05 m och körhastigheten 0,6 m/s, dels med schaktdjupet 0,15 m och körhastigheten 0,8 m/s.

Försöken kunde genomföras utan några större avvikelser under de valda förutsättningarna, FIG. 54 och 55. Föraren hade emellertid vissa svårigheter att hålla ett konstant schaktdjup vid samtliga körningar.

7.3 Resultat från lerfältet vid Kilsta.

Försöken på lerfältet var från början upplagda på samma sätt som på sandfältet vid Tavlan. Körningar före den egentliga provserien visade dock att leran var så fast att schaktdjupet endast med svårighet kunde hållas vid 0,15 m. Provserierna utfördes därför vid schaktdjupen 0,05 och 0,10 m. Schaktbladet belastades vertikalt vid dessa försök med blytackor till 18,85 kN, (FIG. 56 och 57).



FIG. 54. Schaktförsök vid Tavlan (sand).



FIG. 55. Schaktförsök vid Tavlan (sand).



FIG. 56. Schaktförsök vid Kilsta (lera).



FIG. 57. Schaktförsök vid Kilsta (lera).

Vänster sida av schaktbladet skar emellertid ned vid körfall 17. Körfallen 17 till 20 ägde rum i regn.

7.4 Resultat från moränfält vid Jaktskjutbanan

Försöken i morän var i stort sett identiska med dem i lera. Schaktdjupet var vid dessa försök 0,05 och 0,10 m. Bladet var belastat med 18,85 kN liksom vid försöken i lera.

Schaktbladet tvingades vid körfallen 8 och 13 att svänga åt sidan på grund av förekomst av sten och block.

Resultaten är redovisade i FIG. 58 och 59.



FIG. 58. Schaktförsök vid Jaktskjutbanan (morän).



FIG. 59. Schaktförsök vid Jaktskjutbanan (morän).

8.1 Allmänt

För att kunna tolka provresultaten var det först nödvändigt att finna ett uttryck för överlastens inverkan på schaktkraften. Det visade sig vara mycket svårt att beräkna den uppschaktade jordvolymen framför schaktbladet under körningarna beroende bl.a. på att den uppschaktade volymen jord "sjönk ihop" vid stopp under körningarna. Då försöken fortsatte ökade ånyo volymen. Ett grovt mått på den uppschaktade volymen får man emellertid genom att beräkna den jordvolym som bryts loss under varje körning.

Faktorer som påverkar en sådan beräkning av schaktvolymen är bl.a. den svällning som uppkommer då massorna bryts sönder framför bladet samt spillet över och vid sidorna av schaktbladet. Ökningen av schaktmassornas volym har här satts i relation till körlängden. Beräkningen av uppschaktad volym redovisas i kapitel 10.

8.2 Dimensionsanalys

Förloppet vid schaktningen har analyserats med hjälp av dimensionsanalys. Ett kraft-längd-tid- (KLT)-system av enheter har därvid använts. Följande variabler har valts:

Beroende variabel:

$$F = \text{schaktkraft, kN}$$

Oberoende variabler:

Schaktblad	$L = \text{körsträcka, m}$
	$z = \text{schaktdjup, m}$
	$\alpha = \text{bladlutning, radianer}$
	$v = \text{hastighet, m/s}$
Jord	$\gamma = \text{skrymdensitet, t/m}^3$
	$\delta = \text{jord-metallfriktion, koeff.}$
	$\phi = \text{inre friktionsvinkel}$
	$\tau = \text{skjuvhållfasthet, kN/m}^2$
Allmänt	$g = \text{jordacceleration, m/s}^2$

För att en ekvation korrekt skall beskriva ett fysikaliskt förlopp fordras att den är dimensionellt riktig. Buckingham (1915) visade med sitt π -teorem att om ett skeende är beroende av n variabler och var och en av dessa dimensionellt kan beskrivas med m grunddimensioner (kraft, längd och tid) så kan man uppställa $(n-m)$ dimensionslösa så kallade π -termer.

För att kunna uppställa en ekvation som beskriver kraften mot ett schaktblad erfordras sju (10-3) π -termer om man utgår från att alla har samband med varandra.

För sand varierar den inre friktionsvinkeln ϕ från ca 28° till omkring 40° beroende på bl.a. skillnaden i lagringstäthet, kornstorlek och kornstorleksfördelning m.m. För det undersökta sandfältet var förhållandena mycket ensartade som framgår av kapitel 5. Sonderingarna gav enhetliga resultat vad beträffar lagringstätheten.

På lerfältet var jordens odränerade skjuvhållfasthet τ_{fu} i huvudsak konstant vid de nivåer där försöken ägde rum.

Spridningen av resultaten vid de försök som utfördes för att bestämma jord-metallfriktionen δ var liten. Med stöd av detta kunde parametrarna ϕ , τ_{fu} samt δ elimineras som variabler.

Genom att ställa upp en ekvation för var och en av de olika bladlutningarna befanns att även α kunde elimineras som variabel.

Om man nu betraktar ϕ , δ , τ och α som konstanter har listan av variabler reducerats från tio till sex. På motsvarande sätt kunde antalet dimensionslösa π -termer reduceras från sju till tre.

Schaktning med blad sker vid ren translation. Modell- och fullskaleförsök har visat att jordtrycksfördelningen då är hydrostatisk. Genom en lämplig dimensionsbetraktelse får man då följande tre π -termer:

$$\pi(1) = \frac{F}{\gamma Bz^2}$$

$$\pi(2) = \frac{v^2}{Lg}$$

$$\pi(3) = \frac{L}{z}$$

Den ekvation som beskriver kraftförhållandet vid schaktning blir då

$$\frac{F}{\gamma Bz^2} = f \left(\frac{v^2}{Lg}, \frac{L}{z} \right) \quad (8.2.1)$$

Målet för analysen av fältdata var att utvärdera sambandet mellan schaktkraften och de oberoende variablerna v , z , L och B . Härigenom skulle man kunna få en uppfattning om i vilken utsträckning de olika parametrarna påverkar schaktkraften.

8.3 Sammanställning av data för dimensionsanalys

De dimensionslösa π -termerna $\frac{F}{\gamma Bz^2}$, $\frac{v^2}{Lg}$ och $\frac{L}{z}$

beräknades för samtliga körfall i sand, lera och morän med hjälp av datamaskin. Värdena redovisas i Bilaga 2.

Man kan betrakta $\frac{F}{\gamma Bz^2}$ som ett uttryck för schaktkraften, $\frac{v^2}{Lg}$ som ett uttryck för tröghetskraften samt $\frac{L}{z}$ som ett uttryck för upplastningen av schaktmassor framför bladet.

Genom att avsätta termen $\frac{F}{\gamma Bz^2}$ som en funktion av $\frac{v^2}{Lg}$ i ett dubbellogaritmiskt diagram som framgår av FIG. 60-65 får man en uppfattning om tröghetskraftens inverkan på schaktkraften. Man finner då att dessa värden i huvudsak faller längs räta linjer i diagrammet och att dessa linjer sinsemellan är parallella. Detta innebär att sambandet kan beskrivas med potensfunktionen $y = a \cdot x^n$. Linjernas lutning (vinkelkoefficient) bestäms av exponenten n .

På samma sätt har termen $\frac{F}{\gamma Bz^2}$ avsatts i FIG. 66-71 som en funktion av $\frac{L}{z}$. Värdena faller även här längs räta linjer.

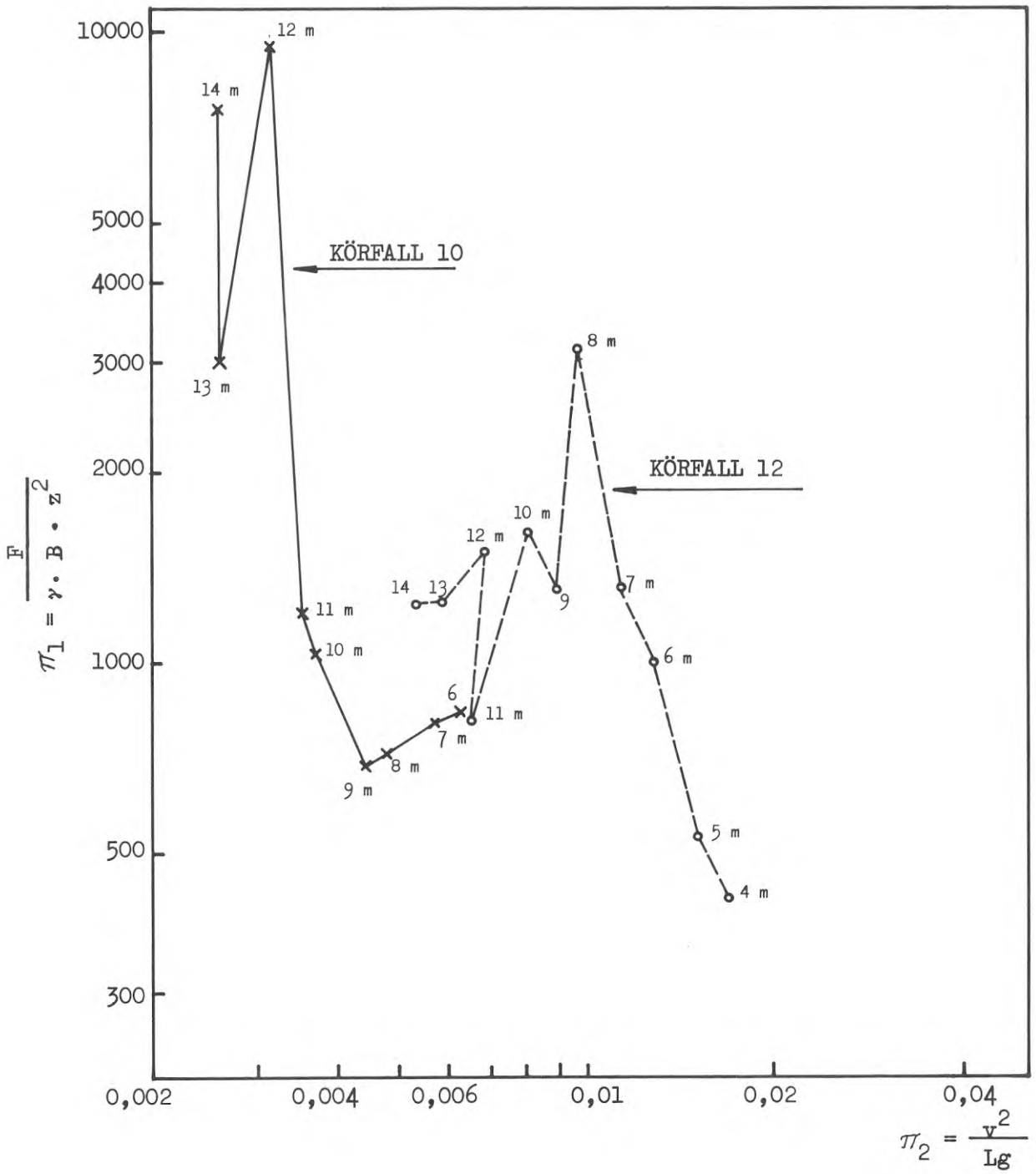


FIG. 60. Samband i sand mellan schaktkraft och hastighet för körfallen 10 och 12.

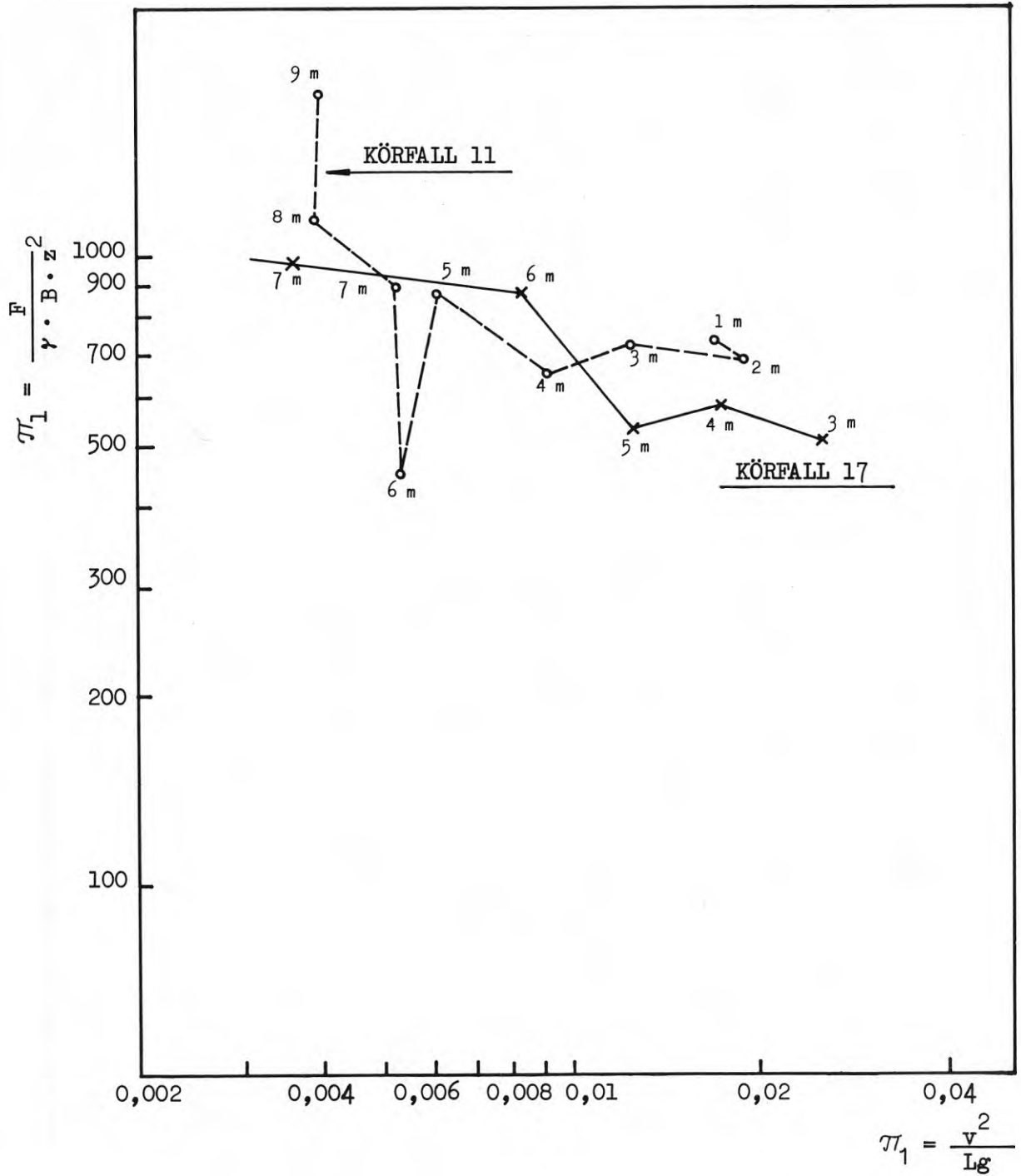


FIG. 61. Samband i sand mellan schaktkraft och hastighet för körfallen 11 och 17.

$$\pi_1 = \frac{F}{\gamma \cdot B z^2}$$

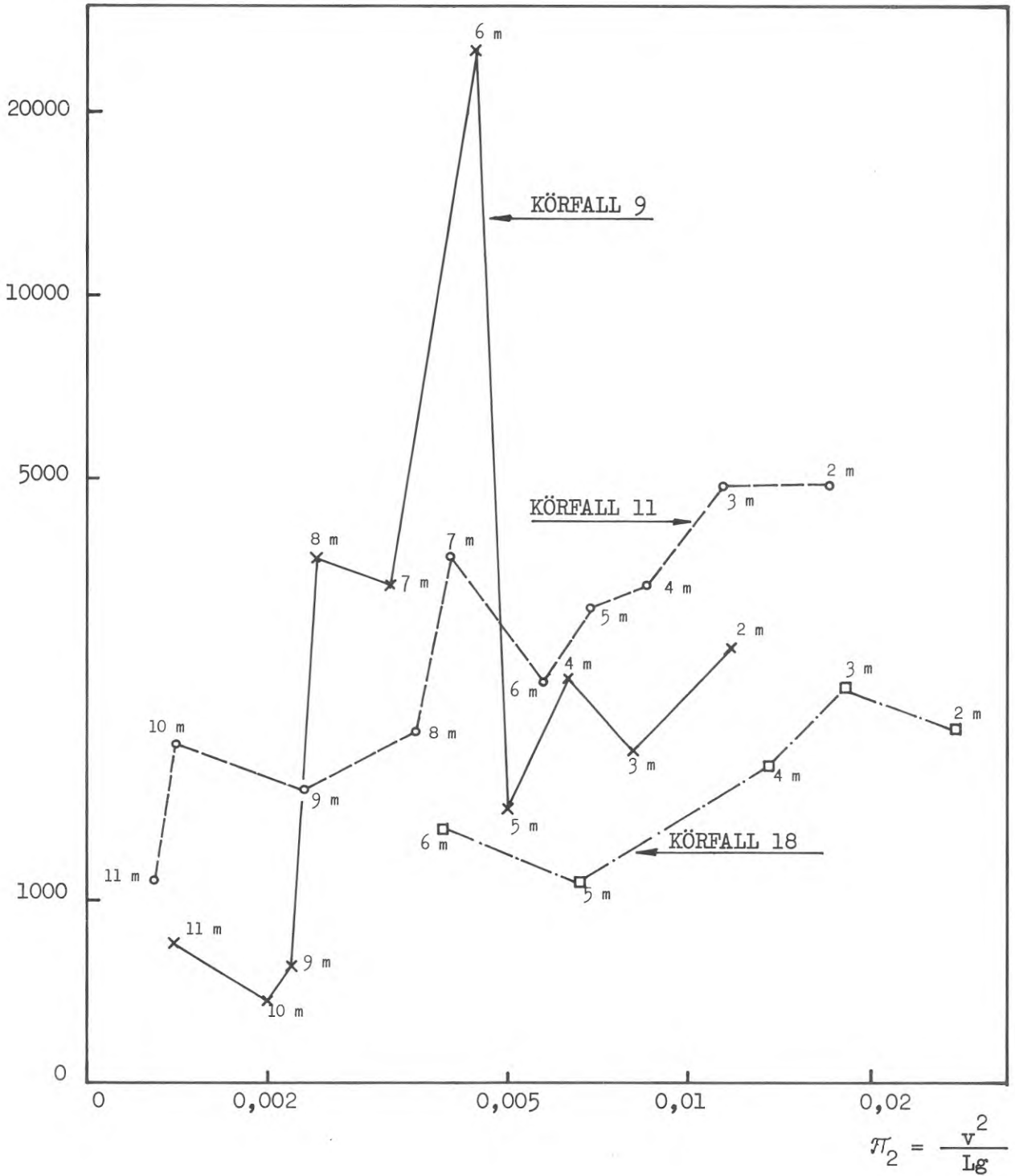


FIG. 62. Samband i lera mellan schaktkraft och hastighet för körfallen 9, 11 och 18.

$$\pi_1 = \frac{F}{\gamma \cdot B z^2}$$

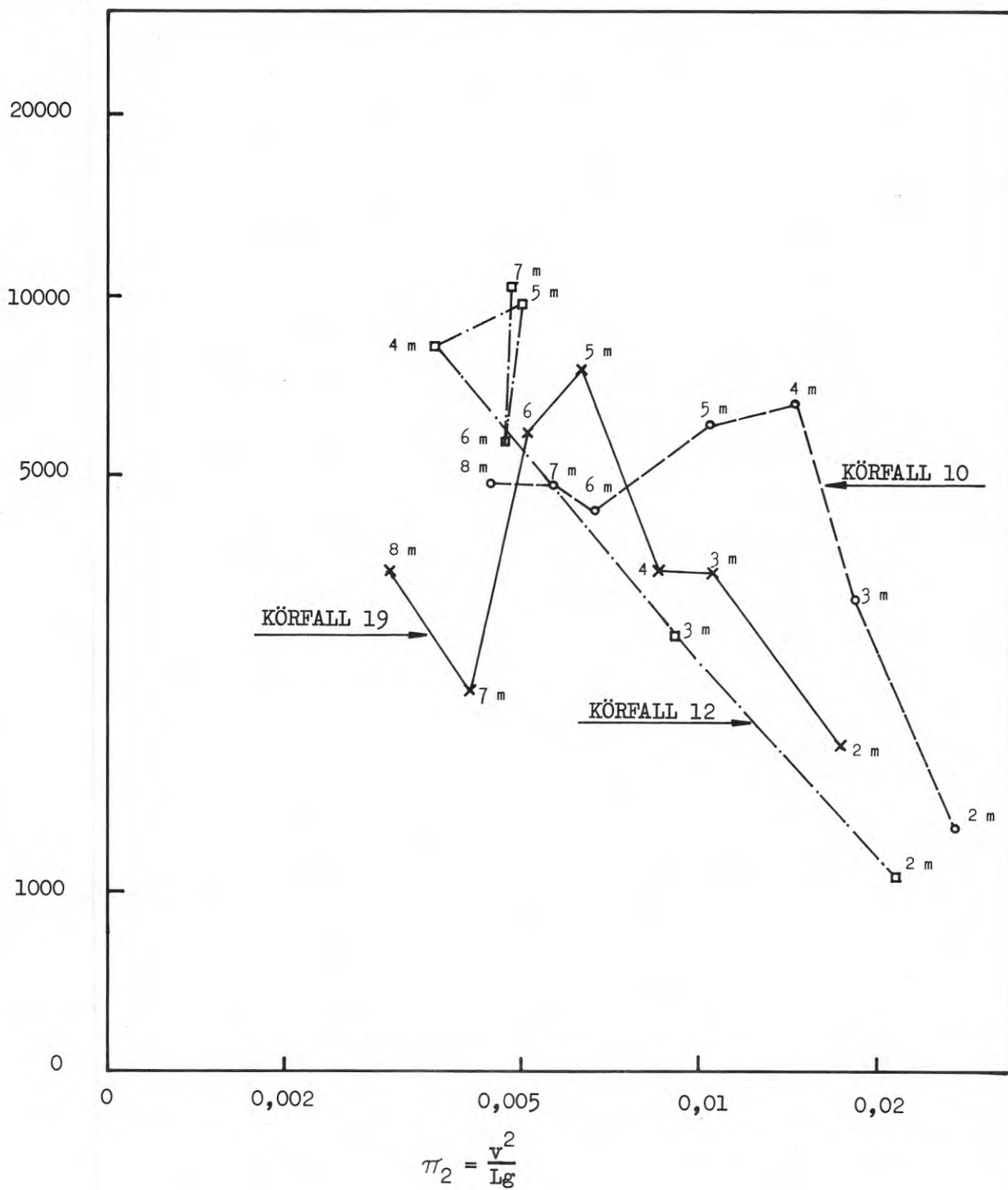


FIG. 63. Samband i lera mellan schaktkraft och hastighet för körfallen 10,12 och 19.

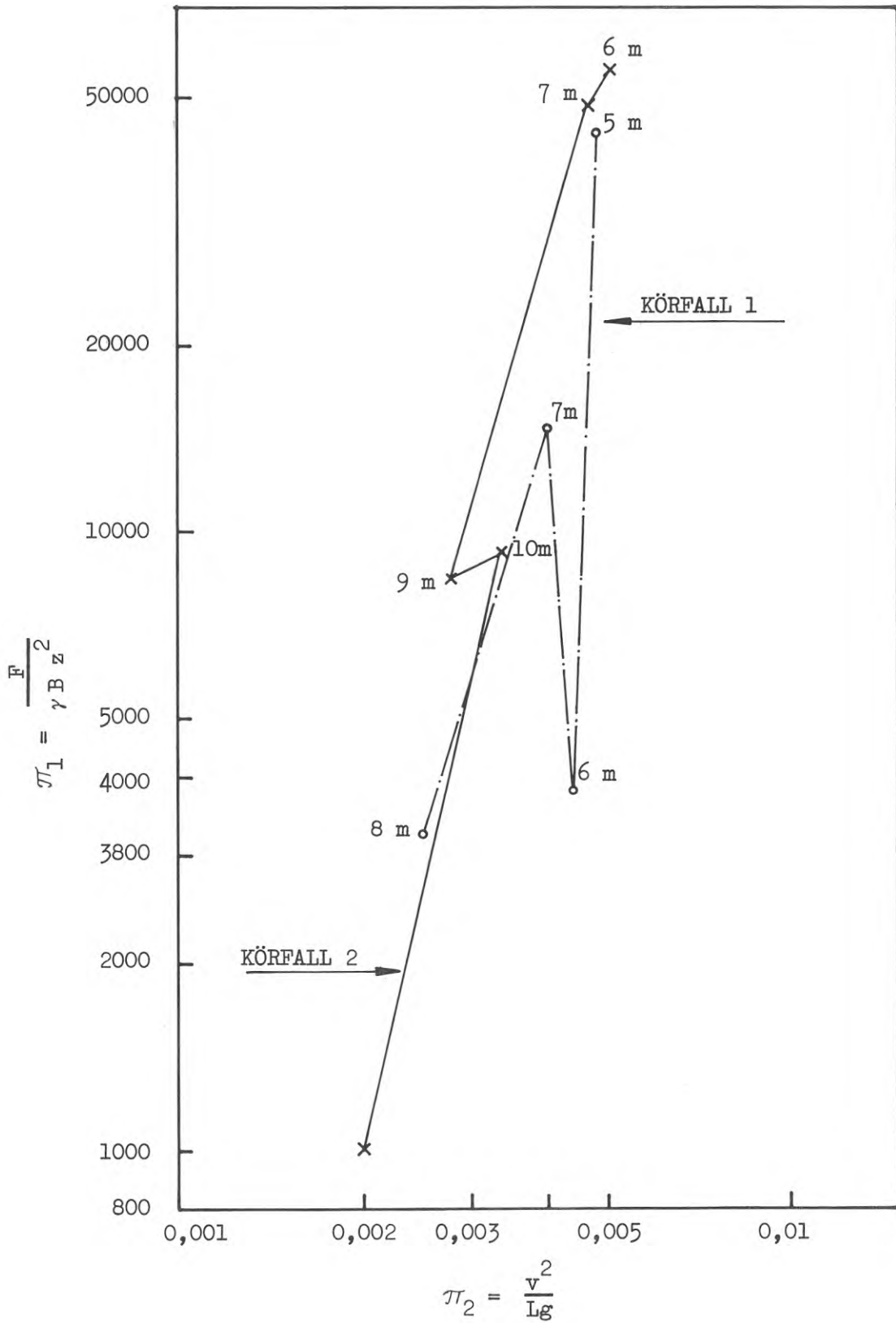


FIG. 64. Samband i morän mellan schaktkraft och hastighet för körfallen 1 och 2.

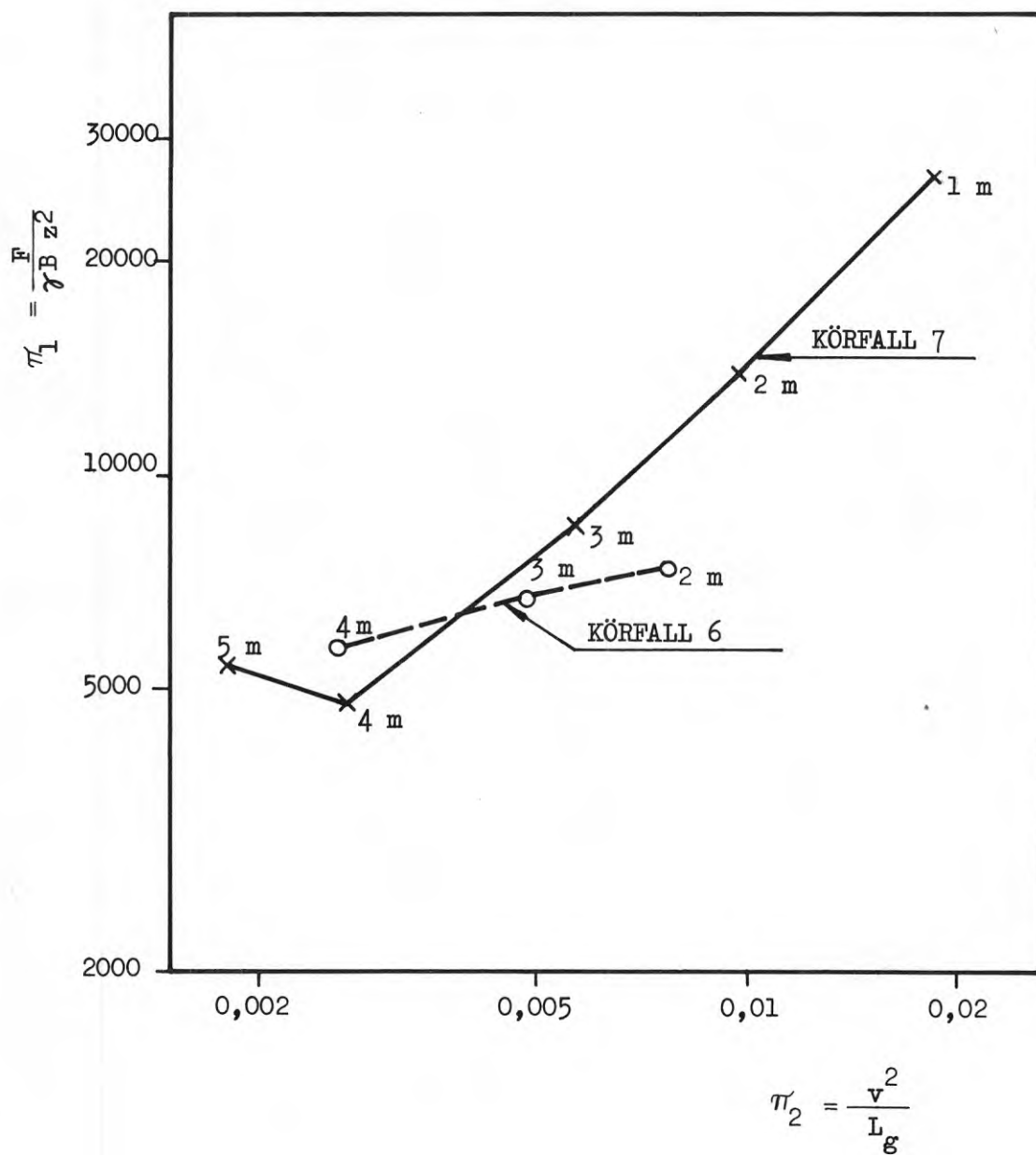


FIG. 65. Samband i morän mellan schaktkraft och hastighet för körfallen 6 och 7.

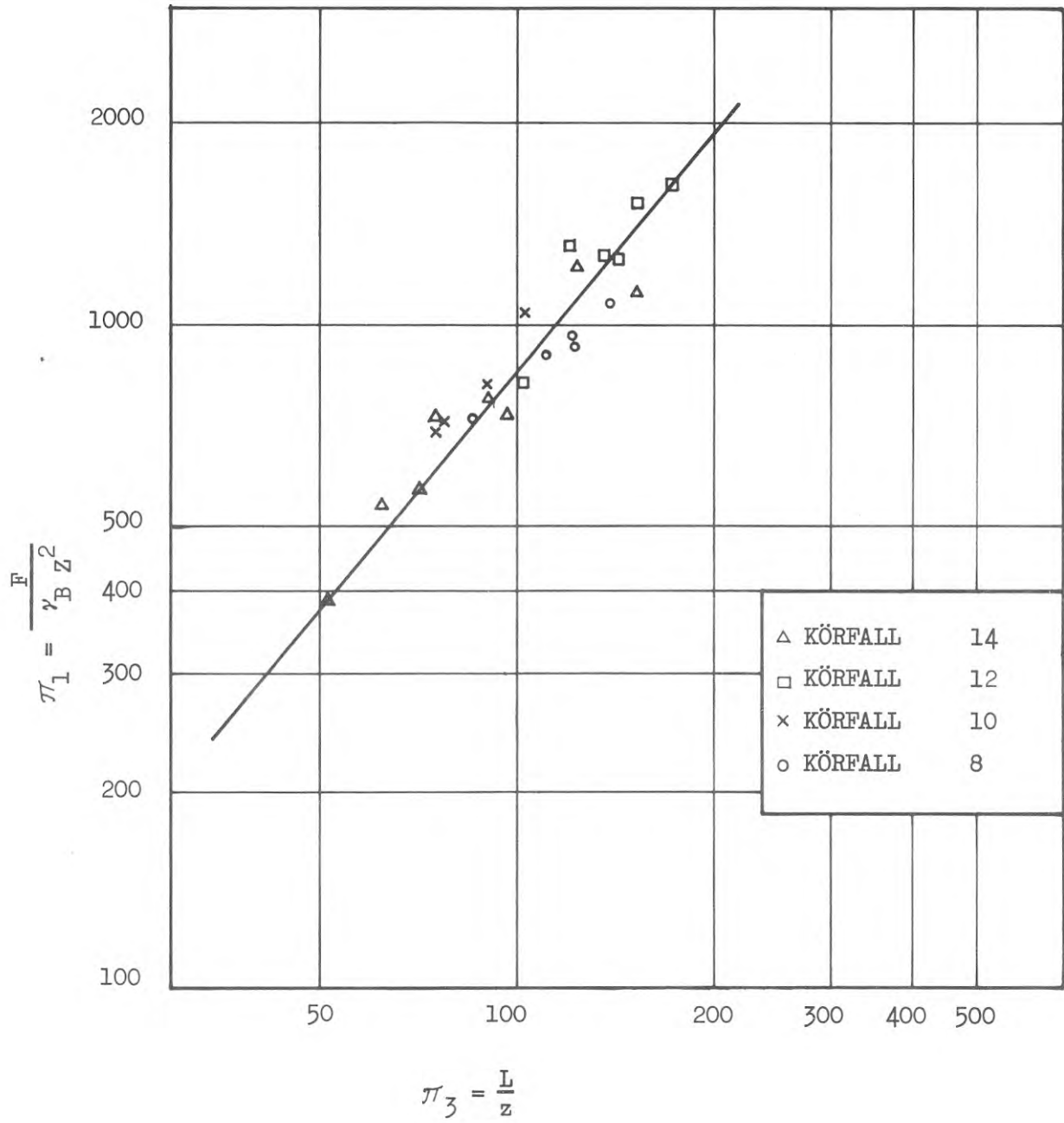


FIG. 66. Samband i sand mellan schaktkraft och schaktdjup, 0,05-0,15 m.

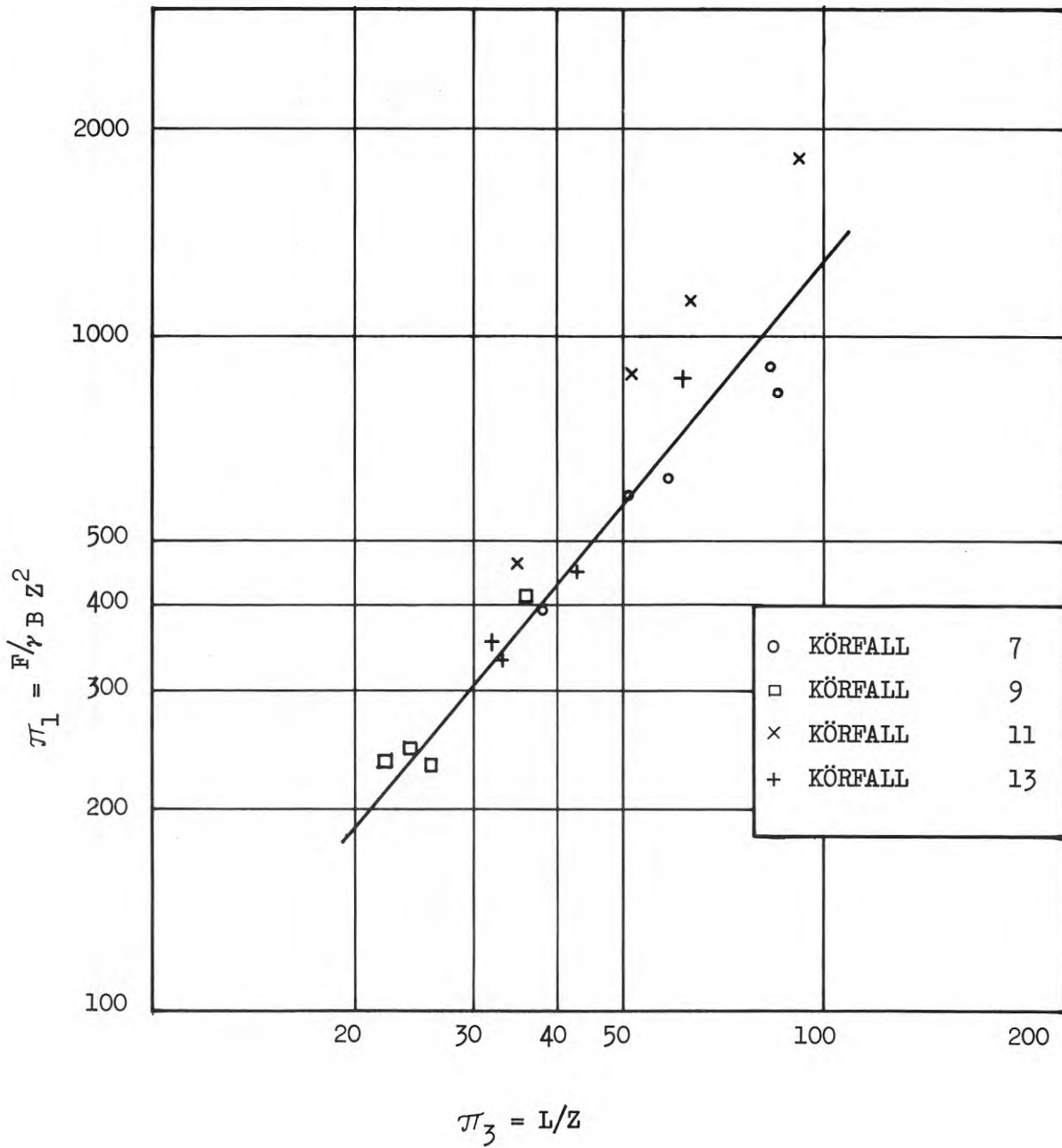


FIG. 67. Samband i sand mellan schaktkraft och schaktdjup, 0,15-0,25 m.

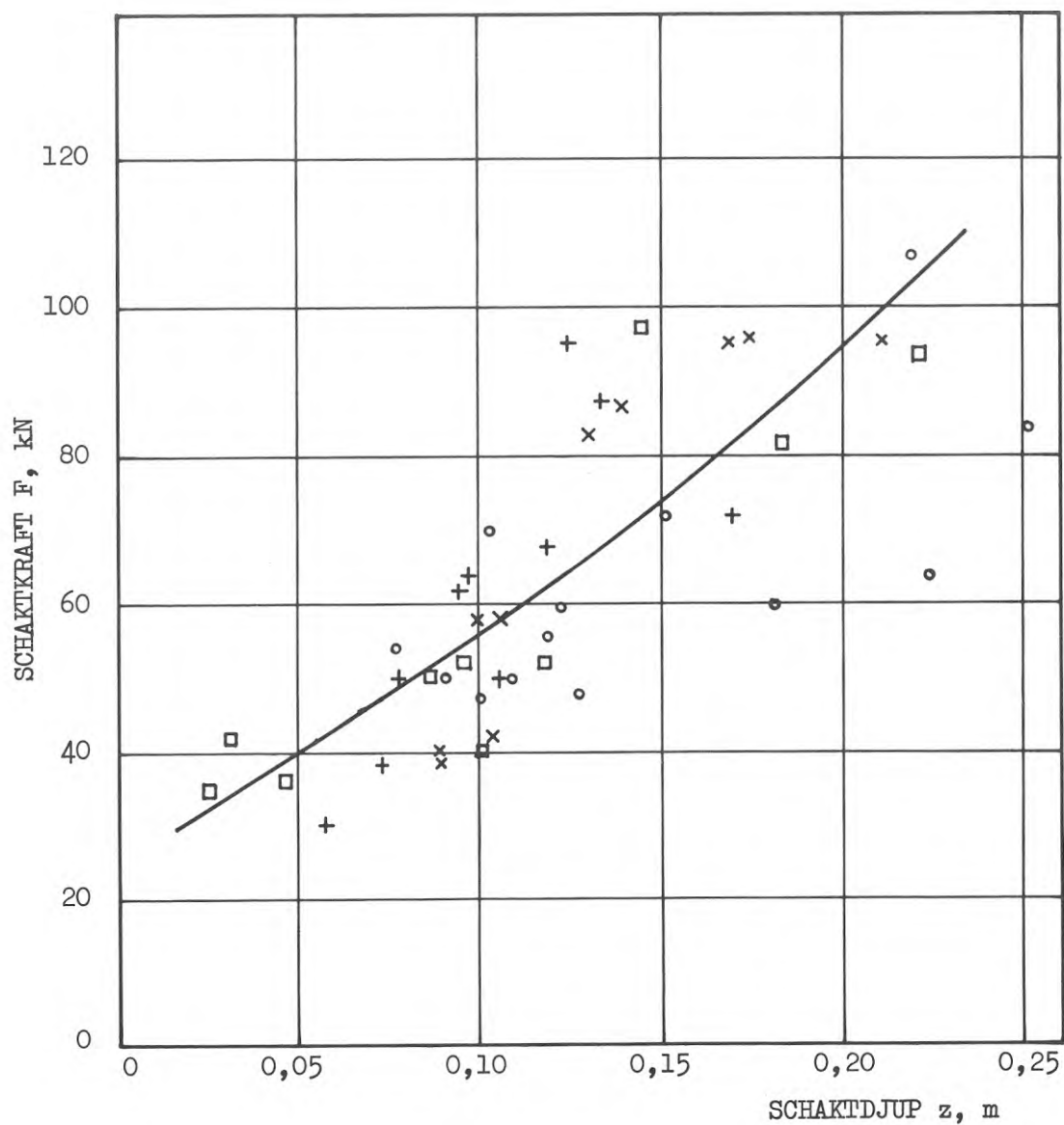


FIG. 68. Samband mellan schaktkraft och schaktdjup i sand.

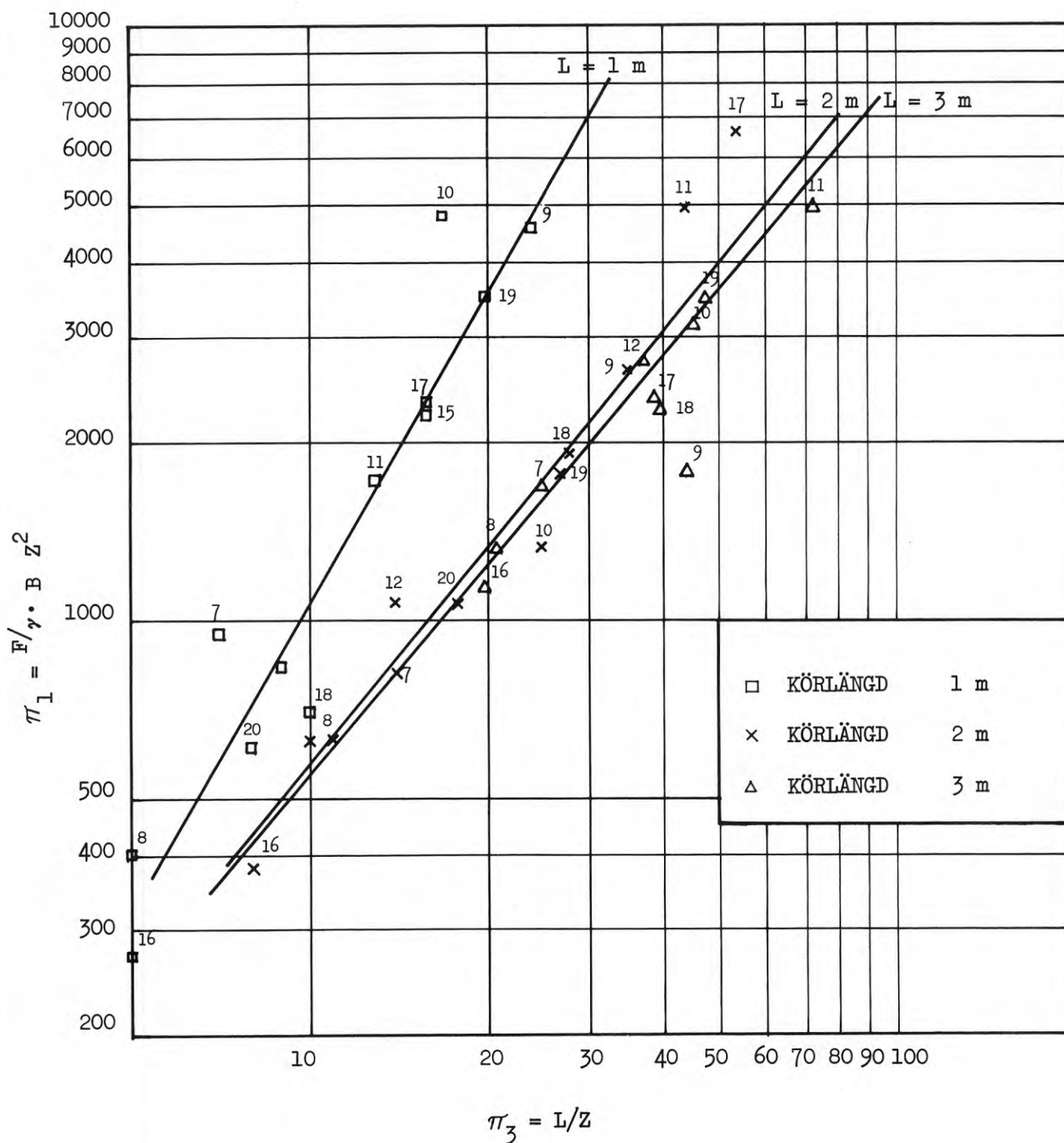


FIG. 69. Samband i lera mellan schaktkraft och schaktdjup vid körlängderna 1-3 m. (Siffror anger körfall nr).

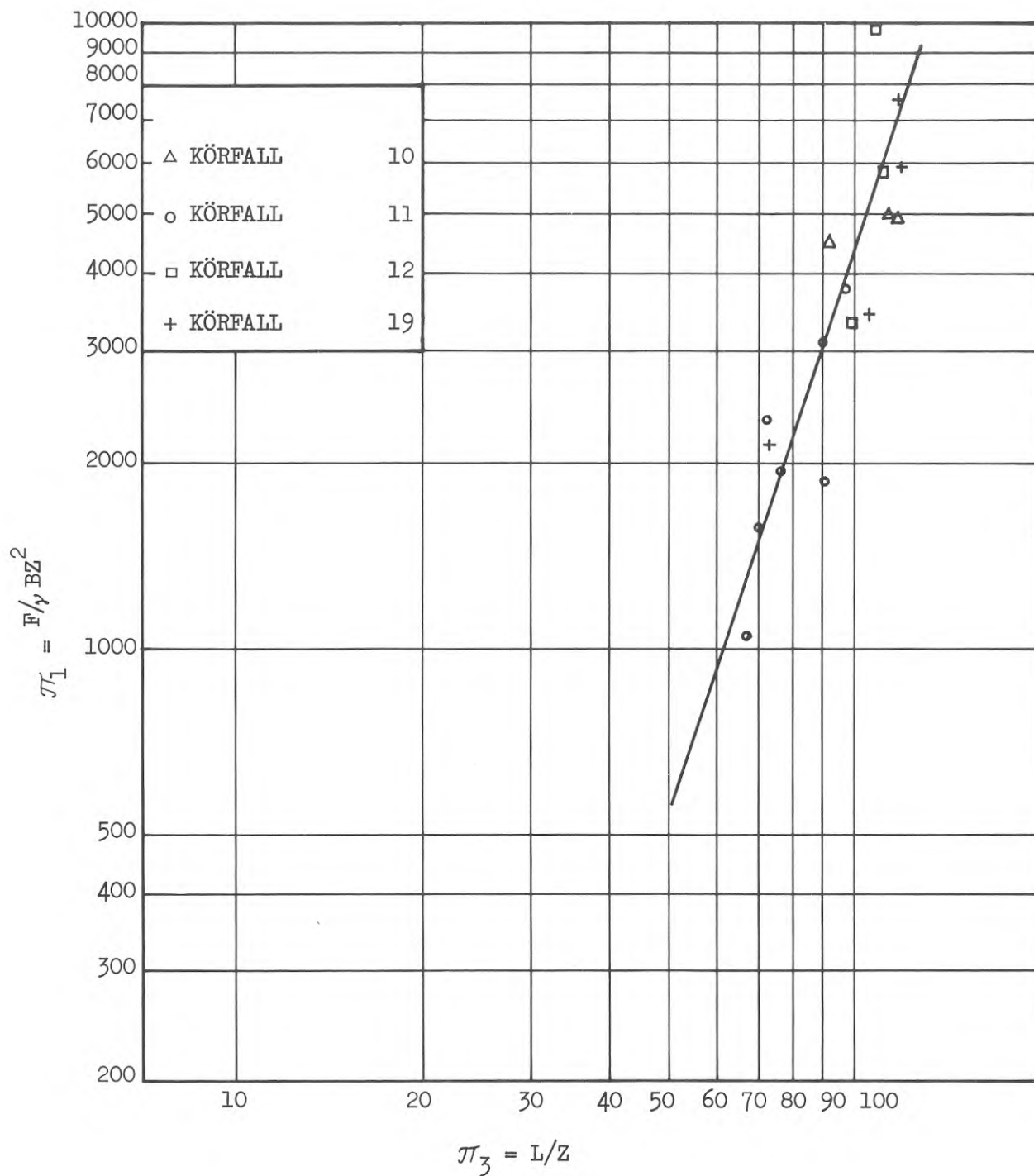


FIG. 70. Samband i lera mellan schaktkraft och schaktdjup vid körlängder över 5 m.

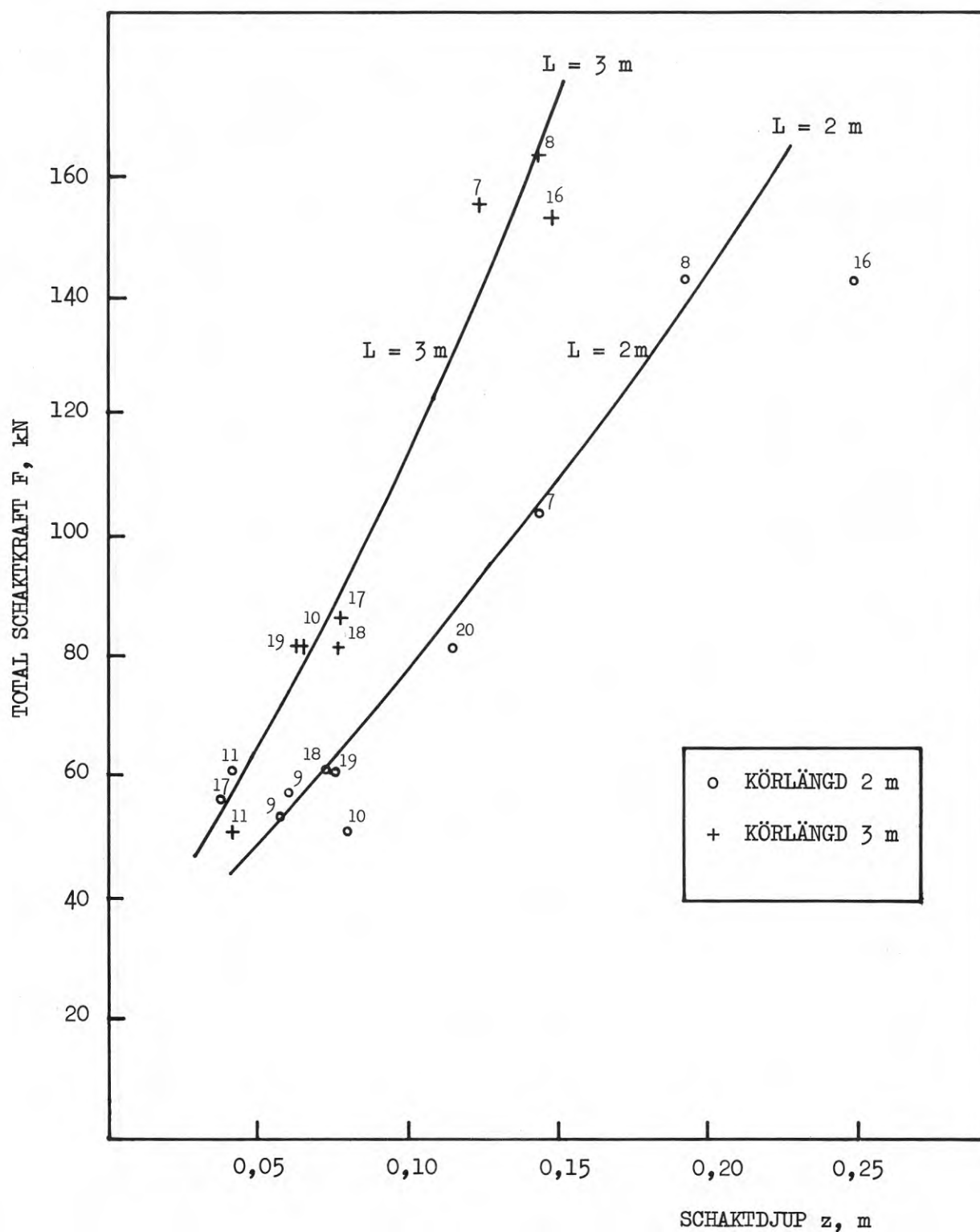


FIG. 71. Samband i lera mellan total schaktkraft och schaktdjup efter 2 och 3 m körning. (Siffror anger körfall nr).

Värdena på de dimensionslösa uttrycken $\frac{F}{\gamma Bz^2}$ och $\frac{L}{z}$ redovisas i dubbellogaritmisk skala på FIG. 66-67 för schaktdjupen 0,05 till 0,15 m respektive 0,15 till 0,25 m. Man finner att värdena i huvudsak faller längs en linje. Med hjälp av ett dataprogram har vinkelkoefficienten k_2 i ekv. (9.2.1) bestämts. Genom regressionsanalys kunde sedan konstanterna i den bestämmande ekvationen utvärderas för de aktuella schaktdjupen. Det beräknade sambandet visas i FIG. 68 med schaktkraften (F) längs ordinatan och schaktdjupet (z) längs abskissan. På figuren visas även mätvärden.

För schaktdjupet 0,05 till 0,15 m är avvikelserna inte stora mellan den bestämmande ekvationen och mätvärdena. Avvikelsen är som regel mindre än ca 20 %.

Vid det större schaktdjupet (0,15 till 0,25 m) är spridningen hos mätvärdena stor. Den på figuren inlagda kurvan kan inte betraktas som representativ. Man ser dock att kurvan utgör en fortsättning av det beräknade sambandet för det mindre schaktdjupet. Då volymen av schaktmassorna framför bladet i sand har en relativt stor inverkan på schaktkraften kan man därigenom förklara en del av spridningen. För sambandet mellan F och z kan volymen framför bladet avvika med 1 m^3 eller mer vid ett visst värde på z. Detta ger naturligtvis olika värden på F vid samma schaktdjup z.

De värden som använts vid analysen har i möjligaste mån valts från körningarnas senare del när man uppnått ett i huvudsak stationärt tillstånd. Överlagringstrycket på marken framför bladet liksom schaktkraften ökade med ökad körlängd. Efter en viss körlängd - unik för varje körfall - blev ökningen i schaktkraft ringa även om schaktdjupet varierade något. Då är överlagringstrycket i stort sett konstant vilket även innebär att den kraft som erfordras för att skjuta jorden framför schaktbladet är konstant. Vid detta stationära tillstånd ersätter de nya massor som bladet bryter loss de massor som förloras längs bladets sidor och schaktbladets överkant. En viss omfördelning av massorna äger dock rum framför bladet vilket framgår av spårförsöken.

Genom att studera dessa samband var det möjligt att bestämma ekvationens form. Det framgick bl.a. att schaktkraften inte är lika med noll då hastigheten går mot noll. Detta innebär att "tröghetskraften" $\frac{v^2}{Lg}$ skall ingå i ekv. (8.2.1) som en additiv term.

Vid början av varje körning var schaktbladet inställt för det avsedda schaktdjupet. Detta innebär att "upplastningstermen" inte går mot noll då $\frac{L}{z}$ går mot noll. Termen $\frac{L}{z}$ ingår därför i kraftekvationen som en additiv term.

Sambandet mellan "schaktkraften" $\frac{F}{\gamma Bz^2}$, "tröghetskraften" $\frac{v^2}{Lg}$ och "upplastningstermen" $\frac{L}{z}$ får då följande form:

$$\frac{F}{\gamma Bz^2} = B_0 + B_1 \left(\frac{v^2}{Lg}\right)^{k_1} + B_2 \left(\frac{L}{z}\right)^{k_2} \quad (8.3.1)$$

Detta är ekvationen för en dubbelkrökt yta där ytans krökning i två vinkelräta plan anges av exponenterna k_1 och k_2 .

9 DISKUSSION AV MÅTRESULTAT

9.1 Allmänt

Schaktkraften mot ett schaktblad ökar under körningens gång vid ett i huvudsak konstant schaktdjup allt eftersom jordvolymen framför schaktbladet ökar. Denna ökning sker i takt med ökningen av jordvolymen framför bladet. Spill av jord vid bladets överkant och sidor uppkommer när schaktbladet inte förmår att föra mer jord med sig. Att så är fallet bekräftas bl.a. av de utförda spårförsöken.

En del av schaktkraften är beroende av den kraft som erfordras för att bryta loss jorden framför bladet. Genom att jämföra schaktkraftens variation i Bilaga 1 vid olika belastningsfall kan man studera mekanismen vid schaktningen. Schaktbladet åstadkommer en serie brott i jorden. Det är rimligt att anta att schaktkraftens toppvärde motsvarar jordens brottvärde (maximivärde) medan den kraft som erfordras för att skjuta den lossbrutna och omrörda jorden framför schaktbladet motsvarar jordens residualhållfasthet, d.v.s. resthållfastheten vid mycket stor deformation. Om schaktbladet förs fram i jorden vid ett konstant schaktdjup är det rimligt att även schaktkraften blir konstant om man bortser från ökningen av den lossbrutna jordens volym framför bladet.

Det visar sig dock att även andra faktorer påverkar schaktförloppet. Föraren kunde ej hålla konstant schaktdjup framför allt då jordvolymen var stor framför bladet. Schaktkraftens angreppspunkt flyttas nämligen högre och högre upp på schaktbladet med ökad jordvolym till dess spill uppkom. Då sjönk hastigt resultatens angreppspunkt. Därefter flyttades angreppspunkten åter uppåt allt eftersom jordvolymen ökade till dess spill inträffade på nytt.

Vid modellförsök med geometriskt lika men olika stora schaktblad arbetade Reaves et al (1968) med en hypotes, som var underbyggd av observationen, att schaktkraften har en tendens att öka exponentiellt med körlängden till ett maximum. Därefter

ökade inte kraften med ökad körlängd. Försöken visade att upplastningskurvan i stort var lika för olika typer av schaktblad. Fler försök krävs dock för att säkrare underbygga denna observation.

9.2 Dimensionsanalys

Med hjälp av dimensionsanalys har de framräknade mätvärdena studerats och analyserats. Konstanterna B_0 , B_1 , B_2 , k_1 samt k_2 i den bestämmande ekvationen har bestämts med multipel regressionsanalys. Först hölls termen $\frac{v^2}{Lg}$ konstant och därefter termen $\frac{L}{z}$. Denna analys visade att termen $\frac{v^2}{Lg}$ endast till ringa del påverkade schaktkraften. Detta framgår även av analysen i avsnitt 9.3.1. Vid den fortsatta analysen av försöksvärdena har därför π_2 -termen $\frac{v^2}{Lg}$ ej medtagits. Den bestämmande ekvationen får då följande form:

$$\frac{F}{\gamma Bz^2} = B_0 + B_2 \left(\frac{L}{z}\right) k_2 \quad (9.2.1)$$

9.2.1 Sandförsök

Körfallen i sand som utfördes vid olika schaktdjup gav olika förlopp åt schaktningen. Vid körfallen med jämna nummer var schaktdjupet 0,05 till 0,15 m. Detta djup gav en jämn upplastning. Ett stationärt tillstånd uppnåddes efter ca 12 m körning. Som framgår av figurerna i Bilaga 1 flyttas resultantens angreppspunkt högre och högre upp på schaktbladet med ökad körlängd. Föraren av traktorn kunde vid små schaktdjup relativt lätt korrigera små ändringar av kraften på bladet.

Vid körfallen med udda nummer var schaktdjupet 0,15 till 0,25 m, vilket ger en snabb upplastning. Efter ca 9 m körlängd var kraften på bladet vanligen så stor att banden slirade helt (100 % slirning). Föraren hade vid stora schaktdjup relativt svårt att få en jämn körning. Hans ingrepp blev ryckigare allt eftersom jordvolymen ökade framför bladet.

9.2.2 Lerförsök

Vid försöken i lera som utfördes med olika schaktdjup erhöles totalslirning (100 % slirning) efter ca 3 m körning. Vanligen slirade banden även vid starten. Detta innebär att vissa resultat från 1 m körning även har påverkats av slirning.

För körsträckorna 1, 2 och 3 m har värdena för de dimensionslösa uttrycken $\frac{F}{\gamma Bz^2}$ och $\frac{L}{z}$ redovisats i ett dubbellogaritmiskt diagram på FIG. 69. Motsvarande samband för 5 m körlängd och längre redovisas på FIG. 70. Man finner att värdena i huvudsak faller längs räta linjer. Efter 1 m körlängd är dock spridningen något större än för de andra körsträckorna. Man ser även att värdena efter 2 och 3 m körlängd i stort sett faller längs samma räta linje. Dessa lutningar avviker dock från lutningen för samma samband efter 1 m körning. Den räta linjen som beskriver sambandet efter en körlängd längre än 5 m har en lutning som avviker från de andra körsträckorna. Även om upplastningen av lermassor framför bladet varit relativt jämn så inverkar jordmetallfriktionen mellan lera och schaktblad kraftigt på sambandet mellan schaktkraft, körlängd och schaktdjup. Den fasta leran bröts upp under schaktningen i olika stora stycken. Detta hade till följd att lerstyckena vid körningarnas början kunde omväxlande ligga med kanterna eller sidorna mot bladet, vilket påverkade schaktkraften. Efter en viss körsträcka blev volymen framför bladet så stor att schaktkraftens variation minskade.

Den bestämmande ekvationen har bestämts på samma sätt som för sandförsöken. Förhållandet mellan schaktkraft och schaktdjup för körlängderna 2 och 3 m visas på FIG. 71. Man ser att kurvorna är representativa för de mätresultat som lagts in på figuren. Överensstämmelsen är i stort sett god för de aktuella schaktdjupen.

Om man studerar sambandet mellan kraft och djup för körförloppet mellan 2 m och 3 m finner man att schaktkraften ökar med 35 % i den mycket fasta leran vid 0,05 m schaktdjup. Vid schaktdjupet 0,1 m och större ökar schaktkraften med ca 50 %. Den stora ökning i schaktkraft som erfordras för varje meters ytterligare körning innebär att traktorn vid ca 0,1 m schaktdjup når sin maximala dragkraft redan efter 4 m körning.

9.2.3 Moränförsök

Vid försöken i morän hade körlängden, som i medeltal blev 7,5 m, ej samma betydelse som i sand och lera. Den kraft som erfordras för lossbrytning i morän är stor i förhållande till den ökning av schaktkraften som förorsakas av överlagringstrycket vid ökad körlängd eller till den kraft som erfordras för att skjuta jorden framför schaktbladet. Schaktdjupet översteg endast på enstaka sträckor 0,08 m.

Man finner att värdena i stort sett faller längs räta linjer, som för körsträckorna 1, 2 och 3 m är parallella. Den räta linjen som beskriver sambandet för körsträckan 5 m och längre har dock en lutning som avviker från de andra körsträckorna. Denna avvikelse kan troligen förklaras av att man vid körlängder över 5 m får en inverkan av överlasten framför bladet på schaktkraften.

För körsträckorna 1, 2 och 3 m har värdena för de dimensionslösa uttrycken $\frac{F}{\gamma Bz^2}$ och $\frac{L}{z}$ redovisats i ett dubbellogaritmiskt diagram på FIG. 72. Motsvarande samband för 5 m körlängd och längre redovisas på FIG. 73.

Den bestämmande ekvationen har beräknats för körlängderna (L) 1, 2 och 3 m. Förhållandet mellan schaktkraft och schaktdjup visas på FIG. 74. Kurvorna för körlängderna 1 m och 3 m visar god överensstämmelse med de mätresultat som lagts in på figuren. Avvikelsen mellan uppmätta och beräknade värden för 2 m körlängd kan bero på att brott uppkommit jorden redan vid 1 m genom traktorns acceleration. Ny lossbrytning har ej ägt rum förrän vid 3 m.

9.3 Effekt av olika parametrar på schaktkraften

9.3.1 Hastighet

Ryska forskare har vid försök med plogblad studerat hur bladets hastighet i jorden påverkar dragkraftens storlek och fördelning, Mayuaskas (1958). Vid dessa försök användes tryckdosor för att

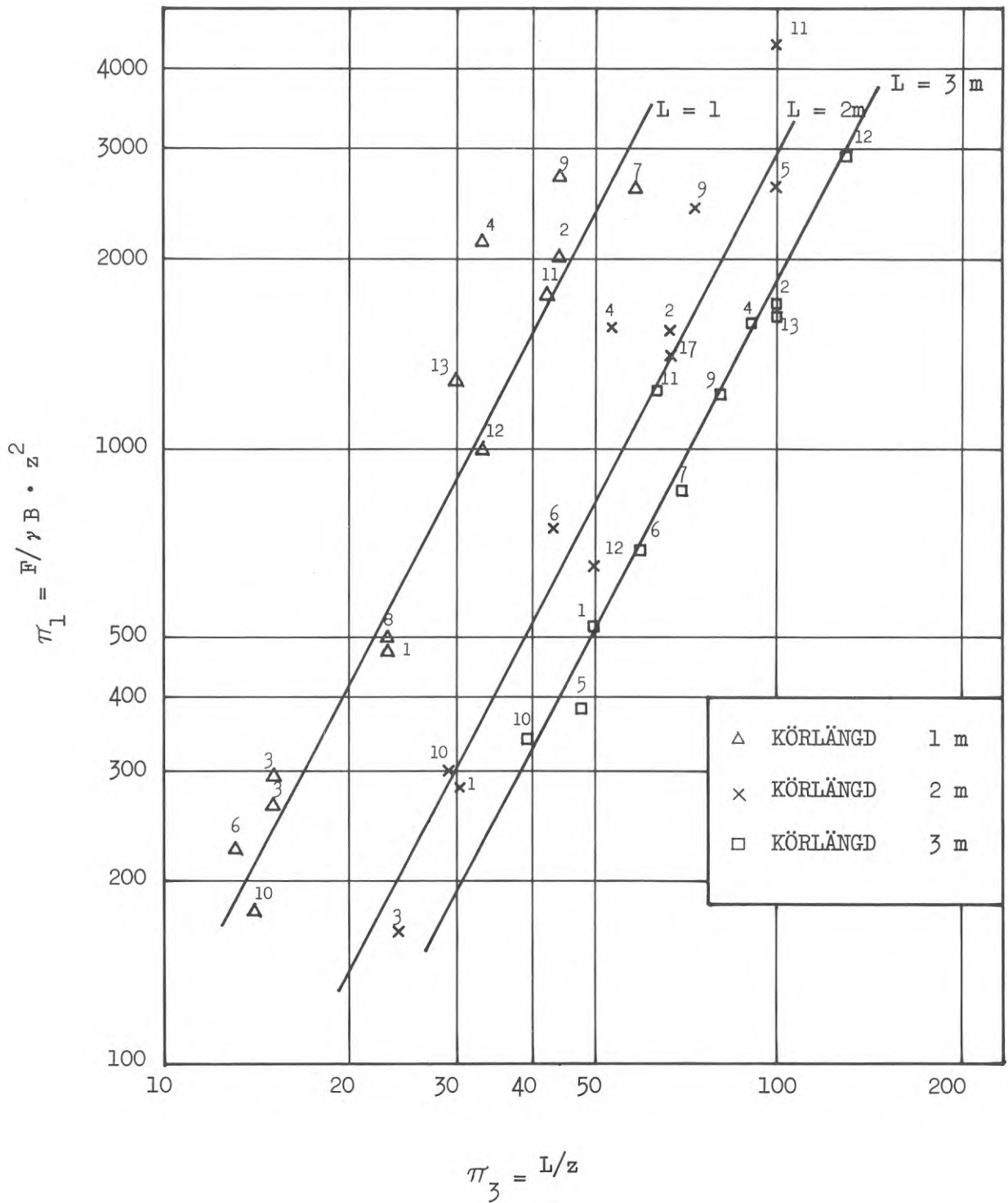


FIG. 72. Samband i morän mellan schaktkraft och schaktdjup vid körlängderna 1, 2 och 3 m. (Siffror anger körfall nr).

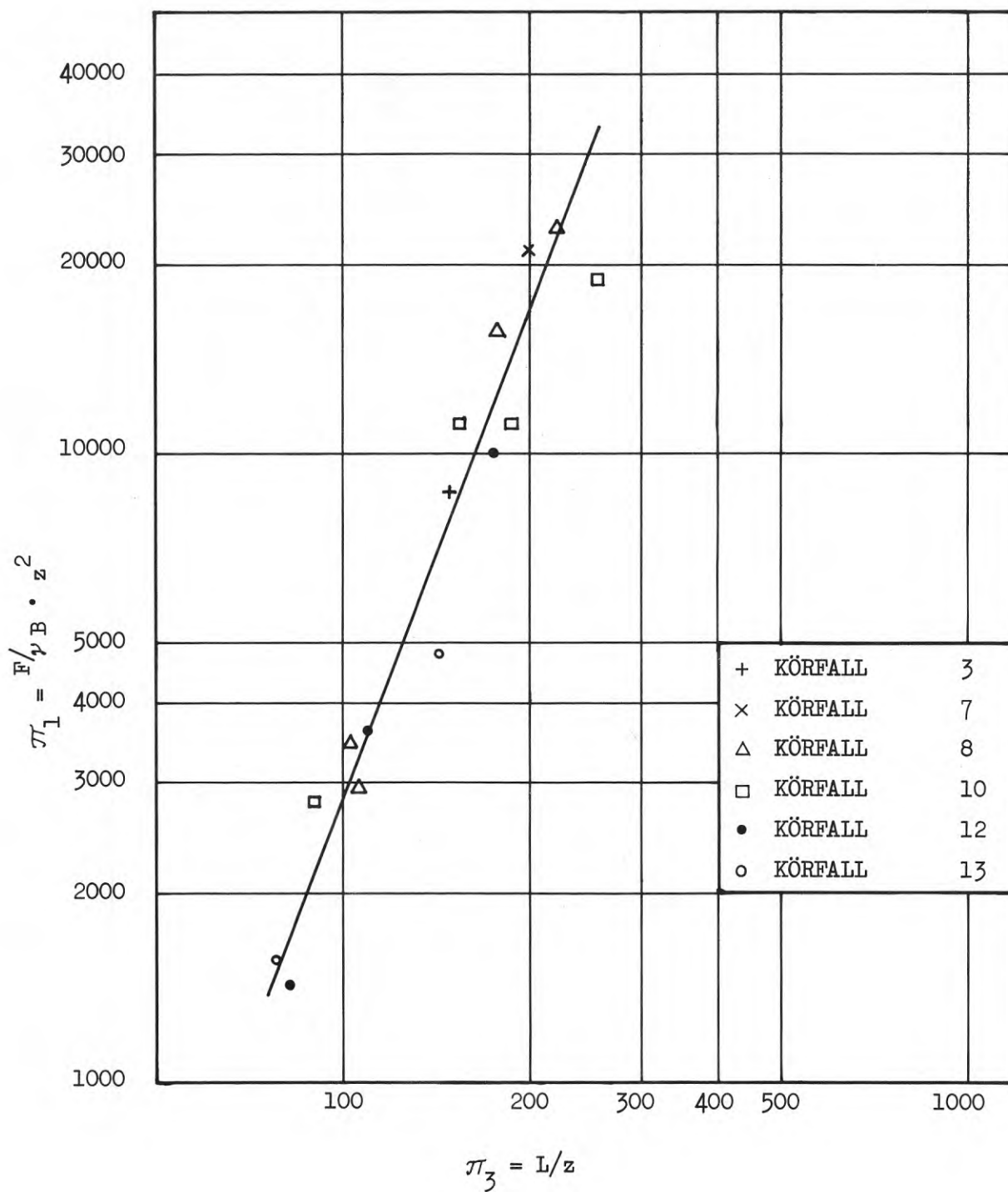


FIG. 73. Samband i morän mellan schaktkraft och schaktdjup vid körlängder över 5 m.

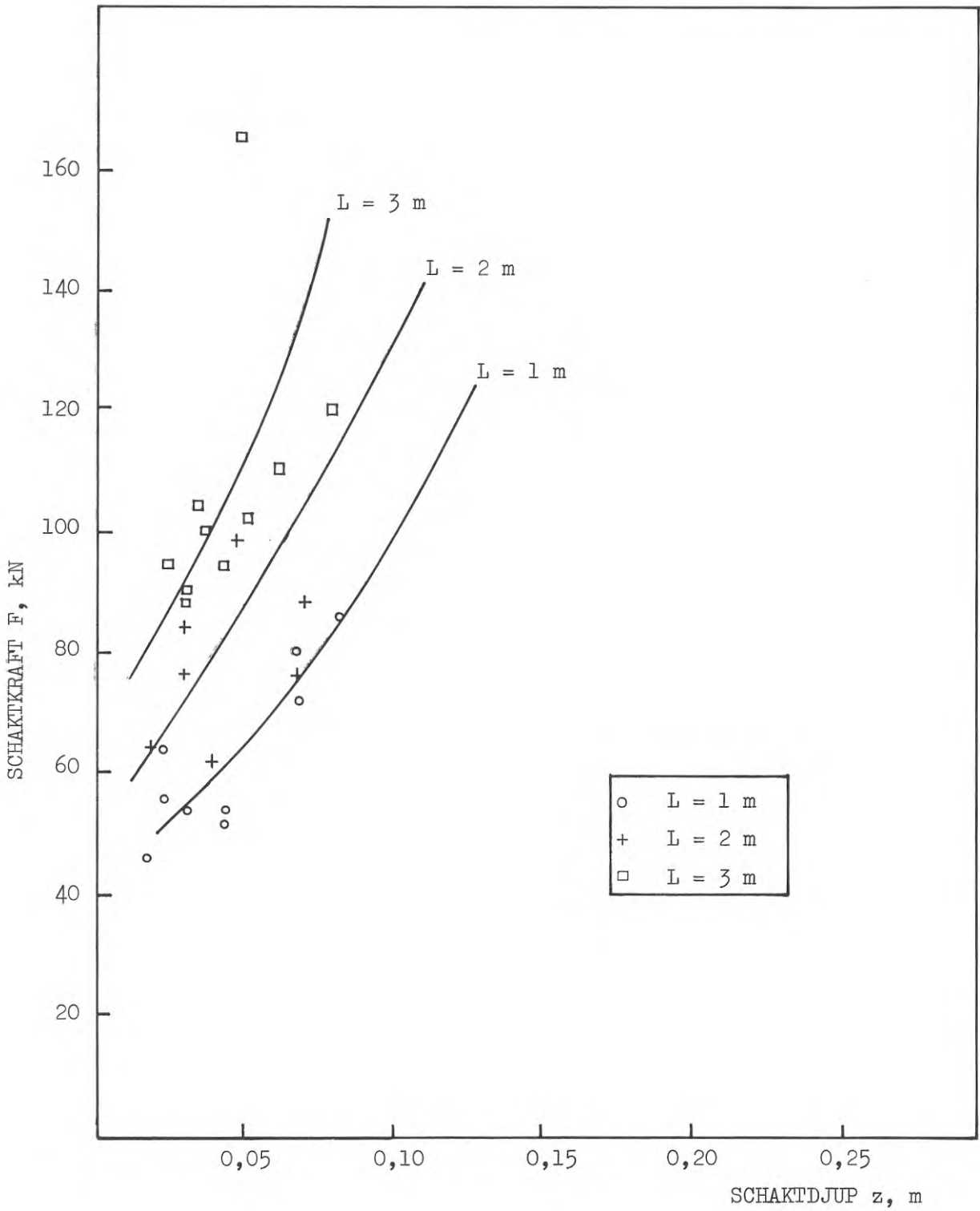


FIG. 74. Samband i morän mellan schaktkraft och schaktdjup efter 1,2 och 3 m körning

mäta trycket mot bladets olika delar. Mayuaskas fann, vid ett schaktdjup av 0,22 m, att en ändring av körhastigheten från 0,8 m/s till 1,4 m/s påverkade tryckfördelningen mot bladet. Den totala dragkraften påverkades däremot ej.

Hastigheten varierade vid de olika körningarna i Bofors. Vid försöken i sand var den lägsta uppmätta hastigheten 0,28 m/s och den högsta 0,9 m/s.

Genom att studera förhållandet mellan de två π -termerna $\frac{F}{\gamma Bz^2}$ och $\frac{v^2}{Lg}$ för olika körfall i FIG. 60-65 finner man att försöksvärdena faller längs sinsemellan olika parallella linjer. Detta innebär att sambandet $\frac{F}{\gamma Bz^2} = f \left(\frac{v^2}{Lg} \right)^k$ är en potensfunktion där vinkelkoefficienten k är lika med funktionens exponent. Man får härigenom en god uppfattning om vilken del av de olika körfallen som sker vid jämn upplastning.

Om man på ett diagram med schaktkraften som ordinata och med hastigheten som abscissa avsätter värdena för de körfall som ägt rum vid jämn upplastning enligt ovan kan man studera hastighetens inverkan på schaktkraften. För körfallen 6, 8, 10, 11, 12 och 15 i sand finner man att schaktkraften varierar mellan 30 och 60 kN när hastigheten varierar från 0,35 m/s till 0,9 m/s. Schaktkraften är i stort sett oberoende av hastigheten, FIG. 75.

För ett enskilt körfall kan man finna att schaktkraften varierar. För t.ex. körfall 6 varierade schaktkraften mellan 42 och 53 kN medan hastigheten i stort var konstant (0,35 - 0,38 m/s). Detta förhållande gäller även vid övriga körfall.

Vid försöken i lera var den lägst uppmätta körhastigheten 0,35 m/s och den högsta 0,78 m/s. På samma sätt som för sand redovisas i FIG. 76 sambandet mellan schaktkraft och körhastighet. Man finner att schaktkraften varierade vid en i stort sett konstant körhastighet. Vid exempelvis körfallen 11 och 18 varierade schaktkraften mellan 50 och 100 kN vid nästan oförändrad körhastighet.

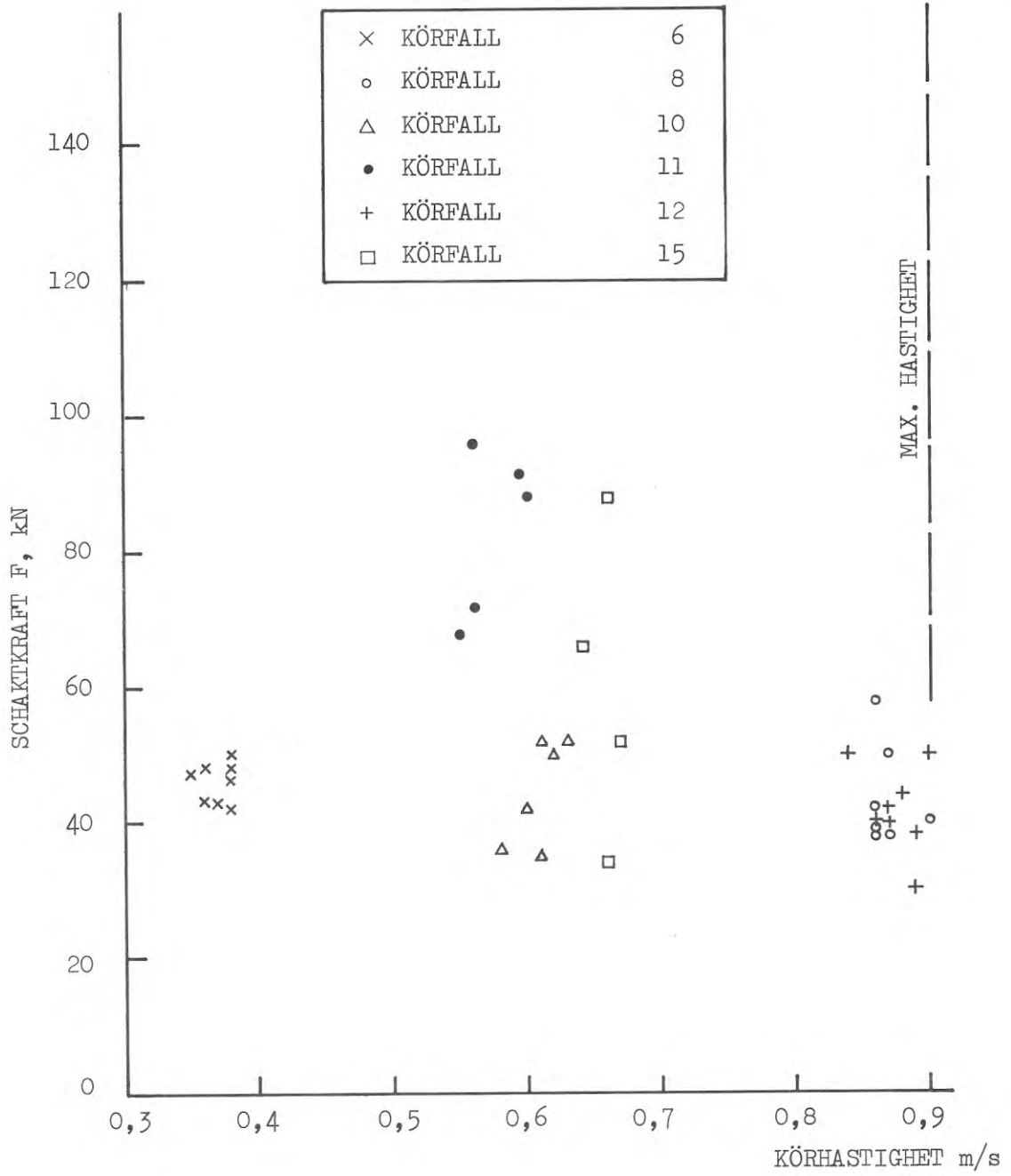


FIG. 75. Samband mellan körhastighet och schaktkraft i sand.

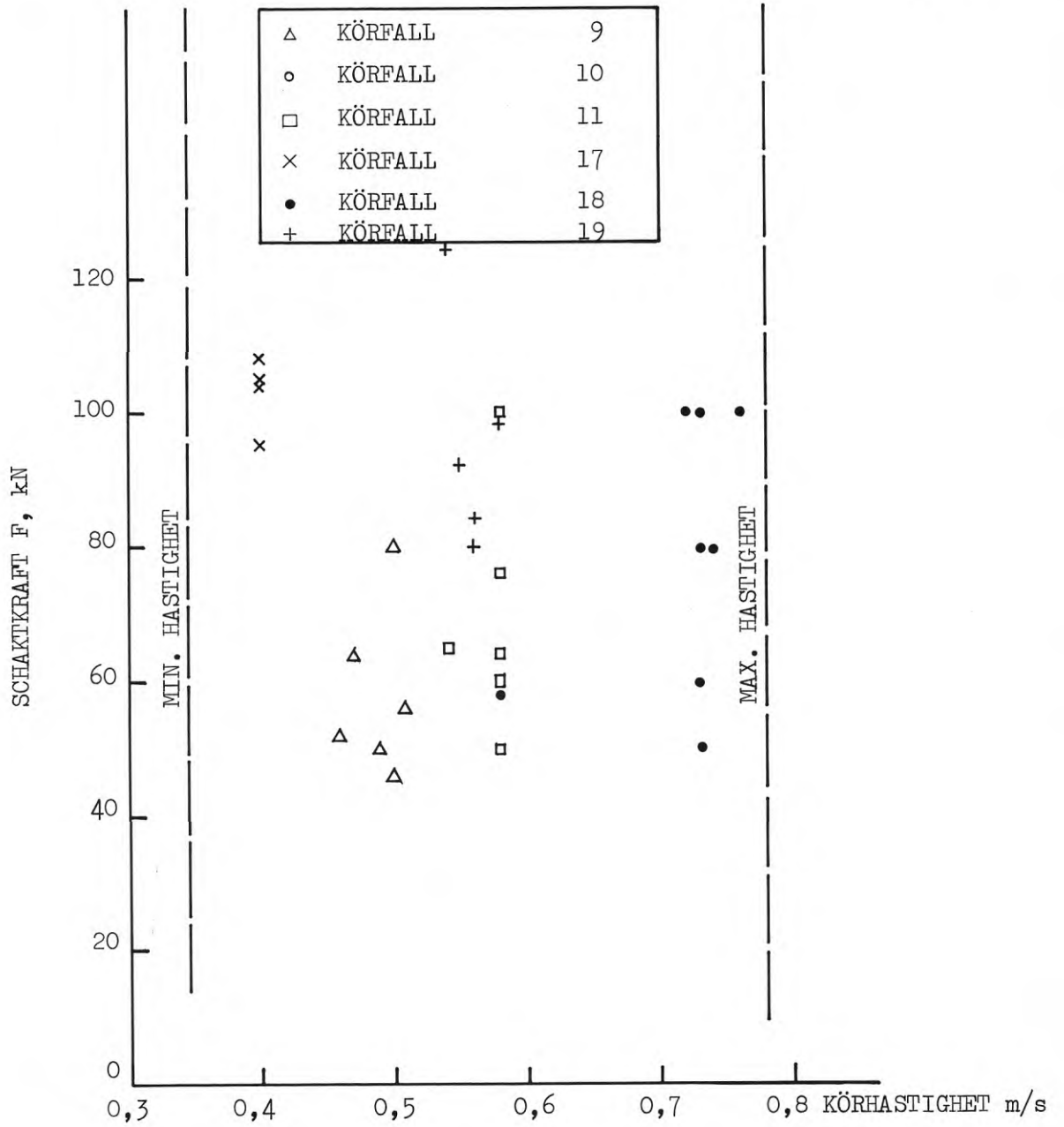


FIG. 76. Samband mellan körhastighet och schaktkraft i lera.

Även körningarna i morän visar att schaktkraften ej påverkas nämnvärt av körhastigheten. Den högsta uppmätta hastigheten var densamma som den i leran (0,78 m/s). Sambandet mellan schaktkraft och hastighet visas på FIG. 77.

Dessa försök i sand, lera och morän visar att schaktkraftens storlek inte påverkas av traktorns hastighet. Detta förhållande visar även dimensionsanalysen där man finner att π_2 -termen för hastigheten ger ett mycket ringa bidrag till π_1 -termen för schaktkraften.

9.3.2 Bladlutning

Schaktbladets lutning mot horisontalplanet fick variera mellan 45° , 50° och 55° för att man skulle kunna studera lutningens inverkan på schaktkraften. Vid modellförsök med plana och buk-tiga schaktblad i försöksrännor med glasväggar har flera forskare studerat och fotograferat hur deformationer och brott utbildas i jorden framför schaktbladet, Drees (1958), Payne & Tanner (1959), Tanner (1969), Selig & Nelson (1964).

Vid de försök som Tanner utförde med plana blad fann man att jord stannade kvar vid bladets nedre del i form av en kil utan att följa med den övriga jorden då bladet sköts framåt genom jorden. Tanner fann att främst bladlutningen och jord-metallfriktionen inverkade på konens form. Ju högre jord-metallfriktionen var desto större blev konen. Konen började utbildas då bladet lutade ca 50° mot horisontalplanet. Konen blev mer kompakt då bladlutningen närmade sig vertikalen och dess storlek ökade.

Vid praktiska tillämpningar brukar man därför luta bladet cirka 45° . Schaktkraften mot bladet får då en komponent riktad vinkelrätt mot bladet och en riktad längs bladet. Den totala schaktkraften motsvarar resultanten till dessa krafter. Schaktkraftens vertikala komponent minskar då bladlutningen blir större och är riktad nedåt vid stora bladlutningar.

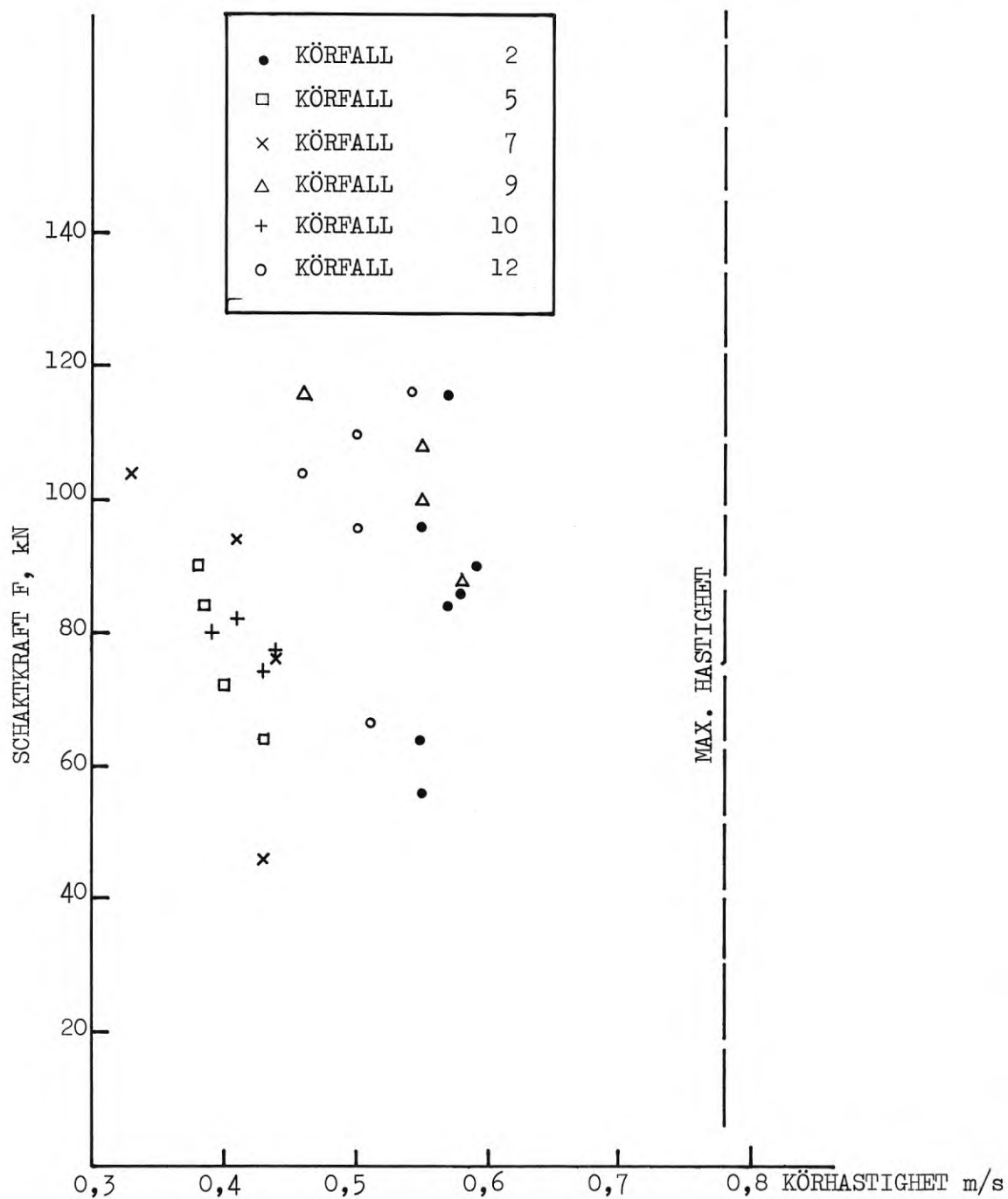


FIG. 77. Samband mellan körhastighet och schaktkraft i morän.

Genom att använda en relativt liten bladlutning kan man öka schaktbladets förmåga att tränga ner i jorden. Detta är väsentligt vid fast lagrade, ofta kittade, jordar som morän. Den kraft som krävs för bladet att tränga ner i jorden beror på jordens egenskaper och schaktbladets kantarea (eggarea). När jorden rör sig uppåt längs bladet påverkas schaktkraften av bladets lutning. Vid en liten bladlutning som ger god inträngning kan man dock riskera att bladet vid brott "glider ur" jorden. När bladlutningen ökar blir den vertikala komponenten slutligen så stor att den vill "lyfta" bladet.

10.1 Allmänt

Utöver den kraft som erfordras för att bryta loss jorden krävs en kraft för att skjuta de lossbrutna jordmassorna framför schaktbladet. Denna kraft ökar under körningens gång i takt med de uppschaktade massornas volym. Efter en viss körlängd blir den tillförda volymen jord lika stor som den volym som förloras, det s.k. spillet. Därefter blir kraften som erfordras för att skjuta massorna framför schaktbladet i huvudsak konstant.

För att få en uppfattning om de lösa massornas volym framför bladet bestämdes denna vid varje körfall. Det spill av jord som uppkom längs bladets sidor, i form av en jordsträng, hade en tvärsnittsarea, som i huvudsak var en likbent triangel. Denna area bestämdes i ett flertal sektioner på ömse sidor om bladet. Spillmassorna kunde i grova drag approximeras med en pyramid med höjden lika med körlängden. Vid körningens slut bestämdes jordens tvärsnittsarea framför schaktbladet i tre sektioner dels vid bladets centrum samt dels vid bladets ytterkanter. Dessutom mättes jordvolymens krönbredd och avståndet från jordens ytterkant till bladet. Mätsträckorna visas i FIG. 78. Uppmätningen av de lösa schaktmassorna redovisas i TAB. 3 till 5.

Ur dessa uppgifter kan sedan jordens svällning vid schaktning beräknas. Genom experiment har man visat Teng (1962), att brott i jorden framför ett blad, som förs fram genom jorden, sker längs dubbelkrökta ytor ABDE och A'B'D'E' längs bladets båda ändar, såsom visas på FIG. 79. Vid schaktning sker brott kontinuerligt framför bladet. Vid bladets ytterkanter får brottfiguren ett utseende som visas på FIG. 79. Eftersom brottfiguren har en krökt form är dess yta större än triangelytan men mindre än den rektangulära yta som bildas av avståndet utanför bladet och schaktdjupet. Vid beräkningarna har antagits att ytan är 0,75 av rektangelytan.

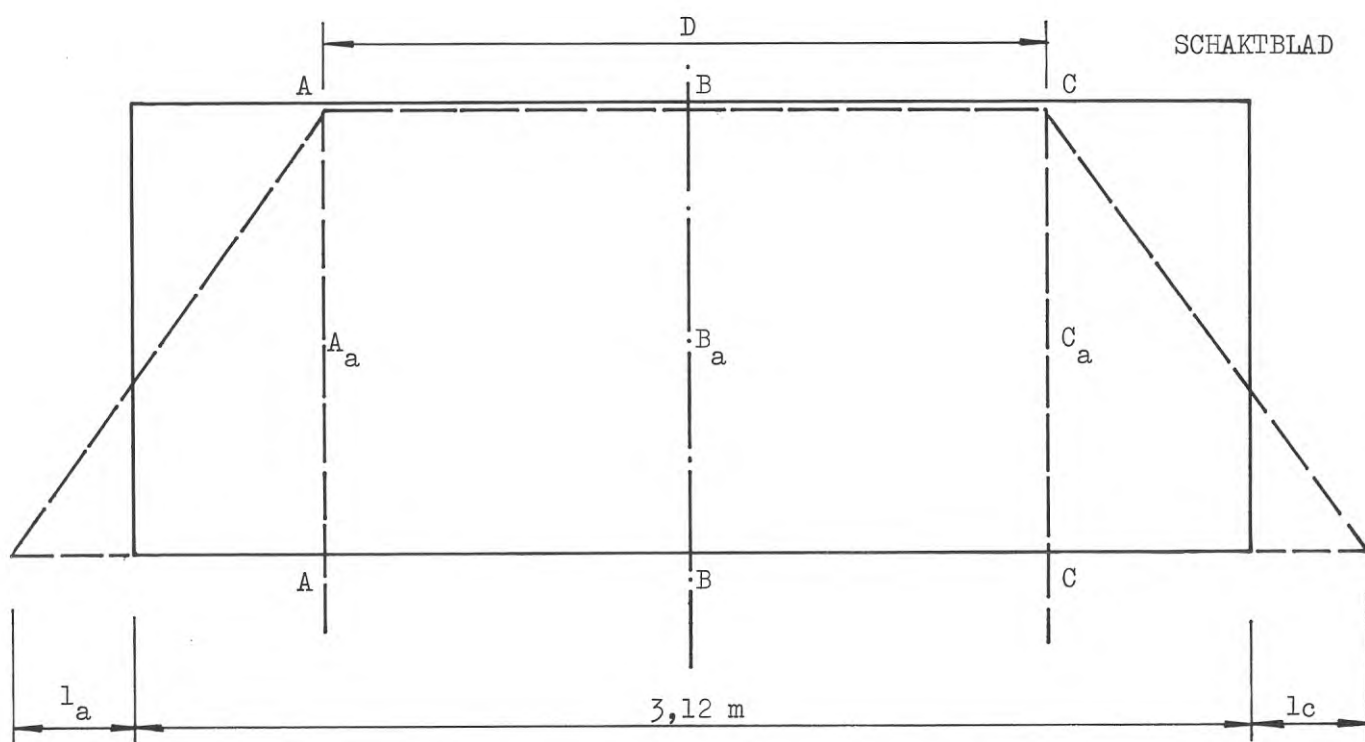
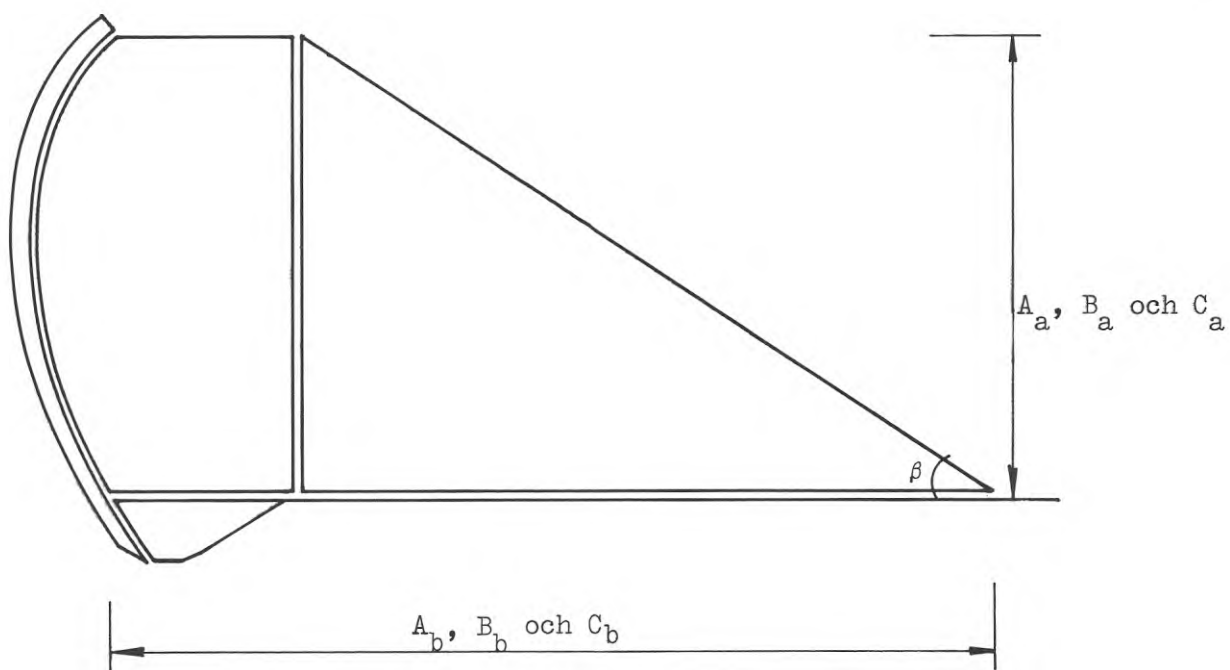


FIG. 78. Mätsträckor vid beräkning av uppschaktad volym.

TABELL 3. Uppmätning av lösa schaktmassor i sand vid körningens slut.

Körfall (nr)	A _a (m)	B _a (m)	C _a (m)	A _b (m)	B _b (m)	C _b (m)	l _A (m)	l _C (m)	D (m)
6	-	-	-	-	-	-	-	-	-
7	-	-	-	-	-	-	-	-	-
8	-	-	-	-	-	-	-	-	-
9	-	-	-	-	-	-	-	-	-
10	1,55	1,78	1,51	0,72	1,40	0,74	0,70	0,80	-
11	1,75	2,05	1,70	0,83	1,74	0,81	0,80	0,75	2,0
12	1,82	1,96	1,81	0,65	1,27	0,58	0,76	0,86	2,25
13	1,73	2,15	1,70	0,94	1,80	0,94	0,96	0,80	1,30
14	1,70	1,96	1,67	0,75	1,74	0,69	0,80	0,63	1,70
15	1,67	2,01	1,68	1,00	1,74	0,95	0,90	0,80	1,70
16	1,62	1,78	1,53	0,62	1,47	0,60	0,76	0,70	1,40
17	1,61	1,88	1,56	0,74	1,60	0,71	0,74	0,71	2,28
Medel- värde	1,68	1,95	1,65	0,78	1,60	0,75	0,80	0,76	

Beteckningar framgår av FIG. 78.

TABELL 4. Uppmätning av lösa schaktmassor i lera.

Körfall (nr)	A _a (m)	B _a (m)	C _a (m)	A _b (m)	B _b (m)	C _b (m)	l _A (m)	l _C (m)	Anm.
7	1,13	1,20	1,05	0,79	0,78	0,72	-	-	Körlängd 3 m
8	1,45	1,89	1,71	1,19	1,08	1,16	-	-	Körlängd 4 m
9	2,00	1,35	1,45	0,82	1,36	0,98	-	-	
10	1,10	0,95	1,07	1,04	0,95	1,05	0,45	0,45	
11	1,35	1,50	1,60	1,19	1,28	1,16	-	-	
12	1,60	1,60	1,61	1,12	1,10	0,93	0,60	0,56	
15	0,70	0,68	0,89	0,87	0,83	0,97	-	-	Körlängd 3 m
16	1,75	1,22	1,01	1,10	1,12	1,18	0,38	0,70	Körlängd 3 m
17	1,92	2,00	1,62	0,84	0,87	0,88	0,50	0,75	
18	1,45	1,60	1,35	0,61	0,73	1,01	0,58	0,59	
19	1,72	1,61	1,57	1,37	1,13	1,09	0,43	0,53	
20	1,30	1,20	1,05	0,65	1,09	0,70	0,40	0,40	Körlängd 3 m
Medel- värde	1,59	1,52	1,47	1,00	1,06	1,01	0,51	0,58	

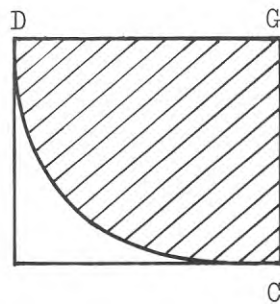
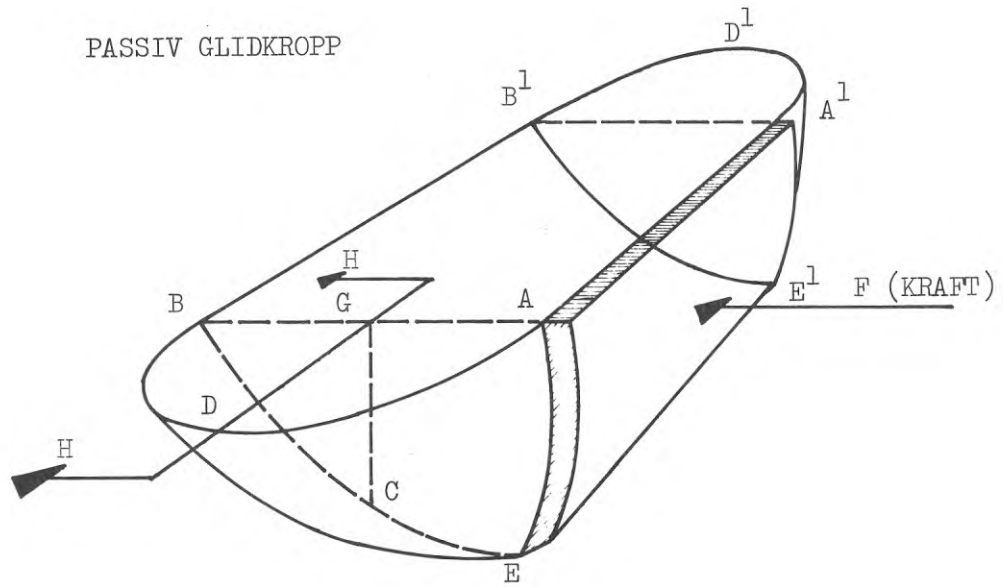
Beteckningar framgår av FIG. 78.

(Körfall 7, 8, 15, 16 och 20 undantagna vid beräkning av medelvärden på grund av för korta körlängder).

TABELL 5. Uppmätning av lösa schaktmassor i morän.

Körfall (nr)	A _a (m)	B _a (m)	C _a (m)	A _b (m)	B _b (m)	C _b (m)	l _A (m)	l _C (m)	Anm.
1	1,10	1,47	1,29	0,75	0,86	0,82	0,48	0,51	
2	1,71	1,81	1,66	0,66	0,70	0,76	0,45	0,45	
3	1,30	1,50	1,37	0,92	0,87	0,70	0,49	0,40	
4	-	-	-	-	-	-	0,35	0,47	
5	1,10	1,15	0,85	0,61	0,66	0,60	0,30	0,38	
6	1,26	1,31	1,30	0,69	0,52	0,57	0,10	0,15	
7	1,13	1,38	1,24	0,69	0,80	0,79	0,30	0,40	
8	1,20	1,23	1,16	0,71	0,70	0,72	0,41	0,42	Traktor slog i sten
9	1,06	1,03	0,99	0,65	0,63	0,57	0,45	0,40	
10	1,23	1,50	1,40	0,86	1,11	0,86	0,55	0,60	
11	1,10	0,92	0,71	0,76	0,71	0,73	0,37	0,65	
12	1,12	1,22	1,18	1,00	1,10	0,88	0,47	0,49	
13	1,59	1,69	1,52	0,65	1,14	0,78	0,49	0,53	
Medel- värde	1,29	1,35	1,22	0,75	0,82	0,73			

Beteckningar framgår av FIG. 78.



(SKRAFFERAD YTA $\approx 3/4$ AV
REKTANGELYTAN)

SEKTION H-H

FIG. 79. Brottfigur framför platta, (schaktblad) som ger passivt jordbrott.

Först har vikten av de uppsamlade schaktmassorna framför bladet och spillet beräknats och därefter vikten av den volym jord som bryts loss vid schaktningen. Då dessa vikter måste vara lika får man härigenom en möjlighet att beräkna jordens svällning.

$$(V_L + V_S) \cdot \gamma_1 = V_F \cdot \gamma$$

V_L Volymen av lösa massor framför bladet

V_S Volymen av spillet vid sidorna av bladet

V_F Volymen av uppschaktad jord i fast mått

γ Den ostörda jordens densitet

γ_1 Densitet för lösa massor och spill

Förhållandet mellan jordens densitet efter och före uppschaktningen erhålls ur uttrycket

$$\frac{\gamma_1}{\gamma} = \frac{V_F}{V_L + V_S}$$

Resultatet av dessa beräkningar redovisas i TAB. 6 till 8. Ur uppgifterna om svällningen kan sedan sambandet mellan uppschaktad nettovolym och körlängd beräknas vilket redovisas på FIG. 80 till 82 för de undersökta jordarterna.

10.2 Diskussion av mätdata i sand

Det spill (förlust) som erhöles vid bladets överkant vid schaktförsöken i sand kunde inte beräknas. Spill vid bladets sidor uppstod vanligen först efter några meters körning. Vid de fyra försöta körfallen gjordes inga mätningar av volymen. I de fyra därpå följande körfallen bestämdes jordvolymen framför schaktbladet. Spillet omfattning mättes däremot ej. Från körningarna i sand föreligger därför endast upplastningskurvan för fyra körfall samt fyra värden på nettovolymen vid körningarnas slut.

TABELL 6. Sammanställning av fasta och lösa massor vid schaktning i sand.

Körfall	Uppmätt lossbruten massa i fast mått för kör- längd med registrering	Uppskattad lossbruten massa i fast mått för hela körlängden	Lösa massor framför bladet vid körningens slut	Spill vid sidorna	Förhållandet mellan densitet efter och före uppschaktning		
(nr)	L_R (m)	V_F (m ³)	L_S (m)	V_F (m ³)	V_L (m ³)	V_S (m ³)	$\frac{\gamma_1}{\gamma}$
6	15	3,96	24,4	4,9	-	-	-
7	12	5,47	13,2	6,0	-	-	-
8	15	4,15	22,5	6,4	-	-	-
9	8	5,38	10,3	7,0	-	-	-
10	15	2,10	20,0	2,6	3,60	-	-
11	9	3,35	11,5	4,2	5,02	-	-
12	15	4,16	18,0	5,1	3,57	-	-
13	9	4,44	11,2	5,5	4,92	-	-
14	15	4,90	17,2	5,5	3,64	3,5	1,03
15	6	3,34	9,0	4,9	4,74	3,0	0,90
16	15	2,62	18,0	3,5	3,11	2,3	0,87
17	7	3,38	7,9	3,8	3,92	2,2	0,84

TABELL 7. Sammanställning av fasta och lösa massor vid schaktning i lera.

Körfall	Uppmätt lossbruten massa i fast mått för kör- längd med registrering	Uppskattad lossbruten massa i fast mått för hela körlängden	Lösa massor framför bladet vid körningens slut	Spill vid sidorna	Förhållandet mellan densitet efter och före uppschaktning		
(nr)	L_R (m)	V_F (m ³)	L_S (m)	V_F (m ³)	V_L (m ³)	V_S (m ³)	$\frac{\gamma_1}{\gamma}$
11	11	2,78	11,0	2,78	3,39	0,70	0,68
16	3	1,78	3,5	2,08	2,80	0,04	0,92
12	8	1,90	8,0	1,90	3,11	0,11	0,73
15	3	0,71	3,0	0,71	1,43	0	0,50
9	13	3,64	13,0	3,64	3,05	0,69	(0,97)
8	4	2,22	5,0	2,72	3,03	0,41	0,79
10	8	1,53	9,0	1,73	1,83	0,03	1,13
7	3	1,18	3,0	1,18	1,55	0	0,76
17	11	2,48	11,0	2,48	2,75	0	1,17
19	9	1,96	9,0	1,96	3,28	0	0,74
18	7	2,16	7,0	2,16	2,02	0	-
20	3	1,08	3,0	1,08	1,76	0	0,70

TABELL 8. Sammanställning av fasta och lösa massor vid schaktning i morän.

Körfall (nr)	Uppmätt lossbruten massa i fast mått för körlängd med registrering	Uppskattad lossbruten massa i fast mått för hela körlängden	Lösa massor framför bladet vid körningens slut	Spill vid sidorna	Förhållandet mellan densitet efter och före uppschaktning		
	L_R (m)	V_F (m ³)	L_S (m)	V_F (m ³)	V_L (m ³)	V_S (m ³)	$\frac{\gamma_1}{\gamma}$
11	6	0,68	6,5	0,77	1,34	-	0,76
10	12	1,57	12,0	1,57	2,52	0,32	0,76
12	10	1,65	10,0	1,65	2,27	0,21	0,86
13	9	1,79	9,0	1,79	2,75	0,26	0,79
5	4	0,57	4,0	0,57	1,13	0,04	0,58
6	5	0,81	5,0	0,81	1,20	0,10	0,67
7	8	0,87	8,5	0,92	1,66	0,32	0,57
8	8	0,81	9,0	1,03	1,51	0,12	0,81
9	5	0,59	6,0	0,77	1,10	0,09	0,85
1	12	1,58	12,5	1,66	1,77	0,25	(1,08)
3	7	1,82	9,5	2,45	1,90	0,45	(1,27)
2	15	1,70	16,0	1,82	2,00	0,55	0,92
4	6	0,77	8,0	1,05	saknas	0,09	-

Av TAB. 6 framgår att sandens densitet minskade med ca 10 % ($\gamma_1 = 0,9 \gamma$). Detta överensstämmer väl med de resultat som erhöles vid mätningar av densiteten i naturlig och uppschaktad jord med hjälp av en modifierad North Dakota Cone, såsom framgår av FIG. 34. Även Reece (1972) har funnit att svällningen i sand normalt uppgår till 10 á 15 %.

Vid körfallen 10, 12, 14 och 16 då schaktdjupet var 5 till 10 cm erhöles en nettovolym i löst mått som var ca $3,5 \text{ m}^3$. Körhastigheten varierade vid dessa försök. Av upplastningskurvan för körfall 14 framgår att schaktförloppet når ett stationärt tillstånd efter ca 12 meters körlängd. Tillskottet motsvarade då spillet vid sidorna och över bladet. Vid körfallen 10 och 12 var upplastningen något annorlunda. Stationärt tillstånd erhöles först efter ca 14 meters körlängd. Vid körfall 16 var schaktdjupet mindre än 3 cm efter 5 meters körning och fram till 8 meter. Upplastningskurvan "planade ut" på denna sträcka.

I de fall då schaktdjupet var 10-20 cm (körfallen 11, 13, 15 och 17), visade det sig att maskinen i intet fall har kunnat köra längre än 9 m förrän banden slirade helt (100 % slirning). Nettovolymen vid körfallen 11 och 13 var ca 5 m^3 . Även en extrapolation av upplastningskurvan för körfallen 15 och 17 ger en nettovolym på ca 5 m^3 .

10.3 Diskussion av mätdata i lera

Vid körfallen i lera uppnåddes ej ett stationärt tillstånd. Volymen ökade med ökande körlängd till dess banden slirade helt (totalslirning). Den maximalt uppsamlade volymen i löst mått var ca 3 m^3 .

Även i lera blev upplastningskurvan för schaktdjupet 5 till 10 cm olik den man erhöles då schaktdjupet var 10 till 20 cm. Vid schaktdjupet 5 till 10 cm erhöles totalslirning efter 9 till 13 meters körning medan vid schaktdjupet 10 till 20 cm körlängden var 3 till 5 m. Skillnader i körhastighet vid de skilda försöken har dock ej påverkat upplastningskurvan.

Av TAB. 7 framgår att lerans densitet minskade med 20 till 30 % ($\gamma_1 = 0,7$ till $0,8 \cdot \gamma$). Detta motsvarar en svällning av ca 25 till 40 %. Leran bröts upp i flak som vältrade runt framför bladet.

10.4 Diskussion av mätdata i morän

Vid körningarna i morän var schaktdjupet vanligen 5 till 7 cm. Maximalt var schaktdjupet ca 10 cm. Detta innebar en ganska långsam upplastning. Först efter 6 till 9 m körning var volymen 2 m^3 vilket uppnåddes efter 2 till 6 m vid körfallen på sandfältet. Förekomst av sten och block i jorden påverkade upplastningskurvan i hög grad. Densiteten minskade då med ca 25 % under schaktningen. Detta motsvarar en svällning av ca 30 % jämfört med ca 10 % svällning vid schaktning i ensgraderad sand.

11. BERÄKNING AV TOTAL SCHAKTKRAFT SOM FUNKTION AV KÖRLÄNGD, SCHAKTDJUP OCH UPPSCHAKTAD VOLYM.

11.1 Allmänt

Den totala schaktkraften består av dels den kraft som erfordras för att bryta loss jorden dels den kraft som krävs för att skjuta den lossbrutna jorden framför schaktbladet. Båda dessa krafter är beroende av den jordvolym som finns framför schaktbladet. Vid jämförelser av försöksresultaten bör därför jordvolymen framför bladet vara i stort sett lika för att resultaten skall bli jämförbara. Härigenom blir överlagringstrycket på marken framför bladet i huvudsak detsamma.

I kapitel 10 redovisas hur den uppschaktade jordvolymen har beräknats. Ur "upplastningskurvorna" i FIG. 80 till 82 kan man se att en viss jordvolym t.ex. 2 m^3 uppnås efter olika körlängder i de olika körfallen. Den körlängd som fordrades för att uppnå denna volym kunde bestämmas för flertalet körfall. Ur provresultaten kan man sedan läsa av den schaktkraft och det schaktdjup som motsvarade denna körlängd. Dessa värden har lagts in i ett diagram för olika uppschaktad jordvolym.

11.2 Mätdata i sand

För körningarna i sand har i FIG. 83 schaktkraften och körlängden avsatts vid volymerna 2, 3 och $3,5 \text{ m}^3$. Även schaktdjupen redovisas i denna figur. Man finner att värdena faller längs kurvor med i stort sett likartad krökning. Man ser även att man för de olika schaktdjupen kan lägga in en serie kurvor. Härigenom får man fram sambandet mellan total schaktkraft, uppschaktad volym och schaktdjup. I FIG. 84 har sambandet mellan schaktkraft och schaktdjup redovisats för olika värden på uppschaktad jordvolym.

11.3 Mätdata i lera

Resultaten från försöken i lera redovisas i FIG. 85 på liknande sätt som för sandförsöken för en uppschaktad jordvolym lika med

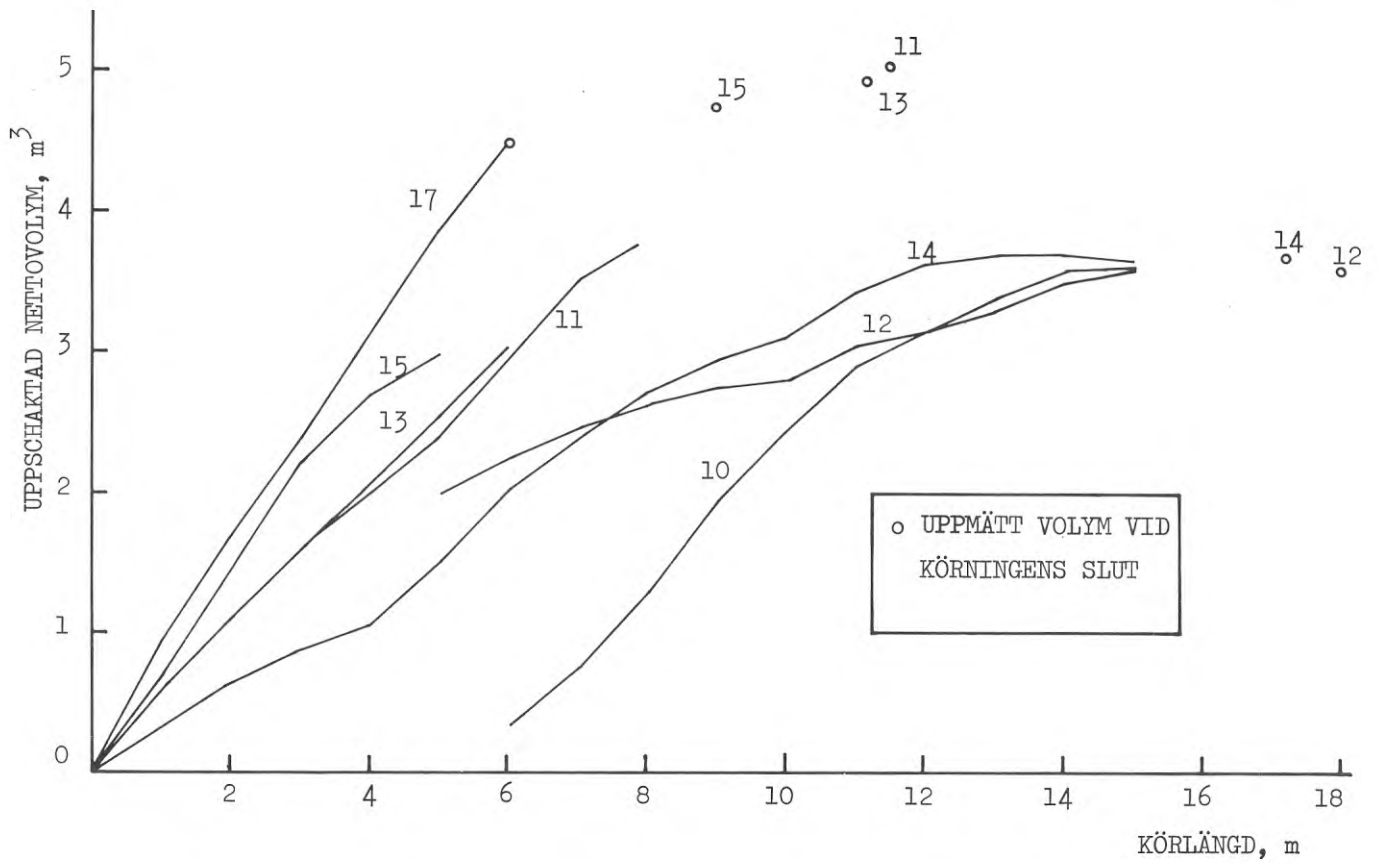


FIG. 80. Samband i sand mellan uppschaktad nettovolym och kör-
längd.

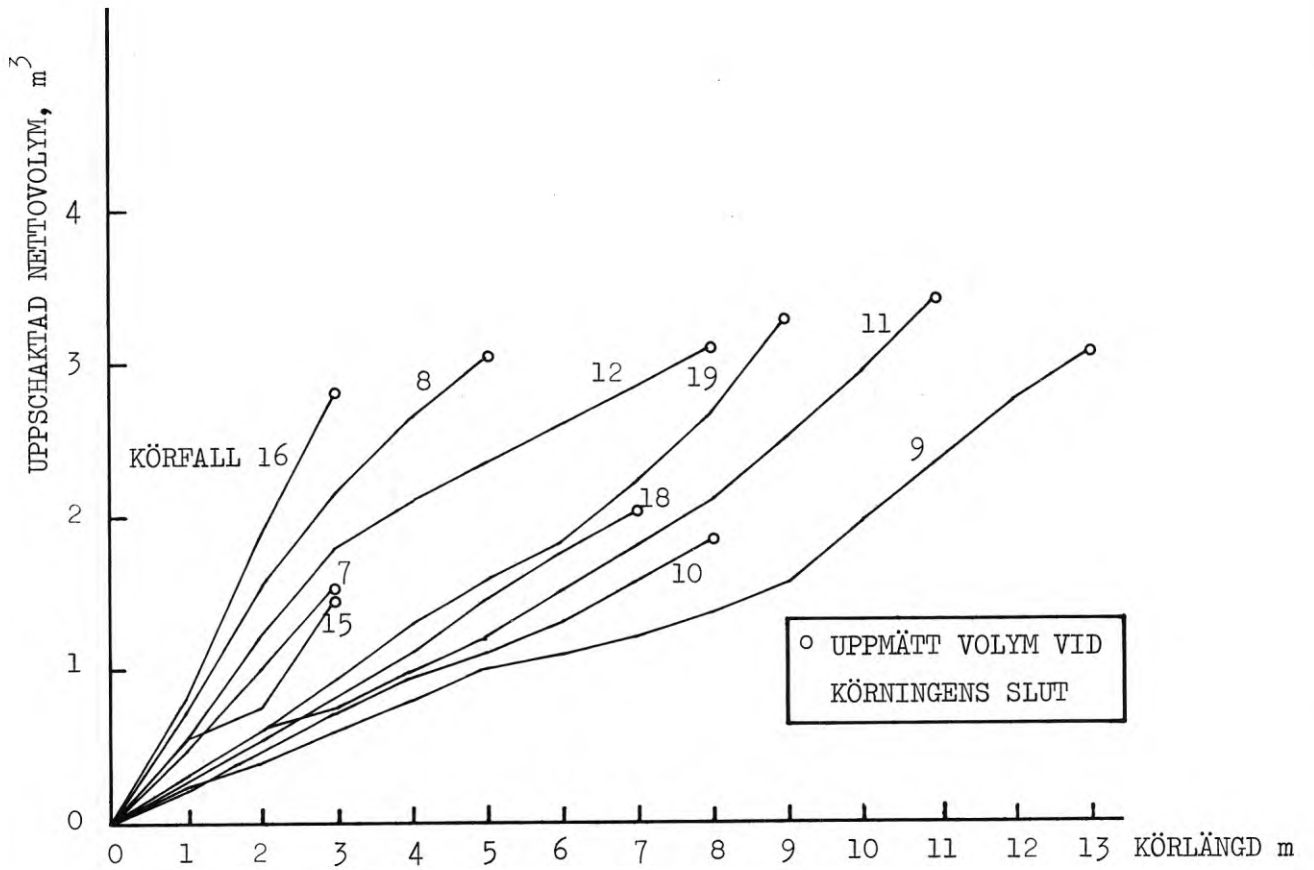


FIG. 81. Samband i lera mellan uppschaktad nettovolym och körlängd.

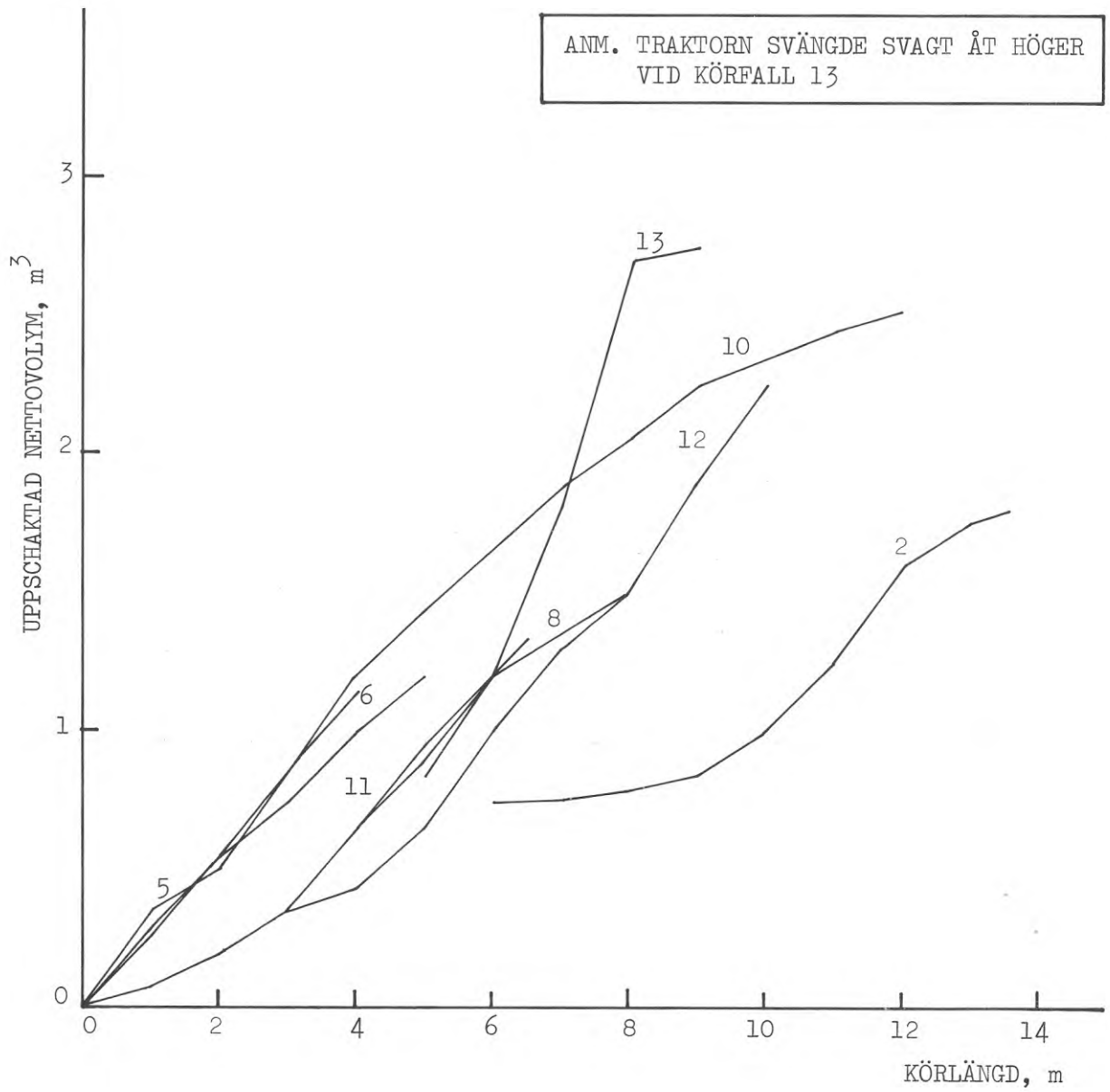


FIG. 82. Samband i morän mellan uppschaktad nettovolym och körlängd.

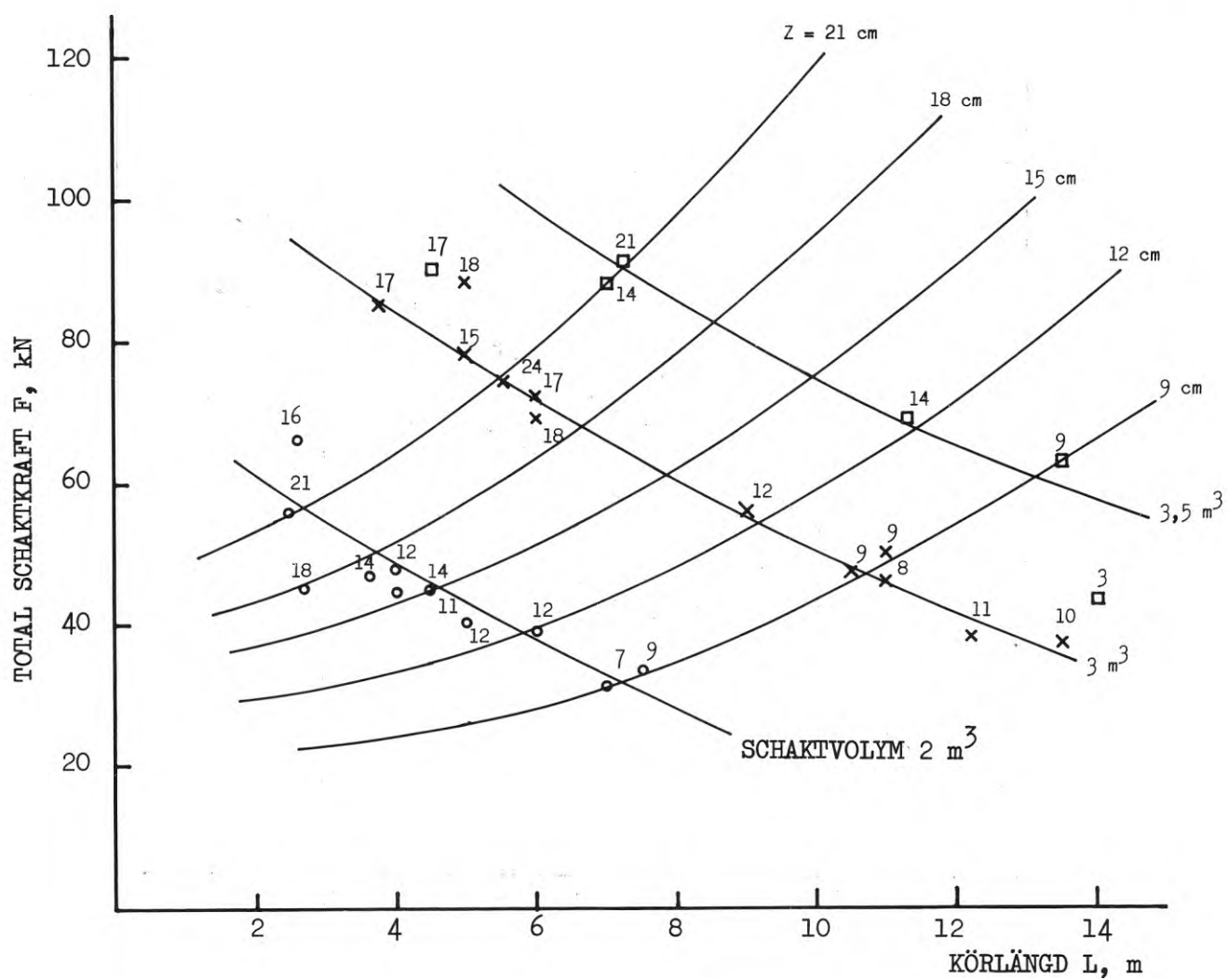


FIG. 83. Samband mellan total schaktkraft, körlängd, uppskattad volym och schaktdjup i sand. (Siffror anger schaktdjup i cm).

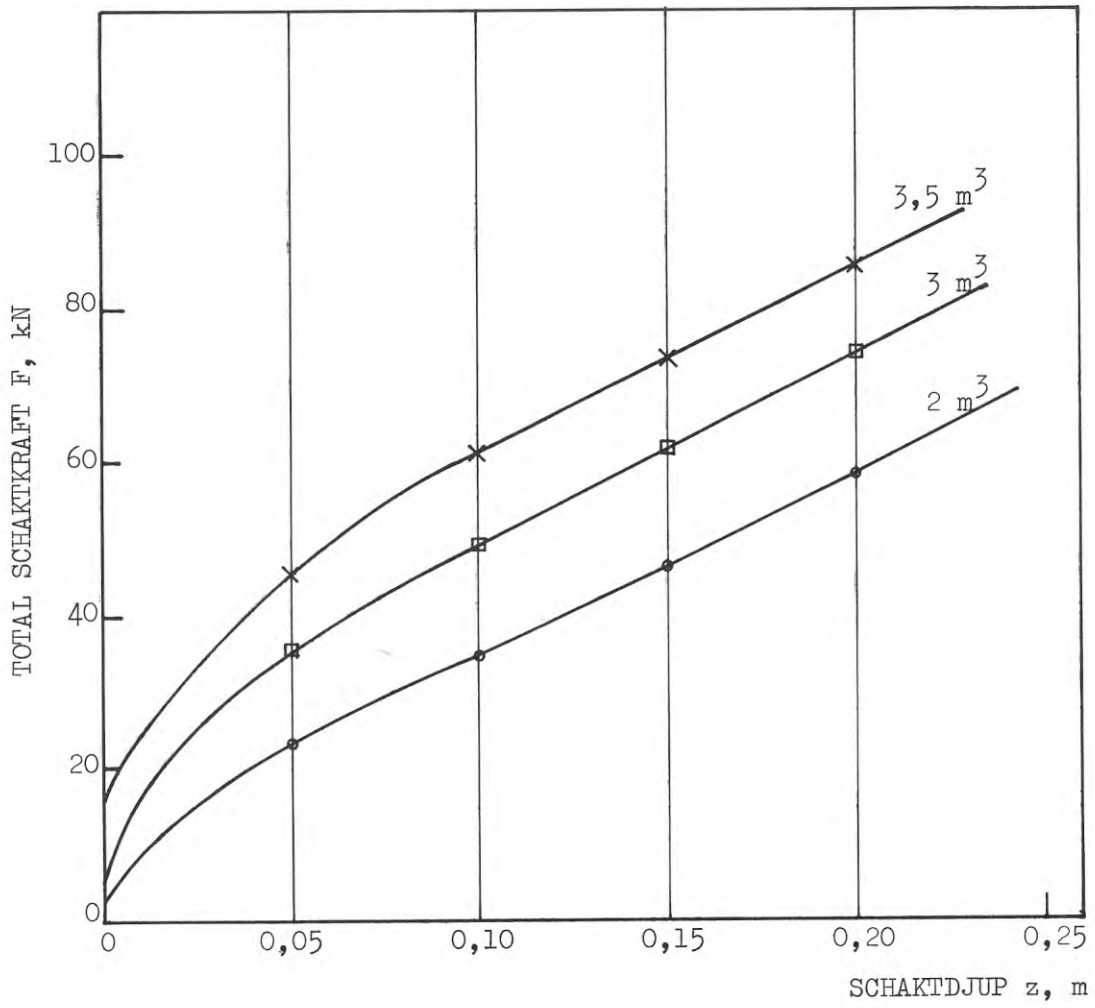


FIG. 84. Samband mellan total schaktkraft, uppschaktad volym och schaktdjup i sand.

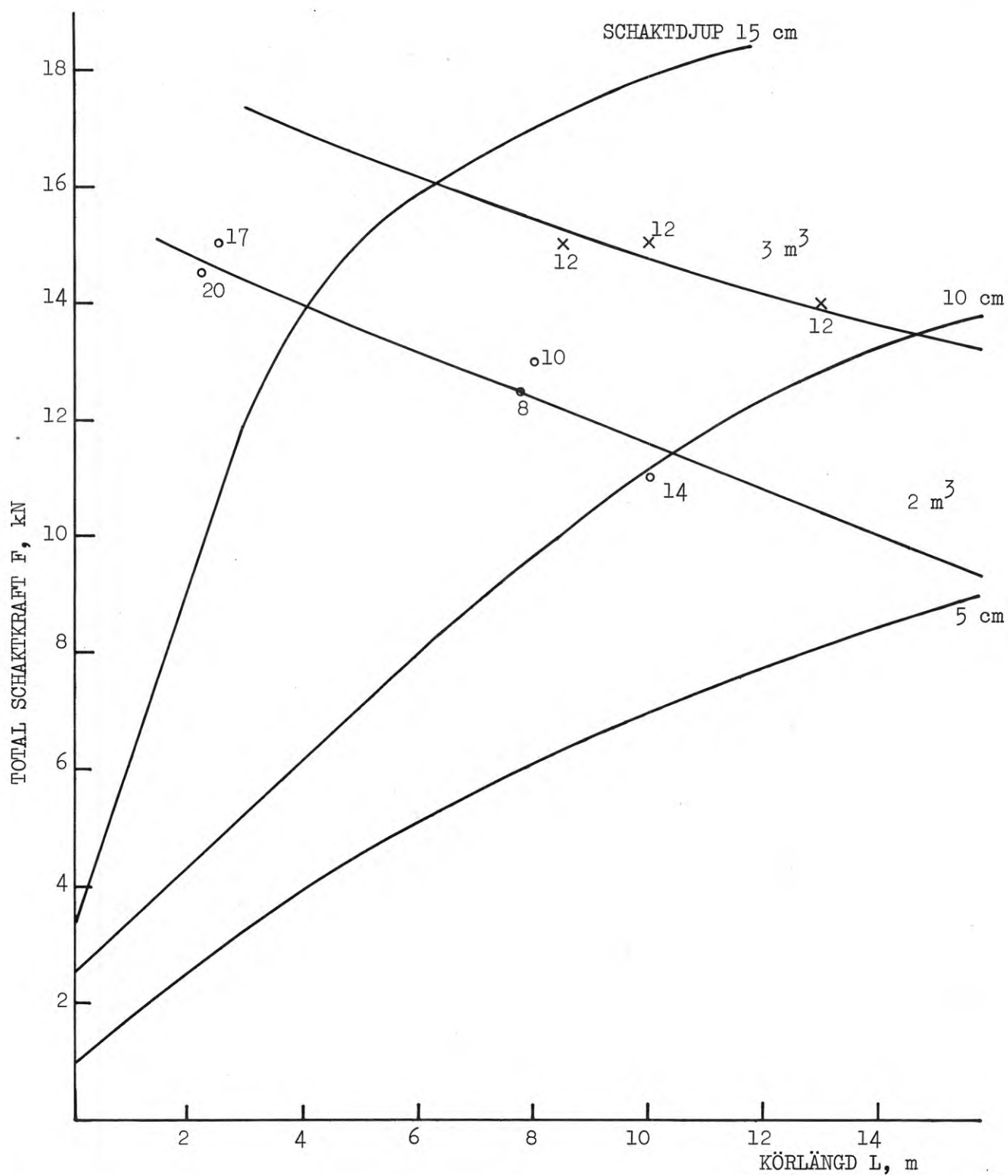


FIG. 85. Samband mellan total schaktkraft, uppschaktad volym och schaktdjup i lera. (Siffror anger schaktdjup i cm).

1, 2 och 3 m³. Antalet mätvärden är färre vid körningarna i le-
ra, eftersom totalslirning ofta inträffade innan någon större
volym jord hade samlats framför schaktbladet. Endast de kurvor
som motsvarar volymerna 2 m³ och 3 m³ kunde bestämmas. På FIG.
86 visas sambandet mellan total schaktkraft och schaktdjup för
volymerna 1, 2 och 3 m³. Man ser att överlagringstrycket starkt
har påverkat schaktkraften då volymen framför bladet är större
än 1 m³.

11.4 Mätdata i morän

Endast i fyra av de tolv körningarna i morän blev den uppschak-
tade jordvolymen större än 2 m³. Därför har endast kurvorna för
volymerna 1 m³ och 2 m³ lagts in på FIG. 87. I figuren har även
kurvorna för 5 och 10 cm schaktdjup markerats. I FIG. 88 redo-
visas sambandet mellan schaktkraft och schaktdjup för 0,5, 1
och 2 m³ jordvolym. Man ser att traktorns maximala dragkraft
uppnås vid 2 m³ och ca 10 cm schaktdjup.

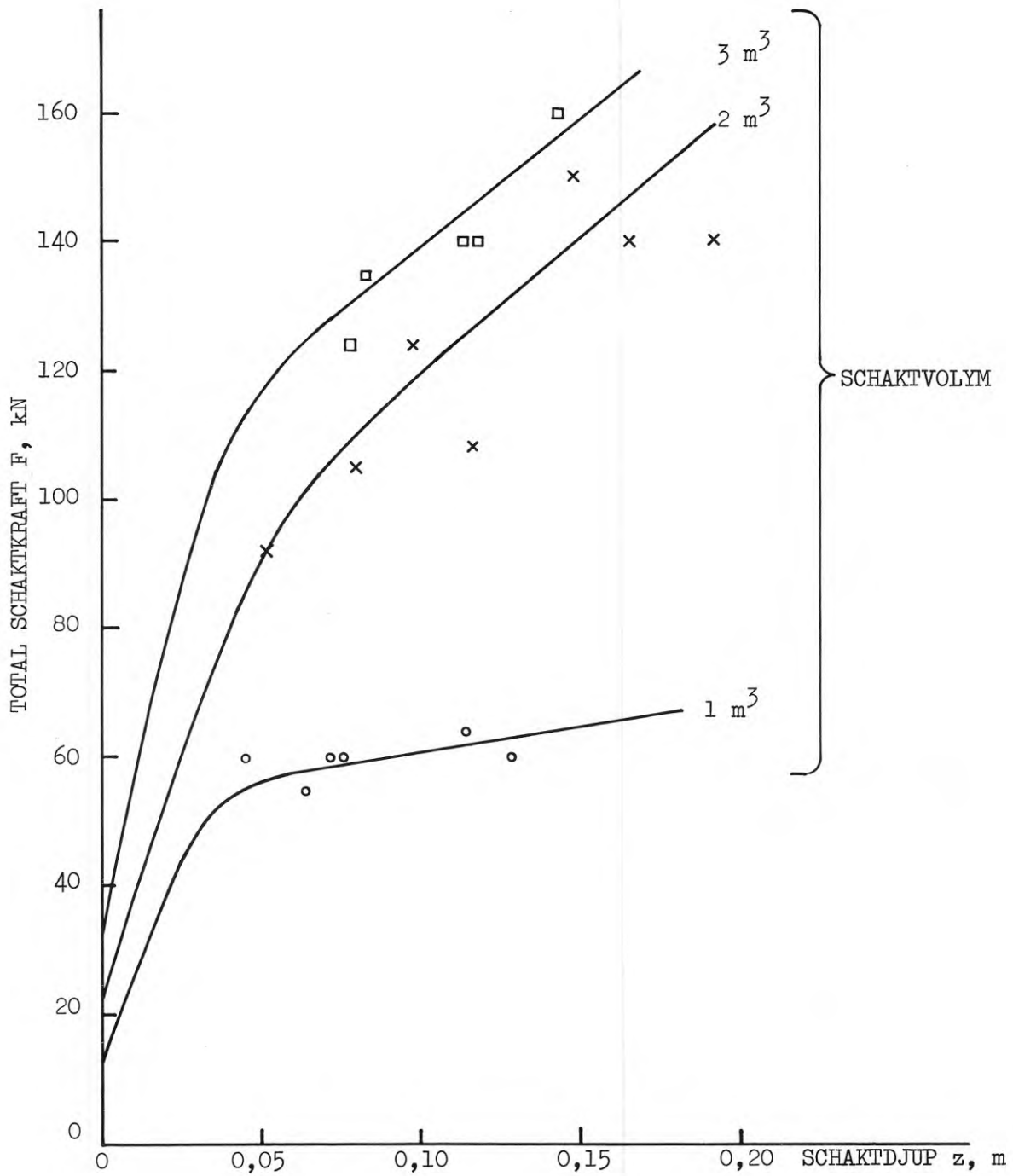


FIG. 86. Samband mellan total schaktkraft, uppschaktad volym och schaktdjup i lera.

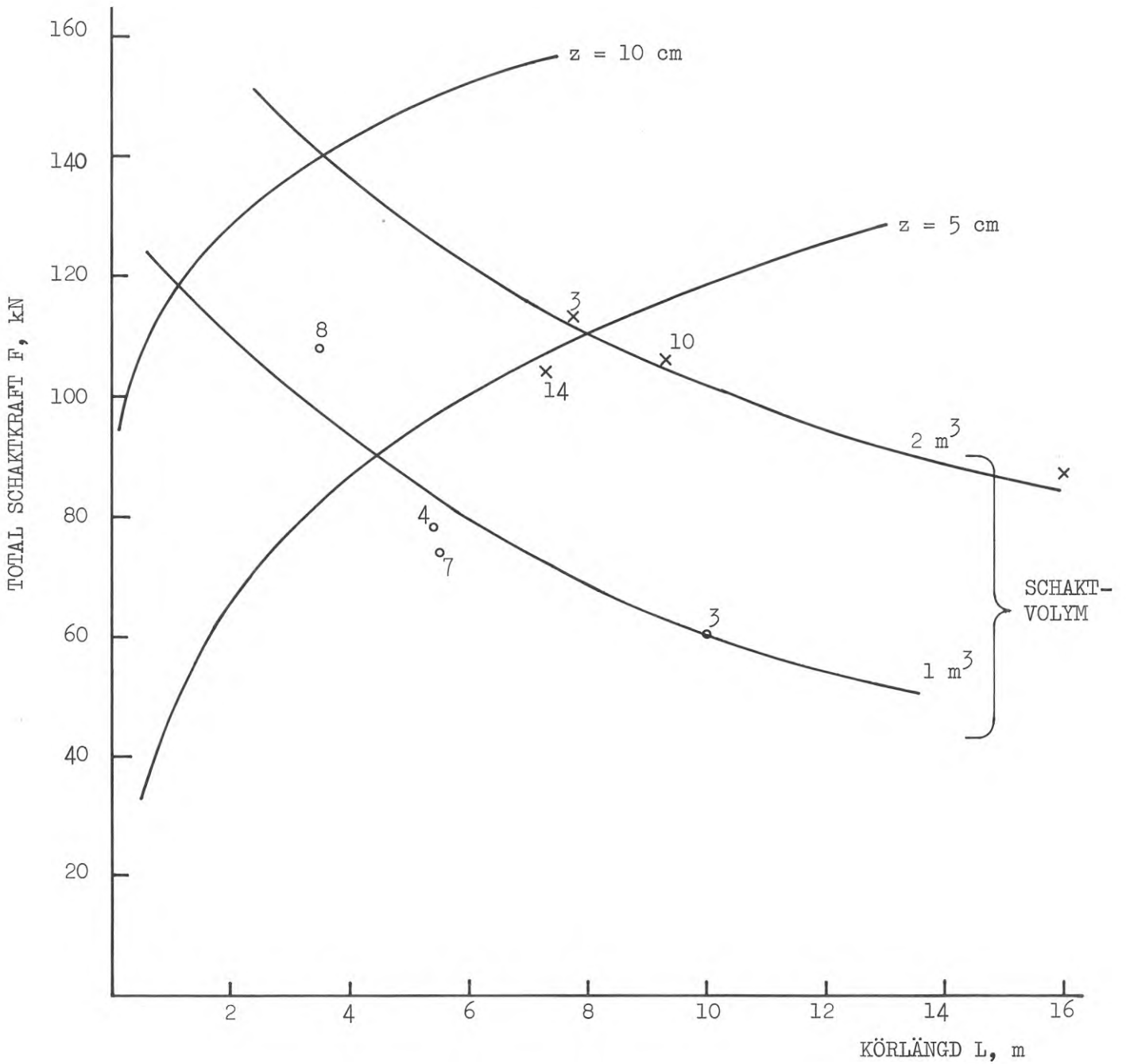


FIG. 87. Samband mellan total schaktkraft, uppschaktad volym, körlängd och schaktdjup i morän. (Siffror anger schaktdjup i cm).

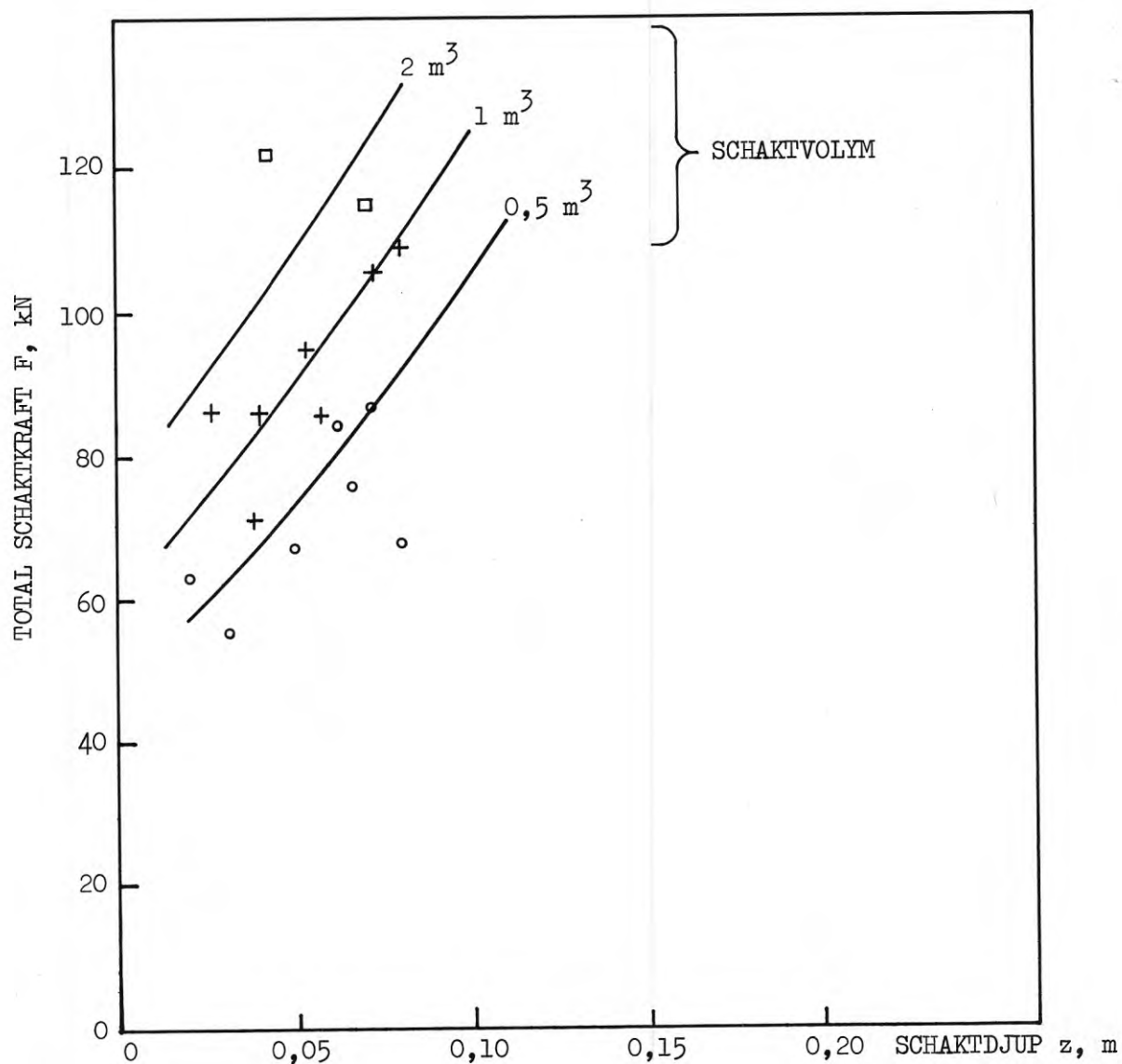


FIG. 88. Samband mellan schaktkraft, uppschaktad volym och schaktdjup i morän vid körlängder över 5 m.

12 TEORETISK BERÄKNING AV SCHAKTKRAFTEN

12.1 Grafisk beräkning med logaritmisk spiralmetod

I kapitel 3 har teorin för rak, horisontell schaktning behandlats. Genom experiment har man funnit att brottytan framför bladet ej är plan utan att den bäst kan uttryckas med en logaritmisk spiral och en rät linje.

På FIG. 89 visas de krafter som verkar på ett schaktblad AB då detta skjuts genom jorden. Den krökta delen av brottytan som är en del av en logaritmisk spiral, har sitt centrum O längs AD eller AD:s förlängning. Den logaritmiska spiralen beskrivs av följande ekvation:

$$r = r_0 \cdot e^w \cdot \operatorname{tg} \phi,$$

där r_0 är spiralens radie då spiralens centrumvinkel w är lika med noll.

Det finns emellertid ett oändligt antal möjliga glidytor som har sin medelpunkt längs AD. Genom att beräkna det passiva jordtrycket för en rad godtyckligt valda lägen på O_1, O_2 etc kan den kritiska brottytan bestämmas.

Vid beräkningen har medelpunkten för spiralen först placerats i ett godtyckligt läge O_1 . Spiralen roteras sedan till dess den passerar genom punkten B vid schaktbladets underkant. Kurvdelen BD ritas därefter upp och DC dras som en tangent till spiralen i punkten D. För den på så sätt uppritade glidytan BDC beräknas det passiva jordtrycket genom att betrakta jämvikten för segmentet ABDCF. Proceduren upprepas för nya lägen på medelpunkten O_2, O_3 etc. Den kritiska brottytan motsvarar det minsta värdet på det passiva jordtrycket. Detta värde bestäms genom interpolering av kurvan i FIG. 90. Den streckade linjen i denna figur motsvarar den kritiska glidytan.

Det passiva jordtrycket som verkar på schaktbladet kan beräknas genom att betrakta momenten för de krafter, som verkar på segmentet ABDF med avseende på medelpunkten O. De ingående krafterna

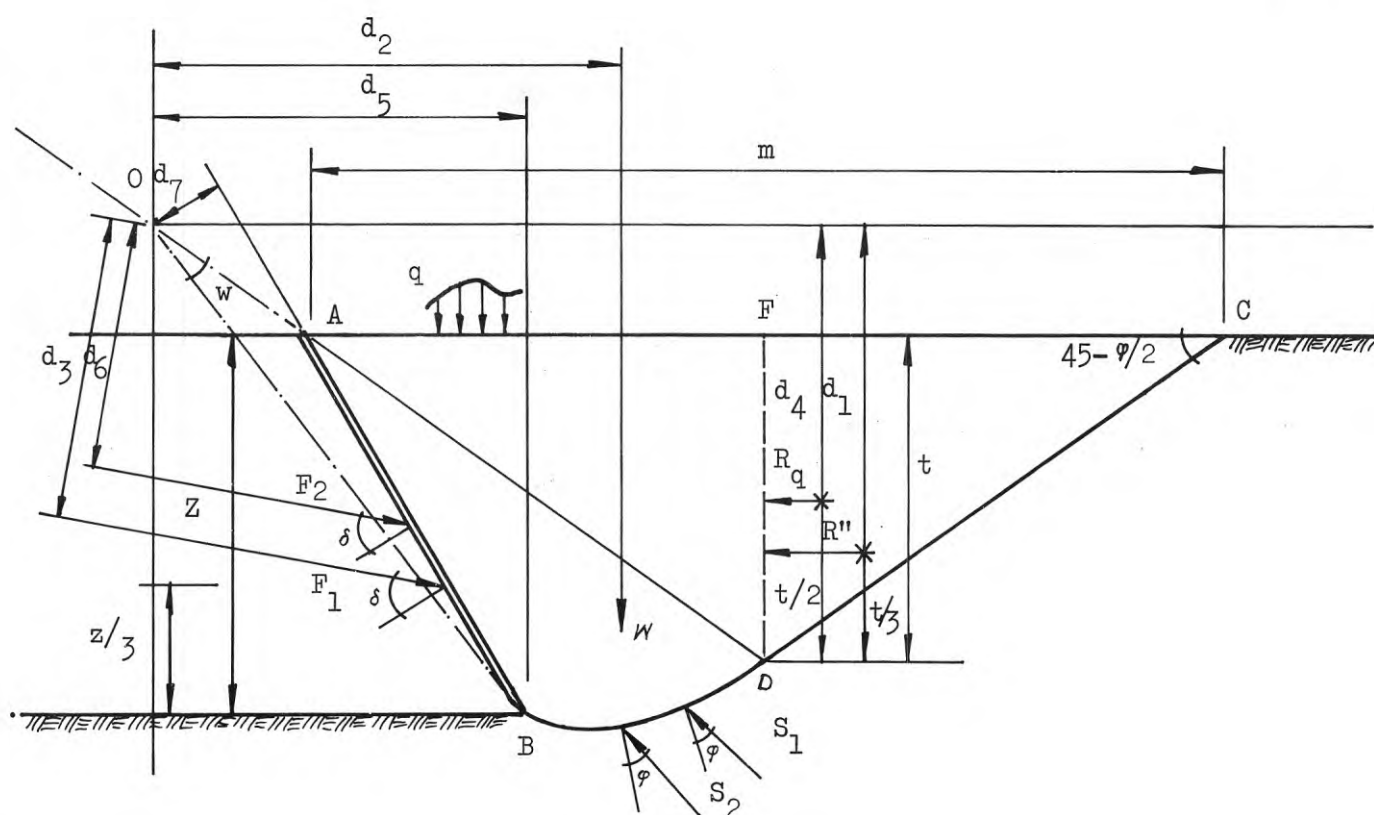


FIG. 89. Antagna krafter mot ett schaktblad.

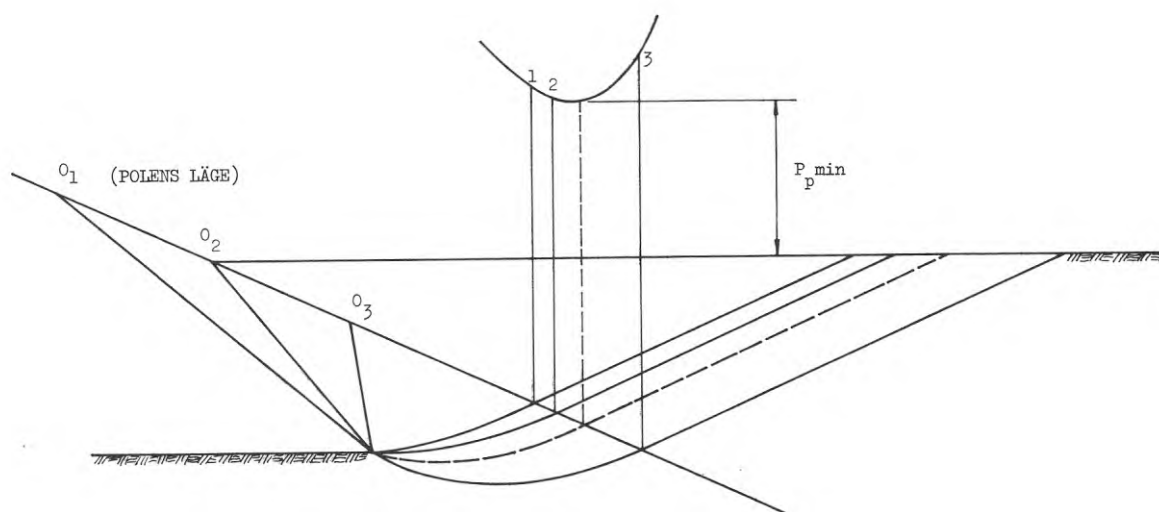


FIG. 90. Samband mellan passivt jordtryck och logaritmiska spiralens läge.

förorsakas av egenvikten för ABDF, av överlasten längs AF, av adhesion längs AB och av kohesion och inre friktion längs brottytan. Den resulterande ekvationen kan lösas genom att först betrakta jorden som viktlös. Därefter beräknas inverkan av egenvikten. Detta gäller för ett friktionsmaterial. Lera betraktas på ett liknande sätt. Vidare gör man antagandet att komponenten för överlasten angriper halvvägs upp på schaktbladet samt att komponenten av jordvikten verkar i en punkt som är belägen på ett avstånd som motsvarar två tredjedelar av höjden över markytan.

Nedanstående genomgång av de i schaktkraften F ingående komponenterna F_1 och F_2 gäller för en friktionsjord.

12.1.1 Bestämning av F_1

A. Det passiva jordtrycket R'' mot ytan FD som förorsakas av jordens egenvikt inom den passiva Rankine zonen ADCF kan beräknas ur uttrycket

$$R'' = 1/2 \cdot \gamma \cdot t^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \left(45 + \frac{\phi}{2} \right) \quad (12.1.1)$$

Det jordtryck som motsvarar R'' ökar linjärt med djupet. Kraften R'' kommer då att verka i en punkt som är belägen på avståndet 0.33 t .

B. Vikten av jorden i ABDF ger upphov till en kraft W som är lika med ABDF multiplicerad med jordens densitet γ . Denna kraft verkar genom tyngdpunkten för ABDF. Arealen för ABDF består av triangeln ADF och den logaritmiska spiralytan $\frac{1}{2}$ triangelytan ADB. Sektorarean kan bestämmas ur ekvationen.

$$A = \frac{r_o^2}{4 \cdot \operatorname{tg} \phi} \left(e^{2W} \cdot \operatorname{tg} \phi - 1 \right) \quad (12.1.2)$$

C. Passivt jordtryck R_q mot ytan FD till följd av överlasten q kan beräknas ur uttrycket

$$R_q = q \cdot t \cdot \operatorname{tg}^2 \left(45 + \frac{\phi}{2} \right) \quad (12.1.3)$$

Eftersom överlasten ger upphov till ett jämnt fördelat jordtryck verkar R_q på avståndet 0,5 t.

D. Resultanten till de krafter som verkar på den logaritmiska spiralen BD är lika med S_2 . Denna resultant lutar vinkeln ϕ mot normalen till kurvan. Det är karaktäristiskt för en logaritmisk spiral att radien alltid avviker vinkeln ϕ från normalen. Detta innebär att kraften S_2 verkar längs en radie genom polen för spiralen. Denna kraft ger alltså inget moment kring polen O.

E. Schaktbladet påverkar jordkilen med kraften F_1 . När jorden framför bladet vid schaktningen förs upp längs bladet ändras jordmetallfriktionens riktning. Kraften F_1 får härigenom en uppåtriktad komponent, vilket innebär att F_1 kommer att luta en vinkel som motsvarar jordmetallfriktionen.

Kraften F_1 ökar linjärt med djupet vid antagen hydrostatisk jordtrycksfördelning och dess angreppspunkt är på avståndet 0,33 z ovanför B där z är lika med schaktdjupet.

Eftersom de ovan nämnda fem krafterna måste vara i jämvikt måste även summan av krafternas moment omkring polen O vara lika med noll. Således

$$F_1 \cdot d_3 = R'' \cdot d_1 + W \cdot d_2 + R_q \cdot d_4 \quad (12.1.4)$$

Sträckorna d_1 , d_2 , d_3 och d_4 erhålls grafiskt ur figuren.

12.1.2 Bestämning av F_2

Vid friktionsjord kan schaktkraften förorsakad av kohesion sättas lika med noll.

A. Framför schaktbladet bildas en jordhög som ger en jämn utbredd överlast $q = Qg/m$

där Q är den lossbrutna jordens massa och m är jordmassans bredd.

- B. Resultanten till de krafter som verkar längs den antagna brottytan i en logaritmisk spiral sätts lika med S_1 . Denna kraft verkar genom spiralens pol och ger inget moment kring polen.
- C. Schaktbladet påverkar jordkilen framför bladet med kraften F_2 . Till följd av jord-metallfriktionen avviker kraftens riktning med en vinkel lika med δ från normalen till bladet. Kraften F_2 antas verka på avståndet $0,5 z$ ovanför B.

Vid jämvikt måste därför:

$$F_2 \cdot d_6 = Qg \cdot d_5$$

Härur kan F_2 beräknas. Värdet på sträckorna d_5 och d_6 erhålls grafiskt ur figuren.

Det passiva jordtrycket F för det antagna läget av schaktbladet blir:

$$F = F_1 + F_2$$

Beräkningarna upprepas för olika lägen på polen 0.

Sedan bestäms den logaritmiska spiral som ger ett minimivärde på F . Denna spiral antas motsvara den kritiska ytan vid brott i jorden.

Kraften F multipliceras med schaktbladets bredd för att erhålla den totala schaktkraften.

12.1.3 Resultat av beräkning med logaritmisk spiralmetod.

Det passiva jordtrycket har beräknats för en rad godtyckligt valda lägen för den logaritmiska spiralens medelpunkt ($0_1, 0_2, 0_3 \dots$). Det minsta värdet på jordtrycket nås för en viss glidyta. Det passiva jordtrycket har beräknats för schaktdjupen $0,1$ m och $0,15$ m i sand varvid sandens inre friktionsvinkel har antagits vara 36° och 42° . Gången vid beräkningarna har varit att först rita upp den antagna glidytan för ett visst polläge och sedan bestämma de för beräkningarna erforderliga

värdena. Dessa har matats in på ett dataprogram. Datorn har redovisat värdena på de olika krafter som ingår i beräkningarna av schaktkraften samt schaktkraftens horisontella och vertikala komponent. Resultatet av dessa beräkningar redovisas i FIG. 91 till 94.

Till den kraft som erfordras för att bryta loss jorden skall sedan adderas den kraft som erfordras för att skjuta schaktmassorna framför bladet. Härigenom får man totala schaktkraften. I avsnitt 12.3. redovisas hur man, enligt en beräkningsmetod föreslagen av Reece, kan beräkna denna kraft. Vid en antagen totalvolym av 3 m^3 framför bladet, blir schaktkraften 18,8 kN för en inre friktionsvinkel av 42° , I FIG. 95 visas den beräknade kraften för att bryta loss jorden vid schaktdjupen 0,1 m respektive 0,15 m för de valda värdena på inre friktionsvinkeln. På samma figur visas även den kraft som krävs för att flytta massorna då friktionsvinkeln är 42° . Summan av dessa krafter ger den totala schaktkraften.

12.2 Analytisk beräkning med logaritmisk spiralmetod

Den ovan behandlade grafiska metoden är tidskrävande och kan transformeras till en analytisk form:

$$F = (R'' \cdot d_1 + W \cdot d_2 + R_q \cdot d_4) \cdot \frac{1}{d_3} + Q \cdot d_5 \cdot \frac{1}{d_6} \quad (12.2.1)$$

Den enda tidsbesparande metoden som finns för att lösa denna ekvation är att använda datorer. Osman (1964) har använt ett program som gjorts upp av Lotkin (1957).

12.3 Teoretisk beräkning av schaktkraften enligt Reece

En metod att studera schaktning med bladtraktorer har föreslagits av Reece (1965). Vid denna metod indelas massorna framför schaktbladet såsom visas i FIG. 96. För att bryta loss jorden framför bladet erfordras en kraft som kan beräknas ur Coulomb-Mohrs brottheori $\tau_f = c + \sigma_f \tan \phi$ där brottvärdet τ_f bestäms av kohesionen (c) och inre friktionsvinkeln (ϕ). Den lossgjorda jorden skjuts framför bladet. Överlagringstrycket på den ostörda

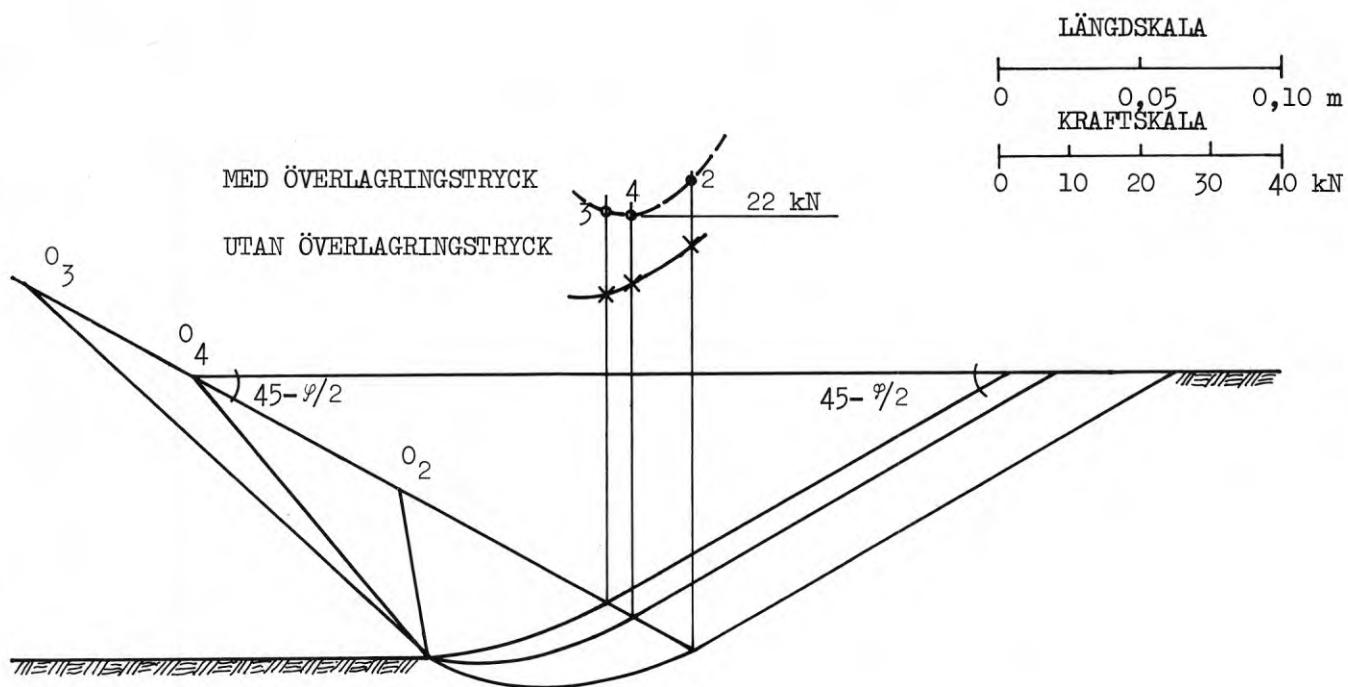


FIG. 91. Sambandet mellan passivt jordtryck och logaritmiska spiralens läge för sand vid schaktdjupet 0,10 m och $\varphi = 36^\circ$.

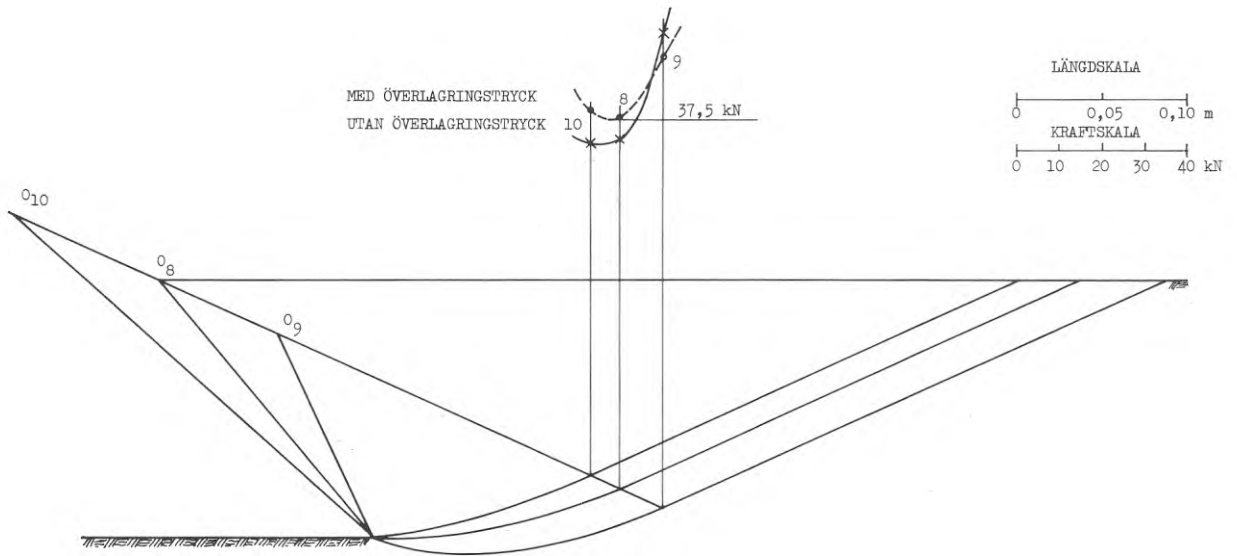


FIG. 92. Samband mellan passivt jordtryck och logaritmiska spiralens läge för sand vid schaktdjupet 0,10 m och $\varphi = 42^\circ$.

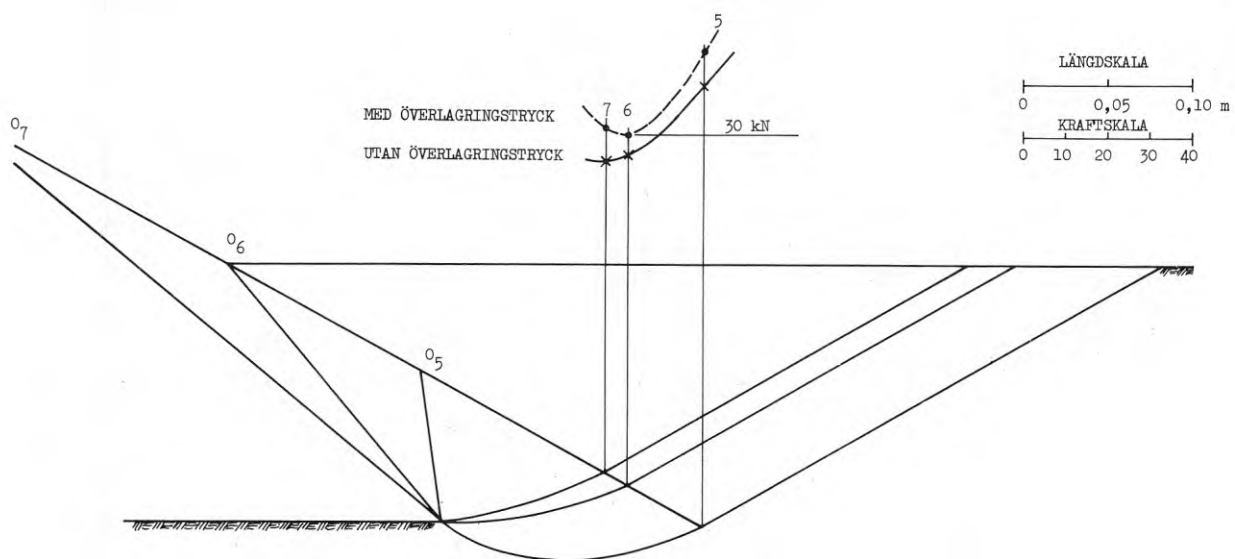


FIG. 93. Samband mellan passivt jordtryck och logaritmiska spiralens läge för sand vid schaktdjupet 0,15 m och $\varphi = 36^\circ$.

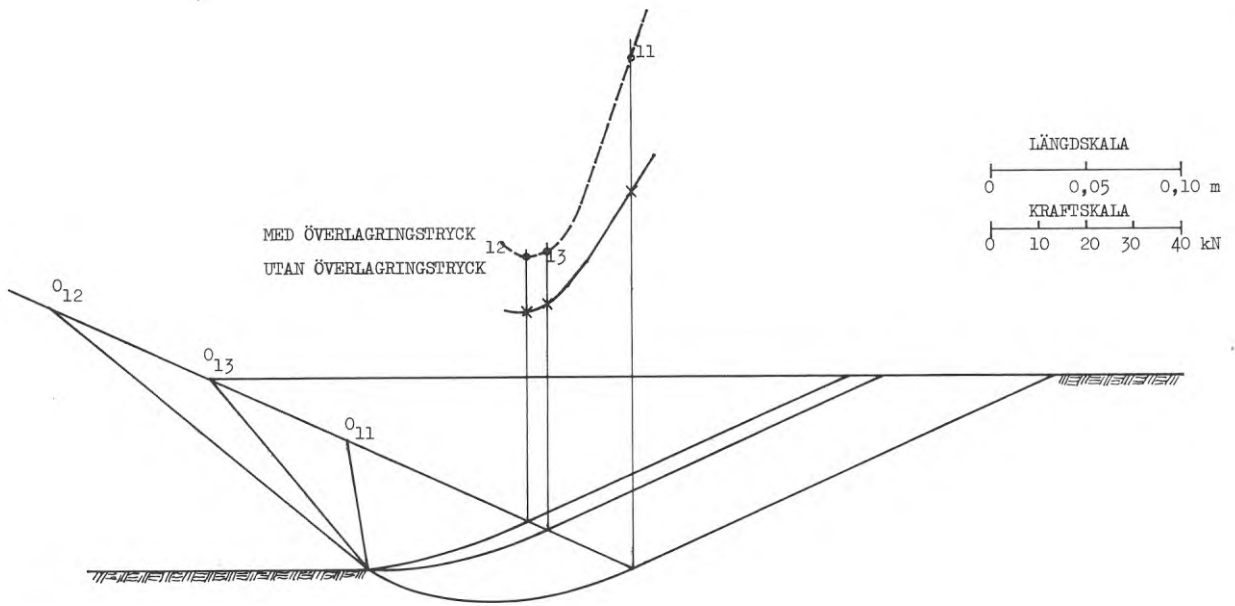


FIG. 94. Samband mellan passivt jordtryck och logaritmiska spiralens läge för sand vid schaktdjupet 0,15 m och $\varphi = 42^\circ$.

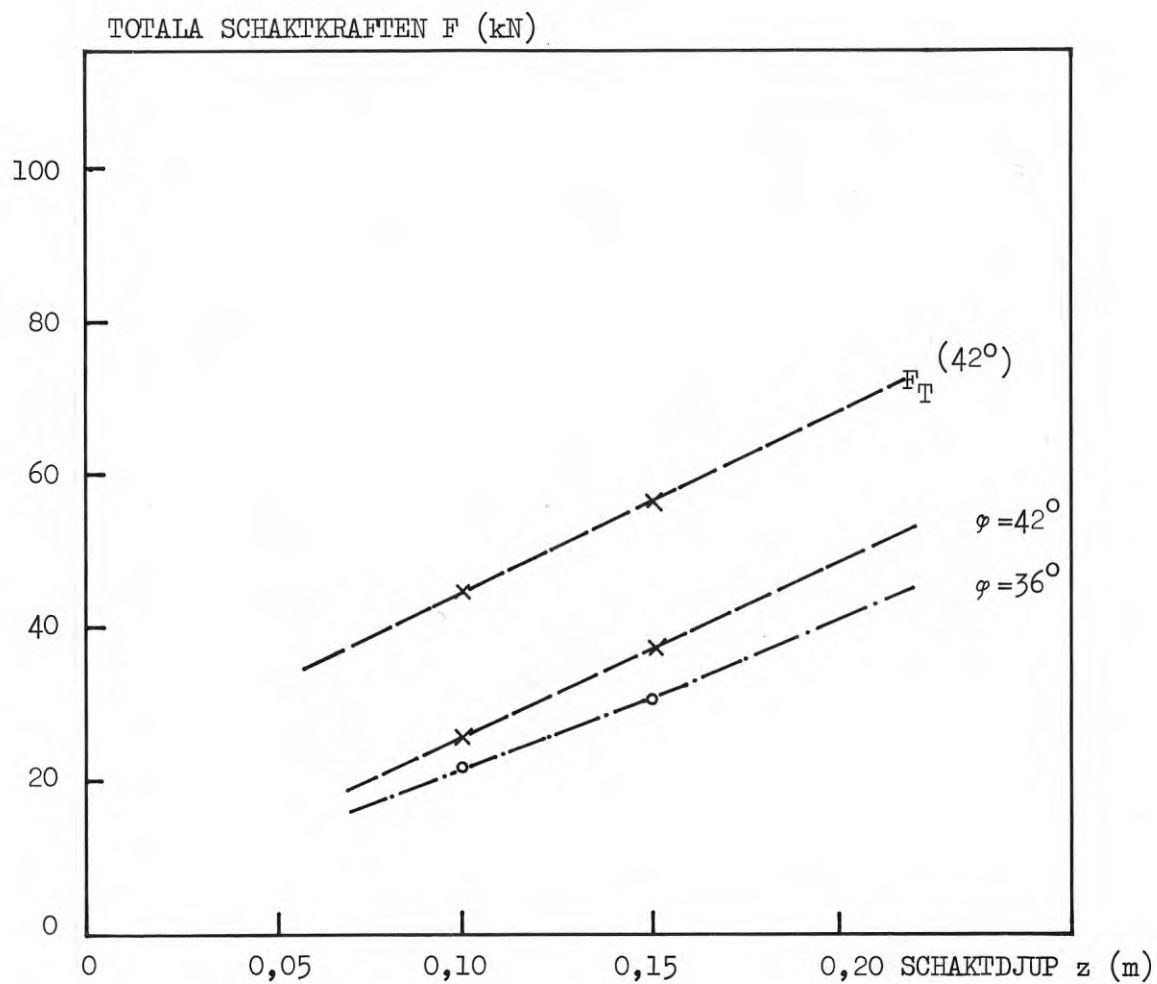


FIG. 95. Samband mellan lossbrytningskraft och schaktdjup i sand. Beräknad förflytningskraft (F_T) enligt Reece.

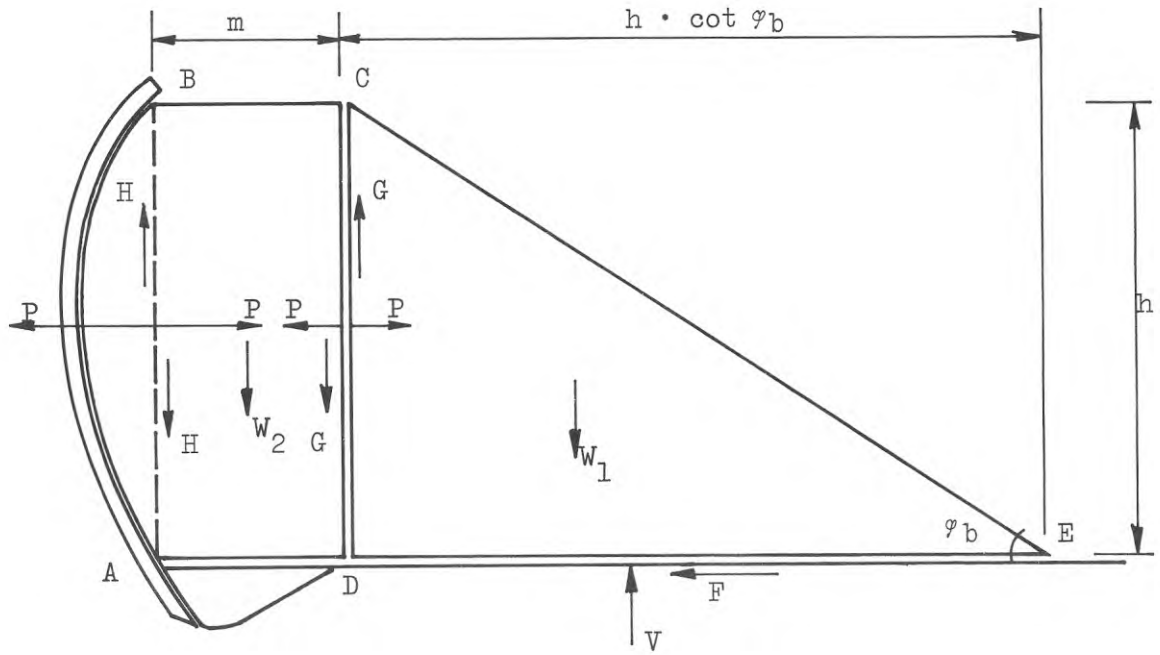


FIG. 96. Förenklad modell för att beräkna schaktkrafter (enligt Reece).

jorden framför schaktbladet ökar med ökad körlängd på grund av jordlasten och friktionen längs bladet. Detta medför att schaktkraften ökar i takt med överlagringstrycket. Densiteten hos den lossbrutna jorden (γ_1) kommer emellertid att vara lägre än den som gäller för den ostörda jorden. Även adhesionen (c_a) och jord-metallfriktionen (δ) påverkar schaktkraftens storlek, lutning och läge. Den lossbrutna och uppschaktade jordens egenskaper bestäms av residualhållfastheten (c_r och ϕ_r) snarare än av jordens brotthållfasthet samt av adhesionen (c_b) och friktionen (ϕ_b) mellan den lossbrutna jorden och den underliggande ostörda jorden då jorden skjuts fram på nyss avschaktad markyta. Ett relativt stort antal parametrar påverkar således den totala schaktkraftens storlek och riktning.

Den triangulära delen CDE i FIG. 96 antas glida längs tidigare avschaktad markyta. Den rektangulära delen ABCD med en bredd lika med brottets längd i jorden och en höjd lika med bladhöjden antas röra sig vertikalt uppåt. Denna del trycks mot bladet av en horisontell kraft som är lika stor som den kraft som erfordras för att skjuta jorden inom triangeln CDE framåt. Härigenom ger ABCD upphov till en vertikal reaktionskraft längs bladet och längs triangelsidan CD.

Den totala schaktkraften blir då sammansatt av den kraft som erfordras för lossbrytning av jorden utan överlast, den ökning av schaktkraften som förorsakas av överlagringstrycket samt den kraft som krävs för att skjuta CDE framför schaktbladet framåt.

På basis av teori och praktiska resultat utvecklade Terzaghi (1943) en ekvation för beräkning av brottlasten Q för en last som verkade på markytan. För vissa problem, som kan betraktas som två-dimensionella, t.ex. linjelaster och schaktblad erhålls följande ekvation

$$Q = 2 bc N_c + 2 b^2 \gamma N_\gamma + 2 bq N_q \quad (12.3.1)$$

där γ är jordens densitet, c är jordens kohesion, b är den belastade ytans bredd och N_c , N_γ och N_q är bärfaktorer som endast är beroende av inre friktionsvinkeln ϕ i jorden. Den första

termen i ekv. (12.3.1) representerar det bidrag till bärförmågan som förorsakas av jordmaterialalets kohesion, den andra termen egenviktens bidrag samt den tredje termen det bidrag som erhålls av överlagringstrycket.

Reece visade att det var möjligt att uttrycka schaktkraften med hjälp av ekv. 12.3.1 i följande form (per längdenhet av bladet).

$$F = \gamma z^2 N_\gamma + cz N_c + c_a z N_a + qz N_q \quad (12.3.2)$$

De fyra termerna representerar bidragen från egenvikt, kohesion, adhesion och överlagringstryck. Bärighetsfaktorerna N_γ , N_c , N_a och N_q är faktorer som är beroende av brottytans form i jorden och av ϕ och δ .

Hettiaratchi (1966) har gjort upp diagram ur vilken faktorerna N_γ , N_c , N_a , och N_q kan beräknas enligt Reece formel. Härigenom har det blivit möjligt att beräkna schaktkraften för vissa typer av jordar.

12.3.1 Beräkning av schaktkraft F_L utan överlagringstryck

Ur ekvationen (12.3.2) kan den kraft F_L , som krävs att bryta loss jorden på djupet z , beräknas:

$$F_L = B \gamma z^2 N_\gamma + cz N_c + c_a z N_a + C_q z \sin \delta \quad (12.3.3)$$

Den sista termen tar hänsyn till den adhesion som verkar längs schaktbladet. Värdena på ϕ , δ , c , c_a och som ingår i ekvationen gäller för naturlig, ostörd jord. Vid beräkningarna har använts följande värden på de ingående parametrarna.

TABELL 9. Parametrar för sand och lera

Jord	ϕ	δ	c	c_a	γ	γ_1	c_b	ϕ_b
			kN/m ²	kN/m ²	t/m ³	t/m ³	kN/m ²	
Sand	40°	27°	0	0	1,74	1,57	0	36°
Lera	34°	28°	5	1	1,94	1,55	5	29°

Resultatet av beräkningarna av F_L vid schaktdjupen 5,10 och 15 cm redovisas i TABELL 10.

TABELL 10. Schaktkraften F_L vid schaktdjupen 5, 10 och 15 cm.

Jord	z = 5 cm	z = 10 cm	z = 15 cm
Sand	0,4 kN	1,6 kN	3,6 kN
Lera	3,4 kN	7,4 kN	12,1 kN

12.3.2 Beräkning av den kraft F_T som erfordras för att skjuta triangellasten CDE längs marken.

Den kraft som erfordras för att skjuta triangeln CDE längs tidigare avschaktad yta kan uttryckas med ekvationen

$$F_T = V \operatorname{tg} \phi_b + h \cot \phi_b c_b \quad (12.3.4)$$

där V är den vertikala reaktionskraften från överlasten och $h \cot \phi_b$ är längden av sträckan DE. Jämvikten för triangeln CDE fordrar att

$$V \left(\frac{1}{2} \gamma_1 h^2 \cot \phi_b - 2 h c_b \right) / (1 + \operatorname{tg}^2 \phi_b) \quad (12.3.5)$$

Den totala dragkraften blir då

$$F_T = B \left(\frac{1}{2} \gamma_1 h^2 \cot \phi_b - 2 h c_b \right) \frac{\operatorname{tg} \phi_b}{1 + \operatorname{tg}^2 \phi_b} + h c_b \cot \phi_b \quad (12.3.6)$$

För sand blir $F_T = 18,8$ kN och för lera 33,4 kN.

12.3.3 Beräkning av schaktkraften F_o med överlagringstryck.

Överlagringstrycket S som verkar på delen AD består av tre komponenter G , H och W_2 . Den vertikala kraften G , som verkar längs CD är lika med

$$G = P \operatorname{tg} \phi_r + h c_N$$

där P är lika med den horisontella kraft som erfordras för att skjuta jorden inom triangeln CDE framåt.

Eftersom $P = F_T$ enligt avsnitt 12.3.2 erhålls följande ekvation

$$G = F_T \operatorname{tg} \phi_r + h c_N \quad (12.3.7)$$

Den vertikala kraften H som verkar längs de krökta bladet kan sedan beräknas

$$H = P \operatorname{tg} \delta + h c_a$$

Eftersom $P = F_T$ fås

$$H = F_T \operatorname{tg} \delta + h c_a \quad (12.3.8)$$

Kraften W_2 beräknas ur uttrycket

$$W_2 = h m \gamma_1 \quad (12.3.9)$$

Totala överlagringstrycket S erhålls ur

$$S = F_T \operatorname{tg} \phi_r + P h c_r + F_T \operatorname{tg} \delta + h c_a + h m \gamma_1 \quad (12.3.10)$$

Schaktkraften $F_{\ddot{O}}$ blir således

$$F_{\ddot{O}} = B \left(\frac{S}{m} \right) z Nq \quad (12.3.11)$$

Under schaktningen förs jorden upp till ABCD vars bredd är lika med brottfigurens längd. Detta förlopp behandlas i kap. 6.3. Ytan CD kommer härvid att verka på jordvolymen ABCD på liknande sätt som schaktbladet gör på den andra vertikala ytan AB. Längs CD verkar en kraft vars lutning mot normalen varierar mellan 0 och $-\phi_r$.

När $\delta = -\phi_r$ tas residual skjuvhållfastheten längs CD helt i anspråk. Härledningen av $F_{\ddot{O}}$ sker enligt ovan och $F_{\ddot{O}}$ kan beräknas ur ekvationen (12.3.11).

När $\delta = 0$ är $G = 0$ och $F_T = \frac{1}{2} h^2 \gamma_1 + hc_r \cot \phi_r$

Överlagringstrycket S kan sedan beräknas ur följande uttryck

$$S = F_T \operatorname{tg} \delta + h c_a + h m \gamma_1 \quad (12.3.12)$$

Schaktkraften $F_{\dot{O}}$ beräknas i detta fall för $\delta = 0$ m.

$$F_{\dot{O}} = B \left(\frac{S}{m} \right) z \cdot N_q \quad (12.3.13)$$

Reece har föreslagit att man för kraften $F_{\dot{O}}$ bör välja ett värde mellan ytterlighetsvärdena $\delta = -\phi_r$ och $\delta = 0$. För sand har ett medelvärde antagits. För lera har här antagits att ytan CD är rå varför δ har satts lika med $-\phi_r$.

TABELL 11. Kraften $F_{\dot{O}}$ vid schaktdjupen 5, 10 och 15 cm.

Jord	$z = 5$ cm	$z = 10$ cm	$z = 15$ cm
Sand	26 kN	43 kN	53,5 kN
Lera	98 kN	106 kN	114 kN

De beräknade värdena på F_L , F_T och $F_{\dot{O}}$ visas på FIG.101 och 104 för sand och lera. I dessa figurer har även resultaten från fältförsöken lagts in. Man ser att för sand är överensstämmelsen god mellan teoretiskt framräknade värden och resultaten från fältförsöken. För lera är det svårt att teoretiskt beräkna den totala schaktkraften på grund av att den lossbrutna leran i viss mån beter sig som ett friktionsmaterial medan den ostörda leran uppför sig som ett kohesionsmaterial.

12.4 Analytisk beräkning enligt Prandtl's ekvation.

I avsnitt 3.3 behandlades lossbrytning av jord i samband med schaktning. Jorden betraktas härvid som ett idealt plastiskt material.

Kötter (1903) har undersökt det kraftsystem som verkar längs en brottyta i jord. Den ekvation som Kötter härledde anger spänn-

ningsfördelningen längs en brottyta som en funktion av brottytans krökning. Ur denna ekvation kan sedan spänningsfördelningen längs en given brottyta beräknas. Om jordens egenvikt försummas ($\gamma=0$) kan Kötters ekvation förenklas till

$$p = p_0 e^{-2\alpha \cdot \operatorname{tg}\phi} \quad (12.4.1)$$

Detta uttryck är ekvationen för en logaritmisk spiral där p_0 är ett referenstryck. När en grupp brottytor är spiralformade blir komplementbrottytorna plana. Dessa plana brottytor möts i de spiralformade brottyternas centrum. Skjuvspänningsfördelningen längs brottytan kan beräknas ut uttrycket

$$\tau_f = \tau_0 e^{-2\alpha \operatorname{tg}\phi} \quad (12.4.2)$$

I de s.k. huvudspänningsplanen har normalspänningarna σ_1 och σ_3 sina största eller minsta värden. Längs dessa plan är skjuvspänningen lika med noll. Huvudspänningarna σ_1 och σ_3 kan beräknas ur Coulomb-Mohrs brottekvation om den normalspänning σ_f och den skjuvspänning τ_f som verkar längs brottplanet är kända. Därvid erhålls

$$\sigma_1 = \frac{1}{\operatorname{tg}\phi} \left(\frac{\tau_f}{1 - \sin\phi} - c \right) \quad (12.4.3)$$

$$\sigma_3 = \frac{1}{\operatorname{tg}\phi} \left(\frac{\tau_f}{1 + \sin\phi} - c \right) \quad (12.4.4)$$

För att kunna bestämma skjuvspänningsfördelningen längs ett brottplan enligt Kötters ekvation är det nödvändigt att spänningsfördelningen är känd i åtminstone en punkt längs brottytan.

Ur ekvation (12.4.3) ovan kan τ_f lösas

$$\tau_{f0} = (\sigma_1)_0 \cdot \operatorname{tg}\phi + c (1 - \sin\phi) \quad (12.4.5)$$

där τ_{f0} är skjuvspänningen och $(\sigma_1)_0$ största huvudspänningen i en punkt som motsvarar vinkeln α_0 .

I en punkt 1 där $\alpha = \alpha_1$, kan största huvudspänningen $(\sigma_1)_1$ beräknas ur ekvationerna (12.4.3) och (12.4.2)

$$\begin{aligned} (\sigma_1)_1 &= (\sigma_1)_0 \cdot e^{-2(\alpha_1 - \alpha_0)} \cdot \operatorname{tg} \phi + \\ &+ \frac{c}{\operatorname{tg} \phi} \cdot (e^{-2(\alpha_1 - \alpha_0)} \operatorname{tg} \phi - 1) \end{aligned} \quad (12.4.6)$$

Två obekanta faktorer ingår i Kötters ekvation nämligen de resulterande trycket och brottytans form. För att kunna lösa den resulterande ekvationen måste man antingen känna spänningsfördelningen längs brottytan eller brottytans form. Eftersom brott sker i jorden längs den yta som erbjuder det minsta motståndet mot brott måste ett antal möjliga brottytor undersökas.

Vid plana glidytor som skär markytan vid samma vinkel varierar skjuvspänningen på samma sätt längs varje brottplan. I en given punkt på brottytan påverkas skjuvspänningen endast av avståndet under markytan.

I vissa fall är det möjligt att lösa Kötters ekvation. Man kan antingen antaga att brottytorna är plana eller att jorden är viktlös som i Prandtl's teori

När ett schaktblad bryter loss jord kan brottbildens antas vara sammansatt enligt Prandtl's teori. Den brottbild som erhålls vid schaktning med schaktblad är därvid sammansatt av en Prandtl-zon (zon I) och en passiv Rankine-zon (zon II) såsom visas i FIG. 97. Vid beräkningarna antas som regel att linjelastens undersida är slät. Jordmaterialets egenvikt försummas dessutom.

När markytan är horisontell lutar brottplanen $(45 - \phi/2)$ i zon II. Vid schaktförsöken i fält var bladlutningen 45° , 50° och 55° . Vid beräkningarna har antagits att linjelasten påverkar zon I med ett normaltryck p och att lasten verkar 45° mot horisontalplanet.

Den jord som schaktbladet bryter loss och som samlas framför bladet ger en överlast q_0 inom zon II. När jordmaterialets egenvikt försummas blir överlasten lika med den minsta huvud-

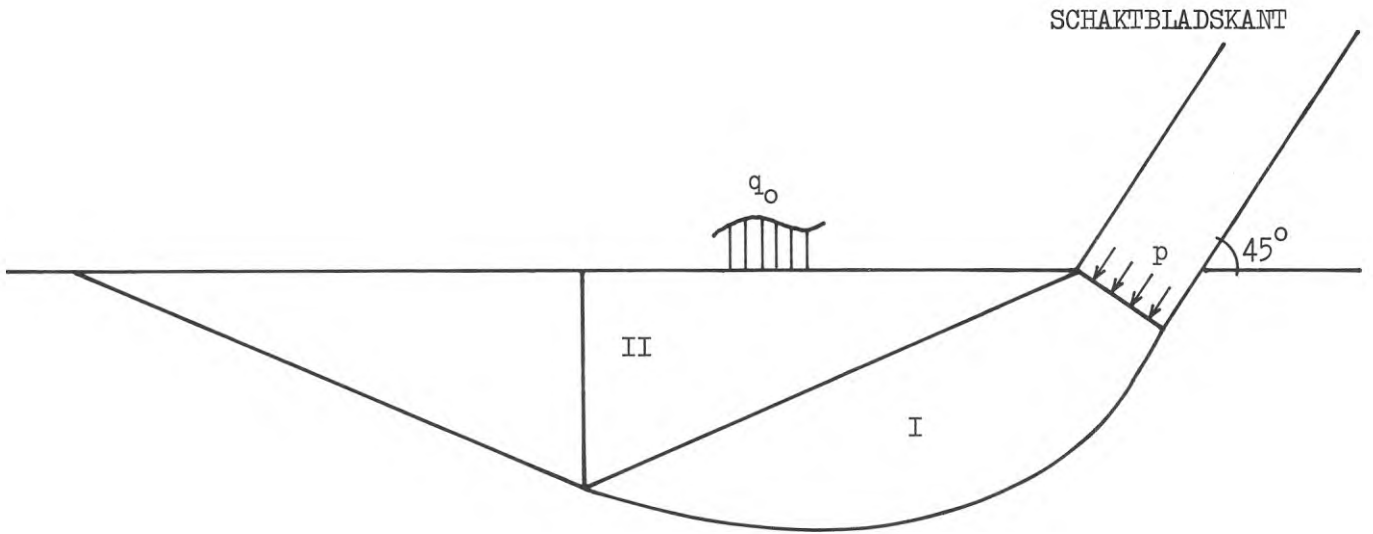


FIG. 97. Markbrott under linjelast (schaktbladskant)

spänningen σ_3 inom zon II. Den största huvudspänningen σ_1 kan sedan beräknas ur ekvation (3.2.3) i kap. 3.

$$\sigma_1 = q_0 \cdot \operatorname{tg}^2 \left(45 + \frac{\phi}{2}\right) + 2c \operatorname{tg} \left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \quad (12.4.7)$$

Denna huvudspänning verkar i gränssytan mellan zonerna I och II.

Vinkeln mellan brottytorna i zon I blir lika med $-(90 + \frac{\phi}{2})$ eftersom skjjuvspänningarna längs de spiralformade brottytorna verkar i motsatt led till den som antagits vid härledningen av Kötters ekvation. Huvudspänningarna σ_1 och σ_3 ökar när man närmar sig normaltrycket p . Ur ekvation (12.4.6) kan sedan den största huvudspänningen σ_1 beräknas. Denna är vid schaktbladet lika med p .

$$p = q_0 \cdot \operatorname{tg}^2 \left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \cdot e^{(90 + \frac{\phi}{2}) \cdot \operatorname{tg} \phi} + \frac{c}{\operatorname{tg} \phi} \left(e^{(90 + \frac{\phi}{2}) \cdot \operatorname{tg} \phi} - 1\right) \quad (12.4.8)$$

Vid schaktning i morän kan schaktkraften approximativt beräknas ur ekvationen (12.4.8). Schaktkraften kan då betraktas som den last som erfordras på schaktbladet för att bryta loss jorden under bladkanten.

I FIG. 111 där schaktkraften till storlek och riktning grafiskt har redovisats för körfallen 10 och 13 i morän ser man att kraften vid lossbrytning är riktad mot schaktbladskanten.

Vid schaktdjupet $z = 0,05 \text{ m}$ och 2 m^3 uppschaktad volym blir det beräknade överlagringstrycket $q_0 = 45 \text{ kN/m}^2$. Inre friktionsvinkeln är 42° och $c = 0$. Linjelasten p blir då

$$p = 45 \cdot \operatorname{tg}^2 66 \cdot e^{1,94 \cdot \operatorname{tg} 42}$$

$$P = 1238 \text{ kN/m}^2$$

Schaktbladets kantarea är $0,03 \cdot 3,12 = 0,0935 \text{ m}^2$.

Totala schaktkraften blir $1238 \cdot 0,0935 = 116 \text{ kN}$.

På FIG. 88 har sambandet mellan schaktkraft, uppschaktad volym och schaktdjup angivits för försöken i morän. Det ovan framräknade värdet är ca 5 % större än sambandet i figuren.

13 SAMBAND MELLAN TOTALA SCHAKTKRAFTEN OCH SCHAKTDJUPET I SAND, LERA OCH MORÄN.

13.1 Sand

Vid schaktning i sand har man, som visats i föregående kapitel, möjlighet att ställa upp ett samband mellan total schaktkraft och schaktdjup vid olika jordvolymen framför schaktbladet. I FIG. 98 visas det experimentellt bestämda sambandet vid $3,5 \text{ m}^3$ ur fältförsöken samt resultaten från teoretiska beräkningar enligt Reece metod. Överensstämmelsen är relativt god. De beräknade schaktkrafterna är ca 14 % större än de experimentellt bestämda. Man ser att den kraft som erfordras för att bryta upp jorden på grund av överlagringstrycket är den dominerande delen och utgör ca 70 % av totala schaktkraften vid 10 cm schaktdjup. Försöksresultaten visar att Reece beräkningsmetod ger en god bild av det faktiska sambandet. Denna metod kommer i kap. 14 att användas för sand vid en indelning i schaktbarhetsgrupper.

I FIG. 99 redovisas sambandet mellan schaktkraft och schaktdjup vid 3 m^3 jordvolym. På samma figur har resultaten från de teoretiska beräkningarna enligt metoden med logaritmisk spiral lagts in. Beräkningarna har utförts med en inre friktionsvinkel lika med 36° och 42° . Fältförsöken utfördes däremot i en sand med inre friktionsvinkeln lika med 40° . Till den kraft som krävs för lossbrytning av jorden, utan och med överlagringstryck, kommer den kraft som krävs för att skjuta jordmassorna framför bladet. Denna kraft har beräknats enligt Reece metod. Man finner att den beräknade totala schaktkraften är ca 20 % lägre än den som erhöles vid fältförsöken. Förklaringen till denna skillnad är delvis att vid beräkningen av lossbrytningskraften ingen hänsyn tagits till dels den nedåtriktade kraft som härrör från friktionen längs den triangelformade jordvolym som skjuts framför bladet dels den nedåtriktade kraften längs bladet. Detta innebär att det beräknade överlagringstrycket blir för lågt.

I FIG. 100 visas för sand sambandet mellan total schaktkraft och schaktdjup vid 3 m^3 uppschaktad volym vid lös, halvfast

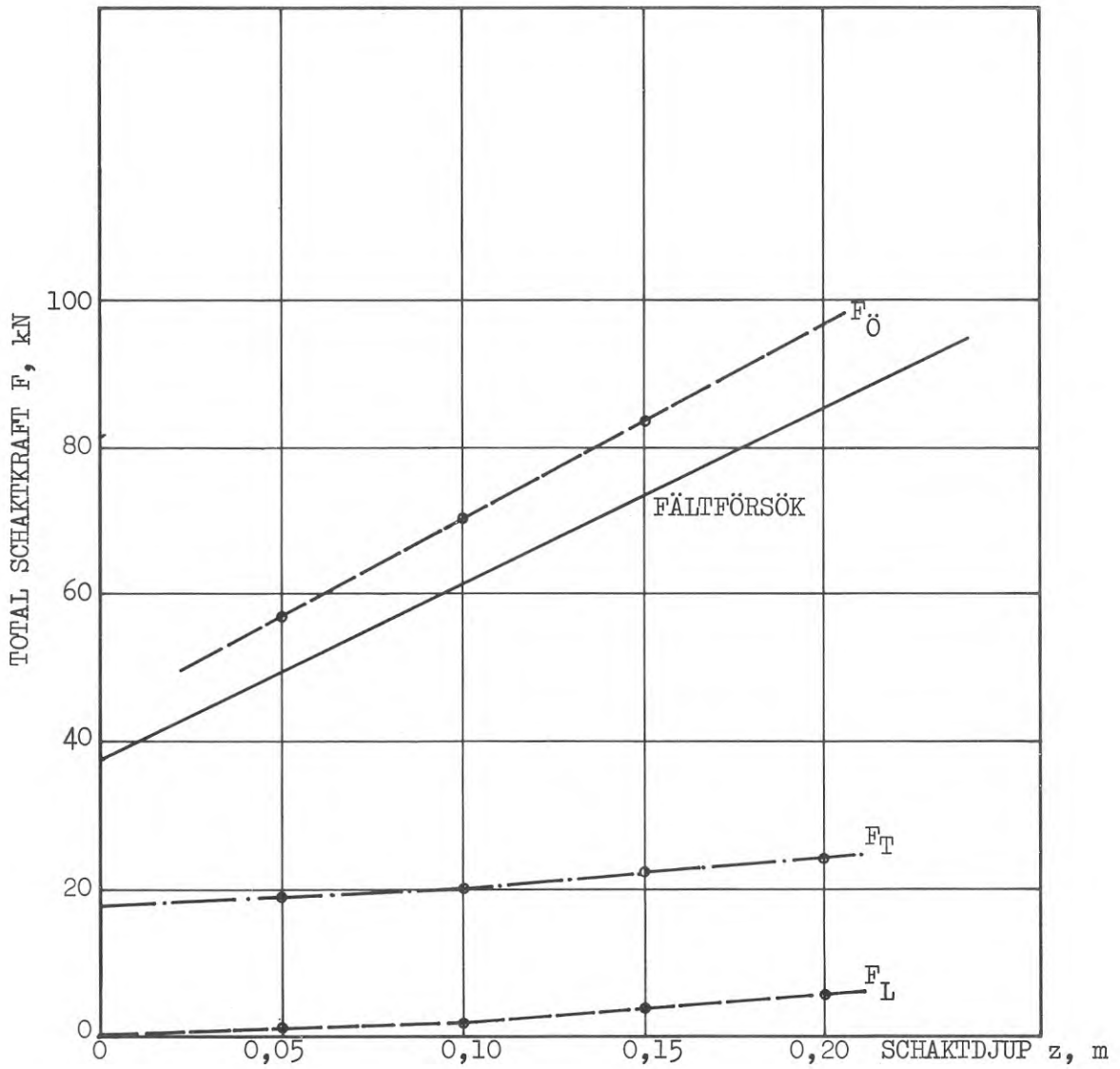


FIG. 98. Samband mellan total schaktkraft och schaktdjup vid $3,5 \text{ m}^3$ uppschaktad volym i sand. Beräknade krafter enligt Reece för lossbrytning (F_{L}), för flyttning av massorna (F_{T}) och för lossbrytning med överlast ($F_{\text{ö}}$).

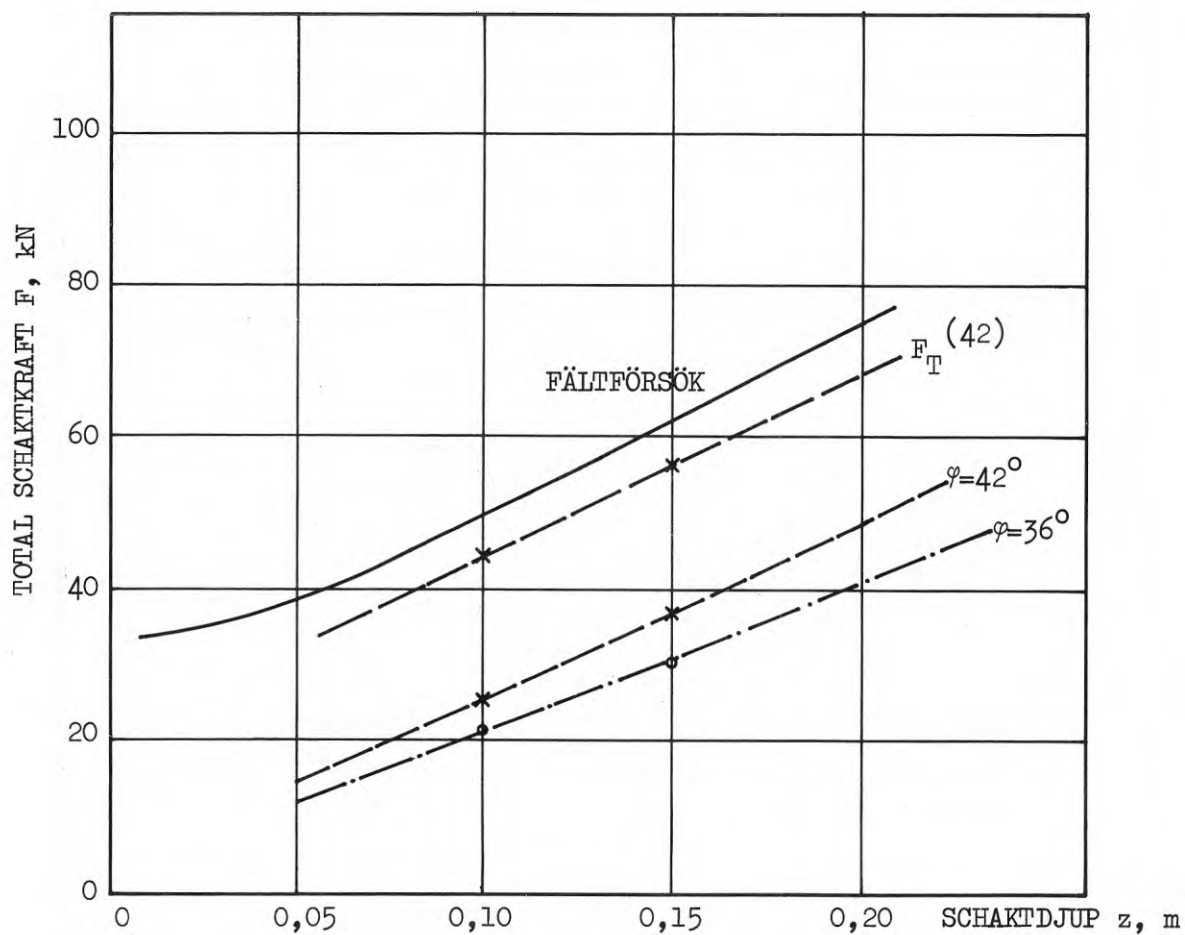


FIG. 99. Samband mellan total schaktkraft och schaktdjup vid 3 m^3 uppschaktad volym i sand. Förflyttningskraft F_T enligt Reece.

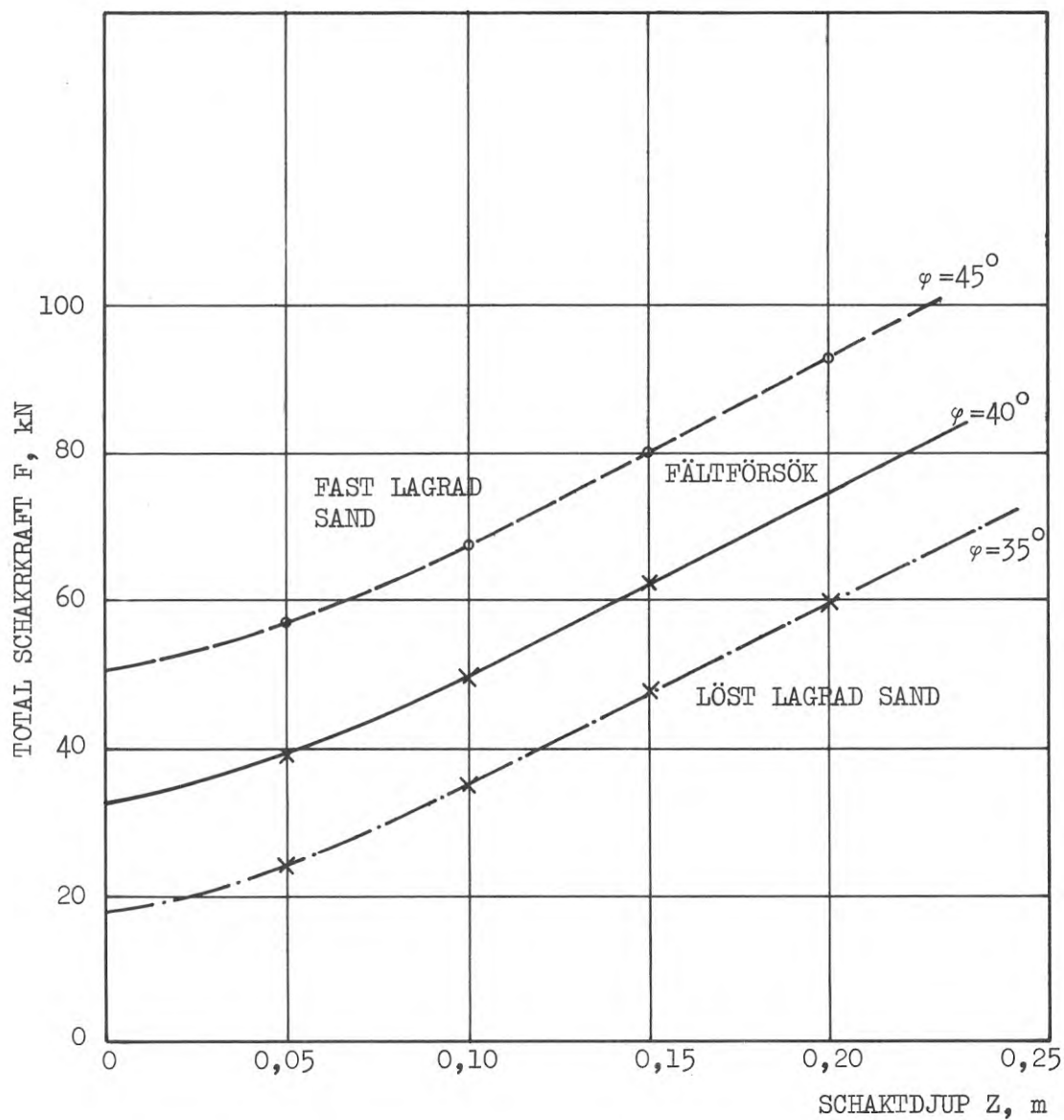


FIG. 100. Samband mellan total schaktkraft och schaktdjup vid 3 m^3 uppschaktad volym i sand. Beräkning enligt Reece för sand i fast och lös lagring.

och fast lagring. Volymen 3 m^3 har valts för att vid klassificeringen få bättre samhörighet mellan olika jordarter. Den inre friktionsvinkeln har för naturligt lagrad sand antagits vara 45° , 40° , och 35° vid olika lagringstäthet. De värden som antagits på övriga parametrar redovisas i TABELL 12.

TABELL 12. Parametrar för sand i lös, halvfast och fast lagring.

Sand	ϕ	ϕ_r	γ t/m ³	γ_1 t/m ³	δ	D_r
	-	-			-	-
Lös lagring	35°	31°	1,58	1,42	27°	0,3
Halvfast lagr.	40°	36°	1,74	1,57	27°	0,3-0,8
Fast lagring	45°	41°	1,88	1,69	27°	0,8

Beräkningen av sambanden i FIG. 100 har gjorts enligt Reece förslag och på basis av försöksresultat. Man ser att skillnaden i total schaktkraft i sand blir ca 100 % vid lös respektive fast lagring vid 10 cm.

Vid den grundundersökning som utfördes på sandfältet i en sand med halvfast lagring och en inre friktionsvinkel lika med 40° , erhöles de medelvärden som visas i TABELL 13. I tabellen redovisas de värden som antagits för sanden vid lös lagring ($\phi = 35^\circ$) respektive fast lagring ($\phi = 45^\circ$).

TABELL 13. Sonderingsmotstånd och seismisk gånghastighet för sand i olika lagring.

Jordart	Viktsonde- ring hv/m	Trycksonde- ring. Spets- motstånd kN	Tysk lätt hejarsond sl/m	Seismisk gånghast. m/s
Sand ($\phi=35^\circ$)	50	1-3	50	200-250
Sand ($\phi=40^\circ$)	50	3-5	100	300-350
Sand ($\phi=45^\circ$)	100	5	200	450-500

13.2 Lera

Även för den fasta leran vid Kilsta har man med hjälp av Reece's modell kunnat beräkna den totala schaktkraft som erfordras vid olika schaktdjup och vid olika värden på jordvolymen framför bladet. I FIG. 101 redovisas de beräknade sambanden vid 3 m^3 schaktvolym. I denna figur har även försöksresultaten lagts in. Överensstämmelsen är god mellan de teoretiskt beräknade värdena och försöksresultaten. Man ser att den kraft som erfordras för att skjuta 3 m^3 lera framför schaktbladet utgör en stor del av totala schaktkraften. Det framgår även att totala schaktkraften ökar starkt då schaktdjupet växer till ca 5 cm. Är schaktdjupet större än 5 cm ökar den totala schaktkraften ej lika kraftigt med ökat schaktdjup vilket troligen kan förklaras av att när tillväxten i jordvolymen blir tillräckligt stor kommer jordmassorna framför bladet att komma in i en viss "hjullik" rörelse, vilken fördelar massorna framåt så att inte överlagringstrycket ökar så snabbt.

Med hjälp av Reece's modell och föreliggande försöksresultat kan den totala schaktkraften i lera beräknas för olika schaktdjup på samma sätt som för sand. Denna beräkningsmetod kan även tillämpas på fasta leror, som efter uppbrytningen i viss mån uppför sig som ett friktionsmaterial. Schaktmekanismen blir för denna jordens rörelse densamma som för sand. Beräkningarna av totala schaktkraften kan enligt Reece's förslag utföras i tre delmoment. Även här antages då att den del av jorden som skjuts framför bladet kan beräknas ur de parametrar, som antingen antagits eller baserats på försök.

I lösa leror däremot kommer kohesion och adhesion att medföra att jorden efter uppbrytningen rullas ihop som en "matta". Den kraft som krävs för att rulla jorden framför schaktbladet är svår att relatera till jordens hållfasthet. Denna kraft bör emellertid vara lägre än den som erfordras för att skjuta jorden framför bladet. Beräkningen blir då ej helt adekvat för lös lera.

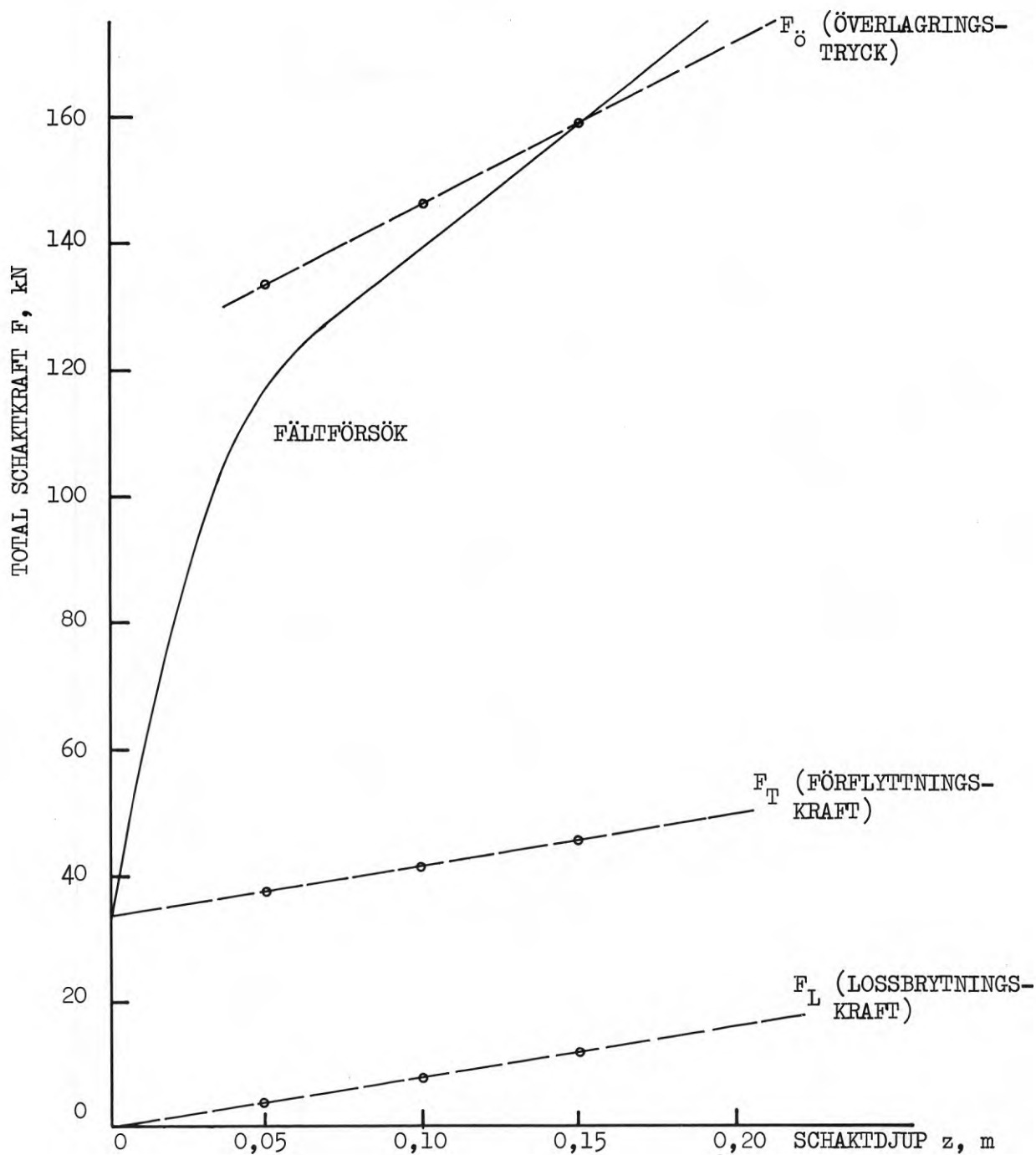


FIG. 101. Samband i lera mellan total schaktkraft och schaktdjup vid 3 m^3 uppschaktad volym enligt Reece.

Leran vid Kilsta, där försöken utfördes, antages representera typen fast lera. För denna lera var den odränerade skjuvhållfastheten som bestämdes med vingborr och konprov 90 kN/m^2 . Kohesions- och friktionsandelarna för denna lera bestämdes med odränerade direkta skjuvförsök. Parametrarna för de valda ler typerna lös och halvfast lera har antagits på basis av värdena för den fasta leran.

De antagna parametrarna för leror med olika fasthet redovisas i TABELL 14.

TABELL 14. Parametrar för lös, halvfast och fast lera.

Lera	c kN/m ²	φ -	γ t/m ³	γ ₁ t/m ³	c _a kN/m ²	δ -	τ kN/m ²
Lös	5	16°	1,50	1,35	10	28°	10-20
Halvfast	5	25°	1,70	1,55	20	28°	40
Fast	5	34°	1,94	1,55	10	28°	90

Resultatet av beräkningarna redovisas i FIG. 102. Jordvolymen framför bladet antogs vara 3 m^3 , vilket innebär att överlagringstrycket i stort sett var detsamma vid samtliga fall.

Vid den grundundersökning som utfördes på försöksfältet vid Kilsta med lera, erhöles de medelvärden som redovisas i TABELL 15. För halvfast och lös lera visas antagna värden.

TABELL 15. Odränerad skjuvhållfasthet, sonderingsmotstånd och seismisk gånghastighet för lös, halvfast och fast lera.

Jordart	Odränerad skjuvhållfasthet kN/m ²	Viktsondering hv/m	Trycksondering. Spetsmotstånd kN	Seismisk gånghastighet m/s
Lös lera	10-20	självsjunkning	1	200
Halvfast lera	40	0-20	2	200-300
Fast lera	90	25	3	300-350

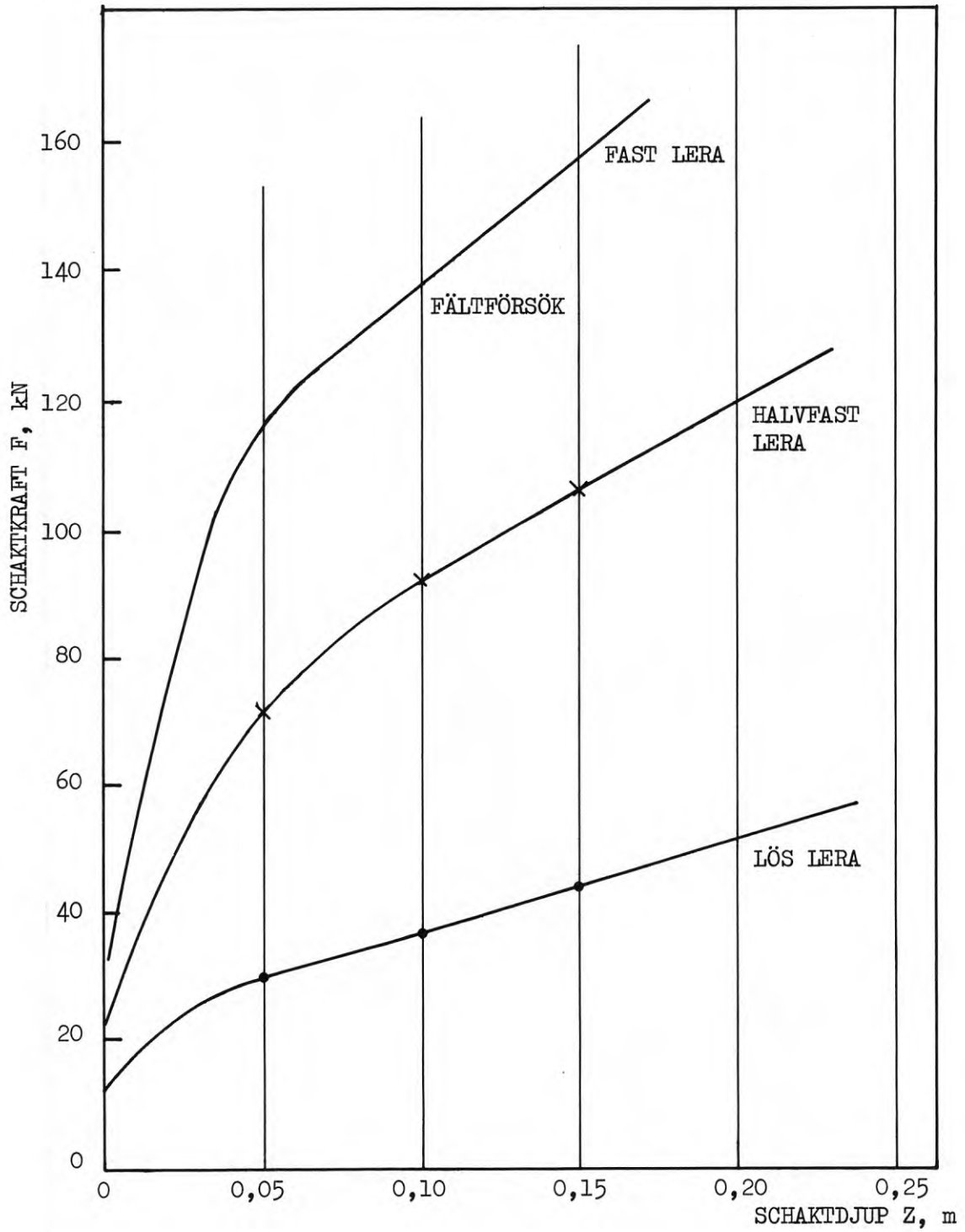


FIG. 102. Samband mellan total schaktkraft och schaktdjup vid 3 m^3 uppschaktad volym i lös och halvfast lera enligt Reece.

13.3 Morän

Såsom redovisats i tidigare kapitel är lossbrytningen den helt avgörande faktorn vid schaktning i morän. Löst lagrade sandiga eller grusiga ytmoräner med låg densitet är ofta relativt lätt-schaktade medan siltiga och leriga moräner med hög densitet är svårschaktade. Ofta spelar sten- och blockhalten en avgörande roll. Även små skillnader i kornstorleksfördelningen kan förorsaka stora variationer i moräners schaktbarhet. I den normalblockiga moränen med relativt stor finjordshalt som undersöktes på försöksfältet vid Jaktskjutbanan blev resultaten från körningarna mycket ojämna. I flera fall träffade schaktbladet sten eller block så att traktorn bitvis tvangs svänga åt sidan. I andra fall slirade banden helt.

Reece beräkningsmodell kan ej tillämpas generellt för morän. Inre friktionsvinkeln och överlagringstrycket har inte samma betydelse vid lossbrytningen och förflyttningen av massorna som i sand.

Ur resultaten från den normalblockiga siltiga- sandiga moränen vid Jaktskjutbanan kan en grov uppdelning ske av moränerna med avseende på deras schaktbarhet. Den mest svårschaktade är troligtvis siltig sandig morän med hög blockhalt. Blockfattig siltig morän utgör en annan grupp och sten- och blockfri sandig-grusig morän utgör en tredje grupp. Leriga moräner och moränleror ingår i en fjärde grupp med nära anknytning till fasta leror. Parametrarna för moräner indelade enligt ovan redovisas i TABELL 16.

TABELL 16. Parametrar för olika typer av moräner.

Jordart	τ kN/m ²	ϕ	γ t/m ³
Moig-sandig morän	-	45°	2,1
Rikblockig, siltig morän	-	45°	2,2
Blockfattig, sandig-grusig morän	-	42°	2,0
Lerig morän. Moränlera	80	-	2,2

Sambandet mellan total schaktkraft och schaktdjupet vid 2 m^3 uppschaktad jordvolym visas på FIG. 103. Endast kurvorna för blockfattig siltig morän och moränleran har baserats på försöksresultat. Övriga kurvor har beräknats på basis av vissa antaganden.

Vid den grundundersökning som utfördes på moränfältet, erhöles de medelvärden som redovisas i TABELL 17. I samma tabell anges även de värden som antagits för andra typer av morän.

TABELL 17. Sonderingsmotstånd och seismisk gånghastighet för olika moräntyper.

Jordart	Sondering med tysk lätt he- jarsond slag/m	Motorslag- sondering s/m	Hejarsonde- ring slag/m	Seismisk gånghastig- het m/s
Moig-sandig morän	400-600	200	200	1200-1400
Siltig morän	250-400	200	150-200	900-1100
Sandig-grusig morän	100-200	50-100	50-100	700-900
Lerig morän	100	-	-	300-400

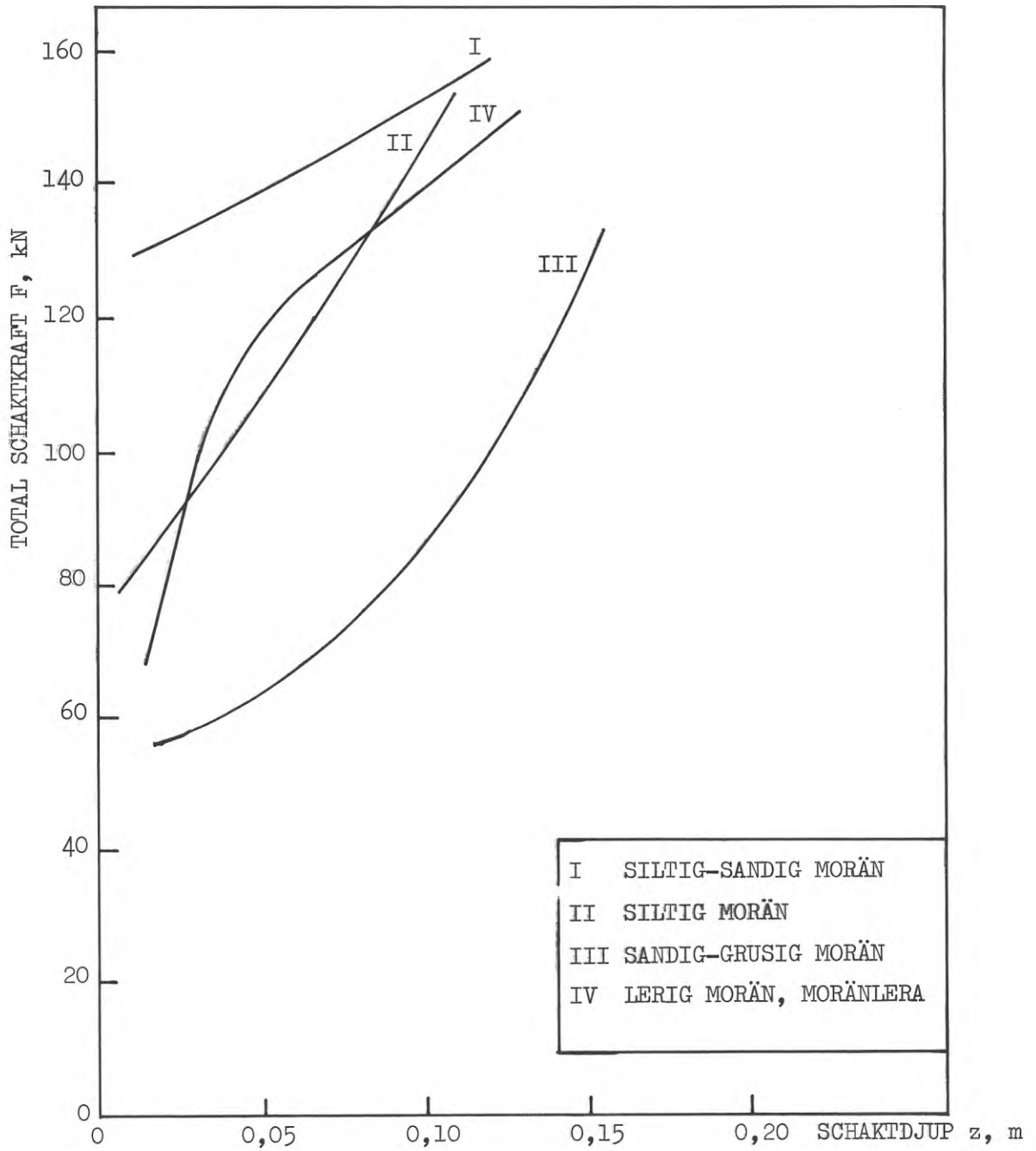


FIG. 103. Samband i morän mellan total schaktkraft och schaktdjup vid 2 m³ uppschaktad volym. Antagna kurvor för siltig-sandig morän och sandig-grusig morän

14. FÖRSLAG TILL INDELNING AV JORD I SCHAKTBARHETSKLASSER.

14.1 Allmänt

De resultat som erhållits vid schaktning i de olika jordarna på försöksfälten i Bofors ger en möjlighet att i grova drag dela in jordar i schaktbarhetsklasser. Avsikten med en sådan indelning skulle vara att i t.ex. programhandlingar för en entreprenad kunna definiera schaktförhållandena så att rätt maskinval kan ske. Det är uppenbart att sådana faktorer som t.ex. klimat, förarens skicklighet, maskinens ålder och förslitning påverkar schaktförhållandena. Dessa faktorer kan ej beaktas vid sådan klassificering utan måste bedömas för sig. Här behandlas klassificering i schaktbarhetsklasser endast med utgångspunkt från jordarternas egenskaper såsom de bestämts med gängse använda metoder och det motstånd som jordarna erbjuder vid schaktning med en och samma maskin.

Vid indelningen i schaktbarhetsklasser antas att schaktdjupet är 10 cm och att jordvolymen framför schaktbladet uppgår till 3 m^3 . Denna volym uppnås vanligen efter relativt kort körlängd med undantag av schaktning i vissa moräntyper. Indelningen är för sand, lera och morän baserad på resultaten från vikt- och hejarsondering samt seismisk gånghastighet. Dessa metoder som är välkända och utprovade förekommer vanligen vid geotekniska undersökningar. Även andra metoder som t.ex. pressiometer, Proctornål och konpenetrometer ger en uppfattning om jordens egenskaper. Dessa metoder är dock föga kända i Sverige.

14.2 Förslag till indelning

På FIG. 100, 102 och 103 visas sambandet mellan total schaktkraft och schaktdjup för jordarterna sand, lera och morän. Dessa samband är huvudsakligen baserade på försöksresultat i denna rapport. I förslaget indelas olika jordar i fem klasser baserade på storleken av den totala schaktkraften vid 10 cm schaktdjup och 3 m^3 uppschaktad jordvolym. Vid försöken i morän blev den uppschaktade volymen endast ca 2 m^3 . Eftersom överlagringsstrycket vid 2 m^3 respektive 3 m^3 endast obetydligt förändrar

värdet på den totala schaktkraften har kurvorna för morän tagits med för jämförelsens skull. Klassindelningen blir följande:

Schaktbarhetsklass	Total schaktkraft, kN
1	0 - 40
2	40 - 65
3	65 - 100
4	100 - 160
5	160 - 250

I FIG. 104 visas de olika jordarnas indelning i grupper.

14.2.1 Viktsondering

Med hjälp av viktsondering kan man få en viss uppfattning om lagringsförhållandena i jorden och därigenom uppskatta schaktbarheten. Metoden är dock endast användbar i lösa och halvfasta jordar. Detta innebär att de flesta moräner faller utanför viktsondens användningsområdet. Viktsondering kan dock användas i flertalet lertyper och sorterade jordarter och är utan jämförelse den mest använda sonderingsmetoden i Sverige och bör därför vara en av de metoder som används för klassificering. I FIG. 105 visas de fem schaktbarhetsklasserna där klassificering skett på basis av viktsonderingsmotståndet.

14.2.2 Hejarsondering

Flera olika dynamiska sonderingsmetoder har utvecklats. Exempel på sådana metoder är alltifrån lätt tysk hejarsond och finsk hejarsond. Vid den finska metoden är fallhöjden 100 cm och hejarvikten 70 kg. De olika metoderna har vanligen sina speciella användningsområden. Den lätta tyska hejarsonden är lätt och enkel att använda. Metoden kan endast användas där sondmotståndet är lågt. Den finska metoden täcker alla typer av jordar och är nog den enda som förmår att tränga ner även i fasta moräner. De båda nämnda metoderna har endast fått en mycket begränsad användning i Sverige. Därför är det olämpligt att basera en klassificering på dessa metoder trots deras övriga fördelar. Den standardiserade svenska hejarsonderingsmetoden som

KLASS	JORDARTER
250	Moränlera, mycket fast Morän, siltig-sandig, fast lagrad
160	Moränlera, fast Morän, siltig, halvfast lagrad
100	Sand, fast lagrad Lera, fast Morän, sandig-grusig, löst lagrad
65	Sand, halvfast lagrad Lera, halvfast
40	Sand, löst lagrad Lera, lös
0	

FIG. 104 Förslag till indelning av jordarterna sand, lera och morän i schaktbarhetsklasser

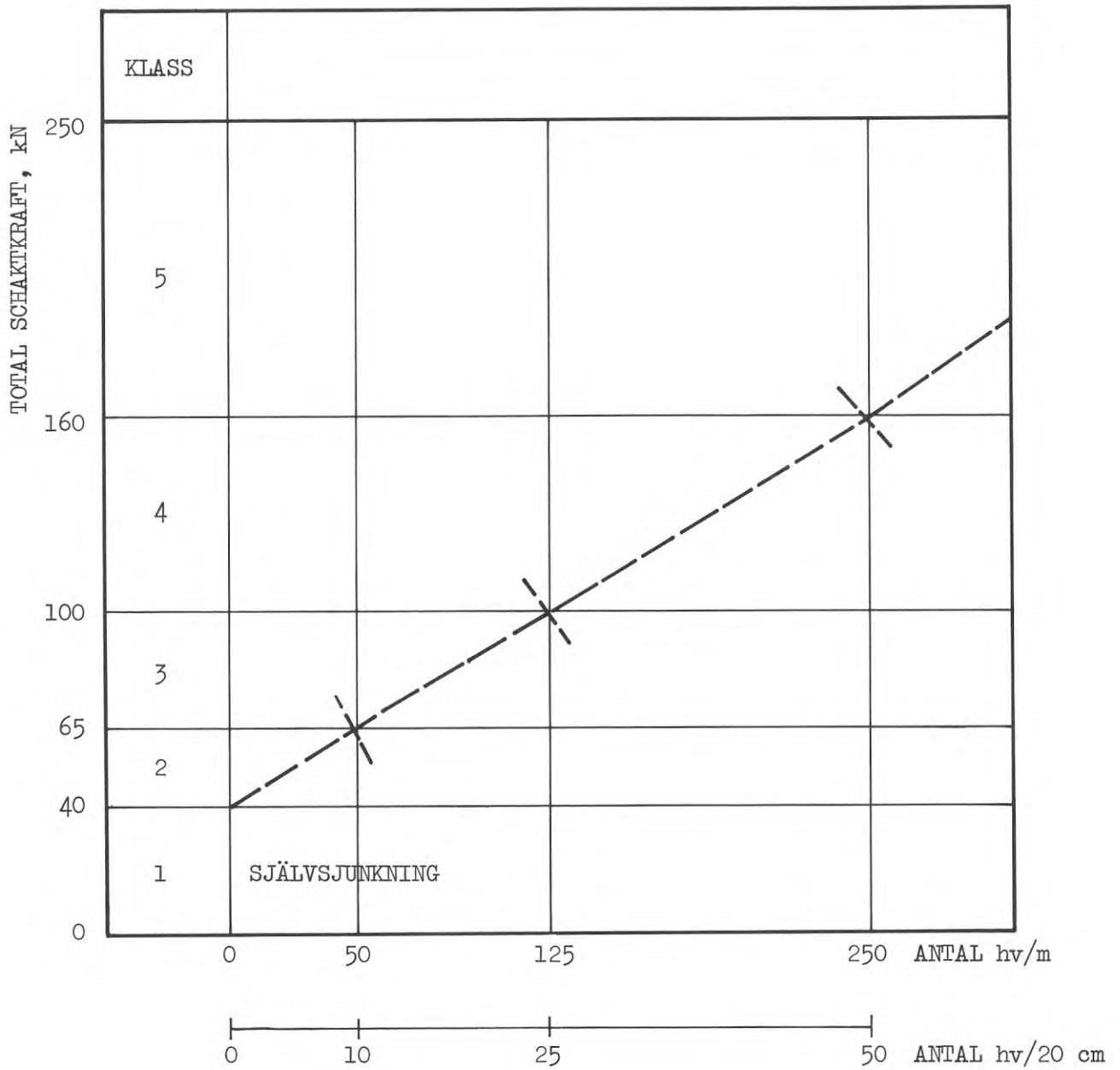


FIG. 105 Bedömning av schaktbarhetsklass på basis av viktsondering.

allmänt tillämpas i Sverige har därför valts som referensmetod vid dynamisk sondering.

Vid en jämförelse mellan de fyra olika dynamiska metoderna för sondering som brukats på moränfältet kan man använda den slagenergi som krävdes för en meters nedträngning vid respektive bormetod. Ur uppgifterna om hejarvikt, fallhöjd och antal slag per m nedträngning kan slagenergin beräknas. Det använda slagantalet är medelvärdet av resultaten i FIG. 43, 45 och 46 i kap. 5.

TABELL 18. Beräkning av slagenergi per m vid dynamisk sondering i morän vid Jaktskjutbanan.

Sonderingsmetod	Fallhöjd m	Hejarvikt kg	Slagantal slag/m	Slagenergi kJ/m
Tysk lätt hejarsond	0,5	10	250	13
Svensk hejarsond, metod B	0,6	63,5	150	57
Svensk hejarsond, metod A (fritt fall)	0,5	63,5	175	56
Finsk hejarsond (fritt fall)	1,0	70	75	53

Resultaten visar att sonderingsmotståndet är relativt lågt. Man ser även att de två i Sverige vanligaste typerna ger värden på erforderlig slagenergi som ligger över de för de tyska och finska hejarsonderingsmetoderna. Med hjälp av det dynamiska sonderingsmotståndet är det möjligt att göra en schaktbarhetsindelning. Janbu (1970) har i nedanstående TABELL 19 föreslagit följande indelning i sonderingsmotstånd. Spetsarean har härvid antagits vara 12 cm^2 och slagenergin per m mellan 25 och 75 kJ. Den tyska lätta hejarsonden ligger emellertid utanför detta intervall.

TABELL 19. Uttryck för sonderingsmotståndet, enligt hejarsond på basis av använd slagenergi, Janbu (1970).

Sonderingsmotstånd	Slagenergi	Motsvarande slagan- tal för svensk he- jarsond (metod A)
	kJ/m	slag/m
Mycket lågt	10	25
Lågt	10-50	25-130
Normalt	50-100	130-260
Högt	100-200	260-520
Mycket högt	200	520

Vid hejarsondering enligt svensk standard erfordras enligt ovanstående tabell mer än 500 slag/m vid jordar med stort sonderingsmotstånd. Detta sonderingsmotstånd synes utgöra en övre gräns vid schaktning utan hjälp av rivare. I FIG. 106 visas en indelning i fem schaktbarhetsklasser som är baserad på sonderingsmotståndet vid hejarsondering.

14.2.3 Seismisk gånghastighet

Svårigheterna vid schaktning ökar som regel med jordarternas densitet och elasticitetsmodul och därmed den seismiska gånghastigheten. Denna kan bestämmas även på stora djup med hjälp av den seismiska refraktionsmetoden. Mellan den seismiska gånghastigheten och schaktkraften kan man finna vissa samband. I FIG. 107. visas en indelning i schaktbarhetsklasser som är baserad på den seismiska gånghastigheten.

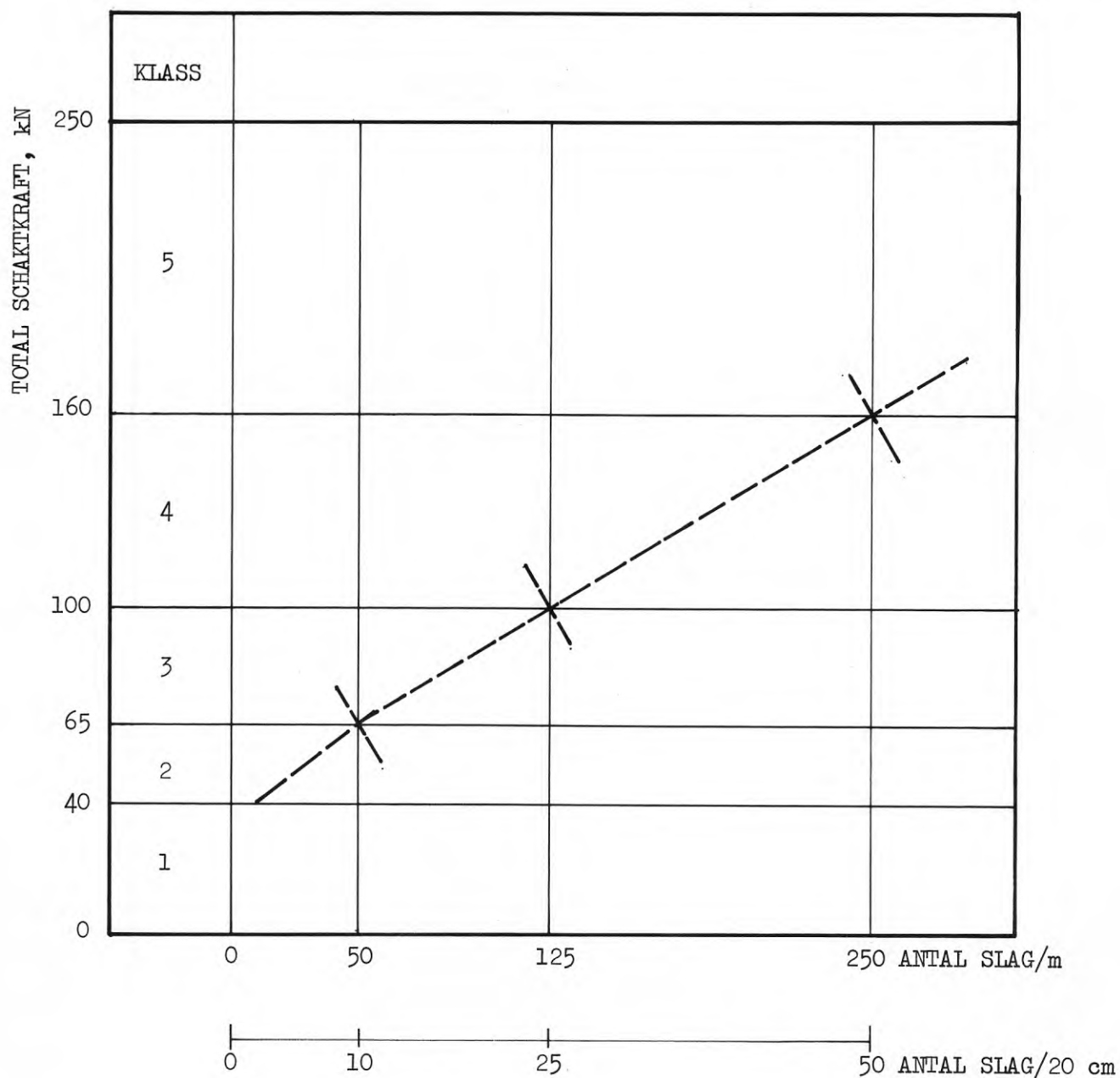


FIG. 106 Bedömning av schaktbarhetsklass på basis av hejarsondering, svensk standard (metod A)

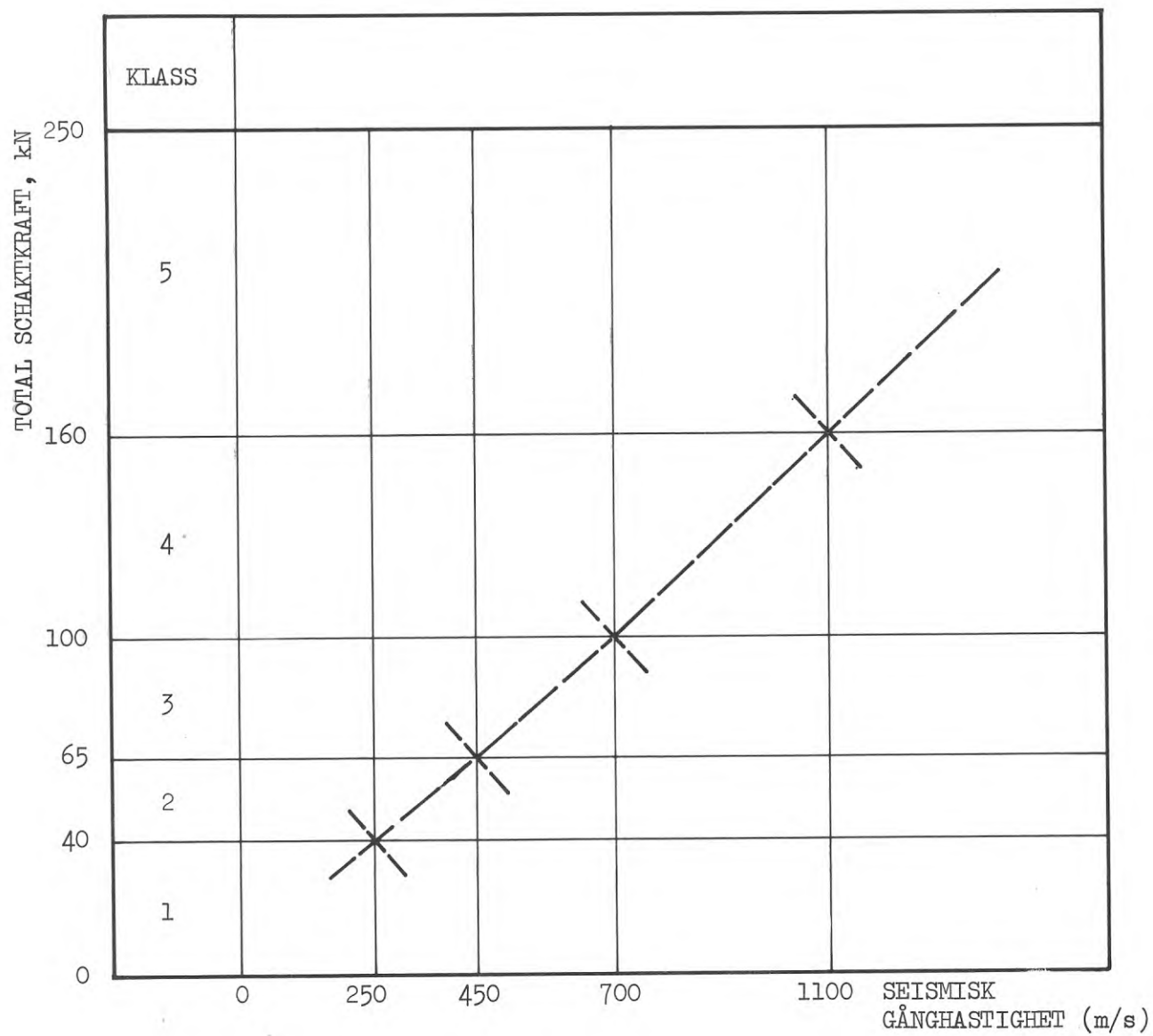


FIG. 107 Bedömning av schaktbarhetsklass på basis av seismisk gånghastighet över grundvattenytan

15 JÄMFÖRELSE MED ANDRA KLASSIFICERINGSSYSTEM.

15.1 Allmänt

Det här föreslagna klassificeringssystemet som främst gäller för jordarterna sand, lera och morän på basis av försöksresultaten i Bofors har i kap. 14 baserats på de i Sverige vanligaste grundundersökningsmetoderna, nämligen seismisk refraktionsseismik, vikt- och hejarsondering. I Centraleuropa används allmänt holländsk sond, amerikansk sond (Standard Penetration Test), tysk lätt och tung hejarsond m.m. De för Sverige närmast jämförbara förhållandena vad gäller jordarter och undersökningsmetoder finner man i Norge och Finland. I dessa länder jämte Sverige finns ett intresse att skapa enhetliga sonderingsmetoder.

I Norge finns f.n. inget klassificeringssystem utan förhållandena är i stort desamma som i Sverige. I Finland har man däremot vid Statens Tekniska Forskningsanstalt utarbetat ett förslag till ett nytt system för klassificering av jordarternas schaktbarhet, Korhonen et al. (1971).

15.2 Jämförelse med det finska förslaget

I det finska förslaget har man vid jordartsklassificeringen utgått från (a) geologiskt uppkomstsätt, (b) kornstorleksfördelning samt (c) humushalt. Man har därvid indelat jord i fyra jordartsgrupper. Jordartsgrupp E omfattar gyttja, dy och torv, jordartsgrupp H lera, silt och torrskorpelera, jordartsgrupp K sand, grus och rullsten och jordartsgrupp M moräner. Jordartsgrupperna har sedan indelats i schaktbarhetsklasser med tre klasser i varje grupp.

Indelningen har baserats på schaktningsförsök med hydraulisk grävmaskin varvid man främst bestämt grävmotståndet för olika jordar.

Den indelning som man har redovisat skiljer sig något från den som föreslås i denna utredning. En jämförelse mellan de två klassificeringssystemen görs i tabellerna 20, 21 och 22 där

riktvärden för vikt- och hejarsonderingsmotstånden samt för seismisk gånghastighet har angivits för de olika schaktbarhetsklasserna.

TABELL 20. Riktvärden för viktsonderingsmotstånd i finskt respektive svenskt förslag vid klassificering i schaktbarhetsklasser.

Schaktbarhetsklass		Jordarter	Viktsonderingsmotstånd (hv/m)	
Finsk	Svensk		Finsk	Svensk
H1, H3	1,3,4	Lera, torrskorpelera	10	125
K1	1,2,3	Sand	50	0-125
M1	3	Morän, löst lagrad	-	125-250
M2	4	Morän, medeltät	-	250
M3	5	Morän, tät, stenig	-	250

TABELL 21. Riktvärden för hejarsonderingsmotstånd i finskt respektive svenskt förslag vid klassificering i schaktbarhetsklasser.

Schaktbarhetsklass		Jordarter	Hejarsonderingsmotstånd (slag/m)	
Finsk	Svensk		Finsk	Svensk
K1	1,2,3	Sand	50	50-125
M1	3	Morän, löst lagrad	300	125-250
M2	4	Morän, medeltät	300-700	250-500
M3	5	Morän, fast lagrad stenig	700	500

TABELL 22. Riktvärden för seismisk gånghastighet i finskt respektive svenskt förslag vid klassificering i schaktbarhetsklasser.

Schaktbarhetsklass		Jordarter	Seismisk gånghastighet (m/s)	
Finsk	Svensk		Finsk	Svensk
H3	3,4	Torrskorpelera	300	250-700
K1	1,2,3	Sand	200-500	250-700
M1	3	Morän, löst lagrad	700-1000	700-1100
M2	4	Morän, medeltät	800-1400	1100
M3	5	Morän, fast lagrad stenig	1200-1600	1100

De i TABELL 22 angivna värdena på den seismiska gånghastigheten gäller endast över grundvattenytan.

Trots den olikartade uppbyggnaden mellan det svenska och det finska förslaget finner man många gemensamma drag, vilket gör att man eventuellt efter några års provotid kan komplettera de båda förslagen.

REFERENSER

Basset, R, H, 1972, Discussions at The 5th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 2. Madrid.

Bekker, M, G, 1956, The theory of land locomotion. (University of Michigan Press.) Ann Arbor.

Beskow, G, 1951, Amerikansk och svensk jordklassifikation speciellt för vägar och flygfält. (CTH handlingar nr 111.) Göteborg.

Bransby, P, L, 1968, Stress and strain in sand caused by rotation of a model wall. Ph. D. Thesis, University of Cambridge.

Bygg I B, 1972, Handbok för hus-, väg- och vattenbyggnad. (Byggmästarens förlag.) Stockholm.

Casagrande, A, 1948, Classification and identification of soils. (Transactions of ASCE.) Paper 2351. New York.

Cobb, D, E, Cohron, G, T & Gentry, J, D, 1961, Scale model evaluation of earthmoving tools. 1st. Int. Conf. Soil - Vehicle Systems, Turin.

Cohron, G, T, 1964, The inception and evolution of earthmoving soil mechanics. Journal of Terramechanics, Vol. 1. No. 4. Durham, Nc.

Coulomb, C, A, 1776, Essai sur une Application des Regles des Maximis et Minimes a quelques Problemes de Statique Relatifs a l'Architecture, Vol. 7. Paris.

Dinglinger, E, 1920, Über den Grabewiderstand. (Fordertechnik.) Vol. 22. Hannover.

Drees, G, 1958, Untersuchungen über das Kraftspiel an Flachbagger - Schneidwerkzeugen. Rhein. Westf. Tech. Hochschule. Aachen.

- Drucker, D, C, 1961, On stress-strain relations for soils and load carrying capacity. Proc. First Int. Conf. Soil Vehicle Mechanics. Turin.
- Hettiaratchi, D, 1965, The present state of the theory of soil cutting. Journal of Terramechanics, Vol. 2, No. 1. Durham, Nc.
- Hettiaratchi, D, R, P, Witney, B, D, & Reece, A, R, 1966, The calculation of passive pressure in two-dimensional soil failure. Journal of Agricultural Engineering Research, Vol. 11. Nr 2. Silsoe, Bedfordshire.
- Hettiaratchi, D, & Reece, A, R, 1967, Symmetrical three dimensional soil failure, Journal of Terramechanics, Vol. 4, No. 3. Durham, Nc.
- Hubacek, H, & Richter, F, 1969, Zur Einteilung der Lockergesteine in Gewinnungsklassen nach bodenphysikalischen Kennziffern, (VEB Verlag.) Bauplanung - Bautechnik, Heft 2. Berlin.
- Janbu, N, 1970, Grunnlag i geoteknikk. (Tapir.) Trondheim.
- Jordartsklassificering och maskinell schaktning, 1966. (Ingenjörsvetenskapsakademien, Transportforskningskommissionen.) Utredningsrapport nr 20. Stockholm.
- Kallstenius, T, 1963, Studies on clay samples taken with standard piston samplers. (Swedish geotechnical institute.) Proceedings No. 21. Stockholm.
- Korhonen, K-H, Gardemeister, R & Saari, K, 1971, On the diggability classification of soils. (The state institute for technical research.) Publication 163. Helsinki.
- Lotkin, M, 1957, Trafficability functions in soil mechanics. (Ballistic Research Laboratory.) Report 696. Aberdeen.
- Lucia, J, B, H, 1966, Passive earth pressure and failure in sand. Research project report. University of Cambridge.

- Luth, H, J, & Wismer, R, D, 1969, Performance of plane soil cutting blades in sand. (American society of agricultural engineers.) Indiana.
- May, J, 1968, The cutting of soils. Research project report. University of Cambridge.
- Mayauskas, I, S, 1959, Investigation of the pressure distribution on the surface of a plough share in work. Journal of Agricultural Engineering Research, Vol. 4. (Sammanfattning från ryska). Silsoe, Bedfordshire.
- Narain, J, et al, 1969, Model study of passive pressure in sand. Journal of the Soil mechanics and foundations division, Vol. 95, SM 4, Ann Arbor, Michigan.
- Nichols, M, L, 1929, Methods of research in soil dynamics as applied to implement design. (Alabama, Expt. Station.) Auburn, Alabama.
- Nichols, M, L, 1931, The dynamic properties of soil, I. Agricultural Engineering. Vol. 12, No. 7. St Joseph, Michigan.
- Nichols, M, L, 1932, The dynamic properties of soil, III. Agricultural Engineering, Vol. 13, No. 8. St Joseph, Michigan.
- Nichols, M, L & Reaves, C, A, 1958, Soil reaction to subsoiling equipment. Agricultural Engineering, Vol. 39. Nr 6. Benton Arbor, Michigan.
- Nichols, M, et al, 1958, Soil reaction to plow share design. Agricultural Engineering, Vol. 39, No. 6. St Joseph, Michigan.
- Normer för upprättande av handlingar för utförande av yttre vatten- och avloppsarbeten, 1959. (Svenska Teknologföreningen.) Handbok 67/1956. Norrköping.
- Ohde, J, 1938, Zur Theorie des Erddruckes unter besonderer Berücksichtigung der Erddruck - Verteilung. Bautechnik, Vol. 16. Berlin.

- Osman, M, S, 1964, The mechanics of soil cutting blades. Journal of Agricultural Engineering Research, Vol. 9. Nr 4. Silsoe, Bedfordshire.
- Payne, P, C, J, 1954, The stress - strain relationship between soil and simple cultivation implements. Ph. D. Thesis. Reading university.
- Payne, P, C, J, 1956, The relationship between the mechanical properties of soil and the performance of simple cultivation implements. Journal of Agricultural Engineering Research, Vol. 1, No. 1. Silsoe, Bedfordshire.
- Payne, P, C, J, & Tanner, D, W, 1959, The relationship between rake angle and the performance of simple cultivation implements. Journal of Agricultural Engineering Research, Vol. 4, No. 4. Silsoe, Bedfordshire.
- Payne, P, C, J, et al, 1964-65, A review of the relevance of soil mechanics in earth - moving. Proc. Institution of Mechanical Engineers. Vol. 179, London.
- Potyondy, J, G, 1961, Skin friction between various soils and construction materials. Géotechnique, Vol. 11. London.
- Prandtl, L, 1920, Über die Härte plastischer Körper. Nachr., Kgl., Ges., Wiss., 506, Göttingen.
- Rathje, J, 1931, Der Schnittvorgang im Sande. (VDI-verlag.) Forschungsheft 350. Berlin.
- Reaves, C, A, Schafer, R, L, Garrity, R, J & Kolthoff, C, P, 1968, Similitude of bulldozer blades. (American society of Agricultural Engineers.) Utah.
- Reece, A, R, 1965, The fundamental equation of earthmoving mechanics. Symposium Earthmoving Machinery, Proc. Instn. Mech. Engrs. London.

Reece, A, R, 1972, (Personlig information).

Roscoe, K, H, 1968, A note on the cutting of soils. R.E.A.C. meeting. Cambridge.

Roscoe, K, H, 1970, The influence of strains in soil mechanics. Geotechnique, Vol. 20. London.

Rowe, P, W, 1962, The stress dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact. (Proceedings Royal Society.) No. 269. London.

Rowe, P, W & Peaker, K, 1965, Passive earth pressure measurements. Geotechnique, Vol. 15, No. 1. London.

Schofield, A, N, & Wroth, C, P, 1968, Critical state soil mechanics. (Mc Graw - Hill.) London.

Selig, E, T, & Nelson, R, D, 1964, Observations of soil cutting with blades, Journal of Terramechanics, Vol. 1, No. 3. Durham, NC.

Shield, R, T, 1953, Mixed boundary value problems in soil mechanics. Quaterly of applied Mathematics, Vol. 11. Providence.

Sokolovski, V, V, 1965, Statics of granular media. (Pergamon Press.) Oxford.

Söhne, W, 1956, Einige Grundlagen für eine Landtechnische Boden-Mechanik, Grundl. Landtechnik, No. 7. Düsseldorf.

Tanner, D, W, 1960, Further work on the relationship between rake angle and the performance of simple cultivation implements. Journal of Agricultural Engineering Research, Vol. 5, No. 3. Silsoe, Bedfordshire.

Teknisk rapport, 1970, Schaktprov med BS 19. Mätresultat. Bofors.

Teng, W, 1962, Foundation design. (Prentice - Hall.) New Jersey.

Terzaghi, K, 1959, Theoretical soil mechanics. (J, Wiley & Sons Inc.) New York.

Whitman, R, V, 1963, Stress - strain - time behavior of soil in one-dimensional compression. U,S, Army Engineer Waterways Experiment Station. Vicksburg.

Zelenin, A, N, 1950, Basic theory of the physics of soil cutting. (Akademia Nauk.) Moskva.

BILAGA 1. Totala schaktkraftens läge, storlek
och lutning vid olika schaktdjup.

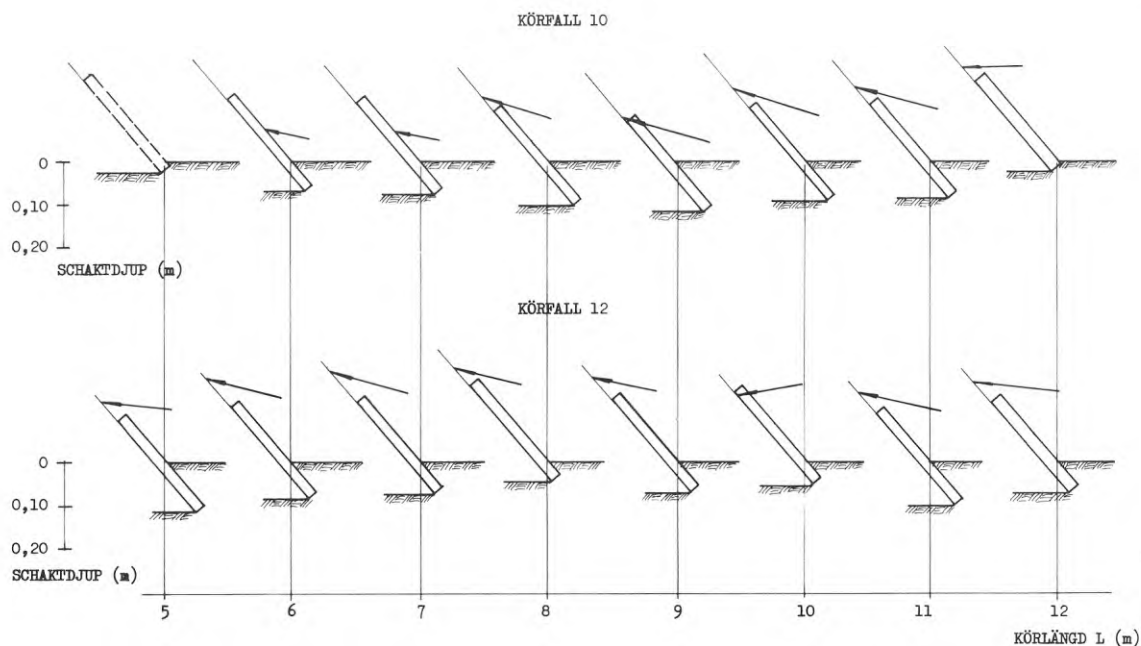


FIG. 108 Körfallen nr 10 och 12. Storlek, lutning och läge för totala schaktkraften i sand

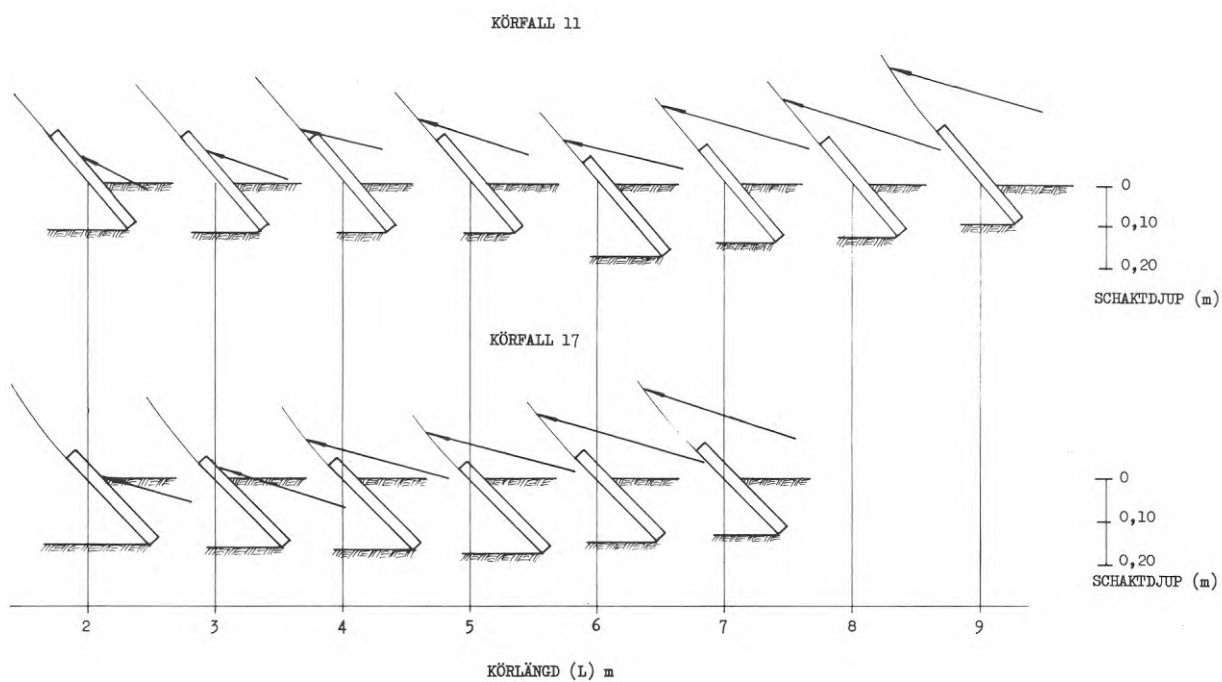


FIG. 109 Körfallen nr 11 och 17. Storlek, lutning och läge för totala schaktkraften i sand.

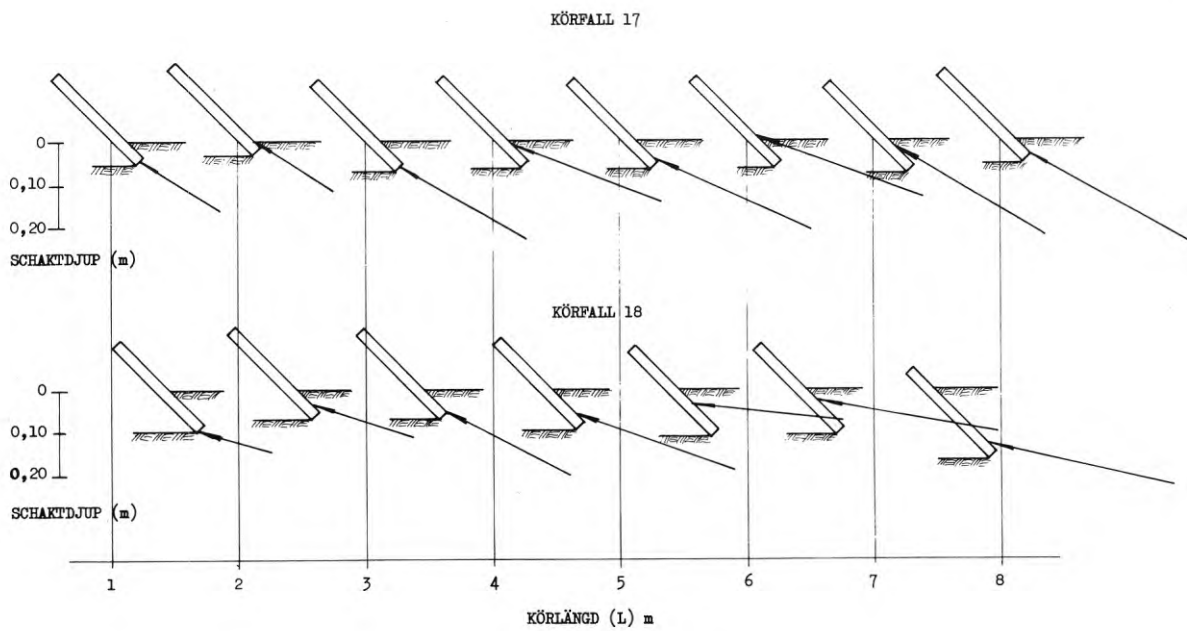


FIG. 110 Körfallen nr 17 och 18. Storlek, lutning och läge för totala schaktkraften i lera.

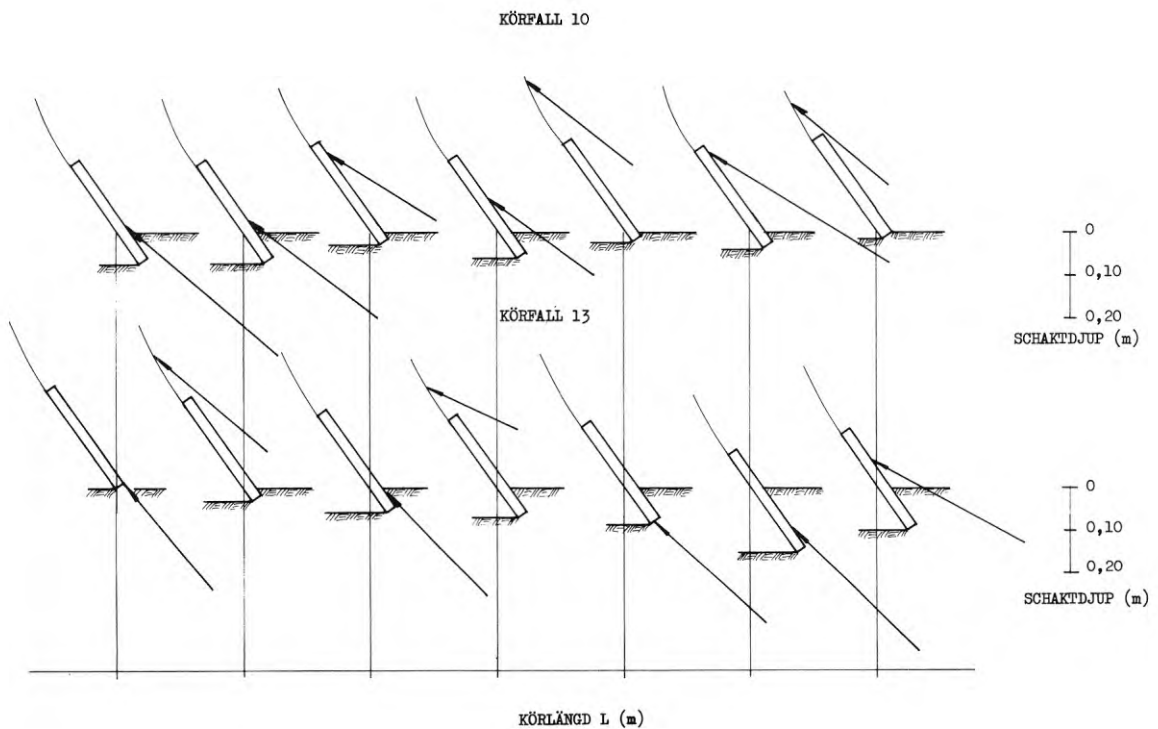


FIG. 111 Körfallen nr 10 och 13. Storlek, lutning och läge för totala schaktkraften i morän.

BILAGA 2. Dimensionslösa värden för
 π -termerna.

Körfall nr 6 i sand (Bladlutning 55°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	$\frac{\pi_1}{F/\gamma Bz^2}$	$\frac{\pi_2}{v^2/Lg}$	$\frac{\pi_3}{L/z}$
1						
2	0,30	0,111	18	269	0,0045	18
3	0,39	0,113	36	519	0,0051	27
4	0,38	0,099	42	789	0,0036	40
5	0,38	0,122	48	594	0,0029	41
6	0,35	0,101	47	849	0,0020	59
7	0,36	0,094	48	1001	0,0018	74
8	0,38	0,073	50	1728	0,0018	110
9	0,37	0,157	43	321	0,0015	57
10	0,36	0,066	43	1818	0,0013	151
11	0,38	0,143	46	414	0,0013	77
12	0,37	0,038	38	4847	0,0011	315
13	0,38	0,053	49	3213	0,0011	245
14	0,37	0,035	46	6917	0,0009	400
15	0,36	0,008	50	143908	0,0067	1875

Körfall nr 7 i sand (Bladlutning 55°)

1	0,43	0,142	16	146	0,0188	7
2	0,43	0,145	42	368	0,0094	14
3	0,47	0,140	37	348	0,0075	21
4	0,44	0,116	45	616	0,0049	34
5	0,48	0,153	78	614	0,0046	33
6	0,60	0,171	83	523	0,0061	35
7	0,56	0,080	92	2648	0,0045	88
8	0,50	0,213	96	390	0,0031	38
9	0,47	0,176	97	577	0,0024	51
10	0,28	0,170	96	612	0,0007	59
11	0,50	0,131	83	891	0,0023	84
12	0,35	0,140	87	818	0,0010	86
13						
14						
15						

Körfall nr 8 i sand (Bladlutning 55°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 F/\sqrt{Bz}^2	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1						
2						
3	0,55	0,089	20	465	0,0102	34
4	0,77	0,080	20	576	0,0151	50
5	0,89	0,087	24	584	0,0161	57
6	0,91	0,071	36	1315	0,0140	85
7	0,86	0,065	31	1352	0,0107	108
8	0,87	0,062	38	1821	0,0096	129
9	0,86	0,104	42	715	0,0083	87
10	0,86	0,090	39	887	0,0075	111
11	0,90	0,089	40	930	0,0075	124
12	0,86	0,124	38	455	0,0062	97
13	0,86	0,106	58	951	0,0057	123
14	0,86	0,100	58	1068	0,0053	140
15	0,87	0,126	50	580	0,0051	119

Körfall nr 9 i sand (Bladlutning 55°)

1	0,52	0,197	40	190	0,0275	5
2	0,81	0,200	56	258	0,0334	10
3	0,90	0,220	56	213	0,0275	14
4	0,86	0,182	60	337	0,0188	22
5	0,86	0,225	64	233	0,0150	22
6	0,85	0,252	84	244	0,0122	24
7	0,86	0,268	90	231	0,0107	26
8	0,77	0,220	108	411	0,0075	36
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 10 i sand (Bladlutning 50°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1						
2						
3						
4						
5						
6	0,61	0,074	25	841	0,0063	81
7	0,63	0,077	26	808	0,0057	91
8	0,62	0,101	40	722	0,0048	79
9	0,63	0,118	52	688	0,0044	76
10	0,61	0,096	52	1039	0,0037	104
11	0,62	0,087	50	1217	0,0035	126
12	0,61	0,026	35	9537	0,0031	462
13	0,58	0,047	36	3002	0,0026	277
14	0,60	0,032	42	7555	0,0026	438
15	0,64	0,021	38	15872	0,0027	714

Körfall nr 11 i sand (Bladlutning 50°)

1	0,41	0,095	36	735	0,0171	11
2	0,61	0,109	44	682	0,0189	18
3	0,60	0,113	50	721	0,0122	27
4	0,60	0,117	48	646	0,0091	34
5	0,55	0,120	68	870	0,0061	42
6	0,56	0,171	72	454	0,0053	35
7	0,60	0,135	88	889	0,0052	52
8	0,56	0,125	96	1132	0,0039	64
9	0,59	0,097	92	1801	0,0039	93
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 12 i sand (Bladlutning 50°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1						
2						
3						
4	0,81	0,124	36	431	0,0167	32
5	0,86	0,117	40	538	0,0150	43
6	0,87	0,086	42	1046	0,0128	70
7	0,88	0,078	44	1332	0,0112	90
8	0,87	0,048	40	3198	0,0096	167
9	0,89	0,073	38	1314	0,0089	123
10	0,89	0,058	30	1643	0,0080	172
11	0,84	0,106	50	820	0,0065	104
12	0,90	0,078	50	1514	0,0068	154
13	0,87	0,095	62	1265	0,0059	137
14	0,86	0,097	64	1253	0,0053	144
15	0,84	0,102	70	1239	0,0047	147

Körfall nr 13 i sand (Bladlutning 50°)

1	0,50	0,136	26	259	0,0254	7
2	0,67	0,118	30	397	0,0228	17
3	0,86	0,127	40	457	0,0251	24
4	0,87	0,146	50	432	0,0192	27
5	0,86	0,175	62	373	0,0150	29
6	0,87	0,183	60	330	0,0128	33
7	0,84	0,222	94	351	0,0102	32
8	0,77	0,184	82	446	0,0075	43
9	0,72	0,145	98	859	0,0058	62
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 14 i sand (Bladlutning 45°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 F/ γBz^2	π_2 v ² /Lg	π_3 L/z
1						
2						
3						
4	0,59	0,082	30	822	0,0088	49
5	0,59	0,119	34	442	0,0070	42
6	0,60	0,59	27	197	0,0061	38
7	0,60	0,134	38	390	0,0052	52
8	0,61	0,128	48	540	0,0047	63
9	0,58	0,119	56	728	0,0038	76
10	0,59	0,109	50	775	0,0035	92
11	0,58	0,152	72	574	0,0031	72
12	0,56	0,123	60	731	0,0026	98
13	0,58	0,103	70	1215	0,0026	126
14	0,59	0,091	50	1112	0,0025	154
15	0,59	0,077	54	1678	0,0023	195

Körfall nr 15 i sand (Bladlutning 45°)

1						
2	0,66	0,226	34	123	0,0222	9
3	0,67	0,205	-	-	-	-
4	0,67	0,176	52	309	0,0114	23
5	0,66	0,174	88	535	0,0088	29
6	0,64	0,142	66	603	0,0069	42
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 16 i sand (Bladlutning 45°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1						
2						
3						
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13	0,88	0,090	44	1001	0,0060	144
14	0,88	0,110	30	457	0,0056	127
15	0,88	0,080	48	1382	0,0052	188

Körfall nr 17 i sand (Bladlutning 45°)

1	0,50	0,140	40	376	0,0254	7
2	0,82	0,155	56	429	0,0342	13
3	0,86	0,166	76	508	0,0251	18
4	0,83	0,167	88	581	0,0175	24
5	0,79	0,177	92	541	0,0127	28
6	0,70	0,149	104	863	0,0083	40
7	0,50	0,135	96	970	0,0036	52
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 7 i lera (Bladlutning 50°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1	0,48	0,132	100	948	0,0234	8
2	0,27	0,143	102	824	0,0037	14
3	0,40	0,122	152	1687	0,0054	25
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 8 i lera (Bladlutning 50°)

1	0,35	0,222	120	402	0,0124	5
2	0,38	0,191	140	634	0,0073	10
3	0,32	0,142	160	1311	0,0034	21
4	0,26	0,181	160	807	0,0017	22
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 9 i lera (Bladlutning 50°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 F/ γBz^2	π_2 v ² /Lg	π_3 L/z
1	0,50	0,041	46	4521	0,0254	24
2	0,48	0,057	52	2644	0,0117	35
3	0,49	0,068	50	1786	0,0081	44
4	0,50	0,075	80	2350	0,0063	53
5	0,50	0,068	40	1429	0,0050	74
6	0,51	0,019	56	25629	0,0044	316
7	0,47	0,056	64	3372	0,0032	125
8	0,44	0,070	110	3709	0,0024	114
9	0,45	0,118	66	783	0,0022	76
10	0,45	0,163	110	684	0,0020	61
11	0,39	0,165	140	850	0,0014	67
12	0,24	0,173	112	618	-	69
13						
14						
15						

Körfall nr 10 i lera (Bladlutning 50°)

1	0,72	0,059	100	4746	0,0528	17
2	0,73	0,079	50	1324	0,0271	25
3	0,74	0,065	80	3128	0,0186	46
4	0,76	0,050	100	6609	0,0147	80
5	0,72	0,055	112	6117	0,0105	91
6	0,63	0,067	120	4416	0,0067	90
7	0,63	0,061	110	4884	0,0057	115
8	0,60	0,071	150	4916	0,0045	113
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 11 i lera (Bladlutning 55°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 F/ γBz^2	π_2 v ² /Lg	π_3 L/z
1	0,54	0,079	65	1721	0,0297	13
2	0,58	0,045	60	4895	0,0171	44
3	0,58	0,041	50	4914	0,0114	73
4	0,58	0,056	64	3372	0,0085	71
5	0,58	0,064	76	3065	0,0068	78
6	0,58	0,084	100	2341	0,0057	71
7	0,53	0,073	120	3720	0,0040	96
8	0,53	0,106	130	1912	0,0035	75
9	0,46	0,131	160	1540	0,0023	69
10	0,38	0,113	140	1811	0,0014	88
11	0,38	0,166	180	1079	0,0013	66
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 16 i lera (Bladlutning 55°)

1	0,47	0,190	60	275	0,0225	5
2	0,19	0,247	140	379	0,0018	8
3	0,25	0,147	150	1147	0,0021	20
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 12 i lera (Bladlutning 55°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1	0,58	0,113	64	828	0,0342	9
2	0,65	0,139	127	1086	0,0215	14
3	0,52	0,080	105	2711	0,0091	38
4	0,38	0,049	120	8257	0,0036	82
5	0,50	0,047	130	9723	0,0050	106
6	0,53	0,055	104	5680	0,0047	109
7	0,58	0,043	116	10365	0,0048	163
8	0,67	0,082	135	3317	0,0057	98
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 15 i lera (Bladlutning 55°)

1	0,47	0,064	55	2218	0,0225	16
2	0,48	0,086	122	2725	0,0117	23
3	0,12	0,129	90	894	0,0004	23
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 17 i lera (Bladlutning 45°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 F/ γBz^2	π_2 v ² /Lg	π_3 L/z
1	0,44	0,064	55	2218	0,0197	16
2	0,43	0,037	55	6637	0,0094	54
3	0,42	0,077	85	2369	0,0059	39
4	0,40	0,069	95	3297	0,0040	58
5	0,40	0,076	104	2975	0,0032	66
6	0,40	0,067	104	3828	0,0027	90
7	0,40	0,081	104	2619	0,0023	86
8	0,40	0,053	108	6352	0,0020	151
9	0,40	0,101	105	1701	0,0018	89
10	0,36	0,081	140	3525	0,0013	123
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 19 i lera (Bladlutning 45°)

1	0,56	0,051	55	3494	0,0319	20
2	0,58	0,075	60	1762	0,0171	27
3	0,56	0,0062	80	3438	0,0106	48
4	0,58	0,069	100	3470	0,0085	58
5	0,56	0,043	84	7506	0,0063	116
6	0,55	0,051	92	5844	0,0051	118
7	0,54	0,097	124	2177	0,0042	72
8	0,49	0,077	124	3455	0,0030	104
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 18 i lera (Bladlutning 45°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1	0,58	0,102	44	699	0,0342	10
2	0,73	0,072	60	1912	0,0271	28
3	0,73	0,076	80	2288	0,0181	39
4	0,73	0,099	100	1686	0,0135	40
5	0,57	0,116	88	1080	0,0066	43
6	0,48	0,116	108	1326	0,0039	52
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 20 i lera (Bladlutning 45°)

1	0,56	0,128	60	605	0,0319	8
2	0,51	0,114	84	1068	0,0132	18
3	0,34	0,129	105	1042	0,0039	23
4						
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 1 i morän (Bladlutning 45°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 F/ γBz^2	π_2 v ² /Lg	π_3 L/z
1	0,49	0,043	52	4687	0,0244	23
2	0,52	0,067	76	1114	0,0137	30
3	0,50	0,06	110	5093	0,0084	50
4	0,42	0,043	108	9735	0,004	93
5	0,49	0,02	104	43333	0,0048	250
6	0,51	0,057	74	3796	0,0044	105
7	0,53	0,033	96	14692	0,0040	212
8	0,45	0,08	124	3229	0,0025	100
9	0,36	0	72	-	-	-
10	0,43	0,02	74	30833	0,0018	500
11	0,42	0,047	112	8450	0,0016	234
12	0,45	0,05	102	6800	0,0017	240
13						
14						
15						

Körfall nr 2 i morän (Bladlutning 45°)

1	0,55	0,023	64	20164	0,0308	43
2	0,57	0,03	84	15556	0,0165	67
3	0,59	0,03	90	16667	0,0118	100
4	0,55	0,033	56	8571	0,0077	121
5	0,58	0,043	86	7752	0,0068	116
6	0,55	0,017	96	55363	0,0051	353
7	0,57	0,02	116	48333	0,0047	350
8	0,62	-0,007	74	-	-	-
9	0,50	0,047	110	8299	0,0028	191
10	0,58	0,033	60	9183	0,0034	303
11	0,47	0,113	76	992	0,0020	97
12	0,52	0,07	128	4354	0,0022	171
13	0,53	0,047	50	3772	0,0022	277
14						
15						

Körfall nr 3 i morän (Bladlutning 45°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 F/ γBz^2	π_2 v ² /Lg	π_3 L/z
1	0,42	0,067	80	2970	0,0179	15
2	0,45	0,083	68	1645	0,0103	24
3	0,47	0,087	40	881	0,0075	34
4	0,46	0,09	104	2140	0,0053	44
5	0,45	0,113	84	1096	0,0041	44
6	0,44	0,117	78	950	0,0032	51
7	0,39	0,047	116	8752	0,0022	149
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 4 i morän (Bladlutning 45°)

1	0,57	0,03	112	20741	0,0331	33
2	0,55	0,037	110	13392	0,0154	54
3	0,54	0,033	104	15917	0,0099	91
4	0,50	0,067	148	5495	0,0063	60
5	0,07	0,06	126	5833	0,0000	83
6	0,45	0,033	116	17753	0,0034	182
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 5 i morän (Bladlutning 50°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1	0,40	0,067	72	2673	0,0163	15
2	0,43	0,02	64	26666	0,0219	100
3	0,38	0,063	90	3779	0,0049	48
4	0,38	0,023	84	26465	0,0036	174
5						
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 6 i morän (Bladlutning 50°)

1	0,43	0,08	86	2240	0,0188	13
2	0,39	0,047	98	7394	0,0077	43
3	0,37	0,050	102	6800	0,0046	60
4	0,32	0,053	96	5696	0,0026	75
5	0,42	0,03	120	22222	0,0035	167
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 7 i morän (Bladlutning 50°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1	0,43	0,017	46	26528	0,0188	59
2	0,44	0,03	(76)	14074	0,0098	67
3	0,41	0,043	94	8473	0,0057	70
4	0,33	0,06	104	4815	0,0027	67
5	0,30	0,06	116	5370	0,0018	83
6	0,40	0,03	116	21481	0,0027	200
7	0,37	0,023	92	95778	0,0019	304
8	0,29	0,04	86	8958	0,0010	200
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 8 i morän (Bladlutning 50°)

1	0,55	0,043	(54)	4867	0,0308	23
2	0,78	0,015	80	59259	0,0310	133
3	0,58	0,003	122	-	-	-
4	0,10	0,03	60	11111	0,0002	133
5	0,78	0,028	74	15731	0,0123	179
6	0,75	0,027	100	22862	0,0095	222
7	0,57	0,067	94	3490	0,0047	104
8	0,54	0,075	100	2963	0,0037	107
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 9 i morän (Bladlutning 50°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1	0,58	0,023	88	27725	0,0342	43
2	0,55	0,027	108	24691	0,0154	74
3	0,55	0,037	100	12174	0,0102	81
4	0,46	0,06	116	5370	0,0053	67
5	0,53	0,06	108	5000	0,0057	83
6						
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 11 i morän (Bladlutning 55°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 F/ γBz^2	π_2 v ² /Lg	π_3 L/z
1	0,47	0,023	56	17643	0,0225	43
2	0,30	0,020	108	45000	0,0045	100
3	0,39	0,047	164	12374	0,0051	64
4	0,47	0,053	104	6171	0,0056	75
5	0,45	0,043	72	6490	0,0041	116
6	0,09	0,070	82	-	-	-
7						
8						
9						
10						
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 10 i morän (Bladlutning 55°)

1	0,41	0,070	52	1769	0,0171	14
2	0,43	0,070	88	2993	0,0094	29
3	0,40	0,077	120	3373	0,0054	39
4	0,40	0,073	94	2940	0,0040	55
5	0,43	0,033	74	11325	0,0037	152
6	0,44	0,067	76	2822	0,0032	90
7	0,41	0,027	82	18747	0,0024	259
8	0,38	0,043	124	11177	0,0018	186
9	0,39	0,020	80	33333	0,0017	450
10	0,42	0,007	70	-	-	-
11	0,42	0,000	98	-	-	-
12	0,33	0,010	80	-	-	-
13						
14						
15						

Körfall nr 12 i morän (Bladlutning 55°)

Kör- längd L (m)	Kör- hast. v (m/s)	Schakt- djup z (m)	Total schakt- kraft F (kN)	π_1 $F/\gamma Bz^2$	π_2 v^2/Lg	π_3 L/z
1	0,56	0,030	54	10000	0,0319	33
2	0,58	0,040	62	6458	0,0171	50
3	0,57	0,023	94	29616	0,0110	130
4	0,58	0,000	70	-	-	-
5	0,51	0,100	66	1100	0,0053	50
6	0,50	0,080	110	2865	0,0042	75
7	0,50	0,040	96	10000	0,0036	175
8	0,54	0,073	116	3628	0,0037	110
9	0,46	0,110	104	1433	0,0023	82
10	0,33	0,087	110	2422	0,0011	115
11						
12						
13						
14						
15						

Körfall nr 13 i morän (Bladlutning 55°)

1	0,47	0,033	84	12856	0,0225	30
2	0,44	0	80	-	-	-
3	0,45	0,030	88	16296	0,0068	100
4	0,48	0,060	86	3981	0,0058	67
5	0,44	0,070	58	1973	0,0039	71
6	0,47	0,087	90	1982	0,0037	69
7	0,44	0,157	104	703	0,0028	45
8	0,44	0,103	100	1571	0,0024	78
9	0,41	0,063	115	4829	0,0018	143
10						
11						
12						
13						
14						
15						

R51: 1973

Denna rapport avser anslag C 496 från Statens råd för byggnadsforskning till Institutionen för geoteknik, KTH, Stockholm. Försäljningsintäkterna tillfaller fonden för byggnadsforskning.

**Distribution: Svensk Byggtjänst, Box 1403, 111 84 Stockholm
Grupp: konstruktion**

Pris: 35 kronor