

FREIBERGER
FORSCHUNGSHEFTE

C 158

GEOPHYSIK

Ulrich Stötzner

**Ingenieurgeophysikalische Untersuchungen
an Lockerböden im Labor und Gelände
zur Bestimmung der Scherfestigkeit
bei dynamischer Beanspruchung**

FFH
C158
b



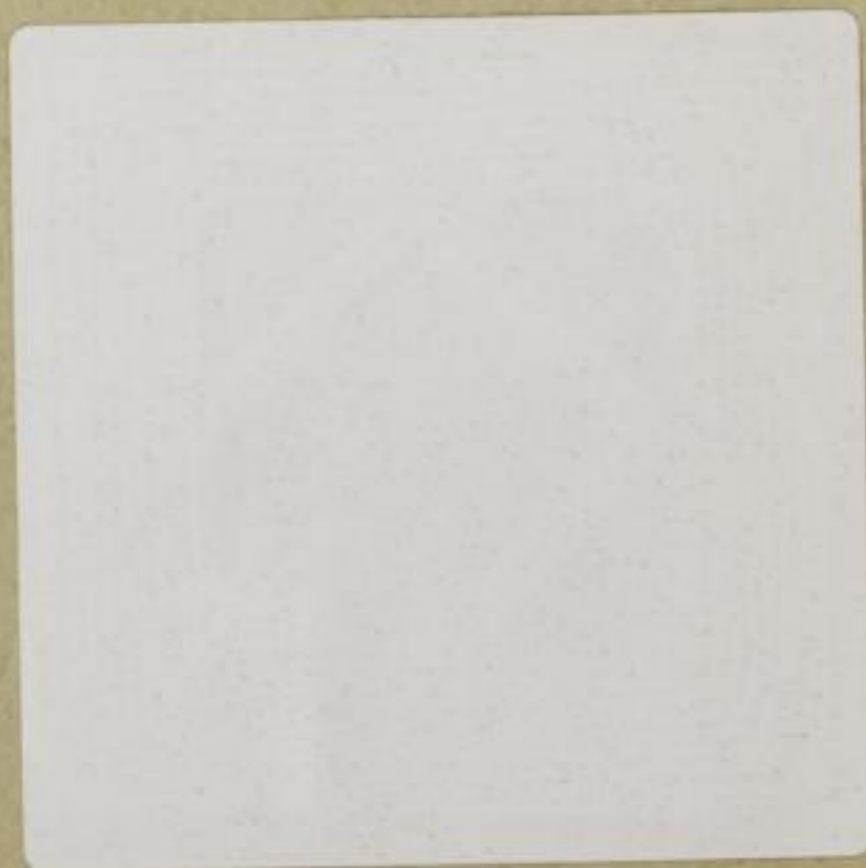
SCHER VERLAG FÜR GRUNDSTOFFINDUSTRIE

1965

XVI 1142 b

C158

Bücherei
• Bergakademie •
Freiberg i. Sa.



Dieses Bu
ist zurück
bis zum:

15
10

25 Feb

-19
18

14
22

15
16

0 0521

TU BERGAKADEMIE FREIBERG



XVI 1142 . C158B

17. 20 1 4

17. 20 1 4

17. 20 1 4

17. 20 1 4

FREI

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE C 153

FREI

Herausg

CE

GE

In

am

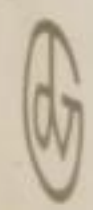
zu

bei

V

U

Me



VEB De

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Herausgegeben vom Rektor der Bergakademie Freiberg

C 158

GEOPHYSIK

**Ingenieurgeophysikalische Untersuchungen
an Lockerböden im Labor und Gelände
zur Bestimmung der Scherfestigkeit
bei dynamischer Beanspruchung**

Von

ULRICH STÖTZNER

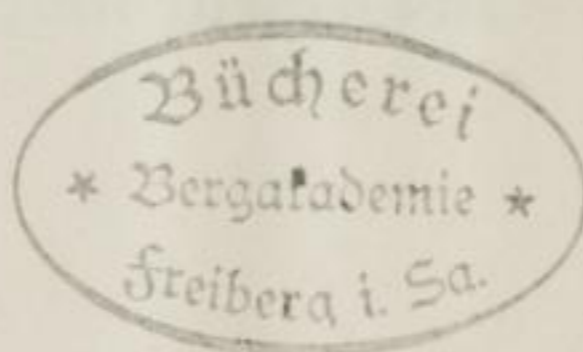
Mit 56 Bildern



VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie · Leipzig 1965

Diplomarbeit aus dem Institut für Angewandte Geophysik der Bergakademie Freiberg.
Direktor: Prof. Dr. O. Meißer

Institutsveröffentlichung Nr. 134



11 1142 ^(C158)
b
o

Manuskriptannahme: Bergakademie Freiberg, Arbeitsgruppe Publikation,
August-Bebel-Str. 5

Eingang des Manuskriptes: 4. März 1964

„Freiberger Forschungshefte“, Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften. Herausgeber: Der Rektor der Bergakademie Freiberg, Prof. Dr.-Ing. habil. Joachim Wrana. — Verlag: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 7031 Leipzig 31, Karl-Heine-Str. 27 (Fernruf 44441). — Die Freiberger Forschungshefte erscheinen in zwangloser Folge in den Reihen A, B, C und D. Ausführliches Verzeichnis aller lieferbaren Hefte von der Bergakademie Freiberg oder vom VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie. — Vertrieb: In der Deutschen Demokratischen Republik durch den Buchhandel; in der Deutschen Bundesrepublik und in Westberlin durch den Buchhandel (Auslieferung KUNST UND WISSEN, Erich Bieber, Stuttgart S, Wilhelmstr. 4–6); in Österreich durch den Globus-Buchvertrieb, Wien I, Salzgries 16; im übrigen Ausland durch eine Importbuchhandlung, den Deutschen Buch-Export und -Import, GmbH, 701 Leipzig 1, Postschleßfach 276, oder den Verlag. Gesamtherstellung: VEB Druckerei „Thomas Müntzer“ Bad Langensalza. — VLN 152.915/108/65. — Printed in Germany. — Alle Rechte vorbehalten. — ES 18 E 2

(65.256)

INHALT

Ein

1. Ver

1.1. De

1.2. De

1.2.1. En

1.2.1. Mo

1.2.1. Mo

1.2.1. St

1.2.1. Eg

1.2.1. Ve

1.2.1.1. Gr

1.2.1.2. Au

1.2.1.2. Un

1.2.1.4. Ver

1.2.1. Mo

1.2.2.1.1

1.2.2.2.1

1.2.2.3. Ab

1.2.2.4. Zu

1.2.2. Sch

2. Ver

2.1. Gr

2.2. Au

INHALT

Einleitung und Zielstellung	7
1. Untersuchungen im Labor: Scherfestigkeit unter Einfluß von Vibrationen .	8
1.1. Definition der Scherfestigkeit	8
1.2. Darstellung der Scherversuche unter dynamischer Beanspruchung	9
1.2.1. SAVČENKO und PREOBRAŽENSKAJA	9
1.2.2. MOGAMI und KUBO	11
1.2.3. Modellversuche von MENCL und KAZDA	13
1.2.4. Scherversuche von STRZODKA	14
1.3. Eigene Messungen	14
1.3.1. Verwendete Apparatur	14
1.3.1.1. Grundlagen der Gleitwiderstandstheorie	14
1.3.1.2. Ausführung des Triaxialgerätes	16
1.3.1.3. Untersuchung des Schwingungsverhaltens des Schergerätes	18
1.3.1.4. Versuchsdurchführung	27
1.3.2. Messungen mit rolligem Erdstoff	27
1.3.2.1. Abhängigkeit von Amplitude, Schwinggeschwindigkeit und -beschleunigung	29
1.3.2.2. Abhängigkeit von der Lagerungstiefe	32
1.3.2.3. Abhängigkeit von der Lagerungsdichte	35
1.3.2.4. Zusammenfassung der Versuche mit Sand und ihrer Ergebnisse	36
1.3.3. Scherversuche mit bindigem Erdstoff	37
2. Vibratormessungen auf Lockerböden zur Bestimmung der Scherfestigkeit .	39
2.1. Grundgedanke und Charakter der entstehenden Wellen	39
2.2. Apparatur	41

2.2.1.	Geberseite	41
2.2.2.	Empfängerseite	42
2.3.	Vibratormessungen auf Sand	43
2.4.	Vibratormessungen auf bindigem Boden	46
2.5.	Diskussion der Meßergebnisse	50
3.	Gegenüberstellung der Laborversuche und Vibratormessungen	53
	Zusammenfassung.	56
	Literatur.	57

Einleit
 Im Grund
 durch die
 Kammern
 versetzt.
 vermag, w
 ist ein M
 sprachen
 die Entw
 großer M
 im Tage
 Normal
 werte un
 ermittel
 matisch
 Probe vo
 Grundlage
 Bohrung
 nicht n
 Die Prob
 auf die S
 I. unter
 gung
 störtes
 Beisp
 2. gung
 durch
 Das Teil
 Melde
 beaufsp
 Angewan
 Praktisch
 einen We
 wien.

Einleitung und Zielstellung

Im Grundbau und im Tagebaubetrieb bilden sich infolge statischer Belastung durch Bauwerke oder Großgeräte im Boden (z. B. an Böschungen, Talsperren, Kaimauern) Gleitflächen aus, auf denen der Boden der Belastung auszuweichen versucht. Der Widerstand, den der Boden dieser Bewegung entgegenzusetzen vermag, wird als Gleitwiderstand oder Scherfestigkeit bezeichnet. Seine Größe ist ein Maß für die Standfestigkeit eines Baugrundes gegenüber Scherbeanspruchungen. Darüber hinaus wird die Scherfestigkeit zweifellos auch durch die Einwirkung von Erschütterungen beeinflusst, die z. B. mit dem Betrieb großer Maschinen oder dem Einsatz von Großgeräten und fahrenden Zügen im Tagebaubetrieb verbunden sind.

Normalerweise wird die Scherfestigkeit wie andere bodenmechanische Kennwerte an Bodenproben im Labor bestimmt. Die Übertragbarkeit der im Labor ermittelten Ergebnisse auf die natürlichen Verhältnisse jedoch ist problematisch, besonders wenn die Untersuchungsmethode „Ungestörtheit“ der Probe voraussetzt. Außerdem müssen für eine zuverlässige Aussage auf der Grundlage von Labormessungen hinreichend viele Proben entnommen bzw. Bohrungen niedergebracht werden, so daß die Untersuchungen im Labor oft nicht nur sachlich unzulänglich, sondern auch ökonomisch unrationell werden. Die Problematik erhöht sich, wenn zusätzlich der Einfluß von Schwingungen auf die Scherfestigkeit berücksichtigt werden soll. Es ist deshalb notwendig,

1. unter schwingungstechnisch einwandfreien und reproduzierbaren Bedingungen die Scherfestigkeit von Lockerböden zunächst wie bisher an „ungestörten“ Bodenproben im Labor, jedoch bei gleichzeitiger dynamischer Beanspruchung zu bestimmen und
2. geeignete Wege zu suchen, die dynamische Abhängigkeit der Scherfestigkeit durch Messungen in situ zu ermitteln.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit besteht darin, unter Verwendung modernster Meßtechnik einen Beitrag zur Bestimmung der Scherfestigkeit dynamisch beanspruchter Bodenproben zu leisten und unter Einsatz der am Institut für Angewandte Geophysik der Bergakademie Freiberg und der Arbeitsstelle für Praktische Geophysik der DAW Berlin entwickelten Vibratortechnik erstmals einen Weg zur Bestimmung der Scherbeanspruchung von Böden in situ zu weisen.

1. Untersuchungen im Labor: Die Scherfestigkeit unter dem Einfluß von Vibrationen

1.1. Definition der Scherfestigkeit

Wird ein Baugrund vektoriell beansprucht, so versucht der Boden, dem Druck auszuweichen. Dabei bilden sich gerade oder gekrümmte Gleitflächen im Innern des Erdkörpers aus. Der Widerstand, der sich dem Ausweichen auf diesen Flächen entgegenstellt, ist die Scherfestigkeit τ . Sie wird bestimmt durch

1. den Haftwiderstand infolge der Oberflächenkräfte zwischen den einzelnen Körnern (Kohäsion c),
2. den Gefügewiderstand des Bodens infolge der Verzahnung der einzelnen Körner ineinander,
3. den Reibungswiderstand der einzelnen Körner.

Der Erfassung der Scherfestigkeit liegt das bereits 1776 von COULOMB aufgestellte Reibungsgesetz

$$\tau = \mu \sigma + c$$

zugrunde. Hierin bedeuten

τ = Scherfestigkeit

μ = Reibungsbeiwert

σ = Normaldruck

c = Kohäsion

Die Scherfestigkeit beschreibt folglich den Augenblick im Zustand eines zunehmend belasteten Bodens, in dem gerade eine plastische Verformung in größerem Maße einsetzt, die sich bei Erhaltung der Last durch Gleiten fortsetzt.

Die Scherfestigkeit von Sanden enthält keine Kohäsion, sondern ergibt sich lediglich aus dem Gefüge- und dem Reibungswiderstand. Der Verzahnungswiderstand jedoch ist abhängig von der Dichte der Lagerung, so daß auch die Scherfestigkeit von Sanden eine Funktion der Lagerungsdichte ist. Zusätzlich beeinflussen Kornform und Kornverteilung den Gefügewiderstand. Dagegen ist der Einfluß des Wassergehaltes bei rolligem Material gering (s. z. B. KÉZDI [9]). Für rollige Erdstoffe besteht ein von der Belastungszeit unabhängiger eindeutiger Zusammenhang zwischen Scherspannung und Deformation.

Für bindiges Material ist zu beachten, daß die Bruchbedingung nur durch die wirksamen Spannungen, d. h. den „Korn-zu-Korn-Druck“ ausgedrückt werden kann. Infolge der anfänglichen Kompression bei Belastung erhöhen sich die Porenwasserdrücke, die als neutrale Spannungen keinen Einfluß auf den Bruchzustand haben, weil das Wasser keine Schubspannungen aufnehmen kann. Das bedeutet, daß bei Scherversuchen mit bindigem Material die Versuchsdauer berücksichtigt werden muß, innerhalb der sich der Porenwasser-

überdruck ausgleichen kann. Weitere Faktoren, die die Scherfestigkeit von Tonböden beeinflussen, sind die chemische Zusammensetzung von Böden verschiedener geologischer Herkunft und die geologische Vorbelastung.

Der Scherwiderstand wird an ungestörten oder aufbereiteten Bodenproben im Labor mit Hilfe von Kastenscher-, Kreisringscher- oder Dreiaxialgeräten bestimmt (s. z. B. SCHULTZE-MUHS [18]). Erfahrungsgemäß differieren die Ergebnisse untereinander, die an gleichen Proben mit verschiedenen Geräten ermittelt werden. KÉZDI [9] kommt deshalb zu der Meinung, daß zumindest für Tonböden „die Kennziffern des Scherwiderstandes keine Materialkonstanten sind“. Sie sind Funktionen einer großen Zahl von Faktoren, deren Einfluß z. T. ungeklärt ist.

1.2. Darstellung der Scherversuche unter dynamischer Beanspruchung

Wie bereits dargestellt, ist das Verhalten des Bodens unter der Einwirkung von dynamischen Lasten und besonders deren Einfluß auf die Festigkeitseigenschaften des Untergrundes ein Problem von großem technischem Interesse. Zahlreiche Versuche im Labor (an Probekörpern) und in situ (an Maschinenfundamenten) zeigen, daß die dabei ermittelten Scherfestigkeitswerte stark von den Versuchsbedingungen abhängen und die Ergebnisse voneinander abweichen. Deshalb werden zunächst die in der Literatur bekannt gewordenen Versuche zur Bestimmung der Scherfestigkeit bei dynamischer Beanspruchung zitiert und kritisch eingeschätzt.

1.2.1. SAVČENKO UND PREOBRAŽENSKAJA

SAČVENKO [16] und PREOBRAŽENSKAJA [15] führten Scherversuche mit einem Kastenschergerät durch, das in horizontaler Richtung dynamisch erregt wurde (Bild 1). Der Aufbau mit dem Schergerät ist horizontal frei beweglich, die Normalkraft p variabel.

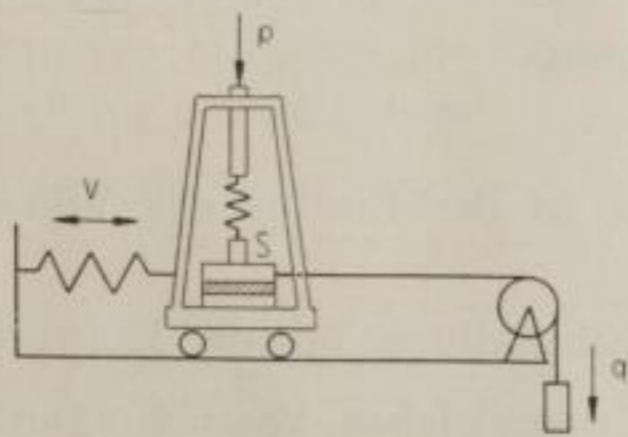


Bild 1. Versuchsanordnung von SAVČENKO (nach [16] schematisch)

V = Dynamische Erregung
S = Schergerät
p = Normaldruck
q = Scherkraft

Die Scherkraft wird durch Gewichte erzeugt und über eine Rolle auf das Schergerät übertragen.

Die Untersuchungen von SAVČENKO an rolligem Material befassen sich mit dem Einfluß der Amplitude, der Frequenz, des Normaldrucks, der Feuchtigkeit und der Korngröße auf den Reibungsbeiwert μ . Der Sand wurde in der Probe durch Rütteln verdichtet. Bild 2 zeigt die Abnahme von μ bei Sand unter der

Einwirkung von Schwingungen in Abhängigkeit von der Schwingbeschleunigung.

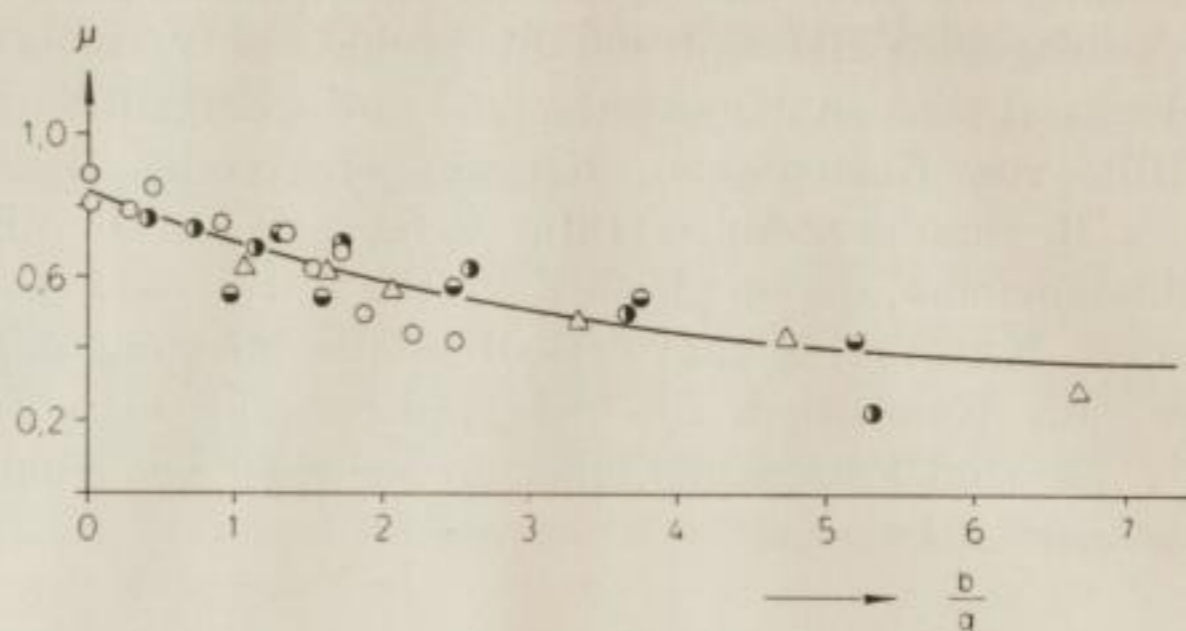


Bild 2. Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes μ von der Schwingbeschleunigung bei Sand nach SAVČENKO (umgezeichnet nach [16])

b = Schwingbeschleunigung
 g = Erdbeschleunigung

Die Ergebnisse der Scherversuche von SAVČENKO sind:

1. Zwischen Scherwiderstand und Normaldruck besteht — auch unter dem Einfluß von Vibrationen — eine lineare Abhängigkeit (dargestellt bei $f = 60$ Hz und $A = 0,3$ mm).
2. Durch Vibrationen wird die Scherfestigkeit verringert. Die maßgebende Größe ist die Schwingbeschleunigung. Die Abnahme erfolgt nach einer e -Funktion. Für trockenen mittelfeinen Sand ist

$$\mu = (\mu_0 - \mu_g) \cdot e^{-0,23 \frac{b}{g}} + \mu_g$$

μ = Reibungsbeiwert

μ_0 = Reibungsbeiwert bei $f = 0$

μ_g = Grenzwert der inneren Reibung (Asymptote)

b = Schwingbeschleunigung

g = Erdbeschleunigung

3. Bei einem Wassergehalt von 13% ist der Einfluß der Vibration auf die Scherfestigkeit am geringsten.
4. Die Größe der Vibrationswirkung steigt linear mit der Korngröße an.

VON PREOBRAŽENSKAJA wurden mit der gleichen Versuchsanordnung Scherversuche an bindigem Material durchgeführt. Sämtliche Ergebnisse zeigen eine Abnahme der Scherfestigkeit von einer bestimmten Frequenz an, die um so höher liegt, je kleiner die Amplitude ist. Das läßt vermuten, daß für die Änderung der Scherfestigkeit ebenfalls die Schwingbeschleunigung die bestimmende Größe ist. Bild 3 zeigt die Abnahme der Scherfestigkeit auf etwa 50% im betrachteten Beschleunigungsbereich für verschiedene Normaldrücke. Der Einfluß der Vibration ist hier unabhängig vom Normaldruck.

Zu den Versuchen ist kritisch zu bemerken: Die Verwendung eines Kastenschersgerätes ist bereits für statische Versuche umstritten, da die Verhältnisse nicht denen in der Natur entsprechen und die Scherfläche vorgeschrieben wird.

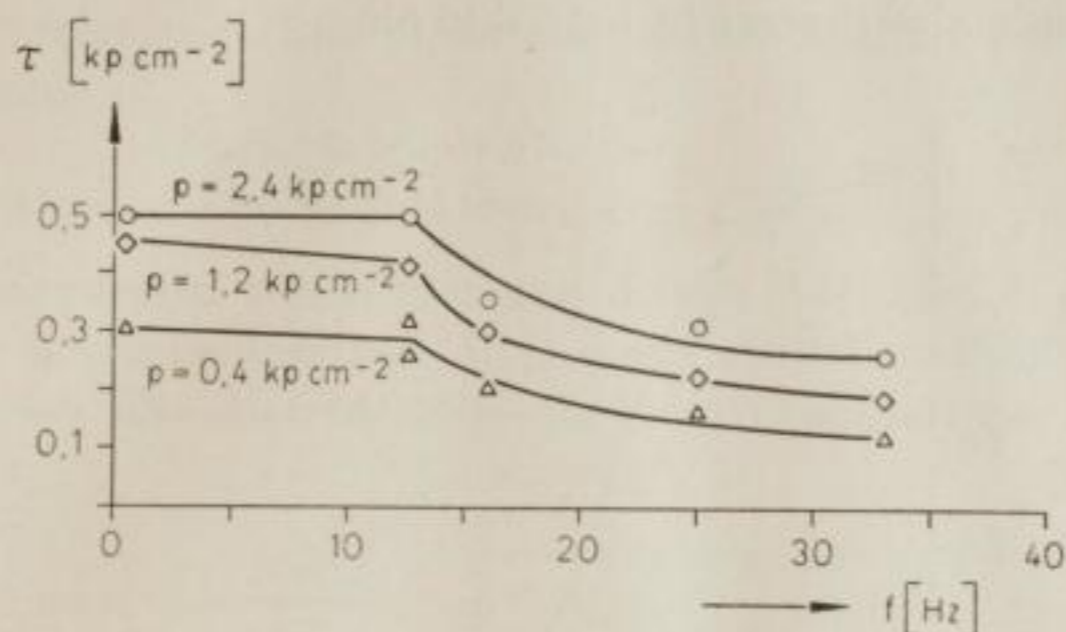


Bild 3. Abnahme der Scherfestigkeit von Ton unter Einfluß von Vibration (umgezeichnet nach PREOBRAŽENSKAJA [15])

$A = 0,6$ bis $0,7$ mm

τ = Scherfestigkeit

p = Normaldruck

Außerdem verkleinert sich die Scherfläche während des Gleitens ständig. Es erscheint fraglich, ob bei der verwendeten Versuchsanordnung die Übertragung der Erregerschwingungen auf das Schersgerät und darüber hinaus auf die Probe selbst exakt erfolgen kann, oder ob nicht vielmehr im und am Schersgerät unkontrollierbare Schwingungen entstehen.

1.2.2. MOGAMI und KUBO

Angeregt durch größere Baugrundverformungen bei Erdbeben, untersuchten MOGAMI und KUBO [14] den Einfluß von Schwingungen auf die Scherfestigkeit von Sand und Ton. Ein Kastenschersgerät wurde auf einer Wippe vertikalen Schwingungen ausgesetzt, wobei die Scherkraft von der Seite angreift (Bild 4). Die Untersuchungen erfolgten im Frequenzbereich von 20 bis 50 Hz, die maximale Amplitude betrug 2 mm.

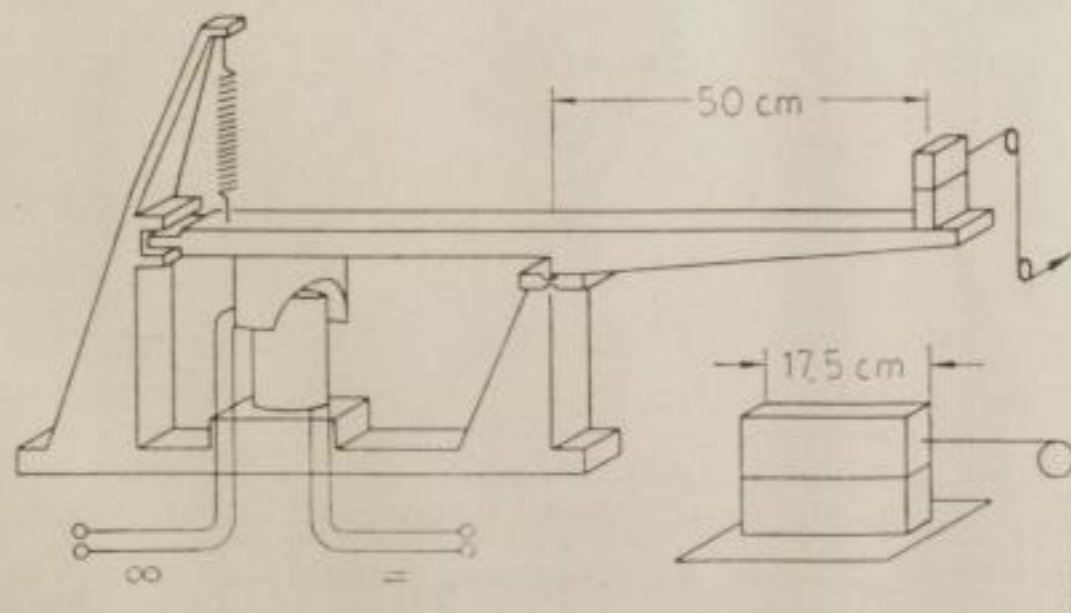


Bild 4. Versuchsanordnung von MOGAMI und KUBO (nach [14] aus [10], umgezeichnet)

Die Experimente zeigten, daß sich der Sand bei einer bestimmten Frequenz und Amplitude turbulent zu bewegen beginnt (liquefaction). Damit ist eine Abnahme der Scherfestigkeit verbunden, die bereits bei einer Beschleunigung von $2 \cdot g$ ihren Minimalwert erreicht hat (Bild 5).

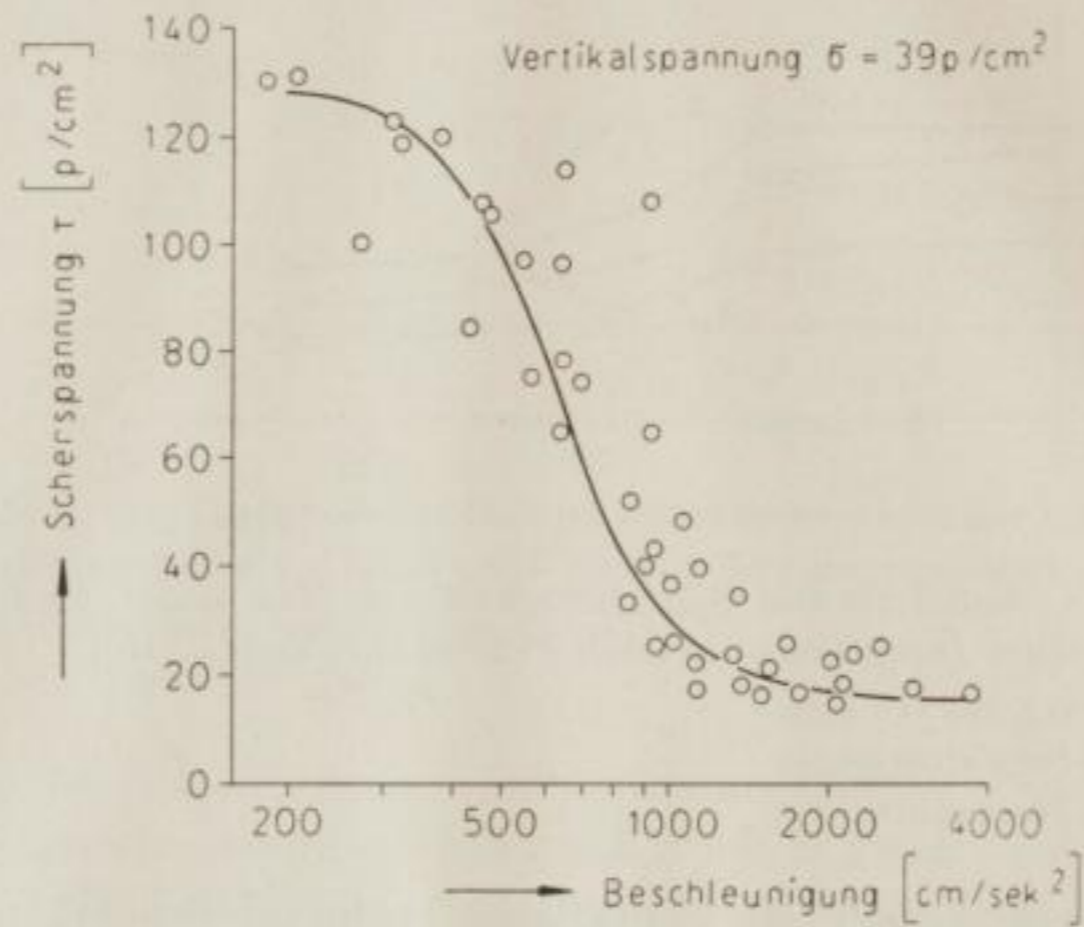


Bild 5. Einfluß der Beschleunigung auf die Scherfestigkeit von Sand (nach [14] aus [10], umgezeichnet)

Eine Verminderung der Scherspannung wurde auch bei bindigem Material beobachtet (Bild 6). Übereinstimmendes Ergebnis aller Versuche ist die Tatsache, daß für die Abnahme der Scherfestigkeit der Einfluß der Schwingbeschleunigung maßgebend ist.

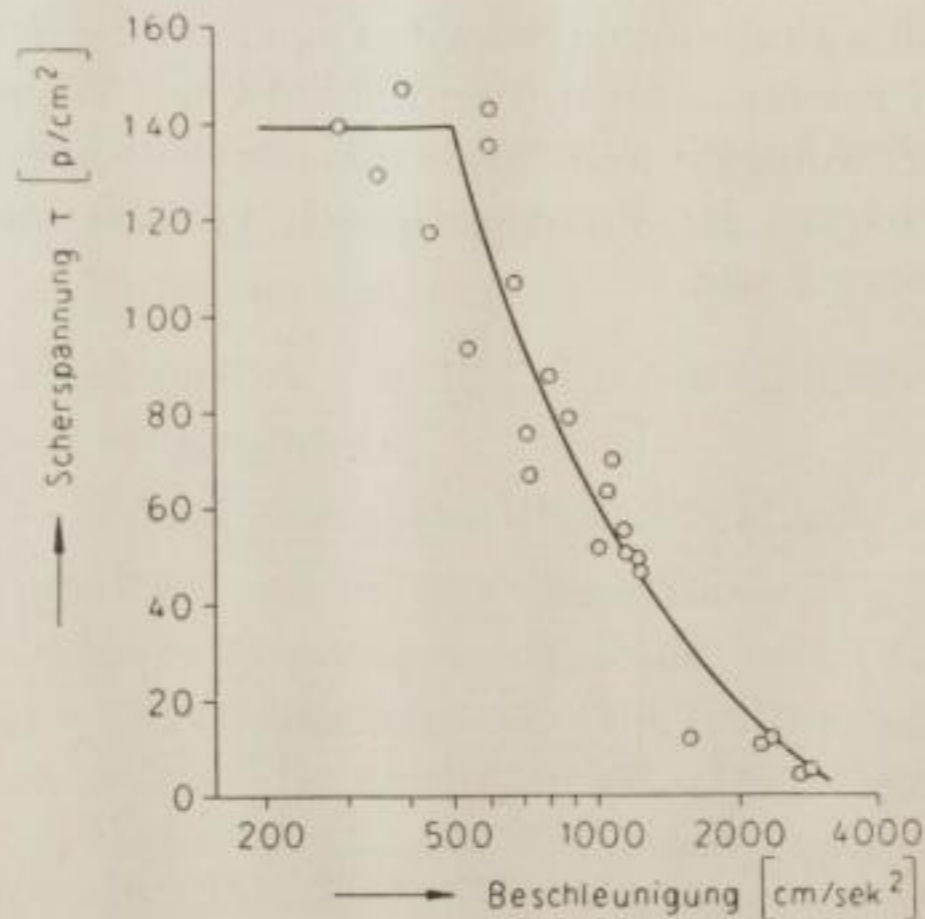


Bild 6 Abnahme der Scherfestigkeit von bindigem Erdstoff bei Vibration (nach [14] aus [10], umgezeichnet)

Obwohl die Ergebnisse durch ihre Vielzahl an Meßpunkten überzeugen, besteht auch hier die bereits unter 1.2.1. angedeutete Problematik des Kastenschergerätes. Hinzu kommt, daß die zitierten Vff. eine extrem kleine Versuchsanordnung verwendeten (Bild 4), auf die sich der Einfluß der Vibration stärker auswirken kann.

1.2.3. Modellversuche von MENCL und KÁZDA

Die Versuchsanordnung von MENCL und KÁZDA [12] (Bild 7) entspricht einem verkleinerten Maschinenfundament. In der Mitte befindet sich eine Belastungsplatte mit einer Exzentermaschine als Schwingungserreger. Seitlich davon

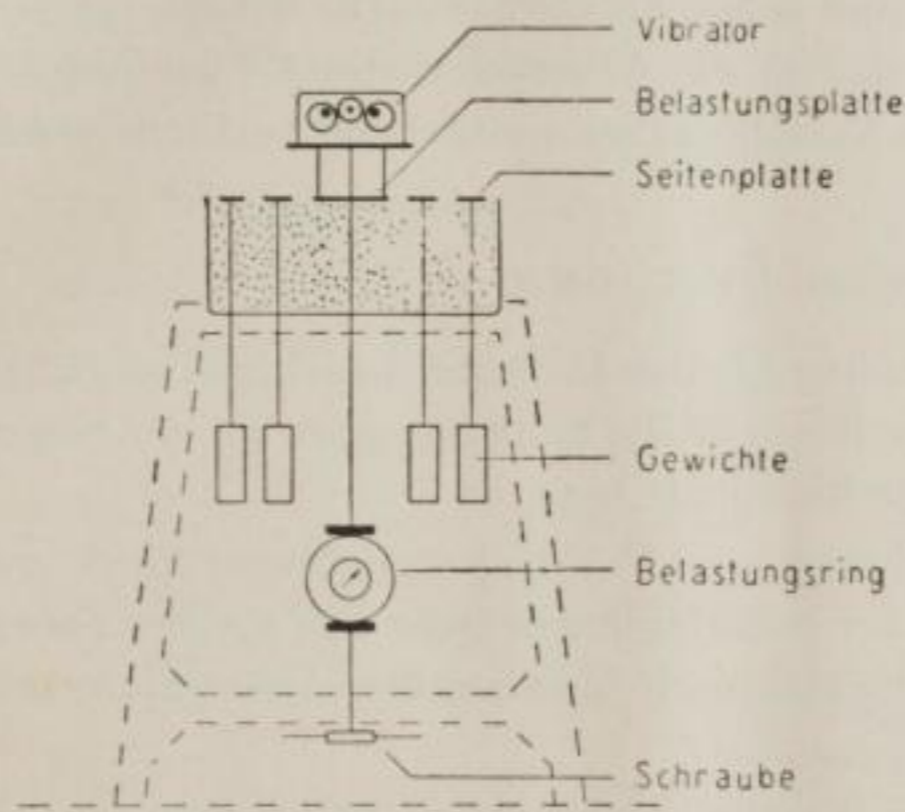


Bild 7. Versuchsanordnung von MENCL und KÁZDA (umgezeichnet nach [12])

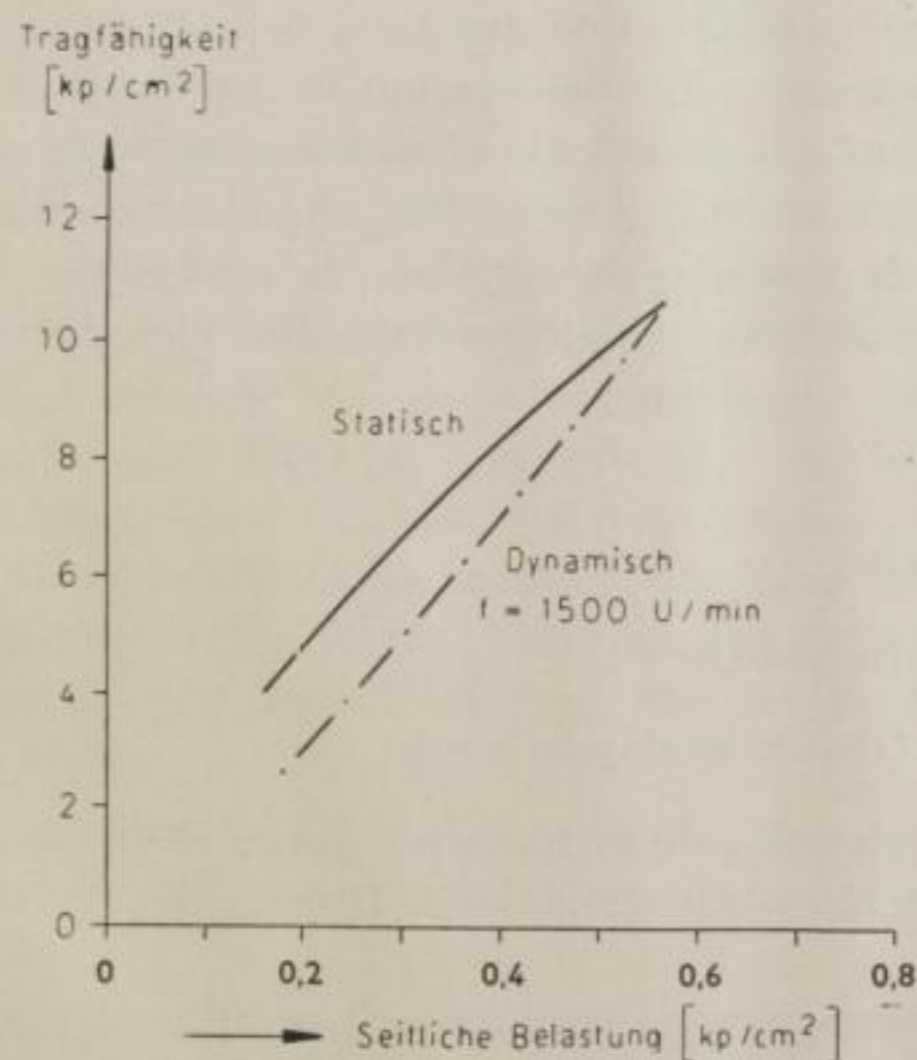


Bild 8. Änderung der Tragfähigkeit als Funktion der seitlichen Belastung bei statischer und dynamischer Beanspruchung (umgezeichnet nach MENCL [12])

liegen kleine belastete Platten, deren vertikale Bewegung meßbar ist. Als Kriterium für die Scherfestigkeit wird die „Tragfähigkeit“ des Fundamentes bestimmt, die dann überschritten wird, wenn eine der seitlichen Platten zu steigen beginnt. Die dynamischen Versuche erfolgten bei 1500 und 3000 U/min. Ein Vergleich der statischen und dynamischen Versuche (Bild 8) zeigt, daß sich die Tragfähigkeit bei niedrigen seitlichen Belastungen ($0,2 \text{ kp/cm}^2$) unter dynamischem Einfluß auf 60% verringert, während sie bei hohen Seitenbelastungen ($0,6 \text{ kp/cm}^2$) gleich bleibt.

Obwohl diese Versuche keine exakten bodenphysikalischen Kenngrößen liefern, kann doch eine qualitative Aussage über das Verhalten eines dynamisch beanspruchten Fundamentes gemacht werden. Die Übertragbarkeit auf die Natur ist insofern schwierig, da die Absorption der Schwingungen im Boden durch die Begrenzung des Modellgefäßes weitgehend verhindert wird.

1.2.4. Scherversuche von STRZODKA

STRZODKA [23] erregt mit einer kleinen Exzentermaschine den Scherbock eines Kreisring-Schergerätes, nachdem er die Schwingungen an der Scherbuchse mit einem Vertikalseismometer überprüft hat.

Dem damaligen Entwicklungsstand der Experimentiertechnik entsprechend, erfolgte die Übertragung der Schwingungen über den starren Scherbock, ohne daß allerdings schwingungstechnisch eine exakte Ankopplung gewährleistet war.

Selbst die Eichung mit dem Vertikalseismometer liefert nicht die wahren Werte der Beschleunigung des Schergerätes und der darin befindlichen Probe, da die große Masse des Seismometers die Schwingungen beträchtlich beeinflusst. Als Ergebnis stellt STRZODKA fest, daß die Scherfestigkeit einer aufbereiteten Probe bei Beschleunigungen von $0,3 \cdot g$ bis zu 30% abnimmt, wobei der Normaldruck einer Lagerungstiefe von 10 m entspricht. Die sehr große Abnahme der Scherfestigkeit ist vermutlich auf unkontrollierte Beschleunigungen zurückzuführen.

1.3. Eigene Messungen

1.3.1. Verwendete Apparatur

1.3.1.1. Grundlagen der Gleitwiderstandstheorie

Von den in der Bodenmechanik gebräuchlichen Schergeräten wurde gegenüber Kasten- und Ringschergeräten der dreiaxialen Druckzelle (Triaxialgerät) der Vorzug gegeben.

Beim dreiaxialen Druckversuch wird eine zylindrische Bodenprobe, die durch einen Gummistrumpf von der umgebenden Flüssigkeit isoliert ist, zunächst allseitig gleich belastet ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$). Durch Steigerung des Vertikaldrucks σ_1 wird die Probe dann solange axial beansprucht, bis sie zu Bruch geht. Dabei

bildet sich eine Gleitfläche unter dem Winkel (nach [34])

$$\vartheta = 45^\circ + \frac{\varrho}{2} \quad (1)$$

ϱ = Winkel der inneren Reibung

Im Moment des Abgleitens wird das Verhältnis der in der Scherfläche wirkenden Spannungen τ_ϑ (tangential) und σ_ϑ (normal)

$$\frac{\tau_\vartheta}{\sigma_\vartheta} = \tan \varrho \quad (2)$$

zu einem Maximum, das die Schubfestigkeit des Bodens überschreitet (Bild 9). Damit ist die Größe der Schubfestigkeit durch das Verhältnis $\tau_\vartheta/\sigma_\vartheta$ bestimmt. Aus den bekannten Hauptspannungen und dem Bruchwinkel lassen sich mit den Beziehungen

$$\tau_\vartheta = 1/2 (\sigma_1 - \sigma_3) \sin 2\vartheta \quad (3)$$

$$\sigma_\vartheta = 1/2 (\sigma_1 + \sigma_3) + 1/2 (\sigma_1 - \sigma_3) \cos 2\vartheta \quad (4)$$

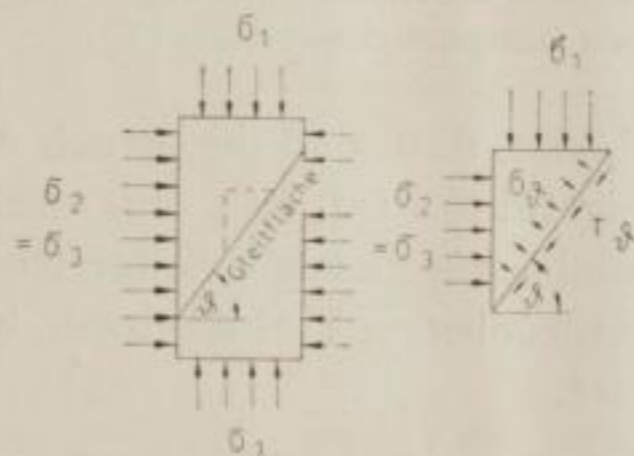


Bild 9. Spannungsverhältnisse beim dreiaxialen Druckversuch (umgezeichnet nach [19])

und (1) die Spannungen τ_ϑ und σ_ϑ berechnen. Da ϑ jedoch nicht in jedem Fall gemessen werden kann, wird mindestens ein zweiter Versuch mit veränderten Hauptspannungen σ_1 und σ_3 durchgeführt.

Die Auswertung erfolgt meist graphisch mit Hilfe der MOHRschen Spannungskreise (Bild 10), die für beide Versuche gezeichnet werden. Dabei werden der konstante Seitendruck (σ_2) und der maximale Vertikaldruck (σ_1) auf der Abszisse abgetragen. Über $(\sigma_1 - \sigma_2)$ bzw. $(\sigma'_1 - \sigma'_2)$ wird je ein Kreis geschlagen. Die gemeinsame Tangente beider Kreise ist die gesuchte Schubfestigkeitsgerade, die unter dem Winkel ϱ ansteigt. Aus ihren Berührungspunkten mit den Kreisen ergeben sich die Werte σ_ϑ und τ_ϑ . Der Ordinatenabschnitt c stellt den Haftwiderstand dar. Damit erhalten wir für die Schubspannung das COULOMBSche Gesetz

$$\left. \begin{aligned} \tau &= c + \sigma \cdot \tan \varrho \\ &= c + \sigma \cdot \mu \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Für kohäsionslose Böden ($c = 0$) geht die Schubfestigkeitsgerade durch den Ursprung.

Beim dreiaxialen Druckversuch werden Normal- und Scherkraft nicht direkt gemessen, sondern aus den Hauptspannungen berechnet. Unter der Voraus-

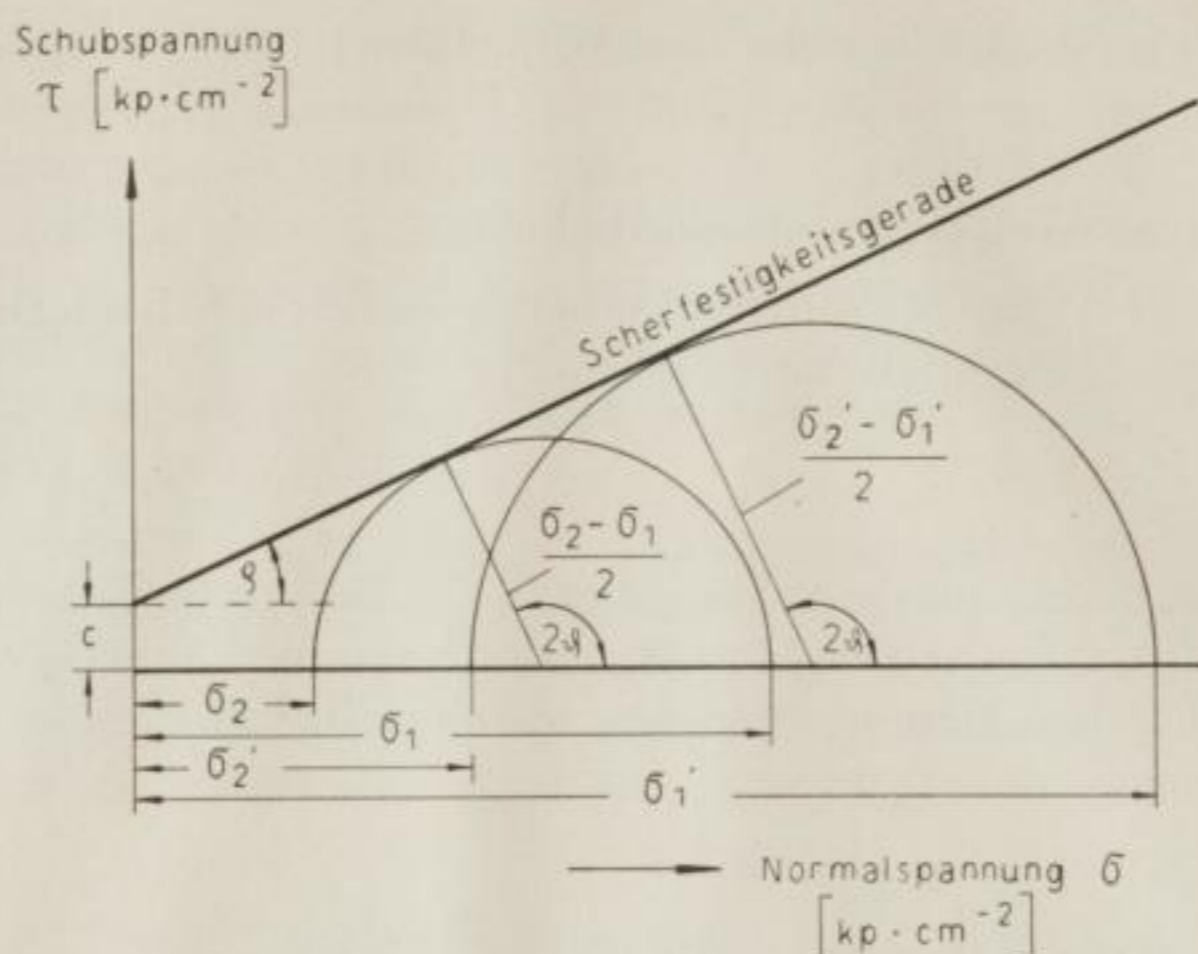


Bild 10. MOHRsche Spannungskreise zur Bestimmung der Scherfestigkeit beim dreiaxialen Druckversuch (umgezeichnet nach [19])

setzung, daß sich eine Gleitfläche ausbildet, d. h. daß der Bruch durch Überwinden des Schubwiderstandes herbeigeführt wird, ist ρ eine exakt physikalisch definierte Kennziffer. Durch den allseitig gleichen Seitendruck ($\sigma_2 = \sigma_3$) ist eine Übereinstimmung mit den naturgegebenen Verhältnissen, besonders in tieferen Lagen, weitgehend gewährleistet.

1.3.1.2. Ausführung des Triaxialgerätes

Zur Versuchsdurchführung wurde ein Seitendruckgerät nach STEIN [20, 21, 22] benutzt (Bild 11), das das Institut für Grundbau und Baugrundmechanik der Technischen Universität Dresden mit freundlicher Genehmigung von Herrn Prof. Dipl.-Ing. KINZE zur Verfügung stellte. Die mit einem dünnen Gummi-Strumpf G überzogene Bodenprobe P befindet sich innerhalb eines mit Wasser gefüllten Glaszylinders. Die Wasserhülle, die zur Druckregulierung mit einem Anschluß A verbunden ist, bewirkt den Seitendruck. Der Kolben K sitzt der Probe auf und überträgt den Vertikaldruck, der gewöhnlich mit Hilfe von Gewichten erzeugt wird.

Das Dreiaxialgerät wurde zur Durchführung der Scherversuche unter dem Einfluß von Vibrationen auf einen Schwingtisch vom Typ ST 1000 des VEB Geräte- und Reglerwerke Teltow montiert. Die Kraftübertragung für die Vertikallast erfolgte nach eigener Konstruktion durch Federkraft, da eine Belastung mit Gewichten infolge der dynamischen Erregung des Gerätes nicht möglich war. Dazu wurde auf das Schergerät ein Stativ mit Schraubengewinde montiert. Durch Drehen der Schraube S wurden die zwischen Kolben und Schraube angeordneten Druckfedern F gegen den Kolben und damit gegen die Probe gedrückt. Wich die Probe dem Druck aus, so mußte die Feder an der Schraube nachgestellt werden. Damit der Aufbau nicht übermäßig hoch wurde, jedoch ein

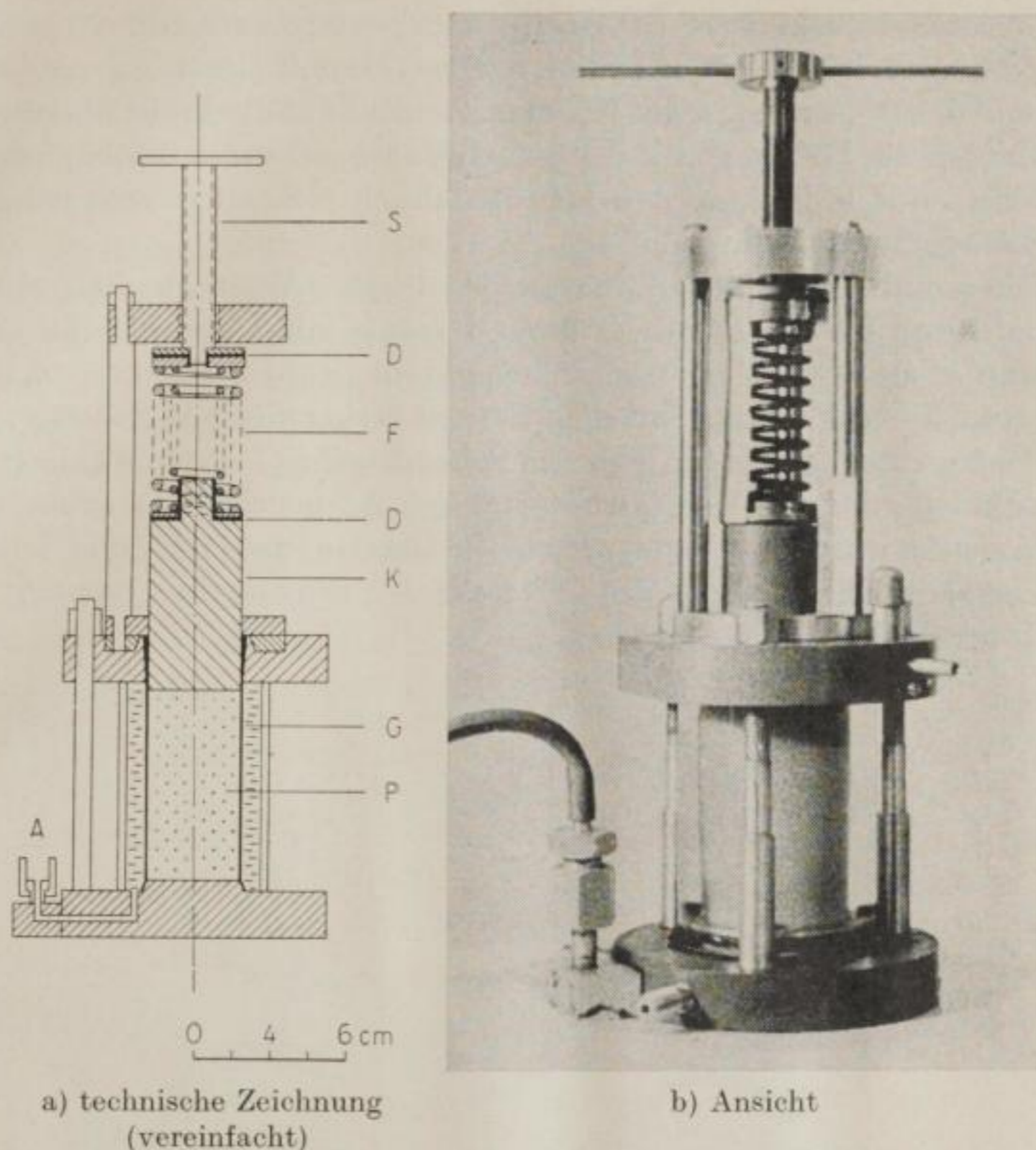


Bild 11. Seitendruckgerät nach STEIN, abgeändert mit Federkraftaufbringung

- A = Anschluß zur Seitendruckregulierung
 D = Dämpfung der Federschwingungen
 F = Druckfedern
 G = Gummistrumpf
 K = Kolben
 P = Bodenprobe
 S = Schraube

gewisses Maß an Druckkraft erreicht werden konnte, wurden zwei Federn ineinander (parallel) angeordnet. Für die Federkonstanten gilt also

$$c_1 = c_i + c_a$$

c_1 = Federkonstante der Kombination

c_i = Federkonstante der inneren Feder

c_a = Federkonstante der äußeren Feder

Diese Anordnung bietet außerdem durch Benutzung entweder nur einer oder beider Federn die Möglichkeit zweier Meßbereiche mit gleicher Gesamtlänge und damit eine höhere Genauigkeit für kleinere Drücke. Die Federn wurden auf einem Druckprüfgerät des Instituts für NE-Metalle Freiberg geeicht. Die Feder-

konstanten sind linear. Die Kraftmessung erfolgte mit Hilfe einer Skala, die die Zusammendrückung der Federn anzeigt. Damit sich bei der Vibration innerhalb der Federn angeregte Resonanzen nicht auf die Probe übertragen können, wurden die Federn gegen das gesamte übrige Gerät mit dämpfenden Gummischeiben D isoliert, so daß kein metallischer Kontakt zwischen Federn und Schergerät bestand.

Die Konstanz des Seitendruckes über längere Versuchszeiten wurde erreicht, indem an die Druckzelle eine Wassersäule mit Überlaufgefäß angeschlossen wurde, deren Höhe beliebig eingestellt werden konnte (maximal 12 m = $1,2 \text{ kp} \cdot \text{cm}^{-2}$). Ein mit dem System verbundenes Manometer, in Höhe des Schergerätes aufgestellt, gab den Seitendruck (σ_2) an (Bild 12). Bei Volumenverminderung des Wassermantels durch Ausbauchen der Probe während des Versuchs wurde das Wasser über den Überlauf gedrückt, und der Druck blieb konstant. Bild 12 zeigt das Gerät auf dem Schwingtisch montiert mit Seitendruckanschluß.

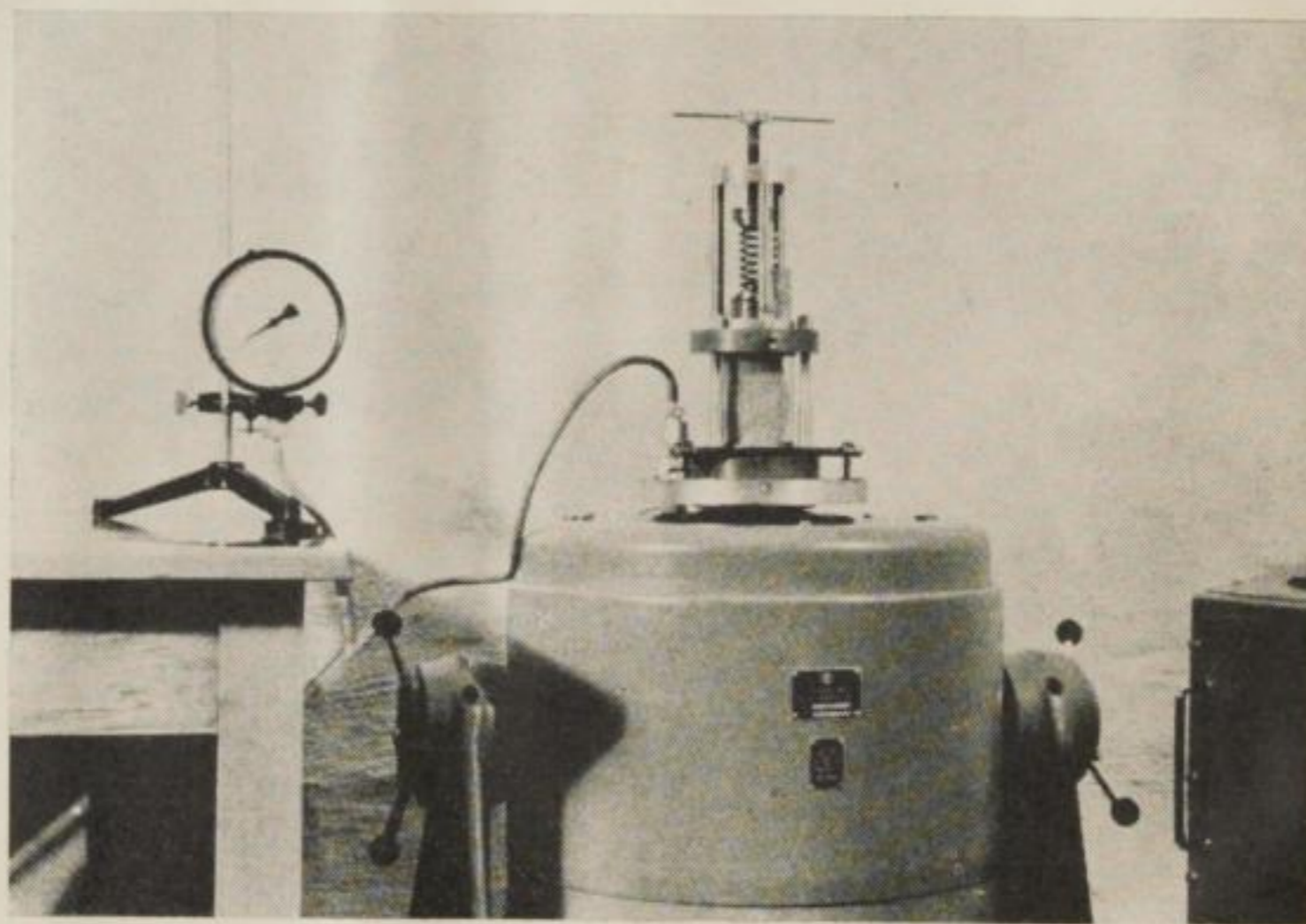


Bild 12. Dreiaxialgerät auf dem Schwingtisch, links Seitendruckmanometer

1.3.1.3. Untersuchung des Schwingungsverhaltens des Schergerätes

Bei allen in der Literatur bekannten dynamischen Scherversuchen erscheint es fraglich, ob sich die dem Schergerät aufgeprägten Schwingungen in derselben Größe und Frequenz auf die Bodenprobe übertragen. Vielmehr ist anzunehmen, daß die oft nicht fest eingespannten Metallteile zu unkontrollierbaren Eigenschwingungen angeregt werden, die wiederum das Schwingen der Probe beeinflussen. Es kann zu Überlagerungen kommen, die den sinusförmigen Verlauf des Schwingungsvorganges stören. Einer Erhöhung der Beschleunigung innerhalb der Probe durch den Einfluß hochfrequenter Resonanzen steht eine

Verringerung durch Dämpfung infolge schlechter Schwingungsübertragung (Ankopplung) gegenüber. Um Gewißheit darüber zu erlangen, in welchem Verhältnis die Schwingungen der Bodenprobe zur Erregung durch den Schwingtisch stehen, wurde zunächst das Schwingungsverhalten des Schergerätes untersucht.

Dazu wurde mit einem Ba-Ti-Biegeschwinger das gesamte Schergerät während der Vibration auf dem Schwingtisch außen abgetastet. Es wurde festgestellt, daß sich die Beschleunigungswerte am Rahmen auch bei hohen Frequenzen nicht ändern, d. h., daß die Ankopplung an den Schwingtisch einwandfrei war. Unberücksichtigt blieben hierbei die Federn, der Kolben und die Probe selbst. Für den Fall, daß die Schwingungen des Kolbens mit denen des Schwingtisches und damit der Grundplatte des Schergerätes identisch sind, kann angenommen werden, daß die zwischen Grundplatte und Kolben befindliche Probe ebenso schwingt. Um dies nachzuweisen, erfolgte eine näherungsweise Berechnung des Schwingungsverhaltens des Kolbens, wobei die Bodenprobe als Feder mit hoher Federkonstante (c_2) angenommen wurde (Bild 13).

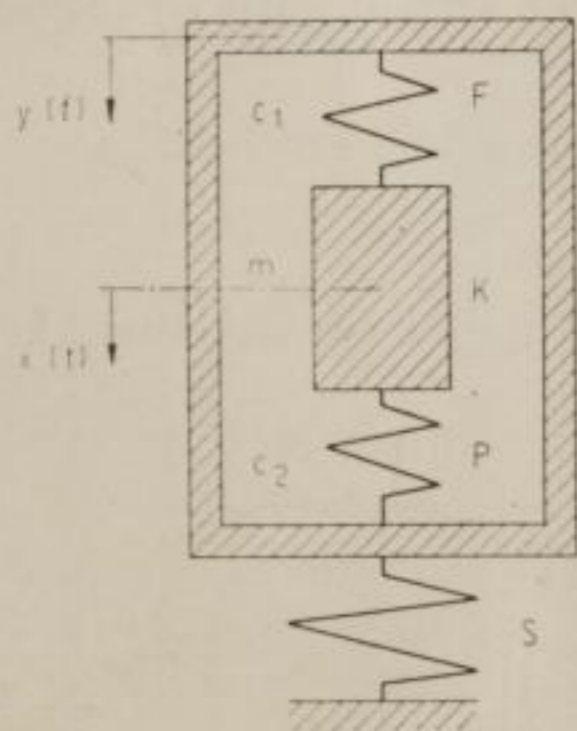


Bild 13. Modell zur Berechnung der Schwingungen des Kolbens

- $y(t)$ Bewegung des Schwingtisches
 $x(t)$ Bewegung des Kolbens
 S Schwingtisch
 P Bodenprobe
 K Kolben
 F Druckfedern
 c_1, c_2 Federkonstanten

Die Bewegungsgleichung des Kolbens wird mit Hilfe der LAGRANGESchen Gleichungen aufgestellt. Es seien

- $y = y(t) = A_0 \sin \omega t$ = Bewegung des Schwingtisches
 mit A_0 = Schwingtischamplitude
 $\omega = 2\pi f$ = Kreisfrequenz des Schwingtisches
 t = Zeit
 $x = x(t)$ = Bewegung des Kolbens
 m = Masse des Kolbens
 $m_f = m_{f_1} + m_{f_2}$ = Massen der Federn
 c_1, c_2 = Federkonstanten
 R_1, R_2 = Reibungskräfte
 T = Kinetische Energie
 U = Potentielle Energie
 L = LAGRANGESche Funktion

Da die Massen der Federn in der gleichen Größenordnung liegen wie die des Kolbens, muß beim Aufstellen der kinetischen Energie der Einfluß der mitschwingenden Federmasse berücksichtigt werden (nach SCHULER [17]). Wir betrachten zunächst nur eine Feder (Bild 14). Der obere Punkt der Feder

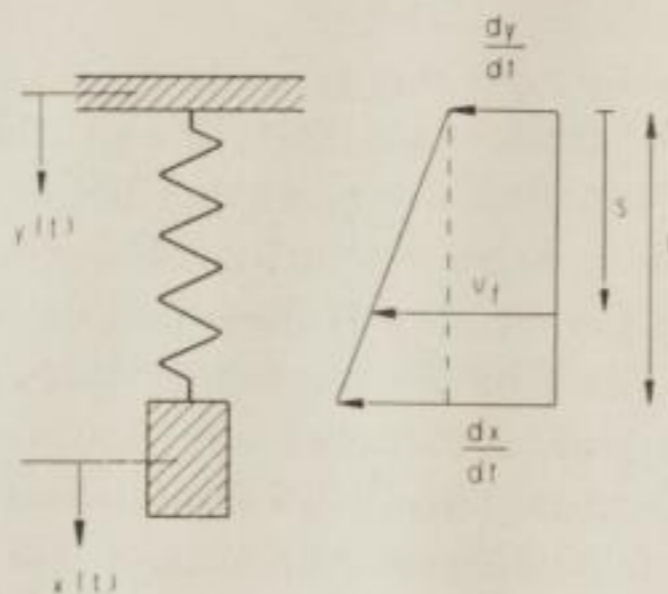


Bild 14. Einfluß der mitschwingenden Federmasse (Bezeichnungen s. Text)

hat die Geschwindigkeit dy/dt , der untere dx/dt . Die Masse der Feder sei gleichmäßig über die gesamte Federlänge $s = l$ verteilt. Mit $v = \text{Federmasse/Längeneinheit}$ ist

$$\begin{aligned} dm_{f_1} &= v \cdot ds \\ m_{f_1} &= v \cdot l \end{aligned}$$

Die Geschwindigkeit v_f der Feder an der Stelle s ist nach Bild 14

$$v_f = \frac{dy}{dt} + \frac{s}{l} \left(\frac{dx}{dt} - \frac{dy}{dt} \right)$$

Die kinetische Energie der Feder ist dann

$$\begin{aligned} T_{f_1} &= \frac{1}{2} \int_0^l \left[\frac{dy}{dt} + \frac{s}{l} \left(\frac{dx}{dt} - \frac{dy}{dt} \right) \right]^2 dm_{f_1} \\ &= \frac{1}{2} v \int_0^l \left[\frac{dy}{dt} + \frac{s}{l} \left(\frac{dx}{dt} - \frac{dy}{dt} \right) \right]^2 ds \\ &= \frac{1}{2} v \cdot l \left[\left(\frac{dy}{dt} \right)^2 + \frac{dy}{dt} \left(\frac{dx}{dt} - \frac{dx}{dt} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{dx}{dt} - \frac{dy}{dt} \right)^2 \right] \\ &= \frac{m_{f_1}}{6} (x' - y')^2 + \frac{m_{f_1}}{2} x' y' \end{aligned} \quad (6)$$

Für die zweite Feder gelten die gleichen Bewegungskordinaten, lediglich die Masse hat einen anderen Betrag. Wir können damit die Beiträge beider Federn zur kinetischen Energie addieren. Mit

$$m_f = m_{f_1} + m_{f_2}$$

ist

$$T_f = \frac{m_f}{6} (x' - y')^2 + \frac{m_f}{2} x' y' \quad (7)$$

Die Energiebeziehungen im gesamten Schwingungssystem lauten nun

$$T = \frac{m}{2} \dot{x}^2 + \frac{m_f}{6} (\dot{x} - \dot{y})^2 + \frac{m_f}{2} \dot{x} \dot{y} \quad (8)$$

$$U = \frac{(c_1 + c_2)}{2} (x - y)^2 \quad (9)$$

$$L = T - U = \frac{m}{2} \dot{x}^2 + \frac{m_f}{6} \dot{x}^2 + \frac{m_f}{6} \dot{y}^2 + \frac{m_f}{6} \dot{x} \dot{y} - \frac{c_1 + c_2}{2} (x - y)^2 \quad (10)$$

Anwendung des LAGRANGESchen Formalismus

$$\left(\frac{\partial L}{\partial \dot{x}} \right) \cdot - \frac{\partial L}{\partial x} = P_x$$

ergibt mit

$$P_x = - (R_1 + R_2) \\ m \ddot{x} + \frac{1}{3} m_f \ddot{x} + \frac{1}{6} m_f \ddot{y} + (c_1 + c_2) (x - y) = - (R_1 + R_2) \quad (11)$$

Wir nehmen an, daß die Reibungskräfte geschwindigkeitsproportional sind:

$$P_x = - (k_1 + k_2) \dot{x} \\ \left(m + \frac{1}{3} m_f \right) \ddot{x} + (k_1 + k_2) \dot{x} + (c_1 + c_2) x = (c_1 + c_2) y(t) - \frac{1}{6} m_f \ddot{y} \quad (12)$$

Mit

$$\beta_i = \frac{k_i}{2 \left(m + \frac{1}{3} m_f \right)}$$

und

$$\omega_0 = \text{Eigenfrequenz des Kolbens} \\ = \frac{c_1 + c_2}{\left(m + \frac{1}{3} m_f \right)}$$

ist

$$\ddot{x} + 2 (\beta_1 + \beta_2) \dot{x} + \omega_0 x = \frac{c_1 + c_2 + \frac{m_f}{6}}{m + \frac{m_f}{3}} A_0 \sin \omega t \quad (13)$$

Das ist die inhomogene Differentialgleichung der erzwungenen Schwingung, deren spezielle Lösung $\xi(t)$ wir mit dem Ansatz

$$\xi(t) = A \sin (\omega t - \varphi)$$

erhalten. Die unbekanntenen Konstanten A und φ erhalten wir durch Einsetzen in die Differentialgleichung, trigonometrische Umformung und Koeffizienten-

vergleich. Daraus folgt für die Phasenverschiebung zwischen erregender Schwingung des Schwingtisches und erzwungener Schwingung des Kolbens

$$\tan \varphi = \frac{2\beta\omega}{\omega_0^2 - \omega^2} \quad (14)$$

Für starke Dämpfung, die in unserem System bei beiden Federn vorhanden ist, können wir

$$\beta \geq \omega_0$$

setzen. Wir sehen, daß die Phasenverschiebung von der Schwingtisch- und von der Eigenfrequenz, d. h. von den Federkonstanten und der Masse abhängt. Die Federkonstante der Bodenprobe ist jedoch nicht bekannt. Wahrscheinlich ist sie nicht einmal linear. Hier liegt die größte Unsicherheit unserer Berechnung. Vermutlich sind die elastischen Verschiebungen der Probe sehr klein (Größenordnung μm), so daß die Federkonstante sehr groß ist. Mit

$$\begin{aligned} m &= 330 \text{ g} \\ m_f &= 550 \text{ g} \\ c_1 &= 17 \cdot 10^6 \text{ g s}^{-2} \end{aligned}$$

und unter Annahme von $c_2 = 10^{10} \text{ g s}^{-2}$ ergeben sich nachfolgende Phasenverschiebungen:

$$\begin{aligned} \text{bei } f &= 100 \text{ Hz} & \varphi &= 10^\circ \\ f &= 200 \text{ Hz} & \varphi &= 25^\circ \\ f &= 500 \text{ Hz} & \varphi &= 60^\circ \end{aligned}$$

Aus den Bestimmungsgleichungen für φ und A erhält man ferner durch Quadrieren die Gleichung für die Amplitude der erzwungenen Schwingung:

$$A = \frac{c_1 + c_2 + \frac{m_f}{6} \omega^2}{\left(m + \frac{m_f}{3}\right) \sqrt{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\omega_0^2 \omega^2}} A_0 \quad (15)$$

Unter Verwendung obiger Werte ergibt sich eine annähernde Amplitudengleichheit

$$A \approx A_0$$

für $f < 100 \text{ Hz}$.

Diese Abschätzung des Schwingungsverhaltens des Kolbens erscheint, besonders durch die Annahme der Federkonstanten c_2 , zu unsicher, um die Schwingungen exakt zu beschreiben. Deshalb erfolgte zusätzlich eine experimentelle Untersuchung der Schwingungen des Kolbens und der Bodenprobe. Die dabei verwendete Versuchsanordnung zeigt Bild 15 schematisch. Ein Ba-Ti-Biegeschwinger B wurde dicht auf den Schwingtisch S befestigt, ein anderer entweder (B_1) an der Unterseite des Kolbens K oder (B_2) mitten in der Bodenprobe P angebracht, wobei die Zuleitung durch den Kolben geführt wurde.

Die Schwingungen beider Biegeschwinger wurden auf einem Zweistrahloszillograph O übereinander sichtbar gemacht und konnten somit in Amplitude, Phase und Schwingungsform verglichen werden, nachdem mittels der Verstärkung am Oszillographen beide Schwingungsaufnehmer auf die gleiche Empfindlichkeit reduziert wurden.

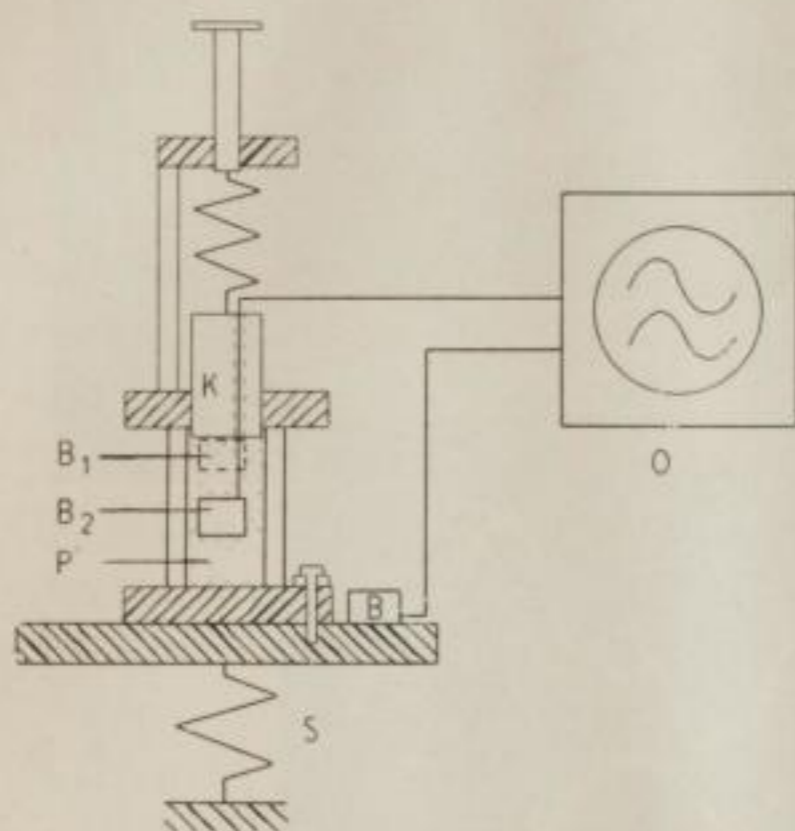


Bild 15. Versuchsanordnung zur Untersuchung des Schwingungsverhaltens des Kolbens und der Probe

S	Schwingtisch
P	Bodenprobe
K	Kolben
B	Ba-Ti-Biegeschwinger auf dem Schwingtisch
B ₁ , B ₂	Ba-Ti-Biegeschwinger innerhalb der Probe
O	Zweistrahloszillograph

Zunächst erfolgten die Untersuchungen unter Verwendung beider Druckfedern, die sich in gespanntem Zustand befanden, d. h. nach den obigen theoretischen Überlegungen unter günstigen Bedingungen für eine Identität von anregender und erzwungener Schwingung. In Stellung B₁ (Biegeschwinger an der Unterseite des Kolbens) zeigte sich, daß die Schwingungen des Kolbens im gesamten betrachteten Frequenzbereich (20 bis 1000 Hz) mit denen des Schwingtisches in Phase und Größe der Beschleunigung vollkommen identisch sind (Bild 16). Die Anordnung B₂ (Biegeschwinger innerhalb der Probe) erbrachte die gleiche Übereinstimmung im Bereich 20 bis 200 Hz, jedoch trat ab 200 Hz eine Vergrößerung der Beschleunigung innerhalb der Probe gegenüber der des Schwingtisches auf, die mit steigender Frequenz zunimmt. Im Bereich 600 bis 1000 Hz trat eine Phasenverschiebung auf, deren Maximum (180°) bei 780 Hz liegt: die Schwingung innerhalb der Probe wurde unsauber (s. Bild 17).

Wenn jedoch nur eine Druckfeder am Schergerät angebracht ist, vermindert sich die Federkonstante um die Hälfte. Damit werden die Bedingungen für eine gewünschte Übereinstimmung der erregenden und der erzwungenen Schwingung ungünstiger. Bei den Untersuchungen mit einer Feder wurde fest-

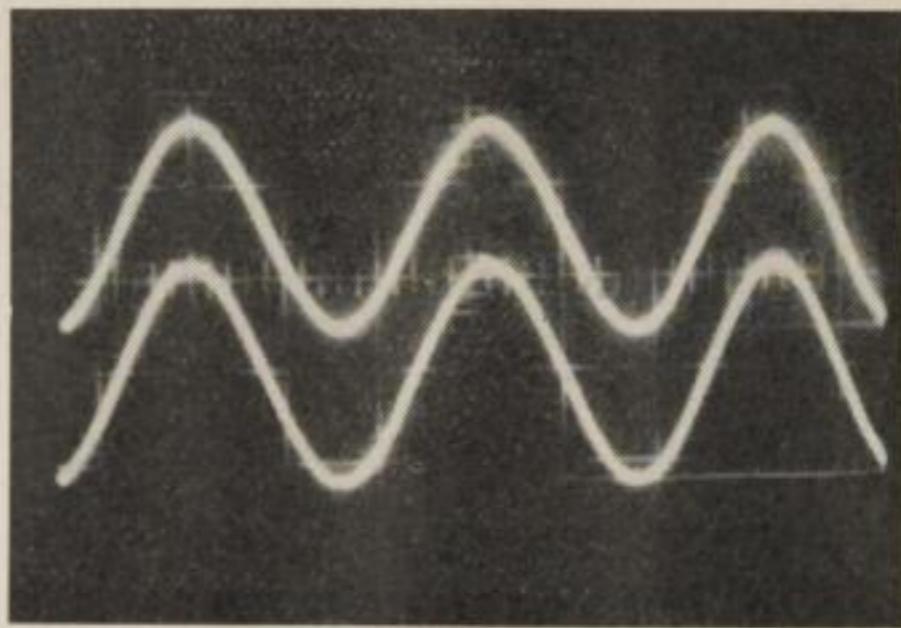


Bild 16. Schwingungsbild der Probe. Beide Federn gespannt. 50 Hz

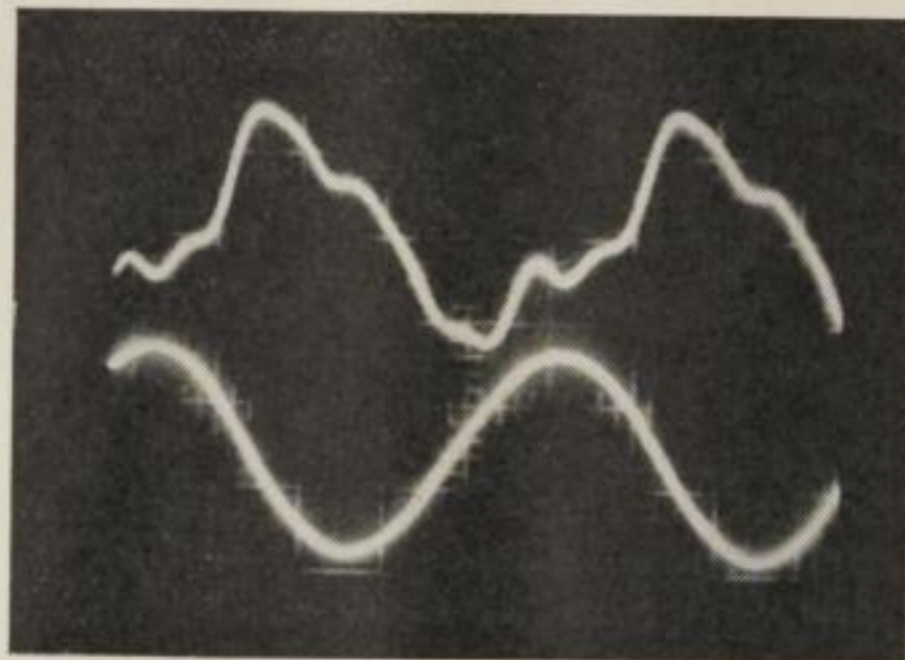


Bild 17. Schwingungsbild der Probe. Beide Federn gespannt 700 Hz

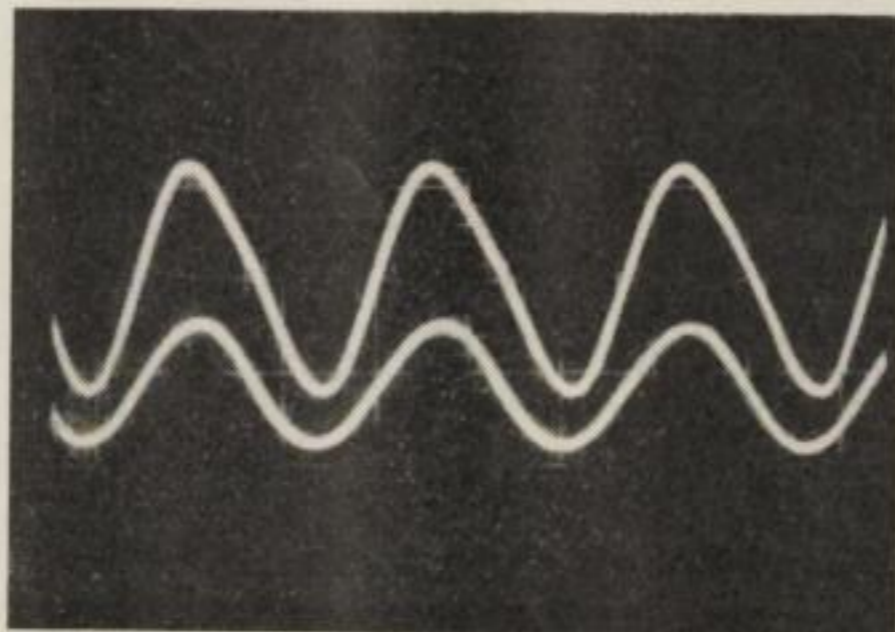


Bild 18. Schwingungsbild des Kolbens. Eine Feder, Spannung $0,1 \text{ kp/cm}^2$. 420 Hz

gestellt, daß sowohl der Kolben als auch die Bodenprobe eine Resonanzstelle besitzt. Das Ergebnis ist in Bild 20 und 21 dargestellt. Es zeigte sich ferner, daß das Schwingungsverhalten des Kolbens bzw. der Probe auch von der Spannung der Druckfeder abhängt. Es wurden bewußt die bei den Scherversuchen vorkommenden ungünstigsten Bedingungen für das Schwingungsverhalten der Probe gewählt (leichte Spannung der Feder, lockere Lagerung, niedriger Seitendruck), um die Grenzen der Anwendbarkeit des Schergerätes festzustellen.

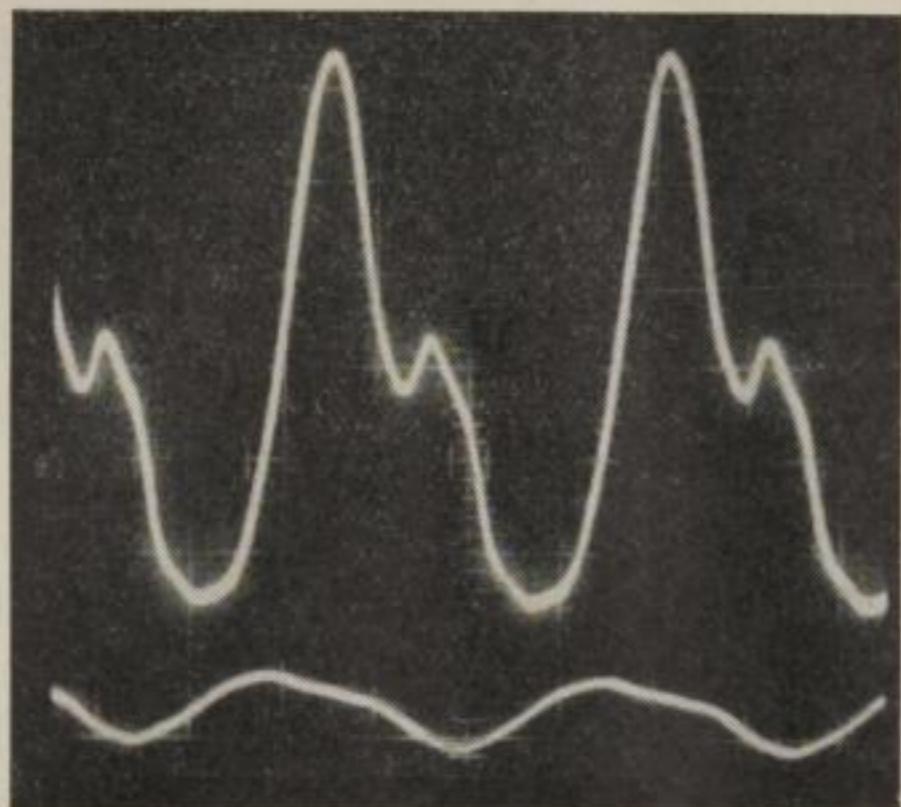


Bild 19. Schwingungsbild der Probe. Eine Feder, Spannung $0,2 \text{ kp/cm}^2$, 600 Hz

In den Bildern 16 bis 19 zeigt die untere Spur die Schwingung des Schwingtisches, die obere Spur die Schwingung der Probe bzw. des Kolbens

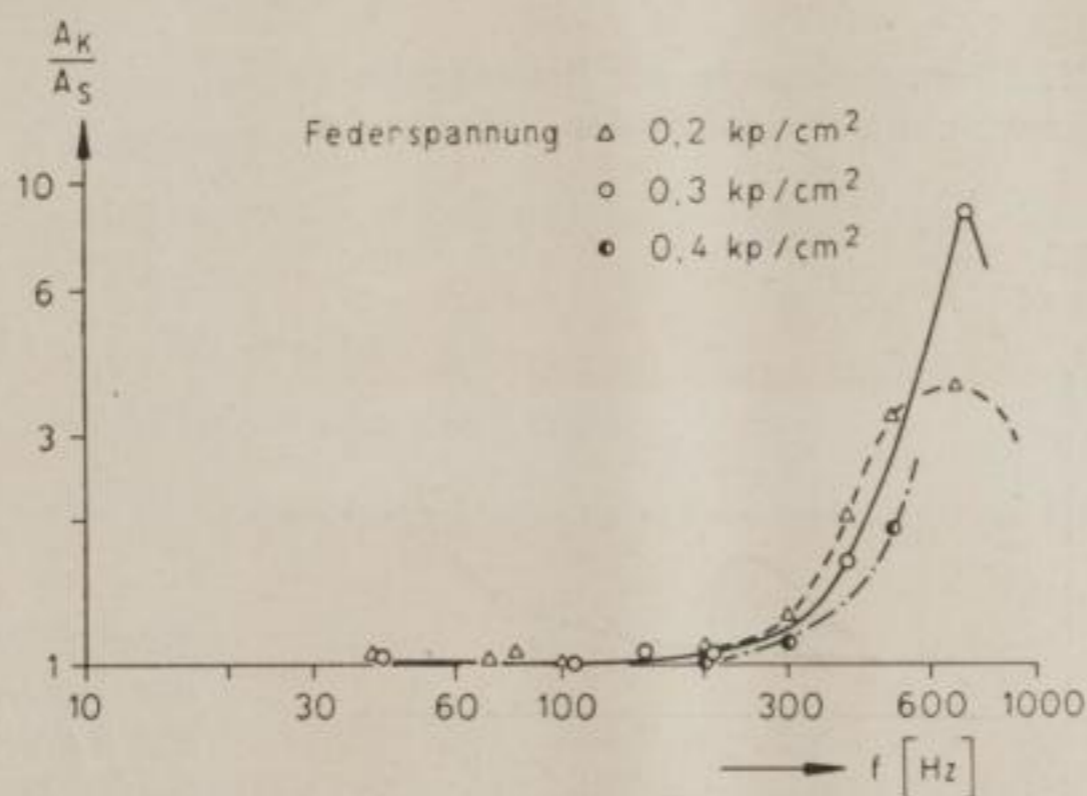


Bild 20. Resonanzkurven des Kolbens

A_K Schwingungsamplitude des Kolbens

A_S Schwingungsamplitude des Schwingtisches

Die in Bild 22 dargestellte Verschiebung der Resonanzfrequenz des Kolbens kann folgendermaßen erklärt werden: Bei Veränderung der Spannung der Druckfeder wird die als Feder gedachte Bodenprobe in einem anderen Bereich ihrer Kennlinie beansprucht. Die Eigenfrequenz des Kolbens im System ist abhängig von der Masse und der resultierenden Federkonstanten. Kolbenmasse und Federkonstante der Druckfeder bleiben unverändert, die Verschiebung der Resonanz kann folglich nur durch eine Änderung der Federkonstanten der Bodenprobe hervorgerufen sein.

Die Erhöhung der Schwingbeschleunigung des Kolbens bei Verwendung einer Feder zeigt Bild 18. Ab 450 Hz tritt eine Phasenverschiebung auf, die bei 550 Hz 90° und bei 700 Hz 180° beträgt (Federspannung $0,2 \text{ kp/cm}^2$). Bei

größeren Federspannungen verschiebt sie sich nach höheren Frequenzen. Im Resonanzbereich sind die Schwingungen des Kolbens unsauber.

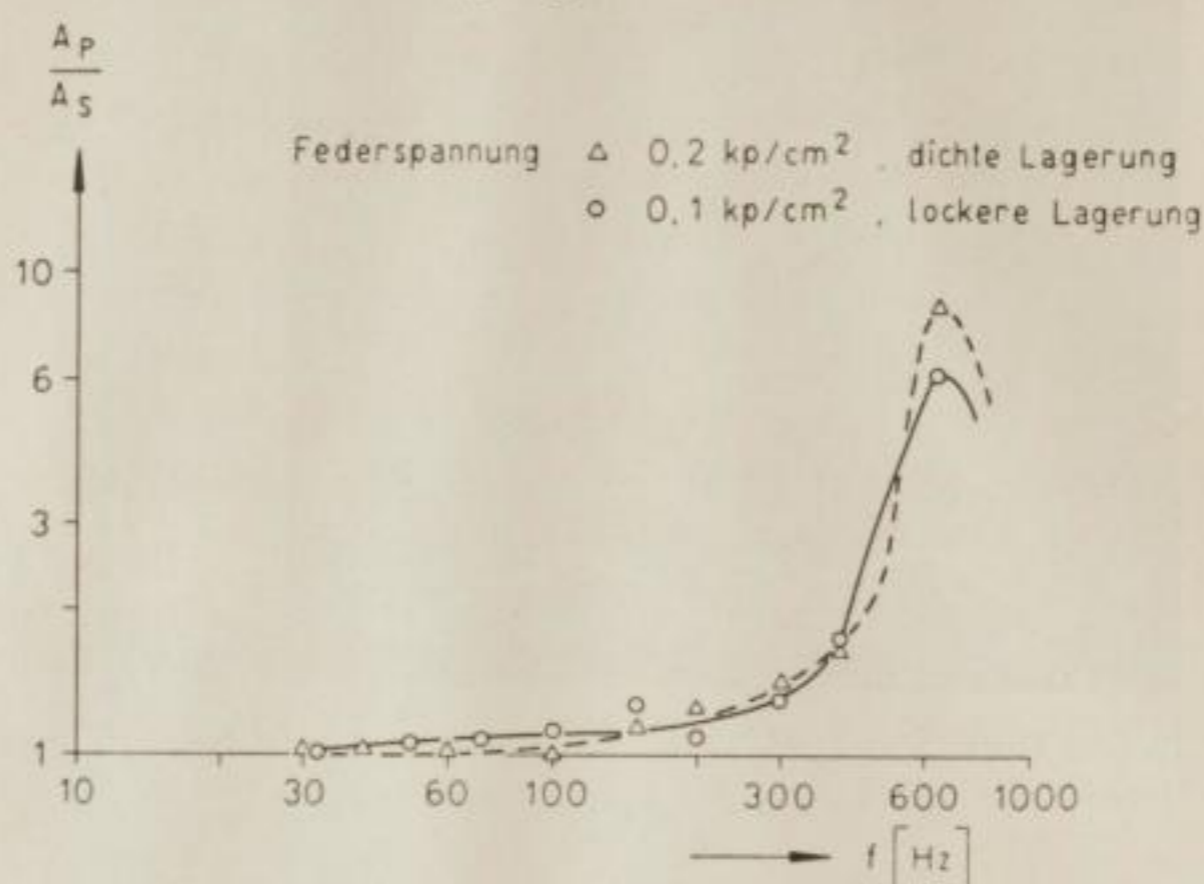


Bild 21. Resonanzkurven der Bodenprobe
 A_p Schwingungsamplitude der Bodenprobe

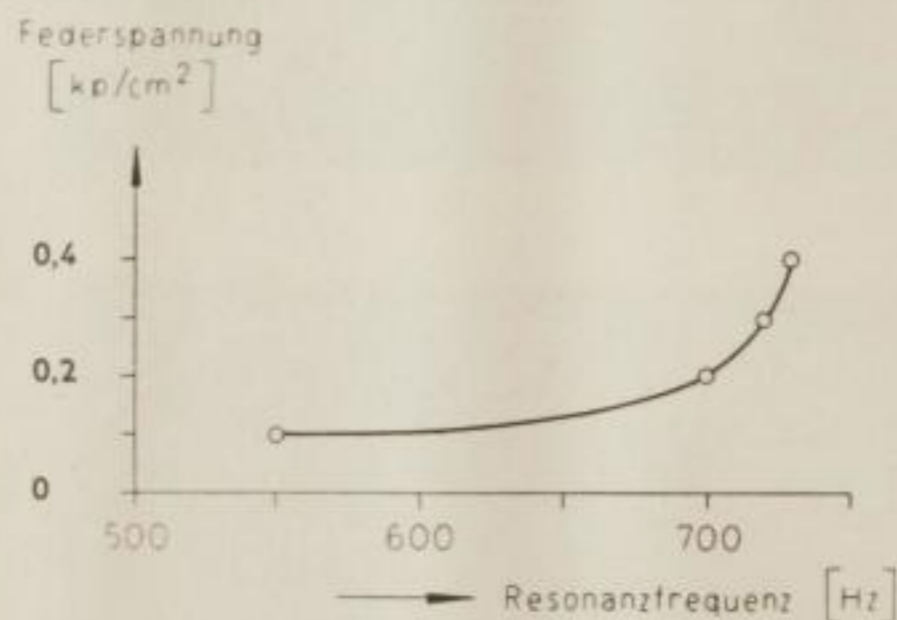


Bild 22. Verschiebung
 der Resonanzfrequenz
 des Kolbens bei veränderter
 Federspannung

Die Schwingungen der Bodenprobe werden unter den in Bild 21 angegebenen Bedingungen ab 400 Hz unsauber. Im Fall Bild 19 treten sogar Rückwirkungen auf die Bewegung des Schwingtisches auf, die nicht mehr rein sinusförmig ist. Phasenverschiebungen erfolgen ab 450 Hz, betragen im Resonanzbereich (640 Hz) 90°, bei 720 Hz (dichte Lagerung) bzw. 750 Hz (lockere Lagerung) 180°.

Als Ergebnis dieser Untersuchungen kann festgestellt werden, daß die Schwingungen der Bodenprobe im Schergerät unter ungünstigsten Bedingungen von 20 bis 200 Hz den erregenden Schwingungen des Schwingtisches in Größe und Phase identisch sind. Dieser Bereich läßt sich bei kleinen Amplituden und wenig höheren Federspannungen bis 300 Hz erweitern und genügt den Erfordernissen für die Durchführung der Scherversuche. Solange keine hörbaren Resonanzen (Klirren) auftreten, ist das Schwingungsbild rein sinusförmig.

1.3.1.4. Versuchsdurchführung

Der Einbau der Bodenproben erfolgte für die entsprechenden Bodenarten nach den hierfür geltenden Vorschriften [19]. Bei Versuchsbeginn wurde am Stand des Kolbens die Probenhöhe h abgelesen und daraus bei Sand die Lagerungsdichte bestimmt. Frequenz und Amplitude der Schwingung blieben während eines Versuchs unverändert. Ausgehend von allseitig gleichem Druck wurde der Vertikaldruck in 1/10-Schritten der zu erwartenden Gesamtlast schrittweise erhöht, wobei vor Aufbringen der neuen Laststufe die Setzungen abgeklungen waren. Die Setzung der Probe wurde an der Verschiebung des Kolbens gegen das Gerät gemessen. Während des Versuchs erfolgte die Darstellung der Meßwerte in Drucksetzungsdiagrammen (s. Bild 25). Aufgetragen wurde die Setzung in Abhängigkeit vom Druck σ_1 , letzter auf den durch seitliche Ausbauchung der Probe sich allmählich vergrößernden Probenquerschnitt bezogen (nach SCHULTZE-MUHS [18]):

$$\sigma_{1w} = \sigma_1 \left(1 - \frac{\Delta h}{h}\right) \quad (16)$$

σ_{1w} = wahrer Vertikaldruck, bezogen auf den vergrößerten Querschnitt

σ_1 = gemessener Vertikaldruck, bezogen auf den ursprünglichen Querschnitt

Δh = Setzung der Probe

h = Anfangshöhe der Probe

Das Maximum der Drucksetzungslinie liefert den gesuchten Bruchwert.

1.3.2. Messungen mit rolligem Erdstoff

Für die Versuche wurde trockener Sand vom Heller bei Dresden verwendet (Wichte $\gamma_s = 2,67 \text{ Mpm}^{-3}$). Kornverteilung und Ungleichförmigkeitsgrad wurden durch Siebanalyse bestimmt (Bild 23). Da angenommen werden kann, daß der Sand kohäsionslos ist, geht die Scherfestigkeitsgerade durch den Ursprung, und es genügt nach Bild 10 ein Wertepaar σ_1/σ_2 zur Bestimmung

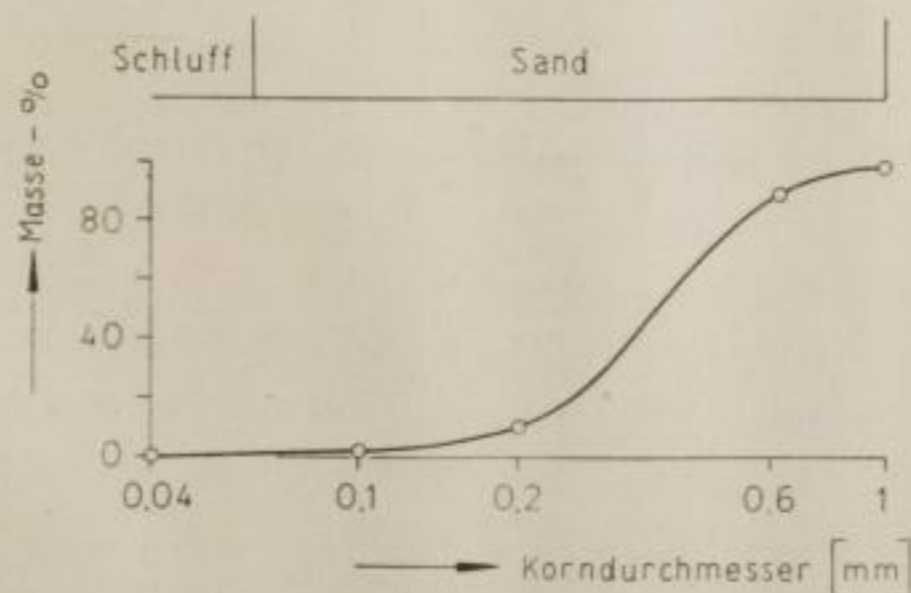


Bild 23. Kornverteilungskurve von Heller-Sand

von ϱ . Es gilt

$$\sin \varrho = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_1 + \sigma_2} \quad (17)$$

Die Proben wurden bis zum Gleiten stufenweise höher belastet. Die Zeit bis zum Erreichen des Bruchwertes betrug 30 bis 40 Minuten. Gegen Ende des Versuches bildeten sich oft zwei gekreuzte Scherflächen aus, wie sie Bild 24 zeigt.

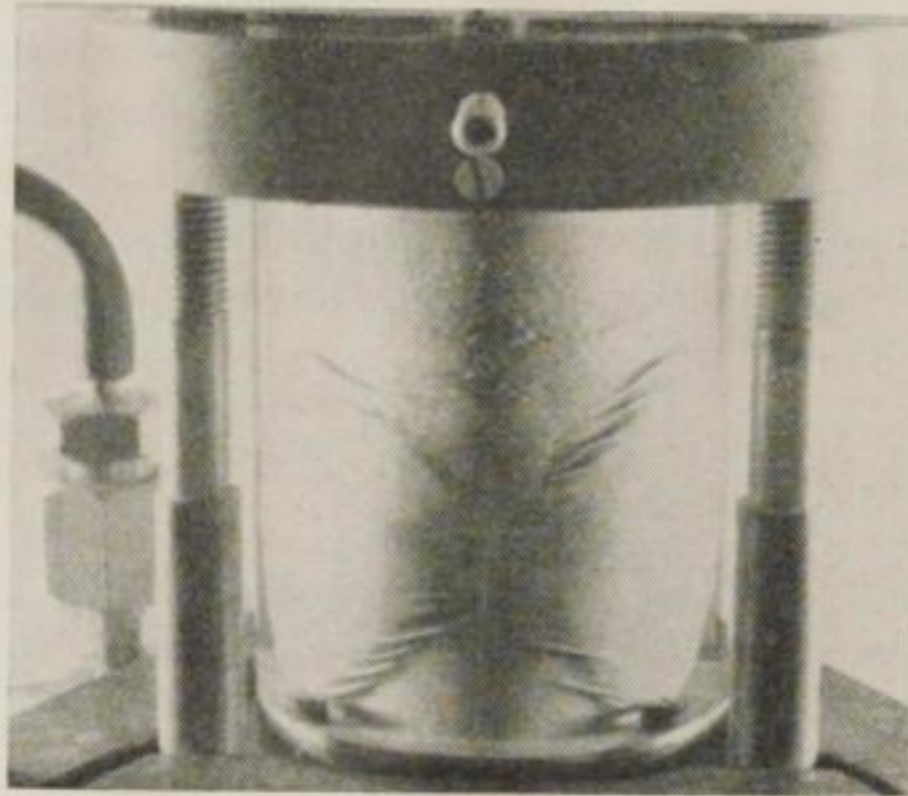


Bild 24. Scherflächen im Sand

Zunächst wurde bei einem Seitendruck $\sigma_2 = 0,8 \text{ kp/cm}^2$ und einer Anfangslagerungsdichte mit $\gamma_t = 1,51 \text{ Mpm}^{-3}$ ($\gamma_t = \text{Trockenwichte}$) eine Versuchsreihe durchgeführt, die bei vorgegebener Amplitude $A = 0,3 \text{ mm}$ den gesamten

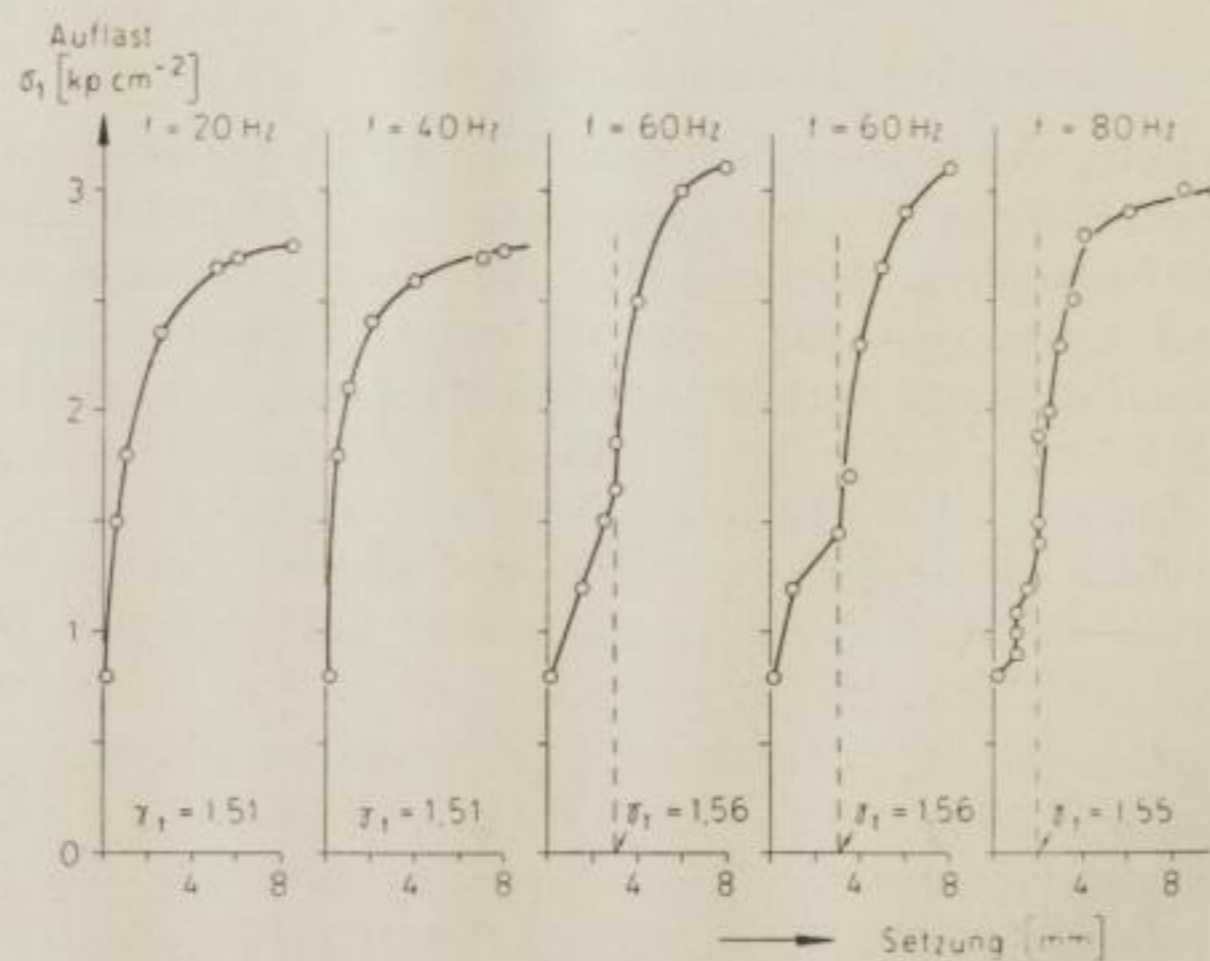


Bild 25. Drucksetzungsdiagramme von Sand unter verschiedener dynamischer Beanspruchung. $A = 0,3 \text{ mm}$, Ausgangslagerungsdichte $\gamma_t = 1,51 \text{ Mpm}^{-3}$

möglichen Frequenzbereich erfaßte. Bild 25 zeigt die Drucksetzungsdiagramme. Bei den Frequenzen 60 und 80 Hz erfolgte zunächst eine Einrüttelung des Sandes, ehe die Scherbeanspruchung begann. Da somit eine höhere Lagerungsdichte erzielt wurde, ist entsprechend auch der Scherwiderstand größer. Die in Bild 25 bei 60 und 80 Hz angegebenen Trockenraumgewichte beziehen sich bereits auf die verdichtete Probe.

Vom Institut für Grundbau und Baugrundmechanik der Technischen Universität Dresden wurde experimentell eine lineare Beziehung zwischen dem Winkel der inneren Reibung und der Lagerungsdichte für Heller-Sand aufgestellt. Mit Hilfe dieser Beziehung erfolgte eine Reduktion der in Bild 25 dargestellten Bruchwerte auf eine einheitliche Lagerungsdichte. Das Ergebnis zeigt Bild 26. Bis zu einer Beschleunigung von 76 ms^{-2} ist kein Einfluß der Vibration auf die Scherfestigkeit zu beobachten. Das steht im Widerspruch zu den Resultaten der unter 1.2. zitierten dynamischen Scherversuche.

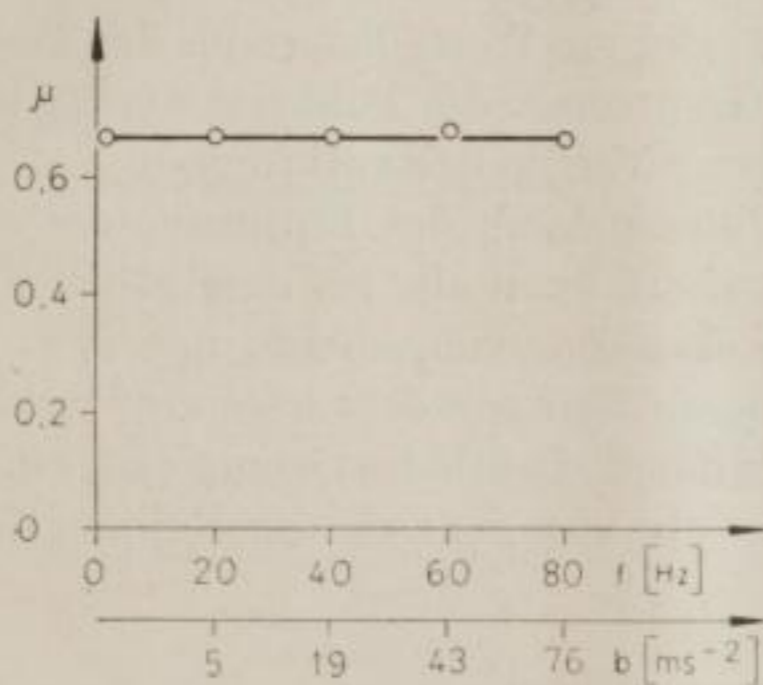


Bild 26. Innerer Reibungsbeiwert in Abhängigkeit von der Frequenz f bzw. Beschleunigung b

$A = 0,3 \text{ mm}$
 $\sigma_2 = 0,8 \text{ kp/cm}^2$

Versuche bei einem niedrigeren Seitendruck ergaben jedoch eine Abnahme der Scherfestigkeit unter der Einwirkung von Schwingungen. Es liegt deshalb die Vermutung nahe, daß eine Abhängigkeit vom Seitendruck besteht. Ehe diese Abhängigkeit der Scherfestigkeit vom Seitendruck genauer untersucht wird, soll zunächst festgestellt werden, welche schwingungstechnische Größe das Kriterium für den Einfluß auf die Größe der Scherfestigkeit ist.

1.3.2.1. Abhängigkeit von Amplitude, Schwinggeschwindigkeit und -beschleunigung

Um eine meßbare Verminderung der Scherfestigkeit zu erhalten, war es notwendig, den Seitendruck sehr niedrig ($0,1 \text{ kp/cm}^2$) zu halten. Dabei tritt jedoch eine durch das Schergerät bedingte Ungenauigkeit auf. Die mit Hilfe der MOHRschen Spannungskreise gezeichnete Scherfestigkeitsgerade ist bei Triaxialgeräten im Bereich kleiner Seitendrücke σ_2 erfahrungsgemäß nach oben konvex gekrümmt, so daß die Tangenten steiler sind und der Reibungswinkel größer als sein wahrer Wert wird (s. SCHULTZE-MUHS [18]).

Es wurde deshalb eine Reihe statischer Versuche bei gleicher Lagerungsdichte ($\gamma_t = 1,68 \text{ Mp m}^{-3}$) und verschiedenen Seitendrücken durchgeführt. Sie ergab folgende Reibungswinkel:

$\sigma_2 [\text{kp/cm}^2]$	ϱ	Korrektur
0,10	47,0°	- 4,0°
0,21	45,0°	- 2,0°
0,31	42,4°	-
0,42	42,9°	-
0,66	42,2°	-

Während die letzten drei Werte relativ gut übereinstimmen, weichen die ersten zwei ab. An allen bei dem entsprechenden Seitendruck gemessenen Reibungswinkeln wurde daher eine Korrektur wie oben bezeichnet angebracht.

Die im statischen Versuch gemessenen Reibungswinkel liegen etwa um 3° unter den Werten, die mit Ringschergeräten ermittelt wurden, deren Ergebnisse jedoch regelmäßig etwas niedrigere Werte liefern als der Triaxialversuch. Die statischen Versuche bestätigen somit die Funktionstüchtigkeit der dreiaxialen Druckzelle mit veränderter Vertikallastaufbringung.

Die folgenden Versuche zur Untersuchung des Einflusses der Schwingungsamplitude auf die Scherfestigkeit erfolgten alle bei dem gleichen Seitendruck $\sigma_2 = 0,10 \text{ kp/cm}^2$ und der gleichen Lagerungsdichte mit $\gamma_t = 1,68 \text{ Mp m}^{-3}$. Bild 27 zeigt die Größe des inneren Reibungsbeiwertes als Funktion der Frequenz bei verschiedenen Amplituden. Deutlich zeichnet sich ein Knickpunkt bei einer bestimmten Frequenz ab, von dem ab der Reibungsbeiwert rasch

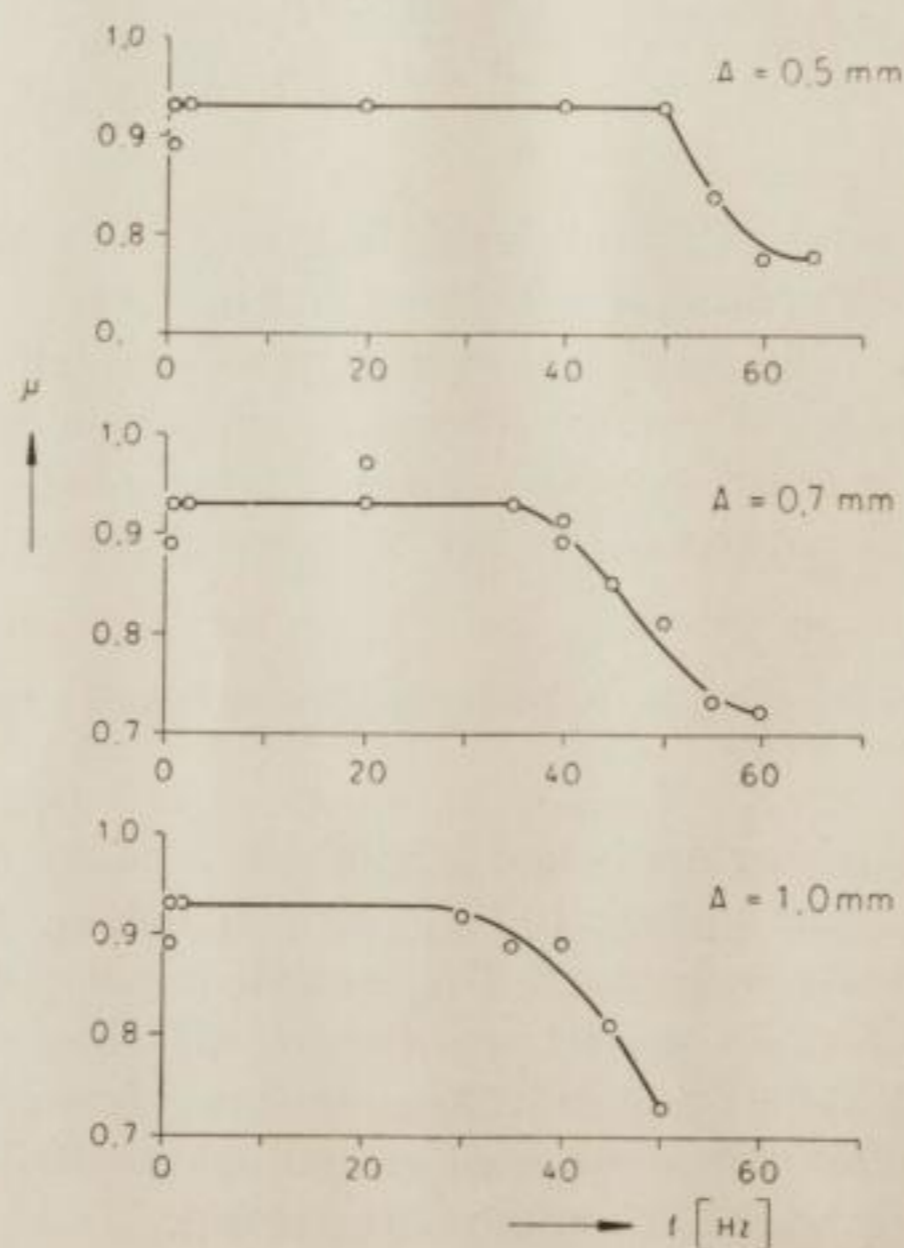


Bild 27. Reibungsbeiwert μ von Sand als Funktion der Frequenz bei verschiedenen Amplituden
 $\sigma_2 = 0,10 \text{ kp/cm}^2$

abnimmt und sich scheinbar einem Minimalwert nähert. Einer Fortsetzung der Messungen nach höheren Frequenzen hin sind durch die Leistung des Schwingtischs Grenzen gesetzt. Eine eindeutige Frequenzabhängigkeit besteht nicht; vielmehr tritt eine Verschiebung des Knickpunktes nach niederen Frequenzen mit Vergrößerung der Amplitude ein.

Da es sich um rein sinusförmige Schwingungen handelt, kann aus Frequenz und Amplitude die maximale Schwinggeschwindigkeit und -beschleunigung berechnet werden nach:

$$\left. \begin{aligned} v_s &= 2 \pi f \cdot A \quad [\text{ms}^{-1}] \\ b &= 4 \pi^2 f^2 \cdot A \quad [\text{ms}^{-2}] \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

Die Darstellung der drei Meßreihen aus Bild 27 als Funktion der Schwinggeschwindigkeit (Bild 28) zeigt noch eine deutliche Separierung der Werte, die bei gleicher Amplitude gemessen wurden.

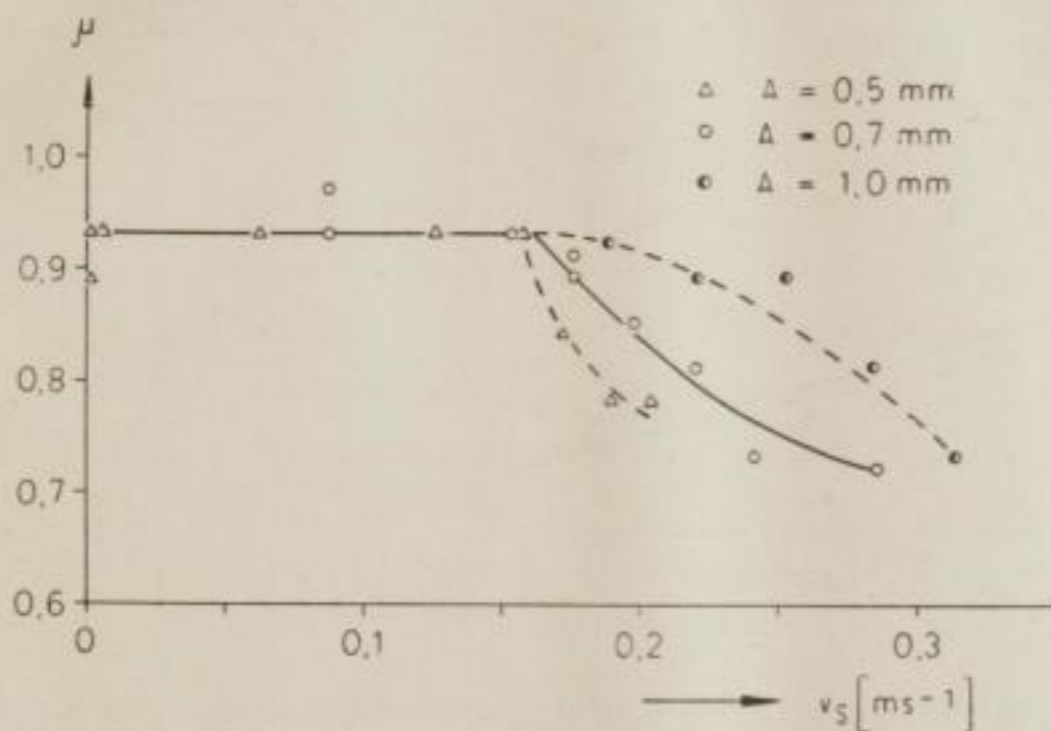


Bild 28. Reibungsbeiwert μ von Sand als Funktion der Schwinggeschwindigkeit v_s , gemessen mit verschiedenen Amplituden
 $\sigma_2 = 0,10 \text{ kp/cm}^2$

Bild 29 gibt die gleichen Werte in Abhängigkeit von der Schwingbeschleunigung wieder und belegt eindeutig, in Übereinstimmung mit den Arbeiten von SAVČENKO (s. 1.2.1.) und MOGAMI/KUBO (s. 1.2.2.), daß die Schwingbeschleunigung das entscheidende Kriterium bei der Abnahme des Reibungsbeiwertes und damit der Scherfestigkeit von Sand unter dynamischer Beanspruchung ist. Die Darstellung der Werte vom Knickpunkt ($b = 45 \text{ ms}^{-2}$) an in halblogarithmischem Papier (Bild 30) konnte durch eine Gerade angenähert werden, d. h. die Abnahme des Reibungsbeiwertes oberhalb des Knickpunktes erfolgt nach einer e -Funktion, deren Exponent die Neigung der Geraden ist.

Für den untersuchten Sand ergibt sich somit eine Abnahme der inneren Reibung in Abhängigkeit von der Schwingbeschleunigung nach

$$\mu(b) = \mu_K \cdot e^{-0,0048 (b - b_K)} \pm 0,02 \quad (19)$$

μ_K = Reibungsbeiwert am Knickpunkt

b_K = Schwingbeschleunigung am Knickpunkt

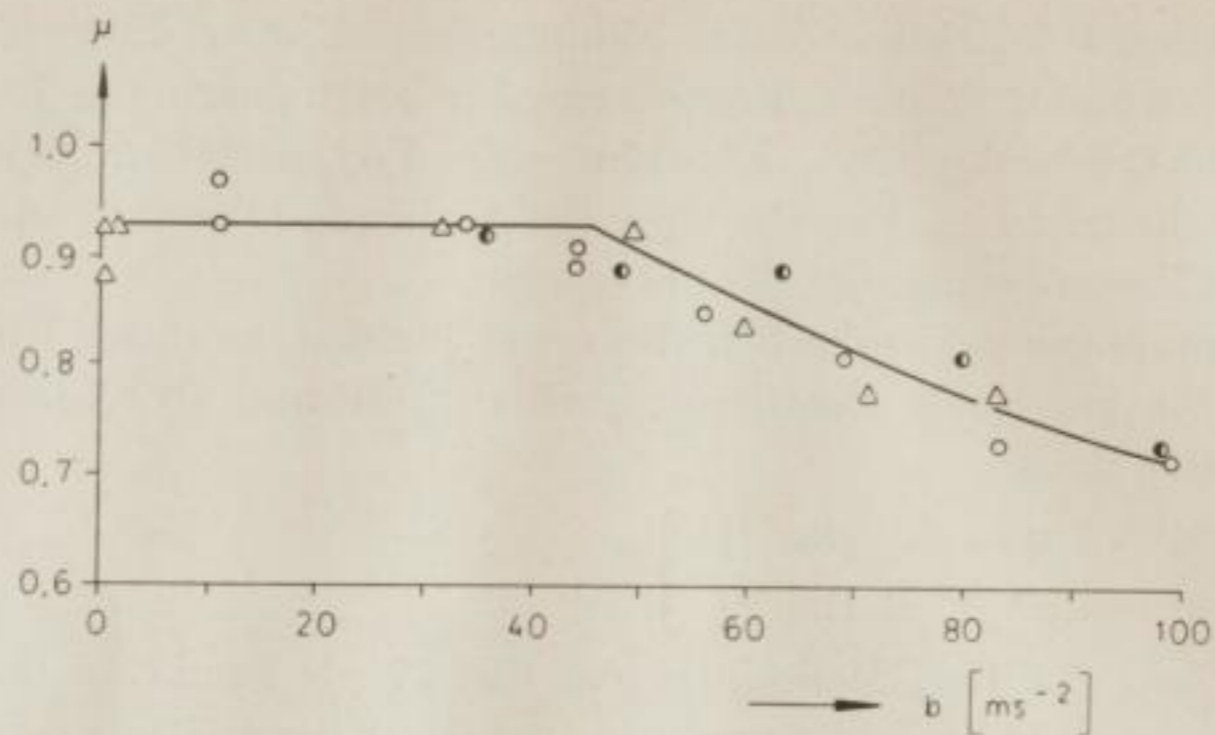


Bild 29. Reibungsbeiwert μ von Sand als Funktion der Schwingbeschleunigung b , gemessen mit verschiedenen Amplituden $\sigma_2 = 0,10 \text{ kp/cm}^2$

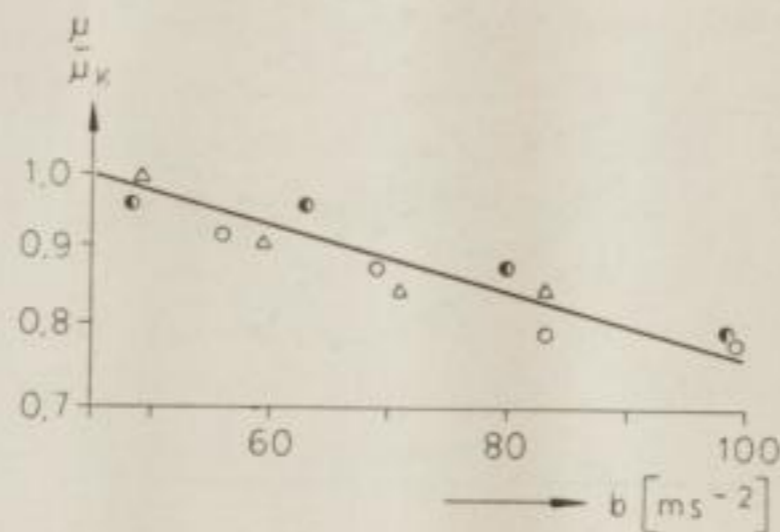


Bild 30. Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes μ von der Schwingbeschleunigung b [m s^{-2}] in halblogarithmischer Darstellung ($\mu_x =$ Reibungsbeiwert am Knickpunkt)

die oberhalb $b = 45 \text{ ms}^{-2}$ einsetzt. Im niedrigen Beschleunigungsbereich bis zum Knickpunkt wurde kein Einfluß der Vibration auf den Reibungsbeiwert beobachtet. Beziehung (19) gilt für einen Seitendruck $\sigma_2 = 0,10 \text{ kp/cm}^2$ und eine Lagerungsdichte $\gamma_t = 1,68 \text{ tm}^{-3}$. Die in Bild 29 eingezeichnete Kurve wurde nach (19) berechnet. Als Unsicherheit ist der mittlere Fehler nach GAUSS angegeben.

1.3.2.2. Abhängigkeit von der Lagerungstiefe

In der Druckzelle entspricht der Seitendruck einer bestimmten Lagerungstiefe in der Natur. Er repräsentiert das Gewicht der über einem Bodenelement lagernden Massen und ist somit der Lagerungstiefe direkt proportional. Im folgenden wurden Versuchsreihen mit verschiedenen Seitendrücken durchgeführt, deren Ergebnisse in Bild 31 dargestellt sind. Offensichtlich ist eine Verminderung des Einflusses der Vibration auf die Scherfestigkeit bei größeren Seitendrücken. Der Knickpunkt liegt in den meisten Fällen bei einer Beschleunigung $b = 35$ bis 45 ms^{-2} . Die Abnahme des Reibungsbeiwertes oberhalb der

Beschleunigung am Knickpunkt erfolgt ebenfalls nach einer e-Funktion, die jedoch wesentlich schwächer gekrümmt ist. In der gleichen Weise wie unter 1.3.2.1. wurde für alle Kurven der Exponent a der e-Funktion ermittelt. Er ist

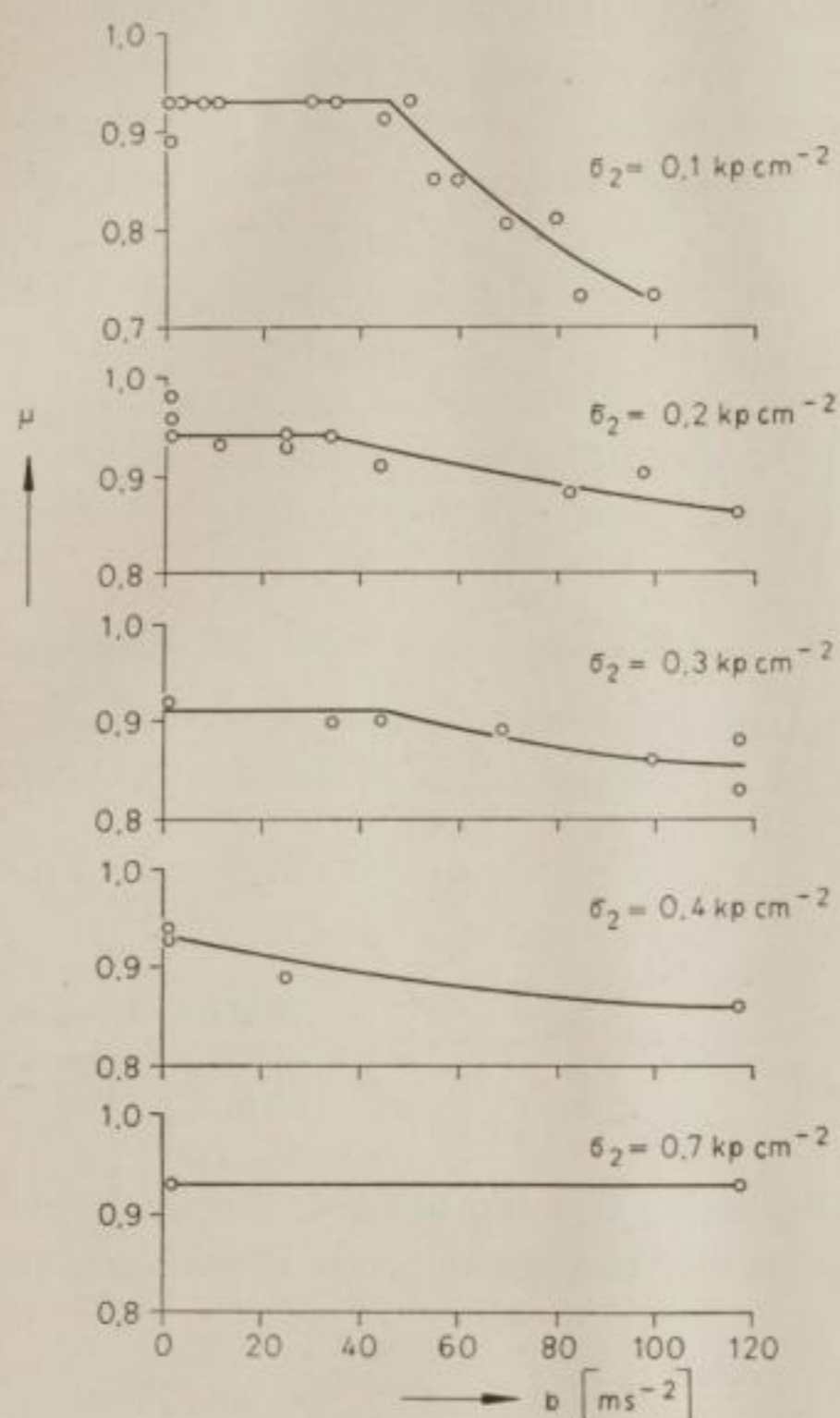


Bild 31. Reibungsbeiwert μ von Sand als Funktion der Beschleunigung b [ms^{-2}] unter verschiedenen Seitendrücken σ_2 [kp cm^{-2}]

für die entsprechenden Seitendrücke bzw. Lagerungstiefen in folgender Tabelle angegeben:

σ_2 [kp m^{-2}]	T [m]	a [$\frac{1}{\text{ms}^{-2}}$]
0,10	0,60	0,0048
0,21	1,20	0,0012
0,31	1,80	0,0009
0,66	3,90	0

(Die berechneten Lagerungstiefen T gelten für den untersuchten Sand bei einer Lagerungsdichte mit $\gamma_t = 1,68 \text{ Mpm}^{-3}$). Damit ergibt sich eine Abhängigkeit

des Abnahmekoeffizienten a von der Lagerungstiefe mit guter Näherung zu

$$a = \frac{0,0017}{T^2}$$

In Bild 32 ist die Funktion $a = a(T)$ mit den ermittelten Werten a dargestellt.

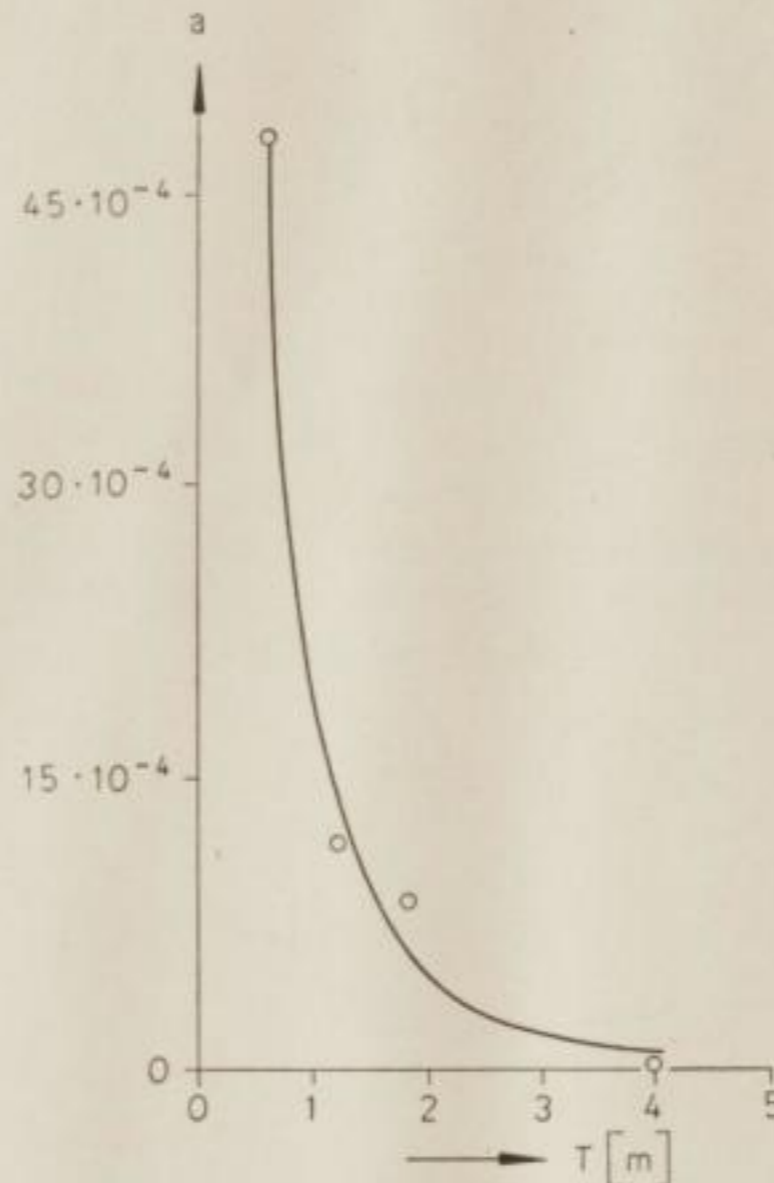


Bild 32. Abnahmekoeffizient a als Funktion der Lagerungstiefe T

Damit können wir eine allgemeine Gesetzmäßigkeit für die Verminderung der Scherfestigkeit bei Vibration in Abhängigkeit von Beschleunigung und Lagerungstiefe formulieren:

$$\mu(b, T) = \mu_K e^{-\frac{0,0017}{T^2} (b - b_K)} \quad (20)$$

Dieses Ergebnis ist insofern neu, als der Einfluß der Lagerungstiefe bei allen bisher bekannt gewordenen Arbeiten unberücksichtigt blieb. Allerdings ist eine Untersuchung der Scherfestigkeit in Abhängigkeit von der Beschleunigung und der Lagerungstiefe mit den verwendeten Kastenschervergeräten unmittelbar nicht möglich.

Einen ähnlichen Einfluß könnte der Normaldruck p auf die Scherfestigkeit ausüben (s. Bild 1). Nach Versuchen von SAVČENKO mit einer Beschleunigung $b \approx 30 \text{ ms}^{-2}$ ist der Einfluß der Vibration auf die Verminderung der Scherfestigkeit bei verschiedenen Normaldrücken gleich groß. Die von MOGAMI angegebene Normallast von 39 g/cm^2 ist im Verhältnis zu den von uns verwendeten Seitendrücken sehr klein. Eine „Verflüssigung“ des Sandes unter Einfluß von Schwingungen („liquefaction“), wie sie von MOGAMI und KUBO als Ursache der Abnahme der Scherfestigkeit beobachtet wurde, kann infolge des allseitig höheren Druckes im Dreiaxialgerät bzw. in größerer Lagerungstiefe und des damit verbundenen größeren Reibungswiderstandes nicht mehr ein-

treten. Hierbei erweist sich die Verwendung von Kastenschervergeräten, deren Bedingungen nicht den naturgegebenen Verhältnissen entsprechen, als ein großer Nachteil. Damit erklärt sich auch die bedeutend größere Verringerung der Scherfestigkeit bereits bei Beschleunigungswerten von 10 ms^{-2} (MOGAMI) bzw. 30 ms^{-2} (SAVČENKO). Demgegenüber tritt nach unseren Versuch für eine Lagerungstiefe von $0,60 \text{ m}$ ein merklicher Einfluß der Vibration erst ab $b = 50 \text{ ms}^{-2}$ auf, während er bereits in 4 m Tiefe in dem betrachteten Beschleunigungsbereich völlig verschwindet.

Eine qualitative Übereinstimmung mit unserem Ergebnis deutet sich bei den Versuchen von MENCL und KAŽDA (s. 1.2.3.) an. Wie Bild 8 zeigt, verschwindet bei höheren Belastungen der Seitenplatten, die auf unseren Versuch übertragen einen höheren Seitendruck bewirken, der Unterschied in der „Tragfähigkeit“ zwischen statischem und dynamischem Versuch.

1.3.2.3. Abhängigkeit von der Lagerungsdichte

Alle bisher betrachteten Messungen erfolgten bei gleicher, verhältnismäßig hoher Lagerungsdichte (relative Lagerungsdichte $D_r = 0,55$), die durch Ein-

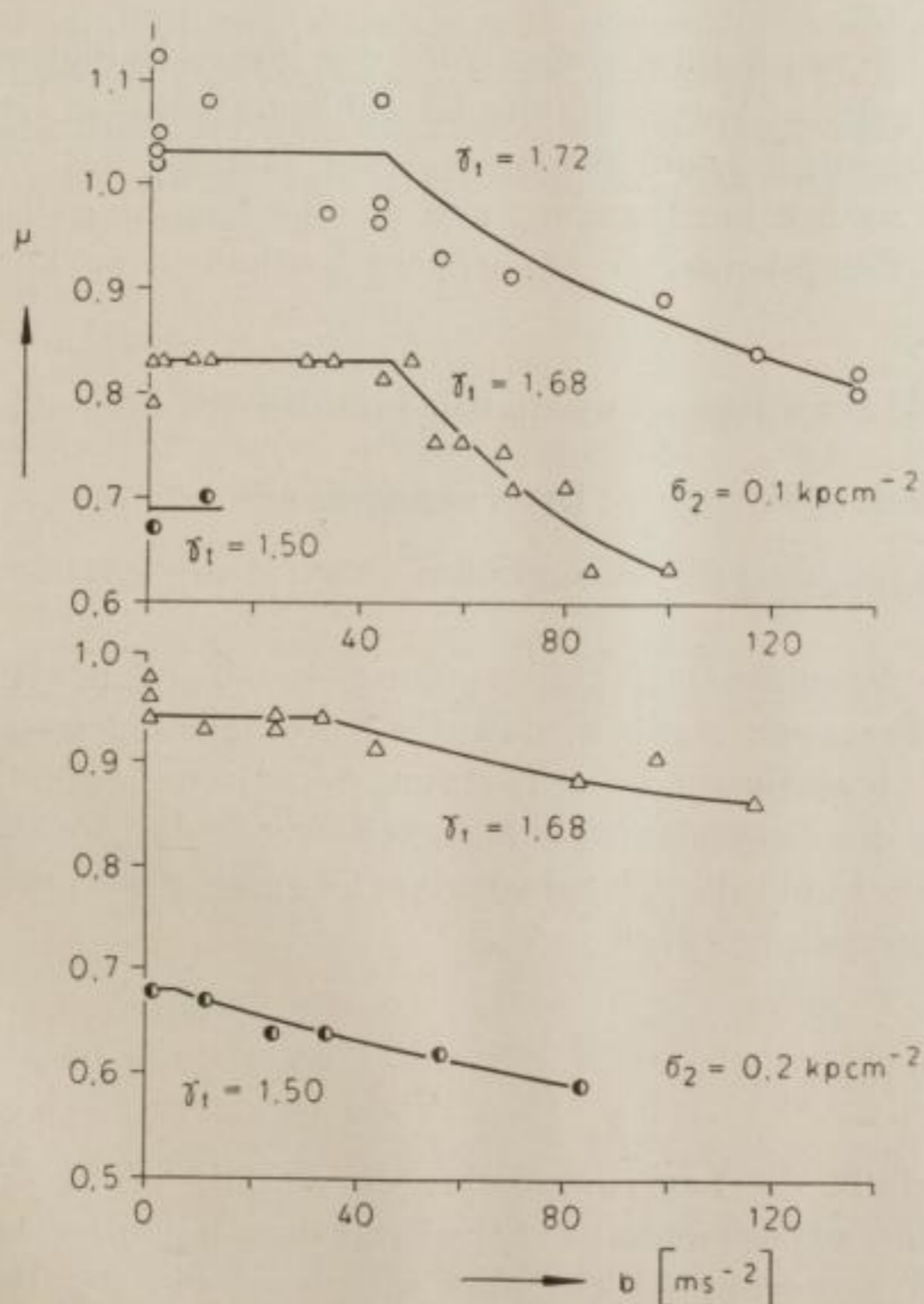


Bild 33. Reibungsbeiwert μ von Sand als Funktion der Beschleunigung b [m s^{-2}] bei verschiedenen Lagerungsdichten γ_t [Mp m^{-3}]

rütteln der Bodenprobe vor Aufbringen der Vertikallast herbeigeführt wurde. Bei lockeren Lagerungsdichten lassen sich die Versuche nur bis zu einem bestimmten Beschleunigungswert durchführen, da darüber eine Setzung infolge Verdichtung erfolgt, ehe die Scherbeanspruchung beginnt (Bild 25).

Trotzdem konnten bei zwei verschiedenen Seitendrücken Versuche mit jeweils zwei unterschiedlichen Lagerungsdichten durchgeführt werden. Das Ergebnis zeigt Bild 33. Der Kurvenverlauf ist annähernd parallel, so daß die erwähnte lineare Beziehung zwischen Lagerungsdichte und Reibungswinkel für den statischen Falle auch unter dynamischen Bedingungen gilt. Bemerkenswert ist jedoch eine Verschiebung des Knickpunktes nach niedrigeren Beschleunigungswerten für lockere Lagerungsdichten.

Im Hinblick auf die Lagerungsdichte sind unsere Versuche mit denen SAVČENKOS vergleichbar, da dort ebenfalls vor Versuchsbeginn die Bodenproben eingerüttelt wurden.

1.3.2.4. Zusammenfassung der Versuche mit Sand und ihrer Ergebnisse

Unter dem Einfluß von Schwingungen wird der innere Reibungsbeiwert von Sand vermindert. Diese Verminderung ist abhängig von der Größe der einwirkenden Schwingungen, vom Seitendruck im Triaxialgerät, d. h. von der Lagerungstiefe in natürlicher Lagerung und von der Lagerungsdichte. Um die Abnahme des Reibungsbeiwertes quantitativ bestimmen zu können, wurde die Abhängigkeit

1. von Amplitude, Schwinggeschwindigkeit und -beschleunigung,
2. vom Seitendruck bzw. von der Lagerungstiefe und
3. von der Lagerungsdichte

untersucht. Die Versuche mit konstantem Seitendruck bei Variation der Amplitude und Frequenz ergaben, daß die Schwingbeschleunigung die den Reibungsbeiwert beeinflussende schwingungstechnische Größe ist. Unter Berücksichtigung der Seitendruckabhängigkeit wurde die Abnahme des Reibungsbeiwertes als Funktion der Schwingbeschleunigung und der Lagerungstiefe wie folgt empirisch ermittelt:

$$\mu(b, T) = \mu_K e^{-\frac{0,0017}{T^2}(b-b_K)} \quad (20)$$

Schließlich beeinflußt die Lagerungsdichte die Verminderung des Reibungsbeiwertes. Infolge experimenteller Schwierigkeiten konnten keine quantitativen Aussagen gemacht werden, aber es scheint ein der Beziehung (20) entsprechender ähnlicher Verlauf vorzuliegen, der sich jedoch durch eine Verschiebung des Knickpunktes (b_K, μ_K) unterscheidet.

1.3.3. Scherversuche mit bindigem Erdstoff

Scherversuche mit bindigem Material im Triaxialgerät sind wegen der auftretenden Porenwasserüberdrücke schwierig und langwierig. Infolge der vorhandenen Kohäsion sind für eine Scherfestigkeitsbestimmung mindestens zwei Versuche bei zwei verschiedenen Seitendrücken erforderlich (vgl. Bild 10). Da aber unter dynamischen Bedingungen, wie die Messungen mit Sand ergaben, eine Abhängigkeit des dynamischen Einflusses vom Seitendruck besteht, sind zwei Versuche mit verschiedenem σ_2 nicht vergleichbar. Es mußte deshalb eine andere Möglichkeit gefunden werden, die es erlaubt, mit Hilfe nur einer Messung bei einem σ_2 die Scherfestigkeit zu bestimmen.

Bei bindigen Böden bilden sich gewöhnlich gute Scherflächen aus, so daß man den Bruchwinkel ϑ messen kann. Nach Bild 10 ist dann mit Hilfe von ϑ und einem Wertepaar σ_1/σ_2 die Bestimmung von ϱ und c möglich:

$$\varrho = 2 \vartheta - 90^\circ$$

$$c = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cdot \cos \varrho - \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \sin \varrho \right) \cdot \tan \varrho \quad (21)$$

Zur Versuchsdurchführung standen acht ungestörte Bodenproben Lehm von Gorbitz bei Dresden zur Verfügung, deren Kennwerte im bodenmechanischen Labor des Instituts für Tagebaukunde an der Bergakademie Freiberg mit freundlicher Zustimmung von Herrn Prof. Dr. MATSCHAK wie folgt bestimmt wurden:

Wichte	$\gamma_s = 2,66 \text{ Mpm}^{-3}$
Schüttwichte	$\gamma = 1,79 \text{ Mpm}^{-3}$
Porenvolumen	$n = 44,1\%$
Porenziffer in natürlicher Lagerung	$\varepsilon_n = 0,79$
Natürlicher Wassergehalt	$W_n = 16,2\%$

Die Kornverteilung wurde durch Schlämmanalyse (Bild 34) ermittelt.

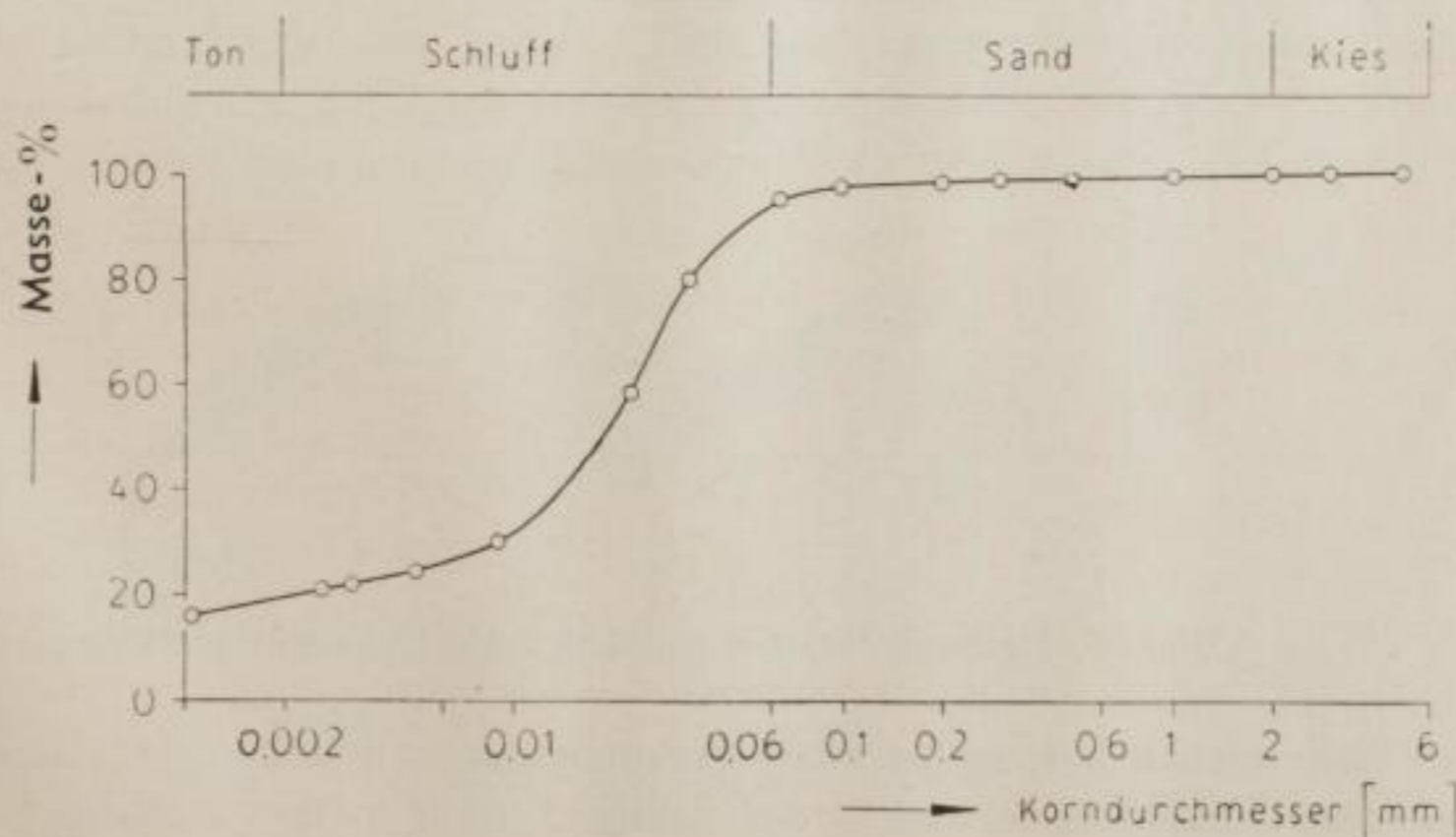


Bild 34. Schlämmanalyse: Lehm, Gorbitz

Infolge des niedrigen natürlichen Wassergehaltes bildeten sich während des Versuchs keine Porenwasserüberdrücke aus, so daß die Versuchsdauer nicht länger als 1 Stunde betrug. Die Ausbildung der Scherflächen ist in Bild 35 zu sehen. Durch Inhomogenitäten im Lehm sind sie z. T. nicht ganz glatt. Die

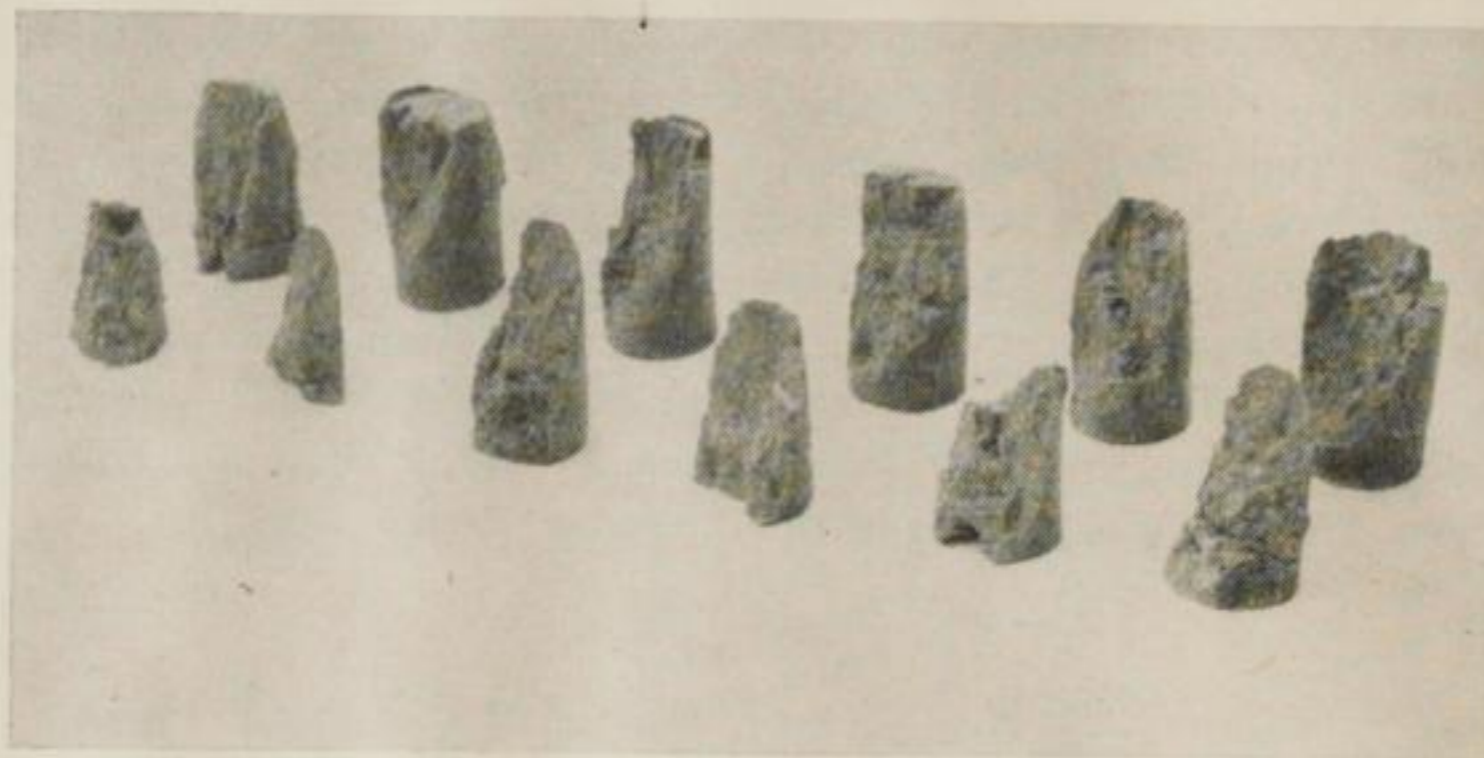


Bild 35. Gleitflächen im Lehm

Messung des Bruchwinkels war auf $\pm 3^\circ$ genau möglich. Die Kohäsion änderte sich unter Vibration wenig und betrug durchschnittlich $0,22 \text{ kp/cm}^2$. Es genügt deshalb, auch für diesen bindigen Erdstoff nur den Reibungsbeiwert als Funktion der Beschleunigung darzustellen (Bild 36). Wenn auch die Bestimmung des Bruchwinkels verhältnismäßig unsicher war, so konnte doch zwischen 60 und 70 ms^{-2} ein deutlicher Sprung bemerkt werden, bei dem eine Verminderung von ϑ eintrat.

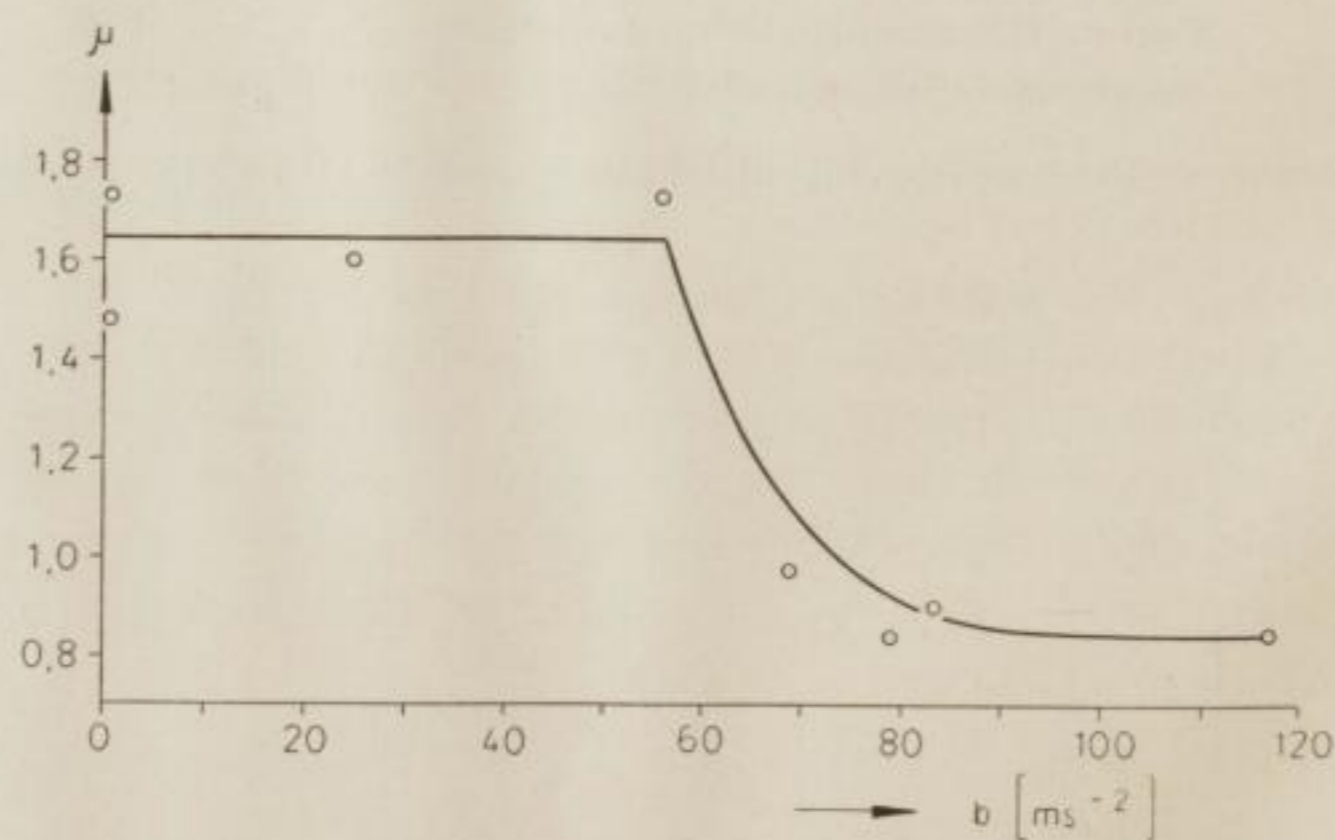


Bild 36. Reibungsbeiwert von Lehm als Funktion der Beschleunigung

Der Seitendruck betrug bei allen Versuchen $\sigma_2 = 0,10 \text{ kp/cm}^2$, das entspricht bei einer Feuchtschüttwichte des Lehms von $1,8 \text{ Mpm}^{-3}$ einer Lagerungstiefe $T = 0,55 \text{ m}$.

2. Vibratormessungen auf Lockerböden zur Bestimmung der Scherfestigkeit

Obwohl bisher der größte Teil der bodenmechanischen Kennwerte im Labor mit Hilfe von Bodenproben bestimmt wurde, sind die Methoden und Versuchsergebnisse oft unzulänglich. Die Schwierigkeit besteht in der Reproduzierung der natürlichen Lagerungsverhältnisse. Inhomogenitäten und Verformungen innerhalb der „ungestörten“ Bodenprobe bei ihrer Entnahme beeinflussen die Festigkeitseigenschaften derart, daß die Ergebnisse der Laborversuche die Bodenverhältnisse in der Umgebung der Probeentnahmestelle nicht repräsentieren. Auf die Ökonomie der labormäßigen Bodenuntersuchung, besonders bei ausgedehnteren Objekten, wurde bereits hingewiesen. Es ergibt sich folglich die Notwendigkeit, geeignete Methoden der Kennwertbestimmung in situ zu finden, die zwar die bodenmechanischen Laboruntersuchungen nicht vollkommen ersetzen, diese jedoch auf ein Mindestmaß beschränken und zur Unterstützung bzw. Verdichtung der konventionellen Kennwertbestimmungen beitragen könnten.

Im folgenden wird der Versuch gemacht, die Möglichkeit einer geophysikalischen Bestimmung der Scherfestigkeit mit Hilfe der Ausbreitung elastischer Wellen im Boden aufzuzeigen. Dabei haben bindige Böden, die im Labor schwieriger zu untersuchen sind, den Vorteil eines geringeren Absorptionsvermögens. Eine geophysikalische in-situ-Messung würde zufällige Inhomogenitäten ausschließen, die innerhalb einer Bodenprobe vorhanden sind.

2.1 Grundgedanke und Charakter der entstehenden Wellen

Im unendlichen, homogenen und isotropen elastischen Halbraum, dessen Oberfläche spannungsfrei ist, bilden sich neben Raumwellen auch Oberflächenwellen aus, deren Amplituden mit der Tiefe nach einer e -Funktion abnehmen. Die bei den Versuchen auf Lockerböden registrierten Wellen, die vom Vibrator erzeugt werden, sind in erster Linie Oberflächenwellen (s. z. B. GIESE [6]).

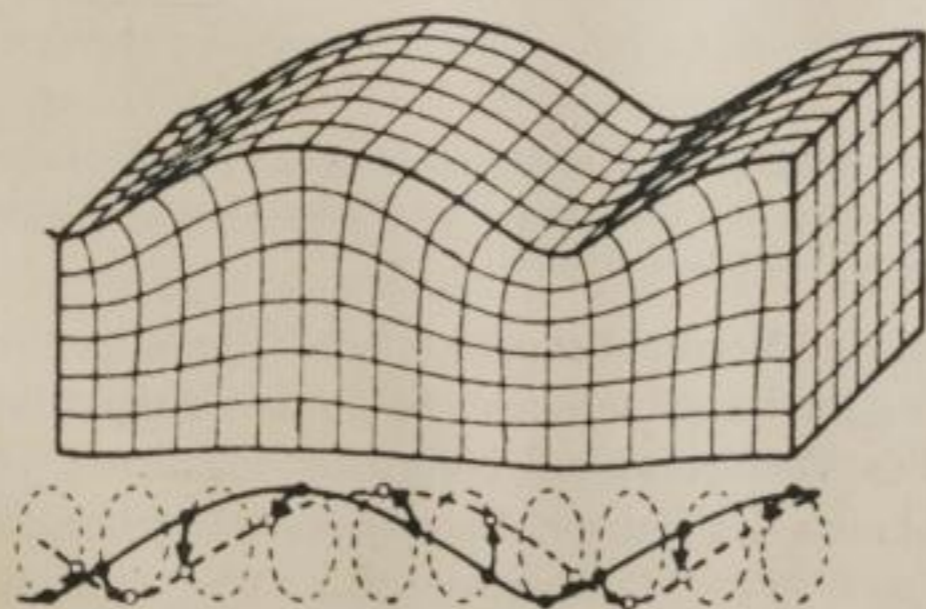


Bild 37. RAYLEIGH-Welle (nach BARTELS [1])

Bild 37 zeigt die Deformation des Bodens beim Durchgang einer RAYLEIGH-Welle. Sie setzt sich bekanntlich aus einem Longitudinal- und einem Transversalanteil zusammen, d. h. wir registrieren an der Oberfläche eine Vertikal-komponente Z und eine Horizontalkomponente in Ausbreitungsrichtung H_{II} , die um 90° gegeneinander phasenverschoben sind. Dadurch ist die RAYLEIGH-Welle elliptisch polarisiert. Es erfolgt sowohl eine Kompression bzw. Dilatation als auch eine Scherbeanspruchung der Bodenteilchen. Im Labor wurde die Scherfestigkeit eines Bodens an Proben aus dem Verhältnis der Hauptspannungen bestimmt (vgl. 1.3.1.1.). Dabei war das Verhältnis σ_1/σ_2 ein Maß für die Scherfestigkeit (Bild 39 a).

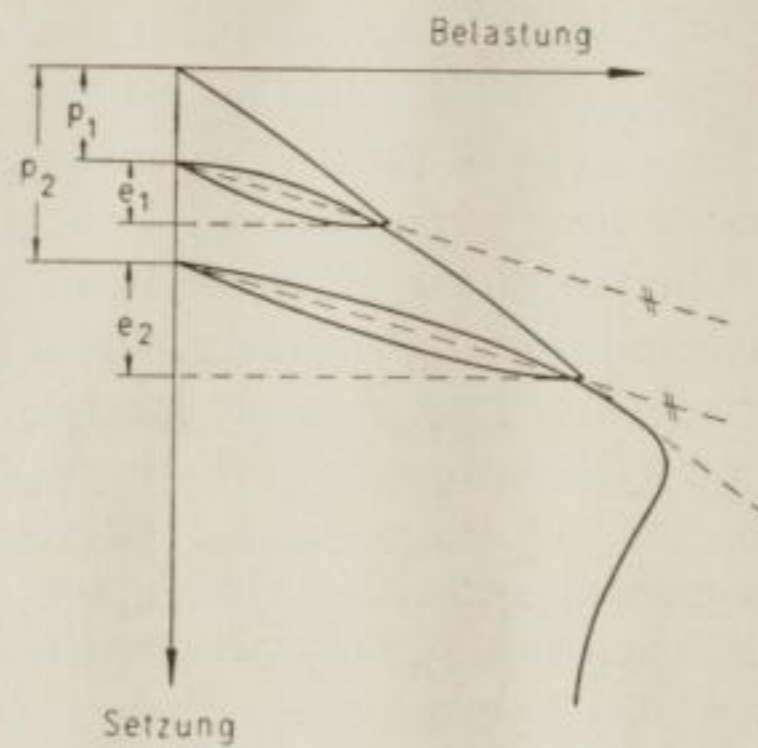


Bild 38. Verdichtungslinie bei Be- und Entlastung, umgezeichnet nach SCHULTZEMUHS [32]

p_i plastische Verformungen
 e_i elastische Verformungen

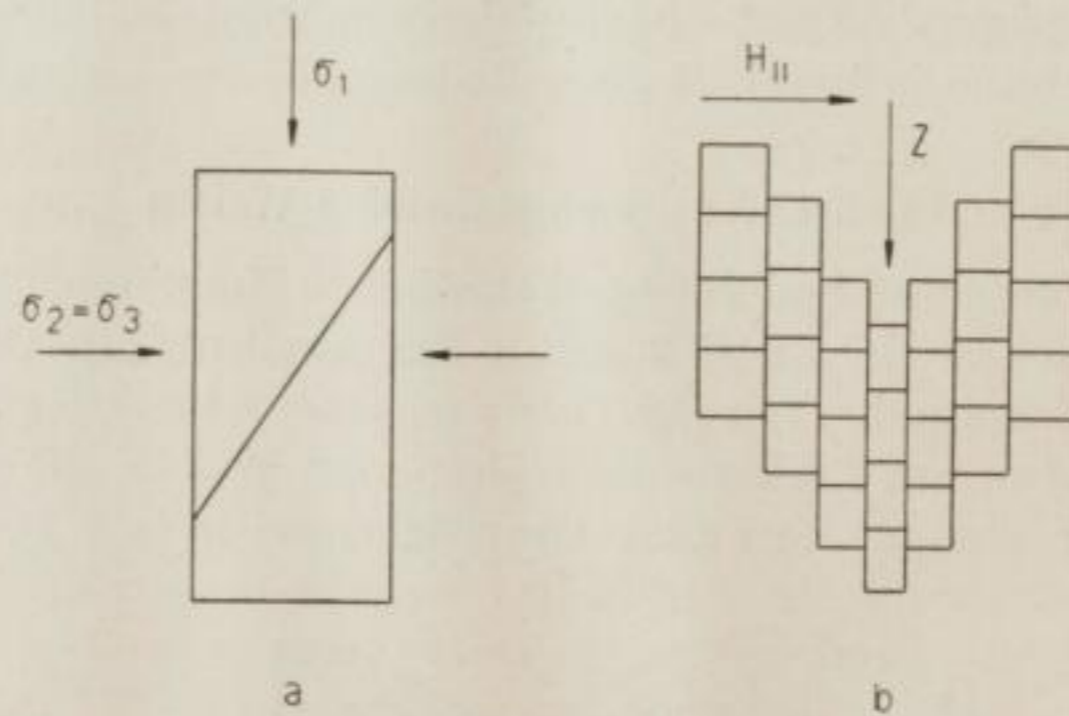


Bild 39. a) Anordnung der Hauptspannungen σ_i im Triaxialversuch.
b) Transversale und longitudinale Verschiebung der Bodenelemente beim Durchgang einer RAYLEIGH-Welle

Bild 38 zeigt den Verlauf der Verdichtungslinie einer Bodenprobe bei wiederholter Be- und Entlastung im Druckversuch. Sie demonstriert den Anteil von elastischer und plastischer Verformung bei Verdichtung unter verschiedenen Belastungen. Wir entnehmen der Kurve, das angenähert gilt

$$\frac{p_1}{p_2} \approx \frac{e_1}{e_2} \quad (22)$$

d. h. der Anteil an plastischer Verformung p_i infolge Verdichtung vor dem Abscheren steht für jede Belastungshöhe in einem bestimmten Verhältnis zur elastischen Verformung e_i .

Aus Bild 37 ist ersichtlich, daß im Tal der Transversalwelle zugleich Kompression und maximale Verschiebung infolge Scherbeanspruchung auftritt. Bild 39b zeigt diese Situation im Detail. Darin bedeuten Z die elastische Transversalverschiebung, H_{\parallel} die longitudinale Verschiebung, die an dieser Stelle eine Verdichtung bewirkt. Die Amplitude Z wird stets gerade so groß sein, so weit eine elastische Verschiebung infolge Scherbeanspruchung möglich ist. Außerdem hängt Z von der Verdichtung ab, die durch H_{\parallel} ausgedrückt wird, da die durch Kompression vergrößerten Reibungswiderstände der Scherbewegung entgegenwirken. Je größer die Kompression ist, desto kleiner ist die mögliche Vertikalauslenkung:

$$Z \sim \frac{1}{H_{\parallel}}$$

Wir können ferner sagen, daß die Verschiebungen Z und H_{\parallel} proportional den in ihren Richtungen wirksamen Spannungen sind, ohne dabei lineare Beziehungen (Gültigkeit des HOOKEschen Gesetzes) vorauszusetzen. Unter Berücksichtigung von (22) besteht somit eine Analogie zwischen den elastischen Verschiebungen bei der Ausbreitung einer RAYLEIGH-Welle und den Hauptspannungen beim Scherversuch (vgl. Bild 39). Das Verhältnis Z/H_{\parallel} kann folglich als Maß für die Scherfestigkeit angesehen werden:

$$\frac{Z}{H_{\parallel}} \sim \frac{\sigma_1}{\sigma_2} \quad (23)$$

Für große Amplituden Z , bezogen auf eine konstante Verschiebung H_{\parallel} , ist die Scherfestigkeit groß. Auf den Scherversuch übertragen, bedeutet das: Es ist eine hohe Normallast σ_1 erforderlich, um den Bruchzustand herbeizuführen.

2.2. Apparatur

2.2.1. Geberseite

Als Schwingungserreger diente der von MEISSER und MILITZER [13] entwickelte elektrodynamische Bodenvibrator. Er ist in einem Bereich von 30 Hz bis 10 kHz frequenzvariabel. Das Erregungssignal gibt ein RC-Generator über einen Kraftverstärker. Der Erregerstrom ist proportional der erzeugten Kraft, die einen Maximalwert von 7,65 kp/A erreichen kann. Infolge seiner geringen Masse von nur 17 kg sind der Anwendung des Vibrators auf Lockerböden durch die starke Absorption und die damit verbundene geringe Reichweite Grenzen gesetzt. Das abgestrahlte Vibratorsignal kann mit Hilfe eines auf der Grundplatte des Vibrators befestigten Biegeschwingers kontrolliert werden. Der Vibrator ist permanent-periodisch oder mittels eines Kurzzeitschalters impulsförmig zu erregen. Auf Lockerböden wird der Vibrator aus Energiegründen vorwiegend stationär betrieben.

2.2.2. Empfängerseite

Die Schwingungsaufnahme erfolgte mit Ba-Ti-Biegeschwingern vom Typ B2F über den Schwingungs- und Dehnungsmeßplatz SDM 3 vom WIB Schwingungstechnik und Akustik Dresden. Die Biegeschwinger haben eine Richtungsselektivität von 1:50 und eine hohe Empfindlichkeit ($10 \text{ mV m}^{-1} \text{ s}^2$). Sie wurden den zu messenden Schwingungsrichtungen entsprechend auf einer kleinen Vinidurplatte angeordnet, die unmittelbar auf den Boden gesetzt wurde (s. Bild 41).

Die gesamte verwendete apparative Anordnung ist in Bild 40 schematisch dargestellt.

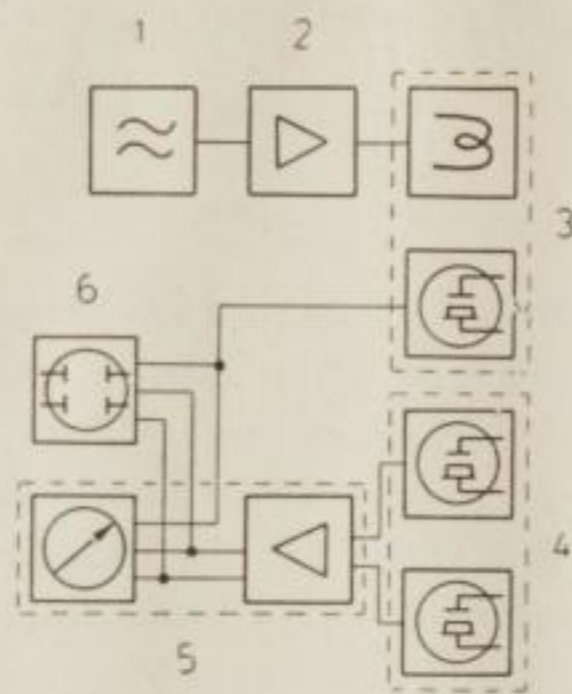


Bild 40. Blockschaltbild zum Bodenvibrator mit Schwingungsmeßplatz

- 1 RC-Generator
- 2 Kraftverstärker
- 3 Elektrodynamischer Bodenvibrator mit Biegeschwinger zur Kontrolle des abgestrahlten Signals
- 4 Biegeschwinger B2F als Geophon
- 5 Schwingungsmeßplatz SDM3 mit Verstärker und Röhrenvoltmeter
- 6 Zweistrahloszillograph zum Phasenvergleich zwischen Z und H'' oder zum Vergleich mit dem abgestrahlten Signal

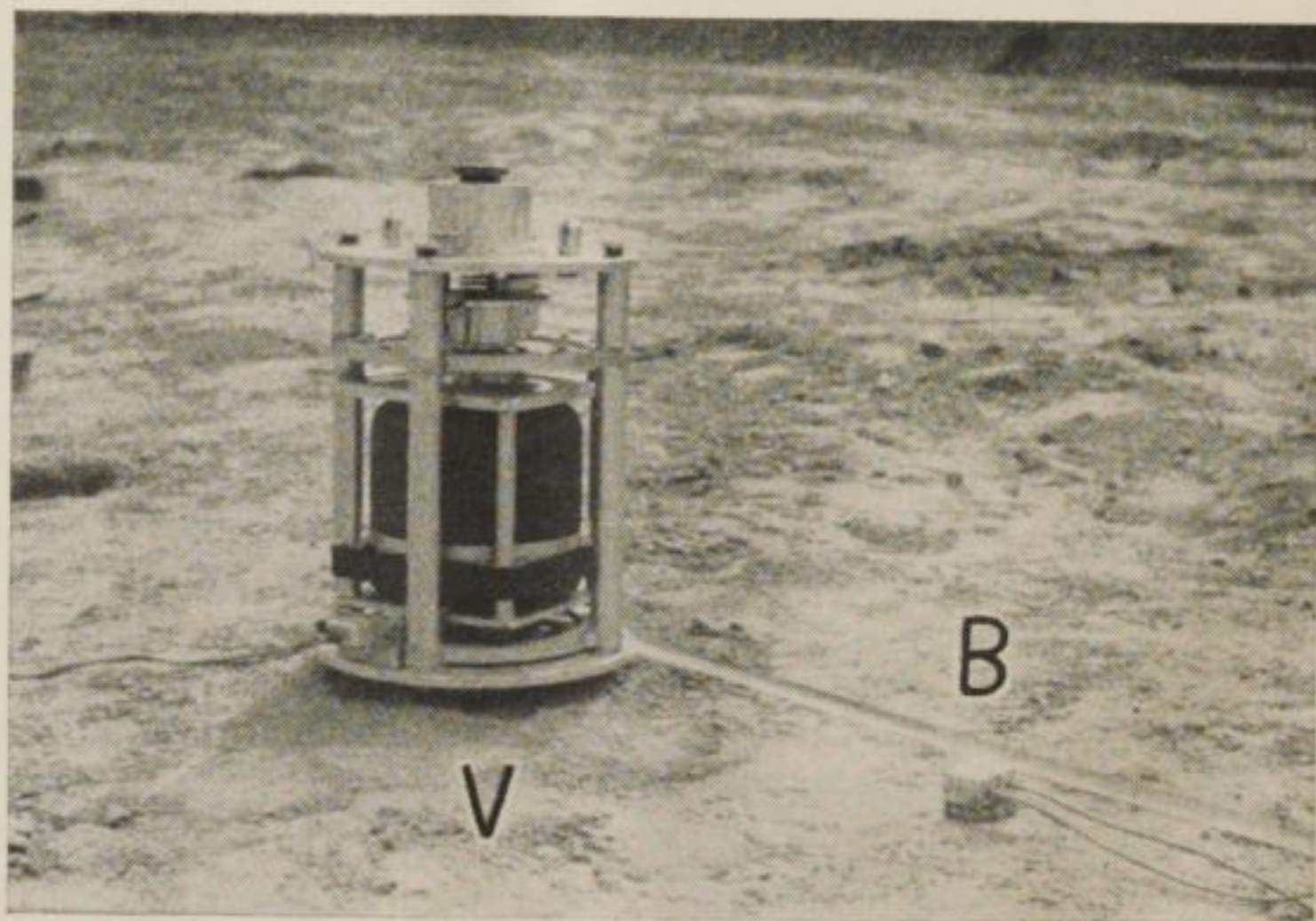


Bild 41. Bodenvibrator im Einsatz auf Lehm

- V Bodenvibrator
B Ba-Ti-Biegeschwinger

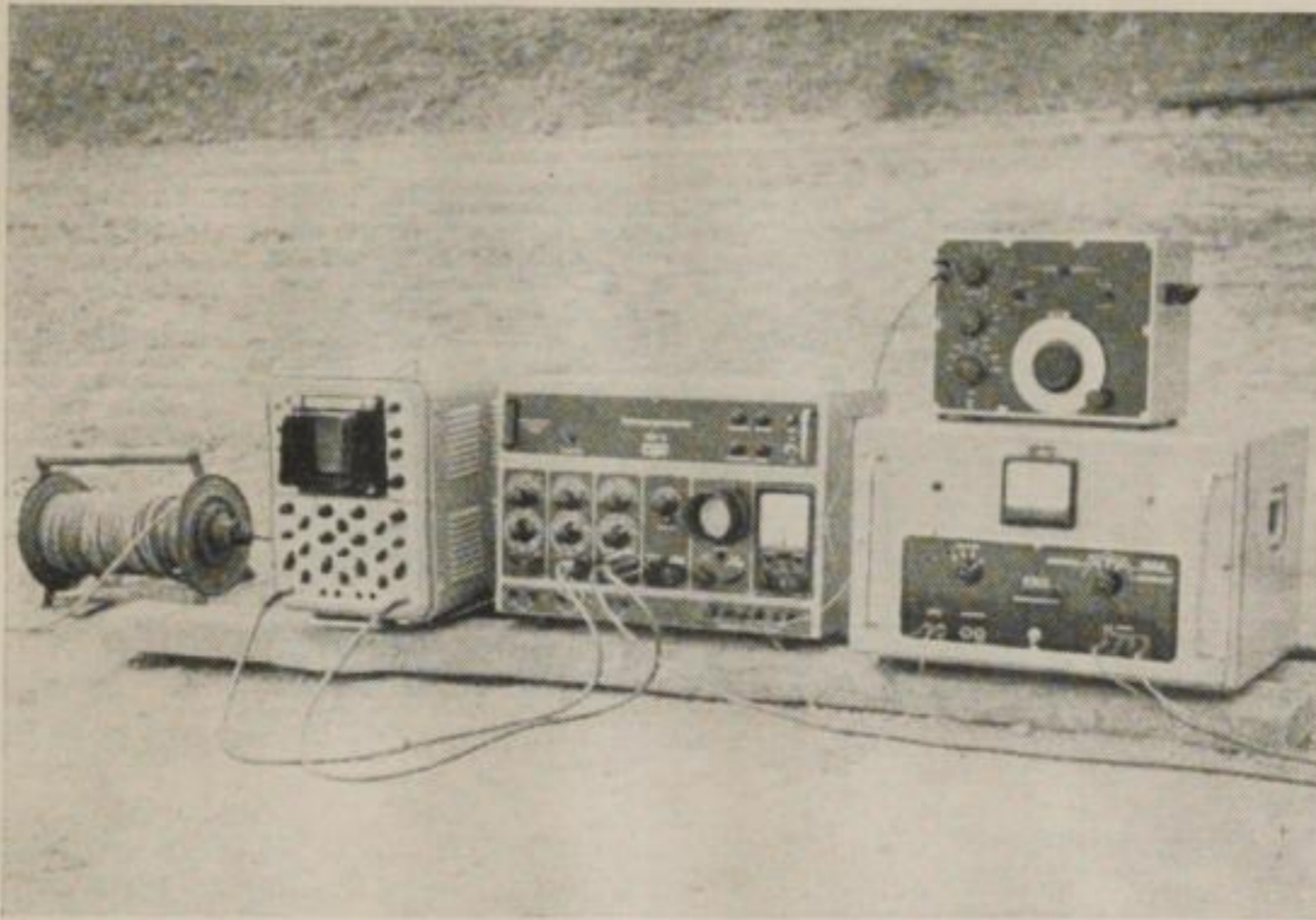


Bild 42. Elektronische Apparaturen zum Bodenvibrator
v. l. n. r. Zweistrahloszillograph, Schwingungsmeßplatz SDM 3,
RC-Generator (oben), Kraftverstärker

2.3. Vibratormessungen auf Sand

Die Messungen erfolgten in der Sandgrube auf dem Heller bei Dresden. Die Bodenproben für die Labormessungen waren der gleichen Stelle entnommen worden. Das geologische Profil gibt eine Sandmächtigkeit von 40 m an. Zur Charakterisierung des Sandes in natürlicher Lagerung wurden folgende Kennwerte ermittelt:

Wichte	$\gamma = 1,58 \text{ Mpm}^{-3}$
Trockenwichte	$\gamma_t = 1,52 \text{ Mpm}^{-3}$
Porenvolumen	$n = 42,8\%$
Porenziffer in natürlicher Lagerung	$\varepsilon_n = 0,75$
Relative Lagerungsdichte	$D_r = 0,13$
Natürlicher Wassergehalt	$W_n = 5\%$
Wichte und Kornverteilung s. 1.3.2.	

Für eine Geschwindigkeitsmessung durch Phasenvergleich wurde das Geophon schrittweise vom Vibrator entfernt, die Entfernung L zum Vibrator gemessen und auf dem Schirm des Zweistrahloszillographen die Phasenverschiebung zwischen Vibrator- und Geophonsignal beobachtet (Bild 43). Bei der praktischen Durchführung beschränkte man sich auf Phasenverschiebungen von π bzw. 2π , die gemessene Entfernung L entspricht damit einem ganzzahligen Vielfachen m der halben Wellenlänge:

$$L = m \cdot \frac{\lambda}{2}$$

Die Geschwindigkeit v ist dann

$$v = \lambda \cdot f = \frac{2 L \cdot f}{m} \quad (24)$$

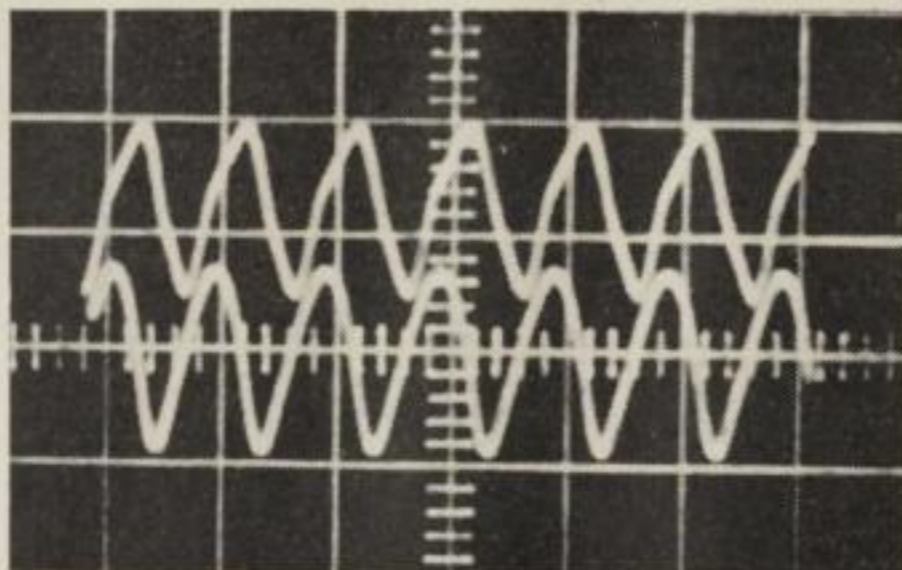


Bild 43. Phasenverschiebung zwischen Vibrator- und Geophonsignal

Die durch Phasenvergleich gemessene Geschwindigkeit ist der Oberflächenwelle zuzuordnen. Für den untersuchten Sand beträgt $v = 80 \text{ ms}^{-1}$. Die Reichweite betrug bei dieser Geschwindigkeitsmessung 6 m. Zur Charakterisierung dieser für Lockerböden günstigen Energiebedingungen wurde eine Absorptionsmes-

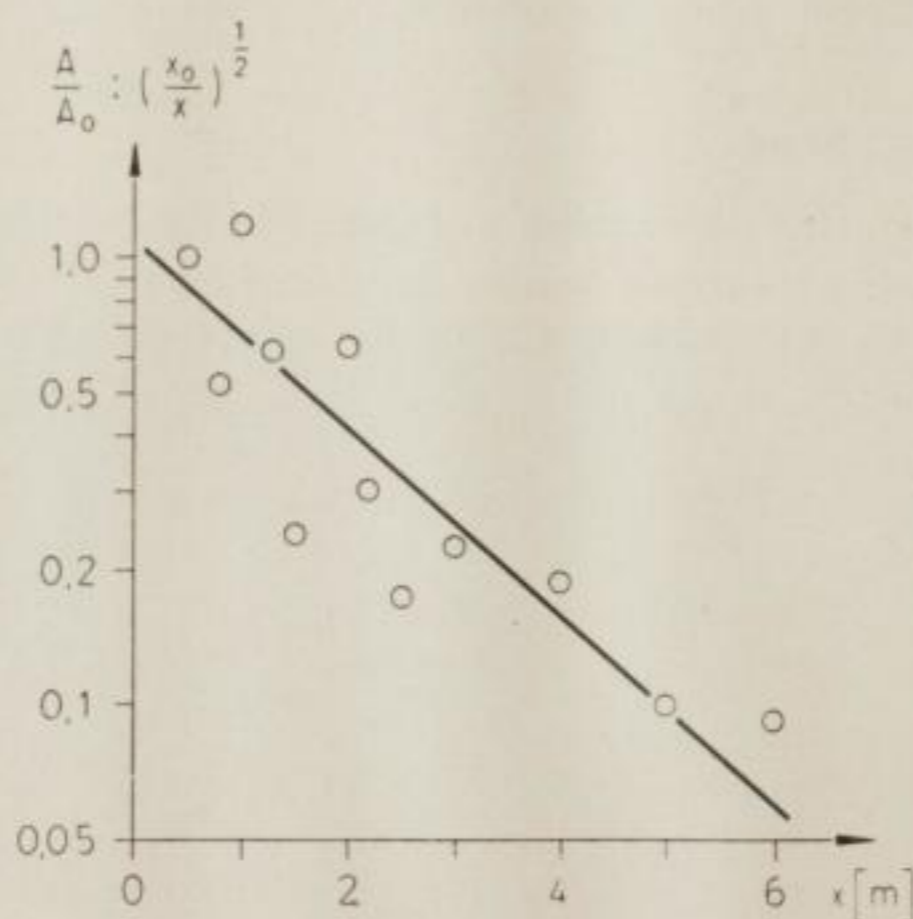


Bild 44. Absorptionsmessung auf Sand

sung (nach [4]) durchgeführt, deren Ergebnis Bild 44 wiedergibt. Der Absorptionskoeffizient α beträgt danach $\alpha = 0,48 \text{ m}^{-1}$. Damit ist

$$A = A_0 \left(\frac{x_0}{x} \right)^{1/2} e^{-0,48(x-x_0)}$$

x_0 = Entfernung zum Vibrator am Bezugspunkt

A_0 = Amplitude am Bezugspunkt

Besondere Beachtung fand bei den Messungen auf Sand die Ankopplung. Beide Ba-Ti-Biegeschwinger wurden auf einer kegelförmigen Aluminiumspitze

(10 cm lang, 6 cm \varnothing) befestigt und diese fest in den Sand gedrückt. Die Schwingungen sowohl des Vibrators als auch des Geophons waren fast durchweg rein sinusförmig.

Das Ziel der Messungen auf Lockerböden bestand in der Bestimmung des Verhältnisses der einzelnen Schwingungskomponenten, um nach den in 2.1. dargestellten Überlegungen die Scherfestigkeit des Bodens zu untersuchen. Dabei beschränkte man sich auf den zweidimensionalen Fall, d. h. auf die Messung von Z und H_{II} . Es wurde das Verhältnis Z/H_{II} in Abhängigkeit von der Frequenz in verschiedenen Entfernungen vom Vibrator aufgenommen, um den Einfluß der dynamischen Beanspruchung zu berücksichtigen.

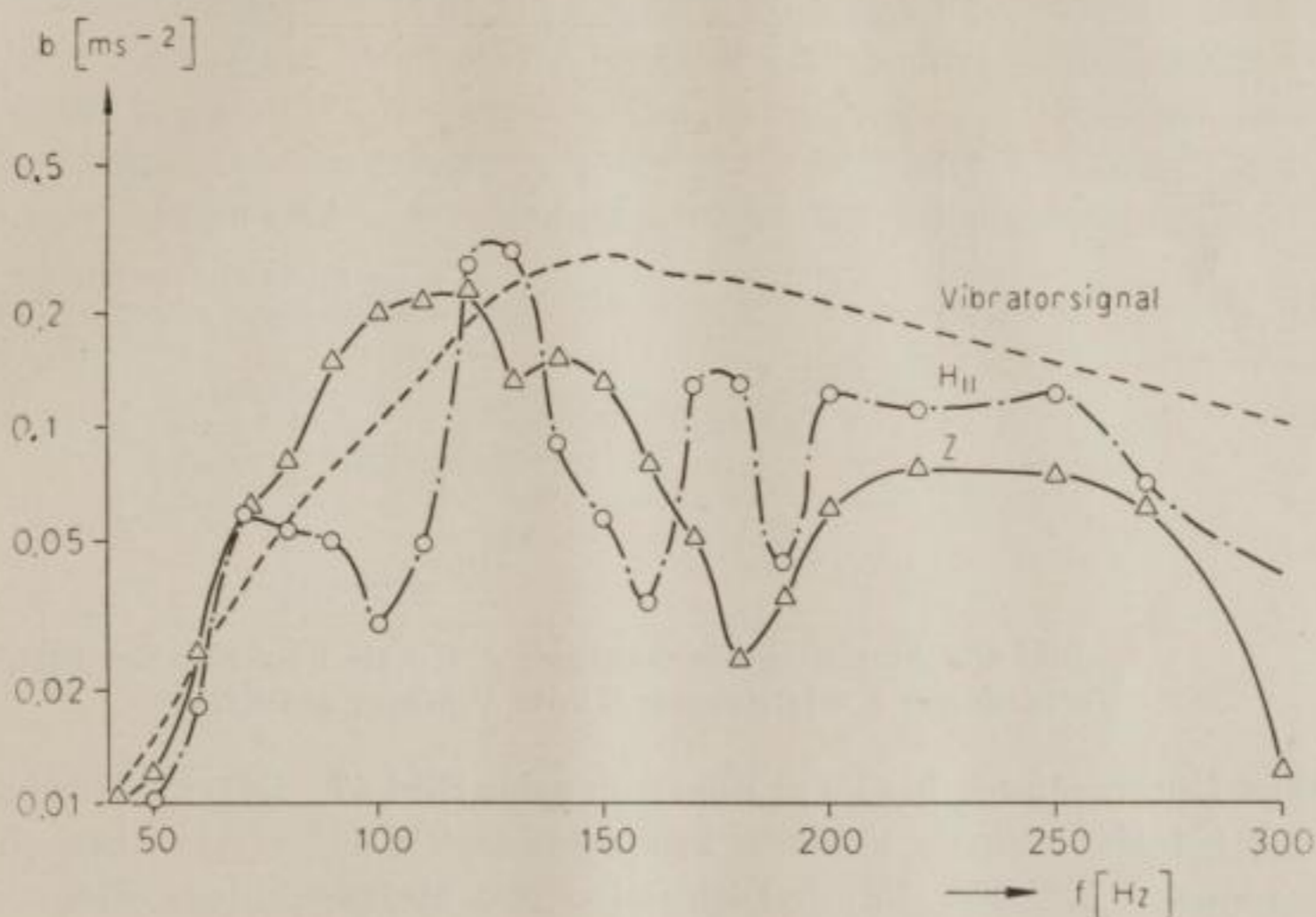


Bild 45. Abgestrahltes Vibratorsignal und Resonanzkurven der Z - und H_{II} -Komponente auf Sand

Entfernung Vibrator-Geophon $L = 2$ m

b = Beschleunigungsamplitude am Empfänger

Bild 45 zeigt das an den Boden abgestrahlte Vibratorsignal, das eine eindeutige Vorzugsfrequenz bei 150 Hz hat, und im Vergleich dazu die Resonanzkurven der Z - und der H_{II} -Komponente. Daraus geht hervor, daß die H_{II} -Komponente im Bereich von 70 bis 120 Hz und von 130 bis 170 Hz je ein Minimum aufweist, das der Kurve einen sehr unregelmäßigen Verlauf gibt und das Verhältnis Z/H_{II} beträchtlich beeinflußt. Im zweiten Bereich waren die Schwingungen nachweislich unsauber (Überlagerungen), so daß vermutlich das Bild durch eine störende Schwingung verfälscht wird. Unter der Annahme, daß die H_{II} -Komponente einen der Z -Komponente ähnlichen Resonanzverlauf zeigen würde, folgt aus Bild 45, daß im Frequenzbereich unter 70 Hz $Z > H_{II}$, darüber $Z < H_{II}$ ist. Die Kurve Z/H_{II} ist mit Einzeichnung der stark abweichenden Werte in Bild 46b dargestellt. Ihr Verlauf wird durch eine zweite Messung am gleichen Punkt mit niedrigerer Erregungsamplitude bestätigt.

Die Kurve Z/H'' in einer Entfernung $L = 1$ m (Bild 46a) zeigt bis 100 Hz einen gleichmäßigen Abfall und scheint dann von der Resonanz beeinflusst zu sein, indem sie diese in den Flanken begleitet und in deren Maximum ein schwaches relatives Minimum hat.

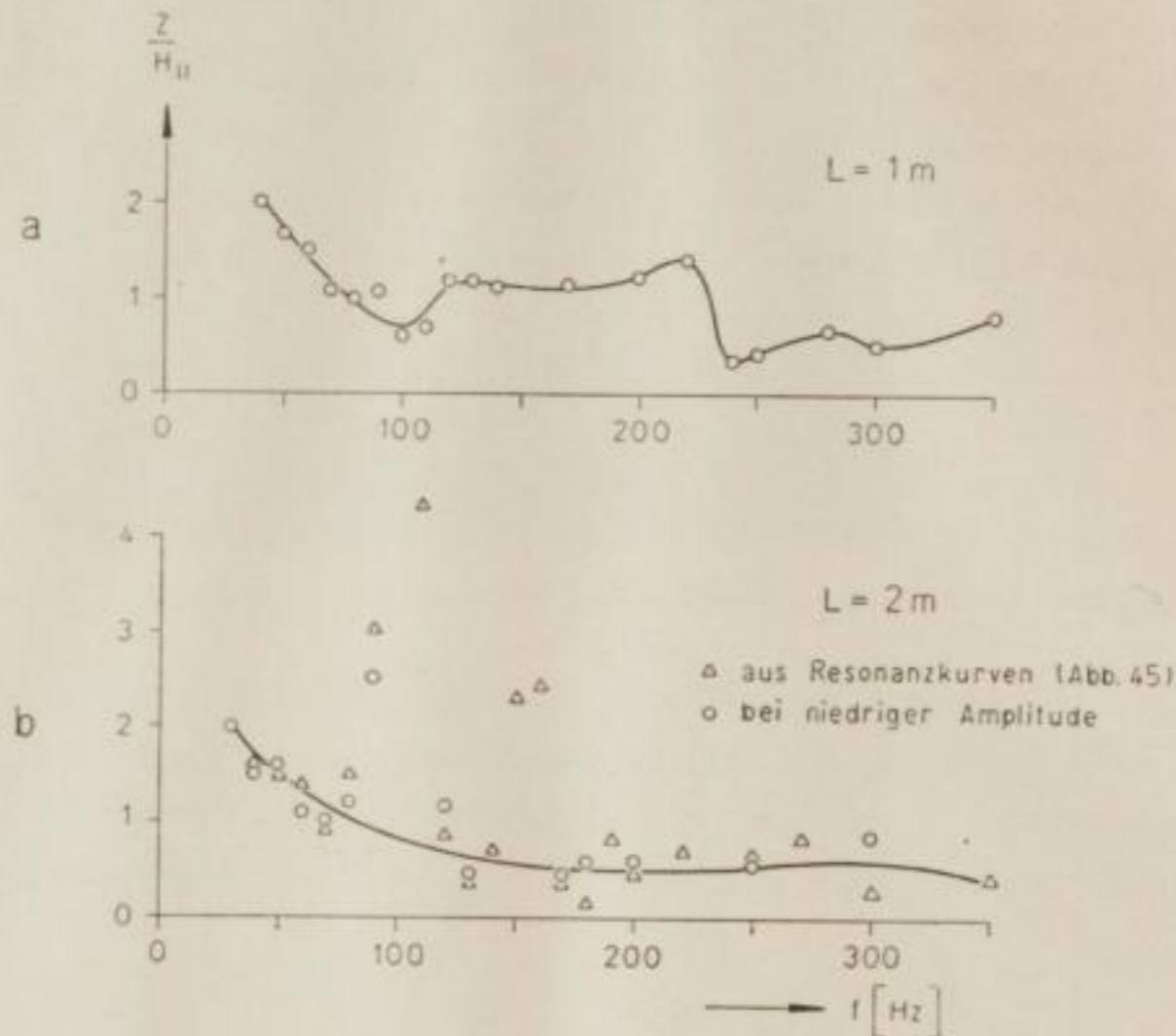


Bild 46. Amplitudenverhältnisse Z/H'' als Funktion der Frequenz in verschiedenen Entfernungen L vom Vibrator auf Sand

Eine Untersuchung in einem Bohrloch zeigt Bild 47. Es tritt der gleiche Abfall auf, jedoch in einem höheren Frequenzbereich und etwas überhöht in Z/H'' gegenüber Bild 46b. Eine Diskussion der Meßergebnisse erfolgt unter 2.5.

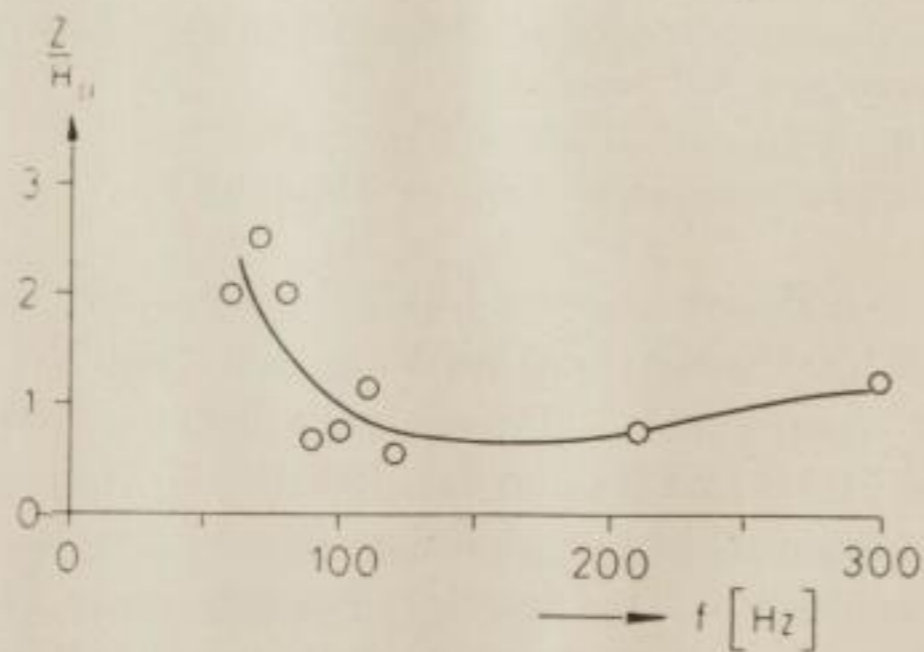


Bild 47. Z/H'' als Funktion der Frequenz in einer Tiefe von 0,5 m im Sand $L = 2$ m

2.4. Vibratormessungen auf bindigem Boden

Die Versuche wurden in der Lehmgrube Gorbitz bei Dresden unter den gleichen Verhältnissen durchgeführt, denen die ungestörten Bodenproben und deren

daraus bestimmte Kennwerte entsprechen (vgl. 1.3.3.). Der Anschnitt zeigte gleichmäßige Lehmbedeckung von etwa 6 m Mächtigkeit.

Geschwindigkeitsmessungen durch Phasenvergleich (s. 2.3.) ergaben eine mittlere Geschwindigkeit der Oberflächenwelle von 165 ms^{-1} . Dabei wurde eine Reichweite von maximal 3 m erzielt.

Wie bei den Messungen auf Sand wurde auch hier das Verhältnis Z/H_{II} in Abhängigkeit von der Frequenz und in verschiedenen Entfernungen vom Vibrator aufgenommen (Bild 48). Unter Ausnutzung der Vorzugsfrequenz zeigen die Kurven bis 70 Hz horizontalen Verlauf, dann einen Abfall und oberhalb 100 Hz im allgemeinen zwei relative Maxima und ein Minimum. Zum Vergleich wurden die Vorzugsfrequenzen (190 bis 200 Hz) in Z und H_{II} eingezeichnet, womit deutlich wird, daß die Kurven Z/H_{II} die Flanken der Resonanz begleiten und in deren Maximum durch die größere Resonanz in H_{II} ein Minimum besitzen, wie es bereits bei den Messungen auf Sand beobachtet wurde. Das Komponentenverhältnis wird also weitgehend von der Vorzugsfrequenz beeinflusst.

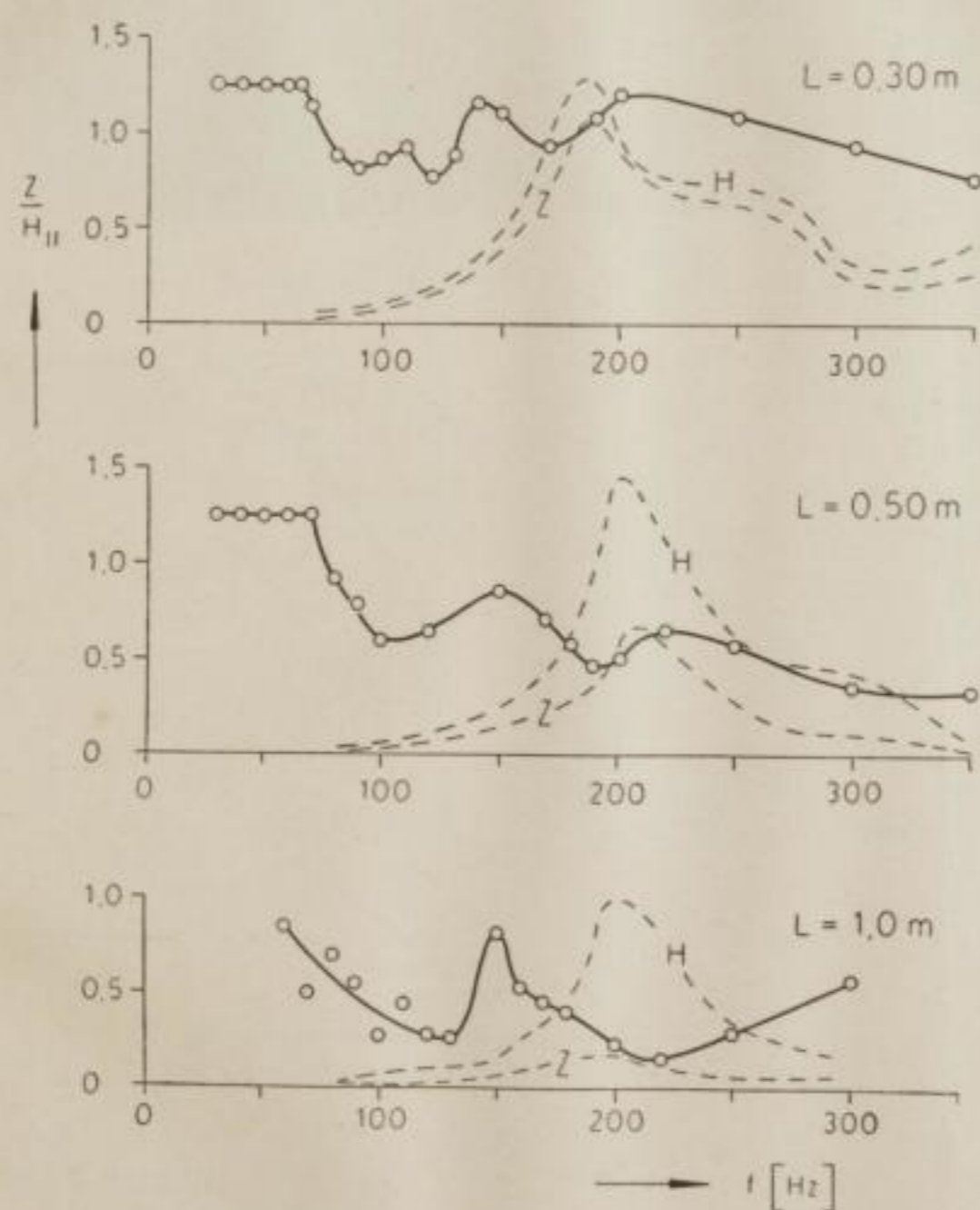


Bild 48. Z/H_{II} als Funktion der Frequenz mit maximaler Amplitude auf Lehm

Um diesen Einfluß auszuschalten, wurde die Empfängeramplitude (Z) über den gesamten Frequenzbereich konstant gehalten (Bild 49). In verschiedenen Entfernungen zeigt sich unabhängig von der Höhe der Amplitude deutlich eine Verminderung von Z/H_{II} bei 70 Hz. Das bei 150 Hz auftretende Maximum ver-

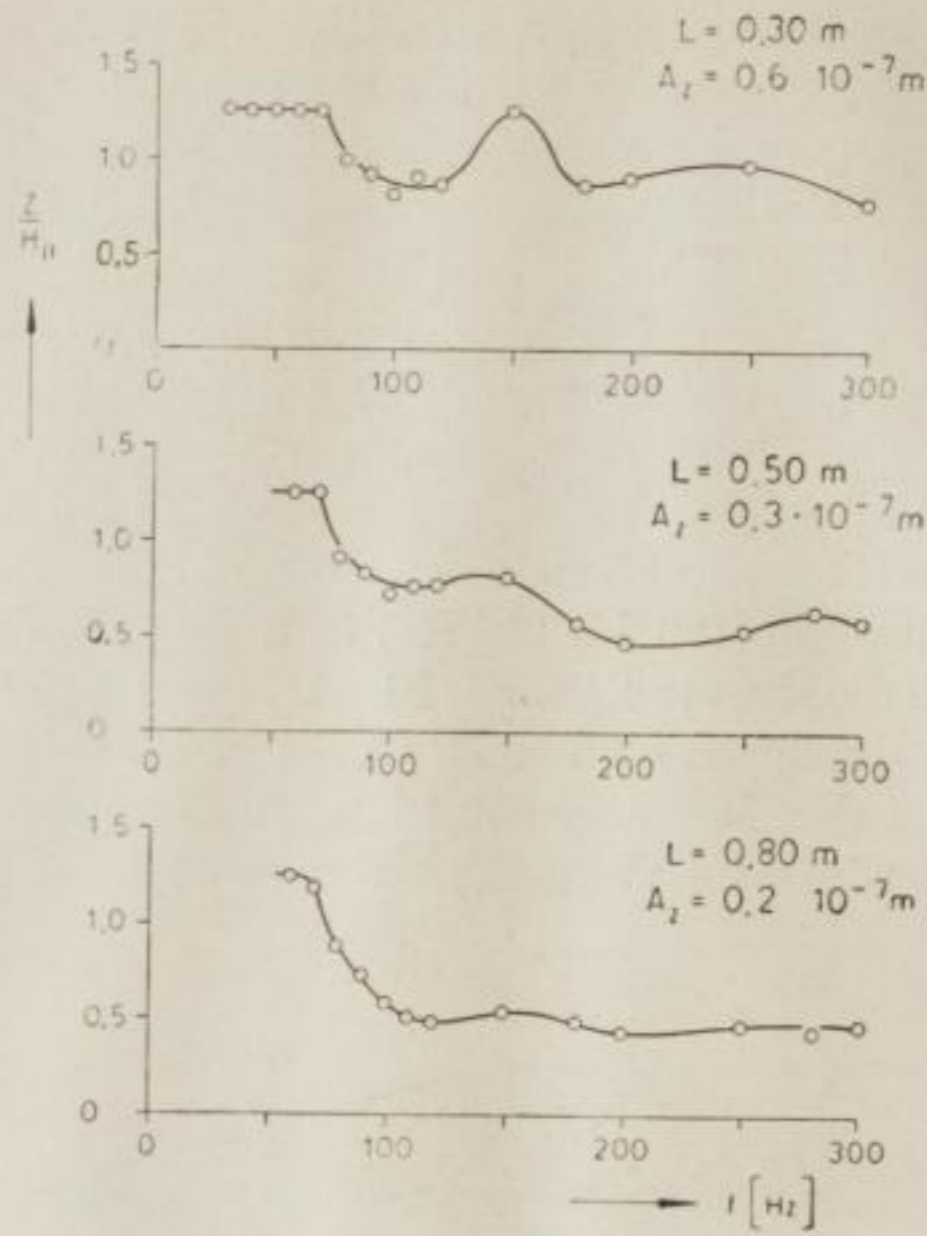


Bild 49. Z/H'' als Funktion der Frequenz auf Lehm.

Empfängeramplitude A_z jeweils konstant

L = Entfernung Vibrator-Geophon

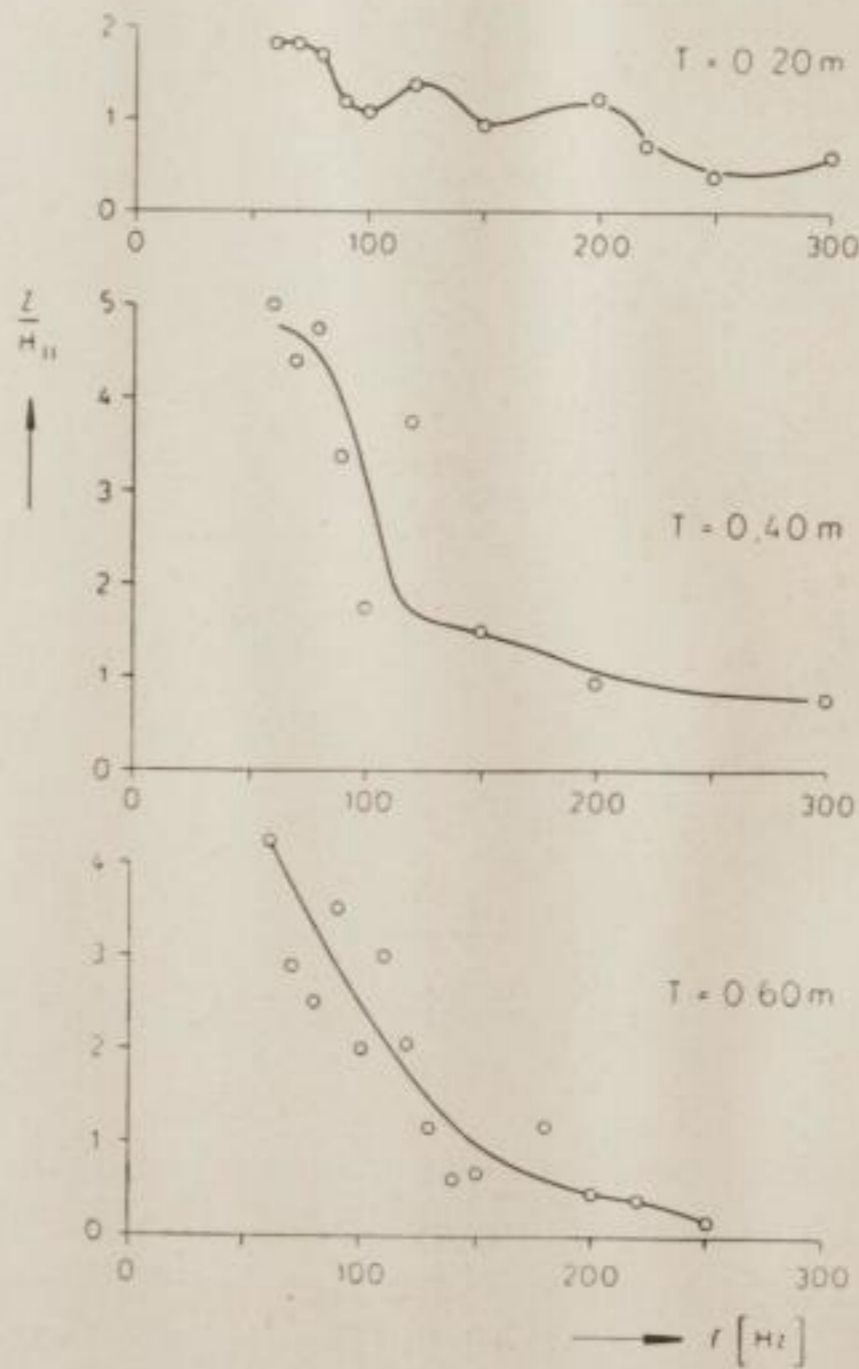


Bild 50. Z/H'' als Funktion der Frequenz auf Lehm. Untersuchungen im Bohrloch.

Empfängeramplitude $A_z = 0,2 \cdot 10^{-7} \text{ m}$

Entfernung Vibrator-Bohrloch $L = 0,80 \text{ m}$
 T = Bohrlochtiefe

schwindet mit zunehmender Entfernung vom Vibrator und gehört wahrscheinlich einem Schwingungssystem Vibrator-Boden in Vibratornähe an, das vorwiegend in Z schwingt und sich der eigentlichen Bodenschwingung überlagert. Untersuchungen des Komponentenverhältnisses nach der Tiefe in einem Bohrloch (Bild 50) ergaben eine Vergrößerung des Wertes $Z/H_{//}$ im unteren Frequenzbereich und eine Verschiebung des Abfalles von 70 auf > 100 Hz. Aus gemessenen Verhältnissen $Z/H_{//}$ und der zusätzlich bestimmten Phasenverschiebung zwischen beiden Komponenten (Bild 51) wurden die Bewegungen der Bodenteilchen konstruiert (Bild 52). Bemerkenswert sind die charakte-

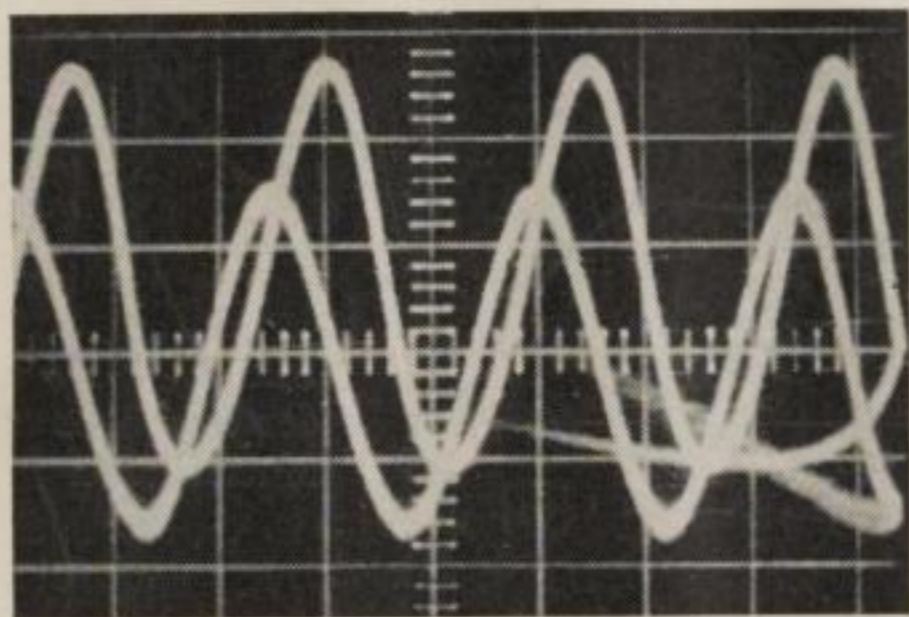


Bild 51. Vergleich der Phasenlage der Z - zur $H_{//}$ -Komponente am Zweistrahloszillograph
 $\varphi = 70^\circ$

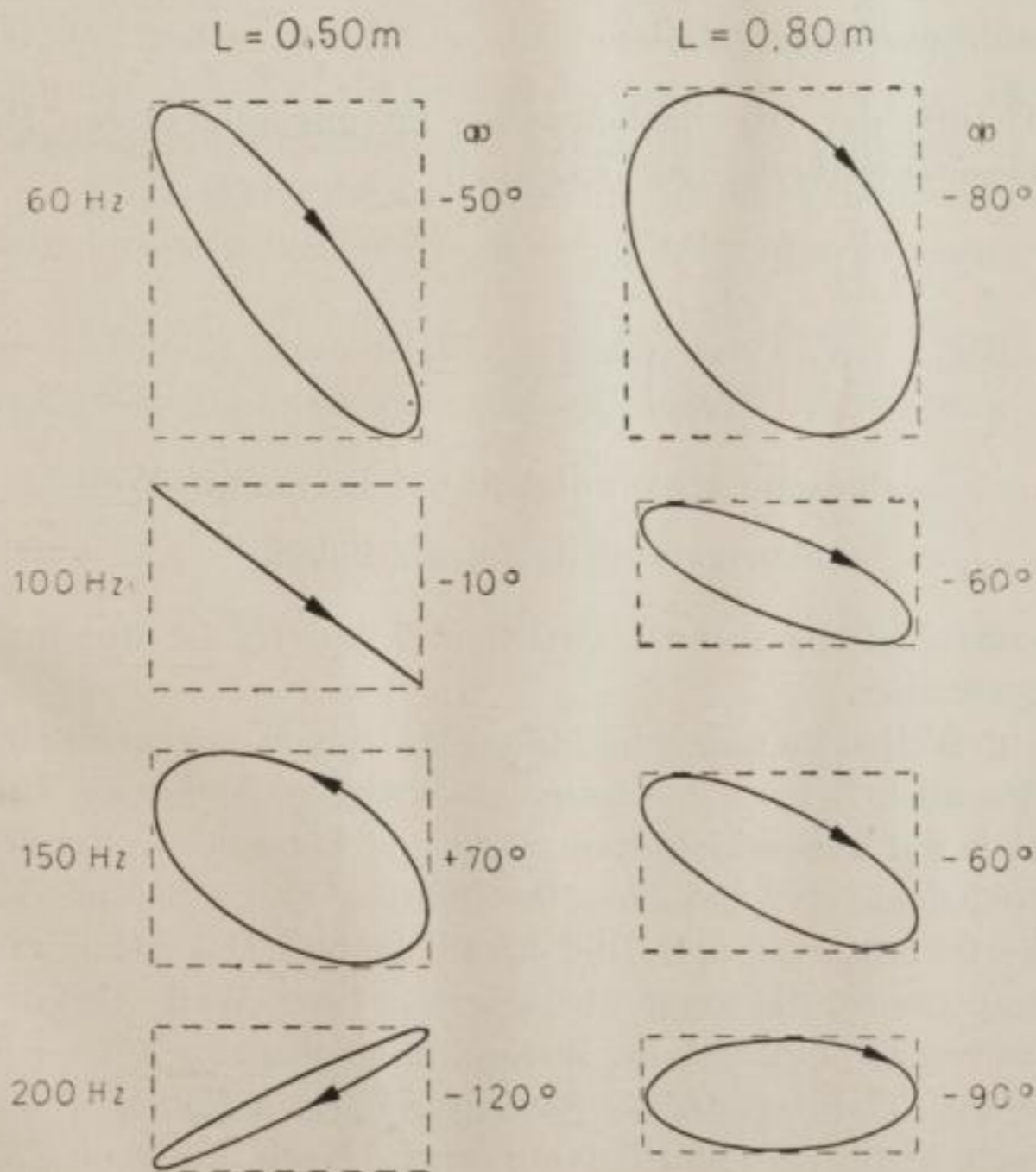


Bild 52. Darstellung der Bodenbewegung für verschiedene Entfernungen und Frequenzen

ristisch elliptische Form, die Abnahme der Vertikalkomponente mit steigender Frequenz und eine größere Unregelmäßigkeit der Schwingungsellipsen in Vibratornähe ($L = 0,50$ m).

Die Tendenz des Kurvenverlaufs von Z/H_{II} wird bestätigt durch eine Messung auf geschichtetem Untergrund (Bild 53). Die Lagerungsverhältnisse sind 1,20 m lehmiger Mutterboden (Aufschüttung) über Gneis.

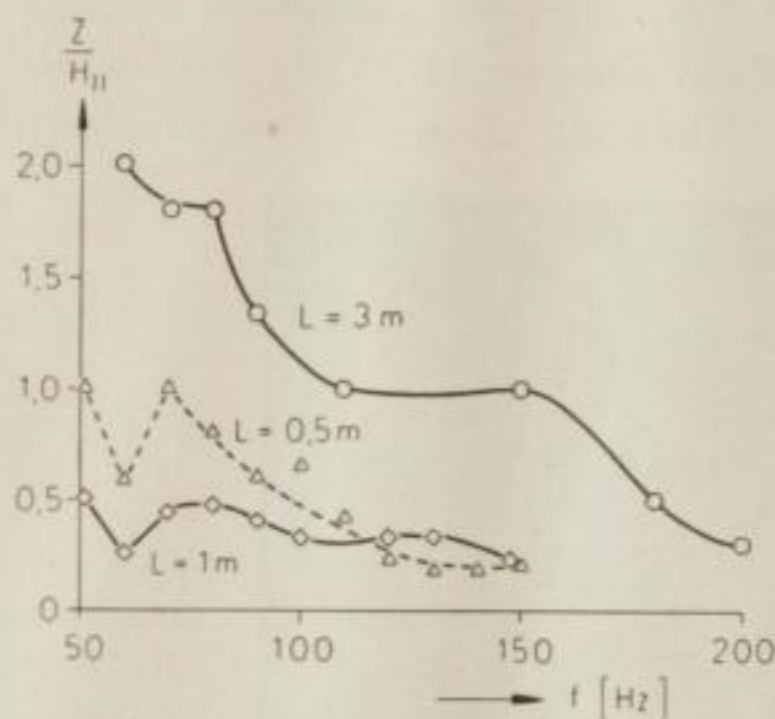


Bild 53. Z/H_{II} als Funktion der Frequenz auf lehmigem Mutterboden

2.5. Diskussion der Meßergebnisse

Nach der Theorie der Oberflächenwellen im ungeschichteten Halbraum gilt für das Komponentenverhältnis (nach [4])

$$\frac{Z}{H_{II}} = i \frac{\left(1 - \frac{v^2}{v_{Tr}^2}\right)^{1/2}}{\left(1 - \frac{v^2}{2v_{Tr}^2}\right)} \quad (25)$$

v = Phasengeschwindigkeit der RAYLEIGH-Welle

v_{Tr} = Transversalwellengeschwindigkeit

Die Phasenverschiebung von $\pi/2$ zwischen Z und H_{II} ist durch die imaginäre Einheit ausgedrückt.

Da RAYLEIGH-Wellen im ungeschichteten Medium theoretisch keine Dispersion zeigen, dürfte auch Z/H_{II} keine frequenzabhängige Änderung aufweisen. Die Messungen, die auf ungeschichtetem Sand und Lehmboden durchgeführt wurden, ergaben jedoch, daß bei einer bestimmten Frequenz eine Verminderung des Z/H_{II} -Wertes eintrat (s. z. B. Bild 46, 48, 49, 50). Das stellenweise Auftreten einer H -Komponente, die einer überlagerten LOVE-Welle zugeordnet werden kann, läßt vermuten, daß sich im Boden infolge der zunehmenden Lagerungsdichte nach der Tiefe elastische Schichtgrenzen befinden, die visuell bzw. stratigraphisch nicht zu identifizieren sind. Nach FÖRTSCH ([5], [6]) lassen sich die in Lockerböden angeregten Oberflächenwellen als RAYLEIGH-Wellen deuten, die sich wie in einer elastischen Schicht mit starrer Unterlage ausbreiten

(Fall der speziellen RAYLEIGH-Welle). Davon ausgehend, erhält GIESE [6] für das Verhältnis Z/H'' die Beziehung

$$\frac{Z}{H''} = i \frac{\left(2 - \frac{k^2}{2}\right) - \left(2 - \frac{k^2}{2}\right) \cos szH \cos rzH + \left(rs + \frac{2 - k^2}{2rs}\right) \sin rzH \sin sH}{\frac{rk^2}{2} \sin rzH \cos szH + \frac{k^2}{2s} \sin szH \cos rzH} \quad (26)$$

mit

$$k = \frac{\omega}{v_{Tr}}$$

$$\omega = 2\pi f = \text{Kreisfrequenz}$$

$$z = \frac{\omega}{v} = \text{Wellenzahl}$$

$$r = \left(\frac{v^2}{v_L^2} - 1\right)^{1/2}$$

$$s = \left(\frac{v^2}{v_{Tr}^2} - 1\right)^{1/2}$$

$$H = \text{Schichtmächtigkeit}$$

Unter der Vorgabe einer Schichtmächtigkeit $H = 2$ m ergeben sich für Sand mit $v_{Tr} \approx 100$ m/s und $\sigma = 0,25$ ($\sigma = \text{POISSON-Zahl}$) sowie für Lehm mit $v_{Tr} \approx 200$ m/s und $\sigma = 0,35$ die in Bild 54 dargestellten Kurven. Diese Kurven können höchstens zu einer qualitativen Erklärung der gemessenen Frequenzabhängigkeit der Z/H'' -Werte dienen. Eine quantitative theoretische Beschreibung der Meßergebnisse ist infolge des zu wenig bekannten Wellenmechanismus nicht möglich.

Mit Hilfe der in Bild 54 dargestellten Funktionen $Z/H'' = Z/H''(f)$ für die spezielle RAYLEIGH-Welle kann auch die auffallende Überhöhung des Wertes

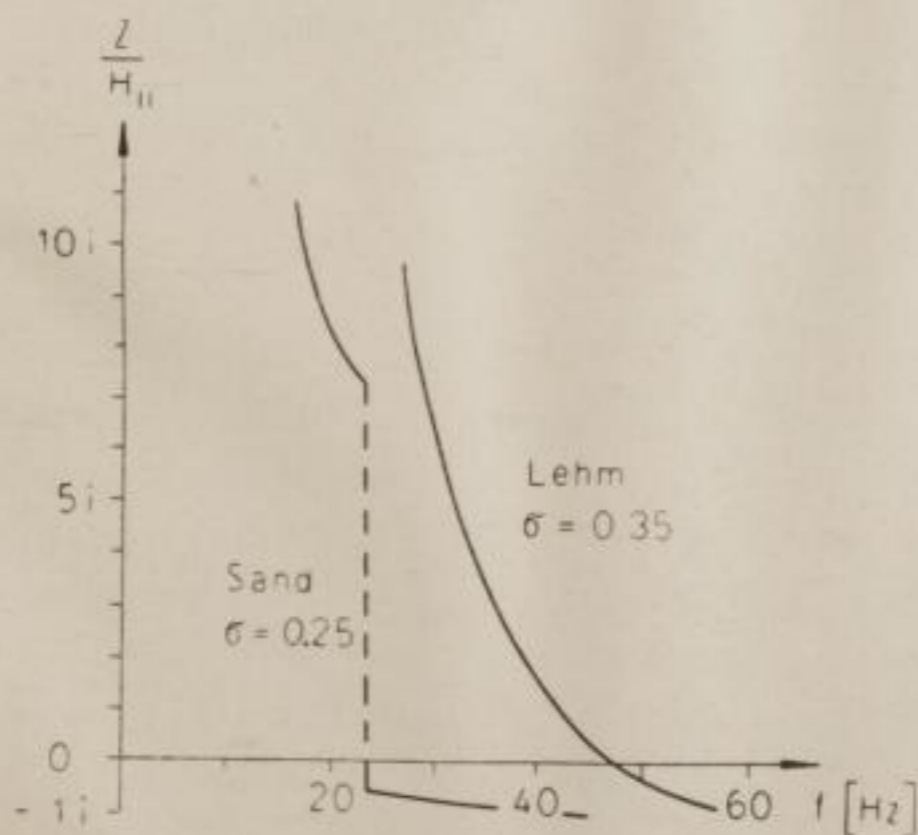


Bild 54. Verhältnis Z/H'' der speziellen RAYLEIGH-Welle als Funktion der Frequenz für Sand und Lehm (umgezeichnet nach GIESE [6])

$Z/H_{,,}$ in Bild 53 für $L = 3$ m erklärt werden. Da es sich hier um einen geschichteten Untergrund handelt, macht sich bei dieser weiten Aufstellung möglicherweise bereits das Gneis-Fundament durch eine Vergrößerung von Z in niedrigen Frequenzen bemerkbar.

Ein Vergleich der Ergebnisse auf Sand und Lehm zeigt, daß in beiden Fällen die Werte $Z/H_{,,}$ nach höheren Frequenzen hin abnehmen. Diese Abnahme erfolgt bei bindigem Boden plötzlich von einer bestimmten Frequenz an, bei rolligem Material allmählich, wobei ein steilerer Abfall oder Knickpunkt möglicherweise in dem mit der verwendeten Apparatur nicht meßbaren Bereich < 50 Hz liegen kann.

a. V.
In 2.
keit
von
meß
Wert
Labor
in Bö
Z/H.
expe

3. Gegenüberstellung der Laborversuche und der Vibratormessungen

In 2.1. hatten wir gezeigt, daß das Verhältnis Z/H_{II} ein Maß für die Scherfestigkeit des Bodens sein kann. Die bei allen Messungen beobachtete Verminderung von Z/H_{II} von einer bestimmten Frequenz an läßt vermuten, daß infolge dynamischer Beanspruchung des Bodens durch die Vibratorschwingungen die Scherfestigkeit des Bodens abnimmt. Es werden deshalb die Ergebnisse je eines Laborversuches und der Messungen im Gelände für Sand in Bild 55 und Lehm in Bild 56 gegenübergestellt. Daran wird deutlich, daß der Verlauf der Kurven $Z/H_{II} = Z/H_{II}(f)$ und $\mu = \mu(b)$ in gewissen Bereichen ähnlich ist. Somit ist experimentell bestätigt, daß zwischen dem Amplitudenverhältnis Z/H_{II} der

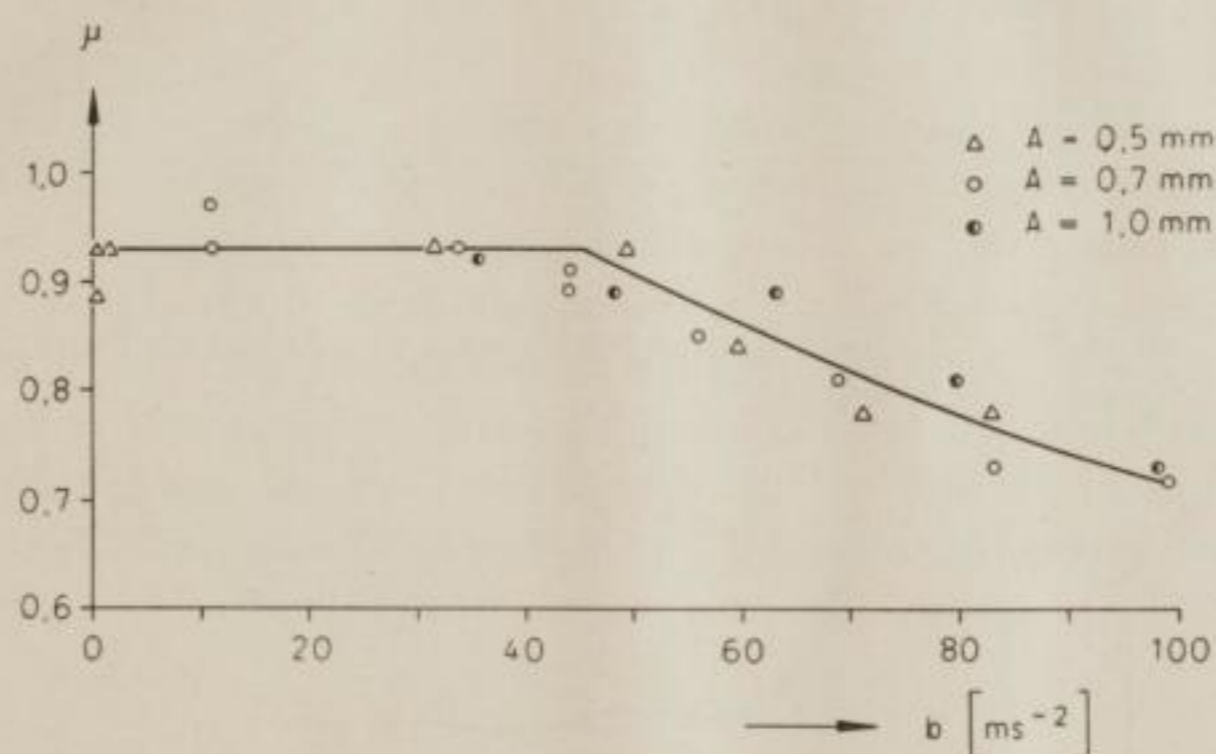


Bild 55a. Innerer Reibungsbeiwert μ von Sand als Funktion der Schwingbeschleunigung

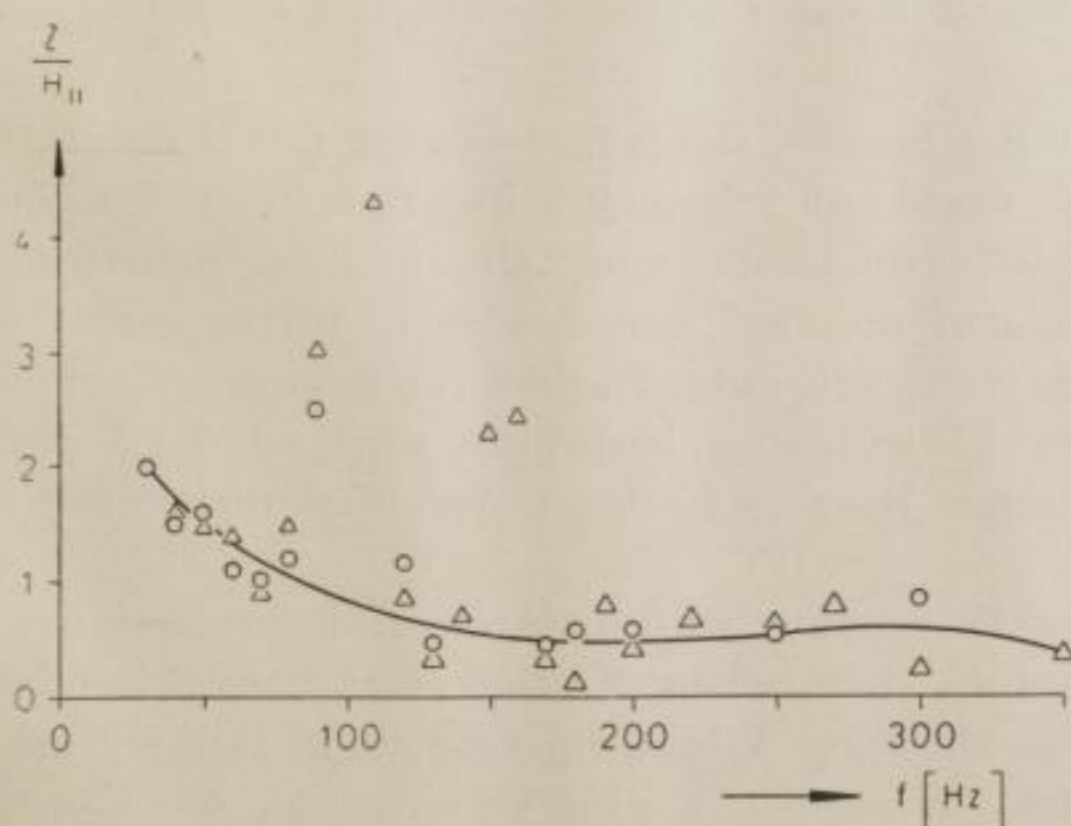


Bild 55b. Z/H_{II} als Funktion der Frequenz auf Sand

elastischen Wellen und der Scherfestigkeit unter dynamischer Beanspruchung ein Zusammenhang besteht. Bei Sand erfolgt eine Verminderung des Verhältnisses Z/H_{II} , bzw. der Scherfestigkeit nach einer e -Funktion mit steigender Frequenz bzw. Beschleunigung. Bei Lehm tritt ein scharfer Knickpunkt auf, der Abfall ist steiler ausgebildet.

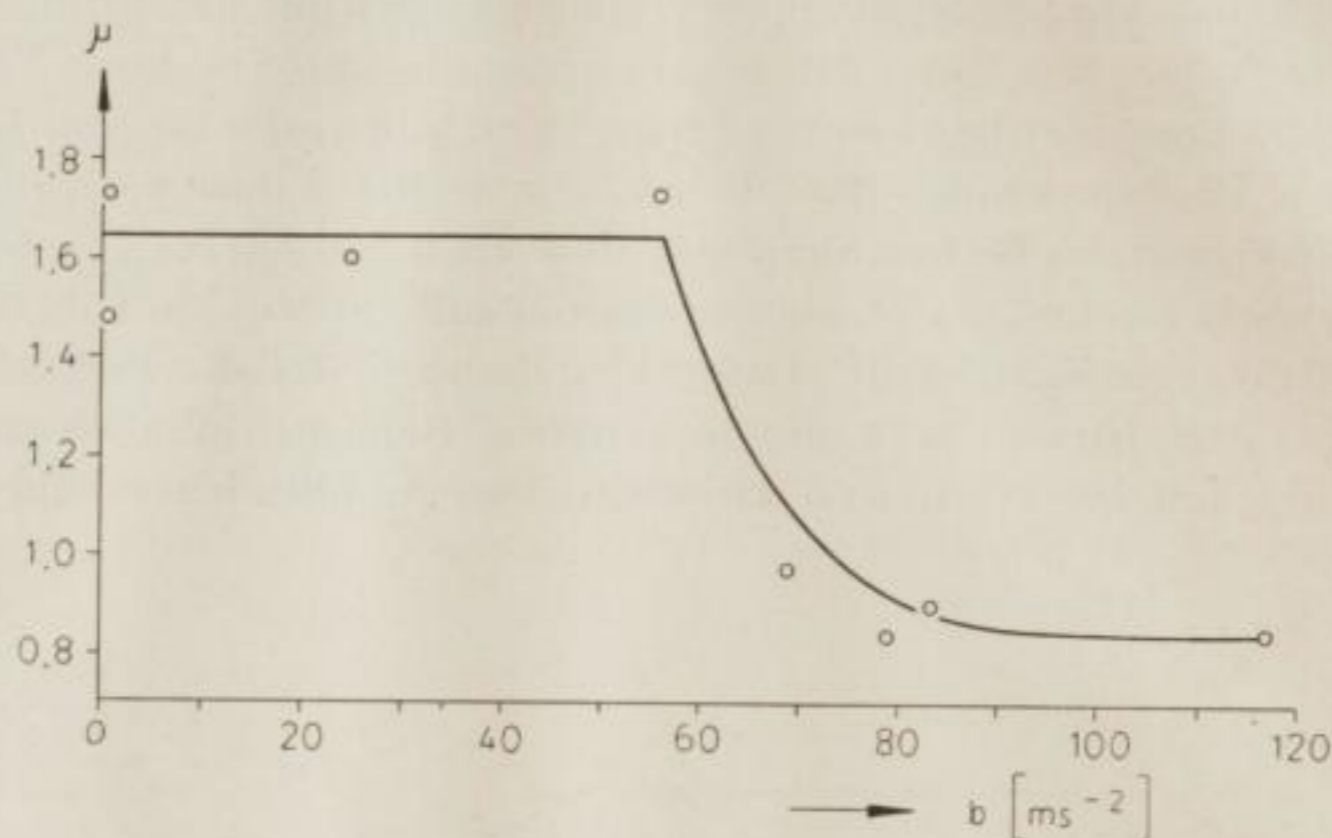


Bild 56a. Innerer Reibungsbeiwert μ von Lehm als Funktion der Schwingungsbeschleunigung

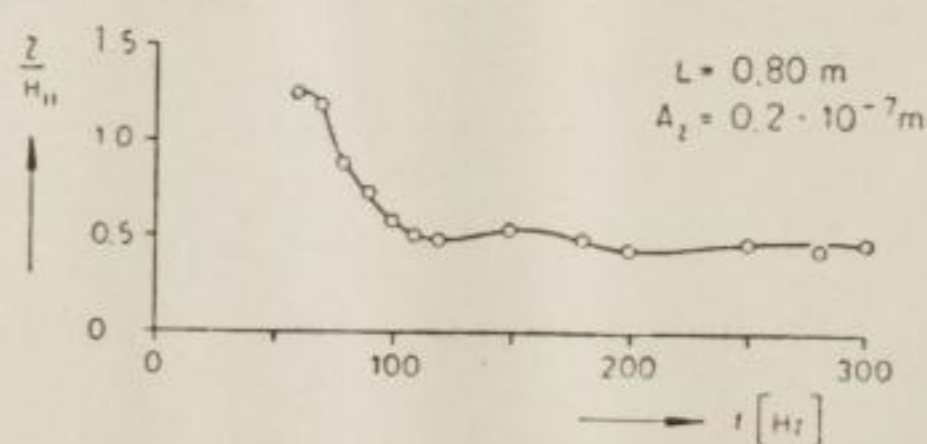


Bild 56b. Z/H_{II} als Funktion der Frequenz auf Lehm

Eine quantitative Bestimmung der Scherfestigkeit mit Hilfe elastischer Wellenfelder stößt z. Z. noch auf folgende Schwierigkeiten: Ein Zusammenhang zwischen der absoluten Größe von Z/H_{II} und der Scherfestigkeit besteht nach Untersuchungen an zwei verschiedenen Böden nicht. Während die Abnahme der Scherfestigkeit unter Einfluß von Schwingungen maßgebend von der Schwingbeschleunigung beeinflusst wird, ist die Verminderung von Z/H_{II} nach Messungen bei verschiedenen Amplituden eindeutig eine Funktion der Frequenz.

Eine quantitative Auswertung wird dadurch erschwert, daß die Abnahme der Scherfestigkeit unter dynamischem Einfluß stark vom Seitendruck, d. h. von der Lagerungstiefe abhängt. Vibratormessungen in Bohrlöchern ergaben eine Vergrößerung von Z/H_{II} und z. T. eine Verschiebung des Knickpunktes nach höheren Frequenzen (Bild 47 und 50).

Die Ergebnisse der Vibratormessungen zeigten z. T. streuende Meßwerte. Ursache ist die geringe zur Verfügung stehende Anregungsenergie. Die Entfernung vom Vibrator konnte infolgedessen nur klein gewählt werden (< 2 m). Es wurde beobachtet, daß sich in Nähe des Vibrators Interferenzen des Schwingungssystems Vibrator-Boden mit der eigentlichen Bodenschwingung ausbildeten. Durch Verwendung eines leistungsstärkeren Vibrators können diese Fehlereinflüsse beseitigt werden.

Bei Sand liegt ein Knickpunkt möglicherweise unterhalb 40 Hz. Es besteht deshalb die Forderung nach einem Bodenvibrator, der auch im Frequenzbereich < 40 Hz leistungsstarke Signale gibt.

Eine Auswertung der Z/H_{ν} -Messungen kann jedoch mit Hilfe der Knickpunktfrequenz erfolgen. Für den Fall, daß bei der Messung auf Sand (Bild 46b) ein Knickpunkt unterhalb 40 Hz vorhanden wäre, folgt aus Vergleich mit Bild 49, daß die Frequenz des Knickpunktes dem Reibungsbeiwert direkt proportional ist: Für Lehm ist $\mu = 1,7$ (statisch), $f_K = 70$ Hz ($f_K =$ Frequenz des Knickpunktes), für Sand $\mu = 0,7$ (bei einer Lagerungsdichte mit $\gamma_t = 1,5$ Mpm $^{-3}$), $f_K < 40$ Hz. Damit entspricht einem Unterschied im Reibungsbeiwert von 1,0 eine Differenz der Knickpunktfrequenz von 30 Hz oder mehr. Gelingt es, die Lage des Knickpunkts genau zu bestimmen, ergibt sich die Möglichkeit, innerhalb eines Baugrundes die Größe der Scherfestigkeit relativ zu überprüfen. Zu diesem Zweck müßten Messungen des Verhältnisses Z/H_{ν} im Bereich des Knickpunkts an einer größeren Anzahl verschiedener Bodenarten mit einem im Frequenzbereich 20 bis 100 Hz leistungsstarken Bodenvibrator erfolgen, um Genauigkeit und Reproduzierbarkeit der Methode zu überprüfen.

Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit stellt einen Beitrag zur bodenmechanischen Kennwertbestimmung, speziell der Scherfestigkeit und deren Änderung unter dem Einfluß wirksamer Erschütterungen, mit Hilfe von Laborversuchen und seismischen Messungen in situ dar.

Es wurde der Einfluß von Schwingungen auf die Scherfestigkeit von Lockerböden mittels eines Triaxialgerätes untersucht, das auf einen Schwingtisch montiert war. Das Ergebnis läßt sich wie folgt zusammenfassen:

1. Unter dynamischer Beanspruchung erfolgt eine Verminderung des inneren Reibungsbeiwertes, die maßgebend von der Schwingbeschleunigung beeinflußt wird.
2. Die Abnahme der Scherfestigkeit ist abhängig von der Lagerungstiefe und erfolgt nach

$$\mu(b, T) = \mu_K e^{-0,0017 \frac{(b - b_K)}{T^2}}$$

b = Schwingbeschleunigung

T = Lagerungstiefe

für trockenen Heller-Sand bei einer Lagerungstiefe mit $\gamma_t = 1,68 \text{ Mpm}^{-3}$.

3. Die Frequenz des Knickpunktes, von dem an die Scherfestigkeit abnimmt, ist abhängig von der Lagerungsdichte.

Im zweiten Teil wurde das Verhältnis der Vertikal- zur Horizontalkomponente der Oberflächenwellen, das als Maß für die Scherfestigkeit angesehen werden kann, mit Hilfe eines Bodenvibrators auf Sand und Lehm in Abhängigkeit von der Frequenz gemessen. Die Messungen zeigen übereinstimmend einen Abfall der Kurve $Z/H_{//} = Z/H_{//}(f)$ von einer bestimmten Frequenz an.

Es konnte nachgewiesen werden, daß zwischen dem Verhältnis der Vertikal- zur Horizontalkomponente von Oberflächenwellen und der Verminderung der Scherfestigkeit bei Vibration ein qualitativer Zusammenhang besteht. Eine quantitative Bestimmung der Scherfestigkeit aus Vibratormessungen stößt zur Zeit noch auf einige Schwierigkeiten. Mit Hilfe der Frequenz des Knickpunktes in der Kurve $Z/H_{//} = Z/H_{//}(f)$ ergibt sich die Möglichkeit einer relativen Überprüfung der Scherfestigkeit innerhalb eines Baugrundes. Voraussetzung dazu ist, daß der Verlauf der Kurve $Z/H_{//}$ und damit die Lage des Knickpunktes genau und eindeutig bestimmt werden kann.

Der Abschluß vorliegender Arbeit ist dem Verfasser willkommener Anlaß, seinem hochverehrten Lehrer, Herrn Prof. Dr. phil. O. MEISSER, für die

Themenstellung, die richtungweisende wissenschaftliche Förderung der Arbeit und die praktischen Ratschläge aufrichtig zu danken.

Für zahlreiche wertvolle Hinweise und ständige Beratung sei Herrn Prof. Dr. rer. nat. habil. H. MILITZER gedankt. Herrn Ing. M. SCHNABEL und allen Mitarbeitern des Institutes für Angewandte Geophysik der Bergakademie Freiberg, die zur technischen Ausführung der Arbeit beigetragen haben, gebührt Dank für ihre Unterstützung.

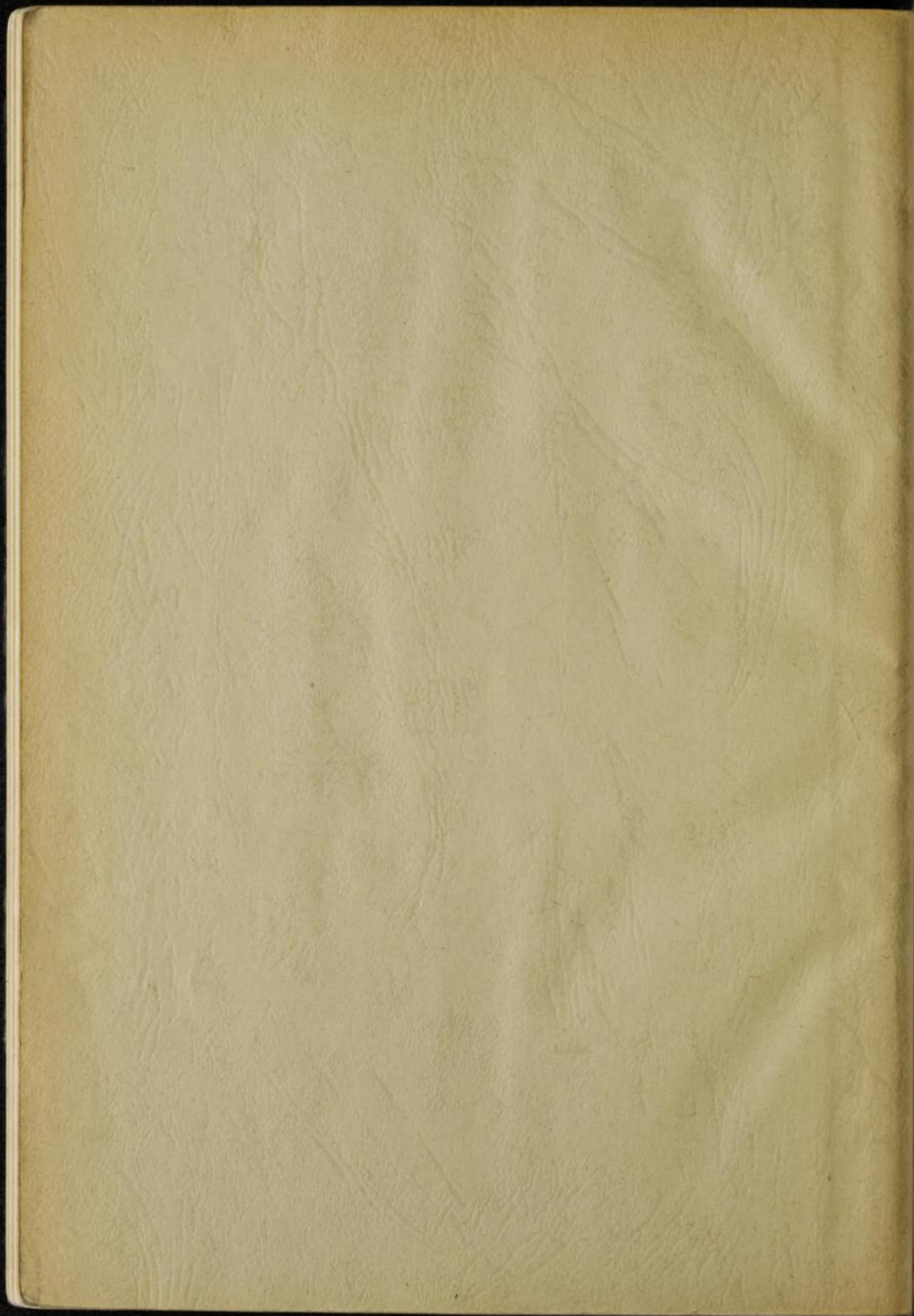
Dem Institut für Grundbau und Baugrundmechanik der Technischen Universität Dresden und seinem Direktor, Herrn Prof. Dipl.-Ing. KINZE, ist der Verfasser für die großzügige Bereitstellung von Laborgeräten und die Mitteilung fachlicher Erfahrungen zu Dank verpflichtet.

LITERATUR

- [1] BARTELS, J.: Lexikon der Geophysik. Fischer, Frankfurt—Hamburg, 1960
- [2] BENDEL, L.: Ingenieurgeologie, Teil I, Wien, 1949
- [3] BERNATZIK, W.: Baugrund und Physik. Zürich, 1947
- [4] BORNEMANN, G.: Grundlagen und Auswerteverfahren der dynamischen Baugrundseismik. Freib. Forsch.-H. C 65, Berlin (1959)
- [5] FÖRTSCH, O.: Deutung von Dispersions- und Absorptionsbeobachtungen an Oberflächenwellen. Gerl. Beitr. Geoph. **63** (1953) 1, S. 16-58
- [6] GIESE, P.: Die Bestimmung der elastischen Eigenschaften und der Mächtigkeit der Lockerböden mit Hilfe von speziellen Rayleighwellen. Gerl. Beitr. Geoph. **66** (1957) 4, S. 274—312
- [7] HANSEN, J. B.; LUNDGREN, H.: Hauptprobleme der Bodenmechanik. Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1960
- [8] KEIL, K. F. G.: Geotechnik, Halle, 1959
- [9] KÉZDI, A.: Erddrucktheorien, Berlin, 1962
- [10] LORENZ, H.: Grundbau-Dynamik, Berlin, 1960
- [11] MEISSER, O.: Praktische Geophysik, Dresden, 1943
- [12] MENCL, V.; KAZDA, J.: Strength of Sand during vibration (Festigkeit von Sand bei Vibration): Proc. 4th Int. Conf. on Soil Mech. and Found. Eng., London 1 (1957), S. 382—383
- [13] MILITZER, H.: Entwicklung und Erprobung eines amplituden- und frequenzvariablen Bodenvibrators für nahseismische Zwecke. Habilitationsschrift am Institut für Angewandte Geophysik der Bergakademie Freiberg 1962. Freib. Forsch.-H. C 160, Leipzig (1963)
- [14] MOGAMI, T.; KUBO, K.: The behaviour of soil during vibration (Das Verhalten des Bodens bei Vibration). Proc. IIIrd Int. Conf. on Soil Mech. and Found. Eng., Zürich 1 (1953), S. 152—155
- [15] PREOBRAŽENSKAJA, N. A. u. a.: O vlijanii vibracij na soprotivlenie glinistych gruntov sdvign (Über den Einfluß von Schwingungen auf den Gleitwiderstand des Baugrundes). Dinamika Gruntov, Moskva (1958) 32, S. 89-92
- [16] SAVČENKO, I. A.: Vlijanie vibracij na vnutrennee trenie v peskach (Der Einfluß von Vibration auf die innere Reibung von Sanden). Dinamika Gruntov, Moskva (1958) 32, S. 83—88
- [17] SCHULER, M.: Mechanische Schwingungslehre, Leipzig, 1958
- [18] SCHULTZE, E.; MUHS, H.: Bodenuntersuchungen für Ingenieurbauten. Berlin, 1950
- [19] SIEBEL, E.: Handbuch der Werkstoffprüfung, Bd. 3, Berlin 1957

- [20] STEIN, G.: Ein neues Seitendruckgerät mit automatischer Druckregulierung. Wiss. Zeitschr. TH Dresden 1 (1953/54) 2, II. Fak., Publ. Nr. 39
- [21] STEIN, G.: Untersuchung von Erdstoffen im Seitendruckgerät. Wiss. Zeitschr. TH Dresden (1954/55) 5, S. 783
- [22] STEIN, G.: Universalprüfergerät für Lockergesteine. Wiss. Zeitschr. HfV Dresden (1956) 2/3, S. 321
- [23] STRZODKA, K.: Erschütterungsmessungen in Tagebauen. Freib. Forsch.-H. A 31, Berlin, 1954
- [24] TARTICI, N.: Ermittlung bodenphysikalischer Kennziffern im Braunkohlentagebau. Bergbau-Wiss., Goslar 9 (1962), S. 407
- [25] WÖHLBIER, H.: Die Bedeutung der Bodenmechanik für den Braunkohlenbergbau. Braunkohle, Düsseldorf (1959) 12, S. 487-492

eratur
erung.
acht.
ndem
A 31.
tate-
ebau.



Bücherei
• Bergakademie •
Freiberg i. Sa.

