

Universität Stuttgart

IGS

Institut für Geotechnik

2002 Mitteilungsheft 49 Herausgeber P. A. Vermeer

T. Marcher

Resultate eines Versuchsprogramms an Beaucaire Mergel

Herausgeber:

Prof. Dr. - Ing. P.A. Vermeer Institut für Geotechnik Universität Stuttgart Pfaffenwaldring 35 70569 Stuttgart Telefon 0711 / 685-2436 Telefax 0711 / 685-2439

ISBN 3-921837-49-9

Gegen Vervielfältigung und Übersetzung bestehen keine Einwände, es wird lediglich um Quellenangaben gebeten.

Herausgegeben 2002 im Eigenverlag des Instituts für Geotechnik



Universität Stuttgart

IGS

Institut für Geotechnik

2002 Mitteilungsheft 49 Herausgeber P. A. Vermeer

T. Marcher

Resultate eines Versuchsprogramms an Beaucaire Mergel

Vorwort des Herausgebers

Der vorliegende Bericht schildert das experimentelle Versuchsprogramm an einem kohäsiven Ton, welches als Teilprojekt einer DFG-Forschergruppe entstand. Diese Forschergruppe, die seit Juni 1998 für insgesamt 6 Jahre durch die DFG gefördert wird, setzt sich aus 4 Instituten der Universität Stuttgart zusammen und befasst sich mit der "Modellierung kohäsiver Reibungsmaterialien als Kontinuum und als Diskontinuum". Zu kohäsiven Reibungsmaterialien zählen u.a. Boden, Fels, Zementbeton und keramische Werkstoffe. Die Scherfestigkeit dieser Materialien besteht sowohl aus einer Kohäsions- als auch einer Reibungskomponente. Im Extremfall eines unverkitteten Lockergesteins reduziert sich die Kohäsion gegen Null; bei einem Beton überwiegt hingegen der Kohäsionsanteil.

Boden: Die Arbeit innerhalb der Forschergruppe verlangte zunächst eine Definition der Bezeichnung "Boden", da Physiker ebenso wie Geologen und Bodenkundler unter diesem Begriff lediglich das Material der obersten Erdzone verstehen, d. h. die Grundlage des Wachstums von Pflanzen. Bauingenieure, insbesondere Bodenmechaniker, benennen hingegen alle Lockergesteine als Boden, während die oberste Schicht als "Mutterboden" bezeichnet wird. Von Soos (2001) definiert im Grundbautaschenbuch Boden als ein natürliches geologisches Material, in dem mögliche mineralogische Verkittungen die Eigenschaften des Materials nicht prägen und Fels als ein geologisches Material, in dem deren Bestandteile fest miteinander verkittet sind. Durch Verzahnung von Körnern, sowie aus physikalisch-chemischen Bindungen zwischen Tonplättchen und durch leichte mineralische Verkittung zeigen v.a. feinkörnige Böden nicht nur innere Reibung, sondern auch eine geringe Kohäsion, weswegen diese Böden als leicht kohäsive Reibungsmaterialien bezeichnet werden.

Palette der Bodenarten: Die Lockergesteine bzw. Böden sind weitestgehend durch Verwitterung aus Festgesteinen entstanden. Der Transport vom Entstehungs- zum Ablagerungsort erfolgte durch Eis, Wasser oder Luft. Je nach Ursprung, Transport und Art der Ablagerung kann die Zusammensetzung der Böden mineralogisch, granulometrisch und strukturell erheblich variieren. Weitere Faktoren, welche auf das mechanische Verhalten von Böden Einfluss ausüben, wie zum Beispiel die Vorbelastung und das geologische Alter, können sich u.a. auf die Dichte auswirken. Die Natur bietet somit ein riesige Palette an Bodenarten mit unterschiedlichsten Materialeigenschaften.

Steife Tone: Im Rahmen der Forschergruppe "Modellierung kohäsiver Reibungsmaterialien als Kontinuum und als Diskontinuum" werden zwei äußerst unterschiedliche Bodenarten betrachtet: ein nichtkohäsiver Sand und ein relativ kohäsiver Ton. Da in der bodenmechanischen Literatur bereits umfassende Versuchsserien an Sandproben dokumentiert sind, wurden keine neuen Experimente an Sandproben durchgeführt, sondern vorhandene Ergebnisse systematisch geordnet und beschrieben (vgl. Desrues et al., 2000). Im Gegensatz zu Sand und weichen Tonen existieren in der bodenmechanischen Literatur nur wenig systematische Untersuchungen an festen Tonen. Erwähnenswert sind diesbezüglich Forschergruppen um Calabresi (u.a. Calabresi, 1980) und andere italienische Bodenmechaniker, sowie Veröffentlichungen aus England, z.B. Burland et al. (1996), Skempton (1985), Simpson et al. (1979) und eine umfassende und zugleich rezente Veröffentlichung von Georgiannou et al. (2001); jedoch fehlt bislang die systematische Erprobung eines natürlichen. Tons festen unter mehreren unterschiedlichen Versuchsbedingungen. Ein solches Versuchsprogramm wird im vorliegenden Mitteilungsheft beschrieben. Es handelt sich dabei nicht um Versuche an künstlich hergestellten Proben, sondern um Experimente an einem natürlich anstehenden Material.

Homogenität natürlicher Tone: Um die Anzahl der Versuche einzuschränken und die Auswertung der Ergebnisse zu erleichtern, wurde zur Probenentnahme eine möglichst homogene Bodenschicht gesucht. Es ist bekannt, dass eine kleine Streuung innerhalb der mineralogischen und granulometrischen Zusammensetzung, ebenso wie eine geringe Variabilität der Dichte, bereits eine erhebliche Varianz bezüglich der resultierenden mechanischen Eigenschaften hervorrufen kann. Da eine im Vergleich zu württembergischen Verhältnissen besonders homogene Tonschicht aus Süd-Frankreich bereits von Kollegen aus Grenoble zu Forschungszwecken benutzt wurde, lag die Wahl dieses Materials auf der Hand. Gleichzeitig war damit auch die Möglichkeit gegeben, einen Teil des experimentellen Versuchsprogramms in Zusammenarbeit mit den französischen Kollegen vom "Laboratoire 3S" in Grenoble durchzuführen. Die Entscheidung dieses relativ homogen anstehende Material (Beaucaire Mergel) zu verwenden, verringerte die Schwierigkeit der Varianz der Materialeigenschaften deutlich; eine stochastische Streuung der Versuchsdaten um einen Mittelwert bleibt jedoch auch bei diesem natürlichen Ton erhalten.

Das vorliegende Heft bietet zunächst eine Beschreibung der Probenentnahme und der Versuchsvorgänge, sowie auch eine Darstellung der Ergebnisse in Form von gemessenen Arbeitslinien. Die Messdaten dienen zur Ermöglichung von Kalibrierungen und Validierungen von mathematischen Stoffgesetzen; darüber hinaus wird eine erste Analyse bzw. Interpretation der vorliegenden Versuchsergebnisse geboten. Für diese erste Analyse wird die klassische Betrachtungsweise der Bodenmechanik gewählt, in der prinzipiell zwischen Steifigkeit und Festigkeit des Bodens unterschieden wird.

Scherfestigkeit: Die Beschreibung der Scherfestigkeit geht auf Coulomb (1773) mit einer Anwendung auf Böden und Mauerwerke zurück. Mohr (1882) schlug die Verwendung eines Bruchkriteriums im Sinne einer Spannungsbegrenzung vor; dies führte zu dem klassischen Mohr-Coulombschen Scherfestigkeitskriterium, welches die Kohäsion c' und den Reibungswinkel φ' beinhaltet. Werden die im vorliegenden Bericht angeführten Daten aller Messreihen betrachtet, erscheint der Grundgedanke einer Beschreibung der Festigkeit durch den Reibungswinkel bestätigt. Sowohl der Peakreibungswinkel als auch der Restreibungswinkel liegen in einem Bereich von $\varphi' = 29$ bis 32° ; lediglich in einer Versuchsreihe ist ein niedrigerer Wert von $\varphi' = 27^{\circ}$ ermittelt worden.

In den vergangenen Jahren wurde die Verwendung des Konzepts eines "kohäsiven Bodens" von einigen Bodenmechanikern kritisiert. Tatsächlich deutet das Wort "Kohäsion" an, dass der Boden erhebliche Zugspannung aufnehmen könnte - dies ist jedoch ein Trugschluss! Es ist notwendig, das Mohr-Coulombsche Bruchkriterium um eine Zugspannungsbegrenzung (d.h. einen sog. *"tension cut-off*"), zu erweitern. Darüber hinaus wurde in der Literatur argumentiert, dass unter den in der Geotechnik verwendeten Parametern die Kohäsion statistisch gesehen den größten Variationskoeffizienten aufweist und somit Zweifel an der Verwendung eines solchen Parameters aufkommen lassen könnte. Tatsächlich ist der Variationskoeffizient, welcher das Verhältnis zwischen der Standardabweichung und dem Mittelwert darstellt, für die Kohäsion des Bodens sehr hoch, beruht jedoch auf erklärbaren Ursachen.

Kohäsion in Böden: Als erstes gilt es die natürliche und selbstverständliche Variation bezüglich der Dichte und der Mineralogie des betrachteten Bodens zu nennen, die in weiterer Folge die Standardabweichung der Kohäsion beeinflusst. Des weiteren ist die Definition des Terms "Bodens" (im Unterschied zu "Fels") durch eine relativ geringe Kohäsion gegeben; ein Boden kann sich zwar am Übergang zu einer diagenetischen Veränderung befinden – die inneren Bindungen der Tonminerale bleiben jedoch immer schwach ausgeprägt. Somit ist es nicht weiter verwunderlich, dass ein Boden mit einer charakteristisch geringen Kohäsion

einen verglichen zu weiteren geotechnischen Parametern sehr großen Variationskoeffizienten für diese Kohäsion besitzt. In den geologischen Formationen ist schließlich ein gradueller Übergang von Boden zu Fels zu beobachten, der mit einem Anstieg an Kohäsion respektive Vergrößerung der einaxialen Druckfestigkeit einhergeht. Bei einer objektiven Betrachtung und Erweiterung des Blickfeldes von gewöhnlichen Böden zu festeren Böden (im Sinne von *hard soils / soft rocks*) kann das Konzept der Kohäsion - mit Einschränkung kleiner Werte für Böden - zusammenfassend bestätigt werden.

Sedimentationsanisotropie: Die Unterscheidung zwischen einem isotropen Korngefüge und einem flächig-anisotropen Korngefüge kann für Böden genauso wie für Sedimentgesteine vorgenommen werden. Wie allgemein in sedimentierten Böden zu beobachten, wurde auch im vorliegenden Beaucaire Mergel ein flächiges Gefüge festgestellt; dies zeigte sich bereits bei der Probenentnahme in-situ, wurde im weiteren während der Versuchsvorbereitung deutlich und spiegelt sich schlussendlich auch in den Versuchsergebnissen wieder. In der Geologie bezeichnetet man das flächige Korngefüge als "Schichtung". In Sedimentgesteinen ist die Scherfestigkeit i.A. stark abgemindert; die Beanspruchung einer Gefügeebene auf Schub entspricht derjenigen eines direkten Schergerätes oder eines Kreisringschergerätes. Der Einbau natürlicher, ringförmiger Tonproben in das Kreisringschergerät erscheint äußerst schwierig, weswegen die Anwendung scheibenförmiger Proben in das Torsionsoedometer bevorzugt wurde. In Anlehnung an des Kreisringschergerät werden im Torsionsoedometer Schub und Normalkräfte relativ lokal an einem ringförmigen Bereich der Probe gemessen. Die Ergebnisse dieser Versuche zeigen für die Gefügeebene eine erhebliche Abminderung der (Peak-)Kohäsion. Neben der Erfassung des Materialverhaltens der Gefügeebene, liegt der Vorteil der Torsionsversuche in der Möglichkeit, einen nahezu unbegrenzten Scherweg aufzubringen. Somit eignet sich das Torsionsschergerät vorzüglich zur Bestimmung der Restscherfestigkeit.

Restscherfestigkeit: Bisher wurde die Bestimmung der Restscherfestigkeit steifer Tone vorzugsweise in Direktscherversuchen oder alternativ in Ringscherversuchen durchgeführt, da in diesen Versuchen große Relativverschiebungen erreicht werden können. Während in Direktschergeräten die Scherfuge in einer dünnen Zone in der Mitte der Probe forciert wird, kann sich in Kreisringschergeräten und im Torsionsoedometer die Lokalisierung frei ausbilden. Versuche an natürlichen und künstlich hergestellten Tonproben zeigen, dass die Entfestigung in sandigen bzw. schluffigen Tonen immer mit Dilatanz verbunden ist; dieses Phänomen kann als eine Kohäsionsreduzierung betrachtet werden - im vorliegenden Bericht wird dafür der Begriff "Kohäsionsentfestigung" verwendet. Für fette Tone mit einem ausreichenden Anteil an plattigen Tonmineralien kann hingegen beobachtet werden, dass neben der Kohäsionsentfestigung auch die Reibungsentfestigung an Bedeutung gewinnt. Im Unterschied zur Kohäsion wird die Reduktion der Reibung in Tonen nicht durch das dilatante Materialverhalten, sondern vielmehr durch die Orientierung der Tonplättchen innerhalb der Lokalisierungszone erreicht. Eine vollkommene Orientierung der Tonteilchen konnte erst nach sehr großen Relativverschiebungen festgestellt werden (bis zu 100 mm notwendig); somit wird klar, dass die Reibungsentfestigung in Tonen nur durch spezielle Versuchsgeräte, wie etwa das Ringschergerät bzw. das Torsionsoedometer, analysiert werden kann.

Steifigkeit im Triaxialversuch: Die genaue Messung der am Probekörper auftretenden Deformationen ist ein zentrales Problem in der triaxialen Versuchstechnik. Zur Ermittlung der Axialverformung wurde die gängige Methode der globalen Verformungsmessung angewandt. Da die Übergänge zwischen Probenkörper und Lastplatten mit einer in der experimentellen Forschung üblichen Latex- und Schmierschicht versehen ist und damit mögliche Fehler aus der Bettung entstehen, wurde der Versuchsvorgang eingehend kalibriert (siehe Kap. 4). Die Genauigkeit der globalen Deformationsmessung lässt leider keine Rückschlüsse auf kleinste Deformationen zu, die zur Ermittlung der elastischen Eigenschaften des Materials notwendig wären. Selbst die exakte Messung der initialen Steifigkeit würde eine lokale Dehnungsmessung erfordern. Zur ersten Charakterisierung der Steifigkeit einer Bodenprobe wird im vorliegenden Bericht deswegen nicht die Initialsteifigkeit, sondern eine Sekantensteifigkeit E_{50} gewählt, die mit einer Mobilisierung der maximalen Scherfestigkeit von 50% korrespondiert. Der E_{50} – Modul ist kein Elastizitätsmodul, sondern vielmehr ein praktischer Parameter zur ersten Abschätzung der Steifigkeit einer triaxial abgescherten Probe. Für Beaucaire Mergel wird im vorliegenden Bericht eine annähernd lineare Abhängigkeit des E_{50} – Moduls vom Seitendruck im Triaxialversuch festgestellt.

Steifigkeit im Torsionsoedometerversuch: Der Torsionsoedometer ist ein Art Kreisringschergerät und somit ein Gerät in dem Rotationen der Hauptspannungen einhergehen. Bei der numerischen Simulation von Versuchen mit Hauptspannungsrotation resultieren kennzeichnete Differenzen zwischen unterschiedlichen mathematischen Stoffgesetzen (vgl. Marcher et al., 2000). So ergab ein hyperplastisches Stoffgesetz unter Spannungsrotation ein deutlich steiferes Verhalten als ein hypoplastisches Stoffgesetz, der Vergleich mit Experimenten an Sand erbrachte jedoch ein noch viel weicheres Verhalten der Testresultate. Mit diesem Hintergrundwissen würde man auch für Ton ein relativ weiches Verhalten im Torsionsoedometer erwarten; die in diesem Bericht beschriebenen Experimente zeigen dies auch in der Tat auf.

Kalibrierung und Validierung von Stoffgesetzen: Das experimentelle Versuchsprogramm an steifen, kalkhaltigen Tonproben soll eine Datenbasis an einem natürlichen, kohäsiven Boden für Kalibrierung und Validierung neu entwickelter Materialmodelle bieten. Die Resultate dienen bereits jetzt als aussagekräftige Referenzexperimente für die Modellierung kohäsiver Reibungsmateralien innerhalb der Stuttgarter Forschergruppe "Modellierung kohäsiver Reibungsmaterialien als Kontinuum und als Diskontinuum". Wir hoffen jedoch, dass auch andere wissenschaftliche Arbeiten von diesen Testdaten profitieren werden.

Anerkennung: Das umfangreiche Testprogramm wäre nicht ohne die tatkräftige Mitwirkung und Unterstützung von mehreren Wissenschaftlern und wissenschaftlichen Hilfskräften möglich gewesen: An erster Stelle möchten wir uns bei den Mitarbeitern des Laboratoire3S in Grenoble für die intensive, freundschaftliche Zusammenarbeit und die fruchtvollen Diskussionen bedanken: Dr. J. Desrues, Dr. G. (Cino) Viggiani, Frau Dipl. Ing. S. Marello, Herr Dipl. Ing. L. Lenti und Herr Ing. Charrier haben maßgeblich zum Gelingen des kooperativen Versuchsprogramms beigetragen.

Im eigenen Labor wurden die Versuche an Beaucaire Mergel von Herrn Dipl. Ing. J. Mock und Herrn Mößner vorangetrieben, wofür wir uns an dieser Stelle herzlichst bedanken möchten. Für das kritische Gegenlesen der vorliegenden Arbeit sind wir Herrn Dipl. Ing. H. Neher und Herrn PD Dr.-Ing. habil. H. Schad dankbar.

In Anerkennung der Förderung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG), die den finanziellen Rahmen zum Gelingen des experimentellen Versuchsprogramms an Beaucaire Mergel beigetragen hat

P.A. Vermeer

Inhaltsverzeichnis

1.	Einl	eitung	1
2.	Beau	ucaire Mergel	3
	2.1.	Entnahme und Beschreibung des Materials	3
	2.2.	Klassifikation	3
		2.2.1. Klassifikation nach der Kornverteilung	6
		2.2.2. Klassifikation nach der Plastizitätszahl	
		und der Konsistenz	7
		2.2.3. Mineralogische Zusammensetzung	7
		2.2.3. Gefügeaufnahmen mit dem Rasterelektronenmikroskop	8
	2.3.	Durchlässigkeit des Materials	9
3.	Oed	ometerversuche	11
	3.1.	Versuchsdurchführung und Ergebnisse	11
	3.2.	Bestimmung der Steifemoduli	14
	3.3.	Klassifikation der Vorkonsolidationsspannung	15
4.	Allg	emeine Beschreibung der Triaxialversuche	17
	4.1.	Versuchsprogramm	17
	4.2.	Versuchsdurchführung	18
	4.3.	Korrektur der Messfehler	22
		4.3.1. Kalibrierung	22
		4.3.2. Anwendung der Fehlerkurve	25
5.	CD-	Triaxialversuche – Versuchsreihe I	27
	5.1.	Versuchsergebnisse und Beschreibung	27
	5.2.	Scherfestigkeit und Steifigkeit – Versuchsreihe I	36
		5.2.1. Scherfestigkeit der drainierten Triaxialversuche	36
		5.2.2. Scherfestigkeit der drainierten Triaxialversuche	36
		5.2.3. Steifigkeit der drainierten Triaxialversuche	38
	5.3.	Lokalisierungseffekte in den Triaxialversuchen – Versuchsreihe I	40

6.	CD-	Triaxialversuche – Versuchsreihe II	49
	6.1.	Versuchsergebnisse und Beschreibung	49
	6.2.	Scherfestigkeit und Steifigkeit – Versuchsreihe II	55
		6.2.1. Scherfestigkeit der drainierten Triaxialversuche	55
		6.2.2. Steifigkeit der drainierten Triaxialversuche	57
	6.3.	Lokalisierungseffekte in den Triaxialversuchen – Versuchsreihe II	58
7.	CD-	Triaxialversuche – Versuchsreihe III	63
	7.1.	Versuchsergebnisse und Beschreibung	63
	7.2.	Scherfestigkeit und Steifigkeit – Versuchsreihe III	69
		7.2.1. Scherfestigkeit der drainierten Triaxialversuche	69
		7.2.2. Steifigkeit der drainierten Triaxialversuche	71
8.	CU-	Triaxialversuche – Versuchsreihe IV	73
	8.1.	Versuchsergebnisse und Beschreibung	73
	8.2.	Scherfestigkeit und Steifigkeit – Versuchsreihe IV	88
		8.2.1. Scherfestigkeit der undrainierten Triaxialversuche	88
		8.2.2. Erstbelastungssteifigkeit der CU-Triaxialversuche	92
		8.3. Lokalisierungseffekte in den CU-Triaxialversuchen Versuchsreihe IV	94
9.	CD	– Torsionsoedometerversuche	101
	9.1.	Kurzbeschreibung des Versuchsgeräts	101
	9.2.	Probeneinbau und Versuchsdurchführung	102
	9.3.	Versuchsergebnisse 9.3.1. Versuchsauswertung	103 103
		9.3.2. Korrektur der Versuchergebnisse	103
		9.3.3. Beschreibung der Versuchergebnisse	106

	9.4.	Scherfestigkeit und Steifigkeit der Torsionsoedometerversuche	114
		9.4.1. Scherfestigkeit der Torsionsoedometerversuche	114
		9.4.2. Steifigkeit der Torsionsoedometerversuche	116
10.	Zusa	mmenfassung der Biaxialversuche	117
	10.1.	Beschreibung des Biaxialgeräts	117
	10.2.	Beschreibung der Stereophotogrammetrie	117
	10.3.	Versuchsprogramm	118
	10.4.	Versuchsablauf und Auswertung	118
11.	Bew	ertung und Interpretation der Ergebnisse	125
	11.1.	Bewertung der drainierten Triaxialversuche	125
	11.2.	Bewertung der Sedimentationsanisotropie	135
	11.3.	Drainierte Triaxialversuche versus undrainierte	141
	11.4.	Oedometermodul versus Triaxialmodul	147
	11.5.	Biaxial versus Triaxial	149
	11.6.	Vergleich aller Festigkeitsparameter	154
	11.7.	Vergleich aller Steifigkeitsparameter	158
12.	Resü	imee	161
	12.1.	Zusammenfassung des Versuchsprogramms	161
	12.2.	Diskussion der Versuchsergebnisse	163
		12.2.1. Steifigkeit	163
		12.2.2. Anisotropie	164
		12.2.3. Kohäsion	165
		12.2.4. Reibungswinkel	168
		12.2.5. Dilatanz	169
	12.3.	Versuchsmaterial Beaucaire Mergel – ein Ausblick	170

Literatur

171

1. Einleitung

Der vorliegende Bericht schildert das experimentelle Versuchsprogramm an einem steifen überkonsolidierten Ton, welches als Teilprojekt einer DFG-Forschergruppe¹ entstand. Es werden Oedometer-, Triaxial-, Torsionsoedometer- und Biaxialversuche an steifen, kalkhaltigen Tonproben, die in einem Steinbruch in der Nähe des südfranzösischen Ortes Beaucaire gewonnen worden sind, vorgestellt. Es handelt sich also nicht um Forschungsergebnisse an künstlich hergestellten Tonproben, sondern um Experimente an ungestörten Proben aus einem natürlich sedimentierten Material. Der Schwerpunkt des vorliegenden Mitteilungsheftes liegt auf der detaillierten Wiedergabe der durchgeführten Versuchsergebnisse; Leser, die an den theoretischen Grundlagen interessiert sind, können sich an einem parallel zu diesem Bericht entstehenden Mitteilungsheft informieren (Marcher, 2002).

Das Versuchsprogramm dient in erster Linie zur Bereitstellung von experimentellen Daten an einem kohäsiven Reibungsmaterial, um die Kalibrierung und Validierung der innerhalb einer DFG-Forschergruppe¹ entwickelten Modelle zu ermöglichen. Zur Kalibrierung der unterschiedlichen Modelle dienen vorwiegend die Triaxialversuche, während zur Verifizierung die Torsionsoedometer- und Biaxialversuche herangezogen werden. Dabei stehen die Biaxialversuche im Vordergrund: Der ebene Verformungszustand kann einerseits durch 2D-Computerprogramme simuliert werden und bietet andererseits die Möglichkeit, in Verbindung mit der Stereophotogrammetrie Inhomogenitäten der Verformungen während der Versuchsdurchführung zu erfassen. Die zusätzlichen Versuche am Biaxialgerät, inklusive Auswertung mittels Stereophotogrammetrie, wurden in Zusammenarbeit mit dem "Laboratoire 3S" (Grenoble, Frankreich) durchgeführt.

Zunächst wird im vorliegenden Bericht der Beaucaire Mergel nach seiner Herkunft beschrieben, die Art der Probenentnahme geschildert, die Klassifizierung des Versuchsmaterials aufgezeigt und die mineralogische Zusammensetzung dargestellt. Kapitel 3 präsentiert eine Oedometerversuchsreihe. Das daran anschließende 4. Kapitel befasst sich mit der Versuchsdurchführung unter triaxialen Randbedingungen. Dabei wird ausführlich auf den bei Triaxialversuchen zu berücksichtigenden Messfehler eingegangen. Die nachfolgenden Kapitel 5 bis 7 stellen die Ergebnisse der insgesamt 3 Versuchsreihen unter drainierten triaxialen Bedingungen vor. Alle durchgeführten Experimente werden ausführlich beschrieben, gefolgt von einer tabellarischen Zusammenstellung der maßgeblichen Versuchsdaten. Die Versuchsauswertung erfolgt durch eine Bestimmung der Festigkeits- und Steifigkeitsparameter.

Kapitel 8 befasst sich mit den undrainierten triaxialen Tests in Versuchsreihe IV; die Ergebnisse werden ergänzt durch eine Auswertung der undrainierten Steifigkeit, insbesondere wird auf die undrainierte Ent- und Wiederbelastungssteifigkeit eingegangen. Kapitel 8 wird durch eine Dokumentation der auftretenden Lokalisierung in undrainierten Versuchsanordnungen abgeschlossen. Kapitel 9 fasst die Ergebnisse der Torsionsoedometerversuche zusammen.

¹ DFG Forschergruppe "Modellierung kohäsiver Reibungsmaterialien als Kontinuum und als Diskontinuum"

Eine kurze Beschreibung des in Grenoble durchgeführten Testprogramms am Biaxialgerät, inklusive Auswertung mittels Stereophotogrammetrie, erfolgt in Kapitel 10. Eine vollständige Dokumentation dieser Versuche finden sich jedoch in einem eigenständigen Bericht (siehe Charrier et al., 2001). Abschließend wird in Kapitel 11 auf eine Möglichkeit der Bewertung bzw. Interpretation aller im vorliegenden Bericht dokumentierten Versuchsergebnisse eingegangen.

2. Beaucaire Mergel

2.1. Entnahme und Beschreibung des Materials

Der Beaucaire Mergel wird nach seinem Herkunftsort, einem Steinbruch nahe der Kleinstadt Beaucaire bei Nîmes in Süd - Frankreich, benannt. Als Mergel wird in der Geotechnik ein Sedimentgestein mit einem bestimmtem Mischungsverhältnis der Ton- und Kalkanteile bezeichnet (Murawski et al., 1992). Mergel kann in seinem natürlichen Vorkommen sowohl wenig, als auch viel Kohäsion aufweisen. In Abhängigkeit der Kohäsion kann er entweder als bindiger Boden, oder als Festgestein angetroffen werden. Der verwendete Beaucaire Mergel wurde einer geologischen Schicht des oberen tertiären Pliozäns entnommen. Die mächtige Mergelschicht wird von einer im Quartär entstandenen kiesigen Sedimentationsschicht überlagert. Ursprünglich wurde der Steinbruch von Ciments de France wegen der im Mergel vorhanden Kombination aus Karbonat und den zur Zementherstellung notwendigen Tonmineralien betrieben. Heute wird dieser Steinbruch als Schuttdeponie verwendet.

Der Mergel aus Beaucaire ist ein kohäsiver feinkörniger Boden grauer Färbung und relativer Homogenität. In seinem natürlichen Zustand hat er eine Wassersättigung von etwa 96 % und ist von vereinzelten Sand-/Schlufflinsen durchzogen. Im Labor konnten in den Bodenproben bei diesem natürlichen Sättigungsgrad Saugspannungen von ca. 200 kPa gemessen werden (siehe Charrier et al., 2001)

Die Probenwürfel (Kantenlänge ca. 30 cm) wurden aus einer Tiefe von etwa 50 m unterhalb der ursprünglichen Geländeoberfläche parallel zur Sedimentationsschicht mit Hilfe einer Motorsäge entnommen (Bilder 2.1 und 2.2). Es wurde darauf geachtet, nahezu ungestörte Probenkörper hoher Güteklasse, ohne Störungen durch Sandlinsen, zu erhalten (siehe Bild 2.3).

Um die natürlichen Eigenschaften zu konservieren, wurde die Oberfläche jedes Blocks vor Ort mit einer Parafinschicht überzogen (siehe Bild 2.4) und zusätzlich in einem Plastiksack verschlossen. Diese Maßnahmen ermöglichten den Transport vom Steinbruch ins Labor in quasi ungestörtem Zustand und die anschließende Lagerung ohne große Beeinträchtigung der Materialeigenschaften.

2.2. Klassifikation

Dem Institut für Geotechnik standen für die durchzuführenden Versuche insgesamt 12 Mergel-Blöcke zur Verfügung. Um eventuelle Veränderungen der Materialeigenschaften während der Lagerung auszuschließen und einen ersten Eindruck über die Homogenität der einzelnen Blöcke untereinander zu erhalten, wurde bei allen Blöcken vor der Lagerung der Wassergehalt w und die Dichte ρ bestimmt. Bei einzelnen Blöcken wurde zusätzlich die undrainierte Kohäsion c_u mit Hilfe einer Taschenflügelsonde ermittelt.



Bild 2.1: Entnahmestelle der Bodenproben im Steinbruch



Bild 2.2: Blockentnahme mithilfe einer Kettensäge



IGS

Bild 2.3: Ausstechen des geschnittenen Blocks



Bild 2.4: Versiegeln der Blöcke mit Parafin

Die Blöcke wurden anschließend sofort wieder mit Parafin versiegelt, zusätzlich in Folie gewickelt, in einen Plastiksack verschlossen und bis zur Verwendung der Proben eingelagert. Zur weiteren Klassifikation wurden aus den Blöcken *I - IV* die Kornverteilungen und zusätzlich, aus den Blöcken *I - III* die Fließ- und Ausrollgrenzen w_L bzw. w_P , die Plastizitätszahl I_P , die Konsistenz I_C und die Korndichte ρ_s bestimmt (Tabelle 2.1).

Bei einer geotechnischem Klassifikation spielen vier verschiedene Aspekte eine Rolle: neben einer Bestimmung der Kornverteilung, kann die Plastizitätszahl I_p , die Konsistenzahl I_c und die mineralogische Zusammensetzung analysiert werden.

2.2.1 Klassifikation nach der Kornverteilung

IGS

Die Kornverteilung wurde über eine Schlämmanalyse mit Aräometerablesung nach DIN 18123 ermittelt. Eine Siebung des Materials war nicht notwendig, da keine Bestandteile aus der Kornfraktion > 0,063 mm vorhanden waren. Entsprechend der Ergebnisse aus Bild 2.5 kann der Mergel mit einer Kornkennzahl von 30/70/0/0 als stark toniger Schluff bezeichnet werden.



Korndurchmesser D [mm]

Bild 2.5: Kornverteilung des Beaucaire Mergels



2.2.2 Klassifikation nach der Plastizitätszahl und der Konsistenz

Die Wassergehalte wurden nach DIN 18122 ermittelt. Es wurde der natürliche Wassergehalt *w* im Mittel zu 23,1 % bestimmt, wobei das Minimum bei w = 21,7 %, das Maximum bei w = 24,8 % lag. Die Fließgrenze w_L wurde im Mittel bei 42,3 % festgestellt, die Ausrollgrenze w_P des Mergels liegt durchschnittlich bei 19,6 %.

Die Klassifikation nach der Plastizitätszahl resultiert in einer sog. Plastizitätszahl I_p , die zwischen 21 und 25 % liegt und somit platziert sich der Mergel im Plastizitätsdiagramm nach Casagrande (DIN 4022, Teil 1) oberhalb der sog. A-Linie und kann als mittelplastischer Ton (TM) bezeichnet werden. Mit einer Konsistenzzahl von $I_C = 0,79 - 0,9$ ist der Beaucaire Mergel nach DIN 18122 als steif zu betrachten. Zur Bestimmung der undrainierten Kohäsion c_u wurde eine Taschenflügelsonde verwendet. Die ermittelten Werte liegen im Mittel bei 76,5 kPa und streuen von 61,6 bis 86,9 kPa.

Blocknummer	Ι	Π	Ш	IV	v	VI	VII	VIII	IX	х	XI	XII	Einheiten
	1	1	r.	1	r.	1	1	1	r.	r.	r.		
Wassergehalt w	23,8	24,2	22,2	22,5	22,2	22,5	22,7	23,4	21,7	22,7	24,8	24,5	%
Fließgrenze w_L	40,4	41,6	44,8	-	-	-	-	-	-	-	-	-	%
Ausrollgrenze w _P	19,4	19,6	19,7	-	-	-	-	-	-	-	-	-	%
Plastizitätszahl I _P	21	22	25	-	-	-	-	-	-	-	-	-	%
Konsistenz I _C	0,79	0,79	0,9	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Dichte ρ	2,01	2,00	2,04	2,03	2,02	2,05	2,01	2,00	1,94	1,92	2,00	2,10	g/cm ³
Korndichte ρ_s	2,68	2,7	2,69	-	-	-	-	-	-	-	-	-	g/cm ³
c _u -Wert	-	-	-	-	-	-	86,9	86,1	74,3	61,6	69,3	80,9	kPa
Sättigungsgrad S _r	0,96	0,96	0,96	0,96	0,95	0,99	0,90	0,98	0,95	0,94	0,98	0,99	-

 Tabelle 2.1:
 Klassifikationsparameter

Eine parallele Klassifikation des innerhalb des Versuchsprogramms beteiligten Institutes (Laboratoire 3S, Grenoble) erbrachte prinzipiell ähnliche Werte. Nach deren Analyse lag die Fließgrenze w_L bei 39,2 %, die Ausrollgrenze w_P bei 22,2 % und die Korndichte ρ_s bei 2,735 (Viggiani, 2001).

2.2.3 Mineralogische Zusammensetzung

Eine am Institut für Mineralogie der Universität Stuttgart durchgeführte Analyse mittels halbquantitativer röntgenographischer Abschätzung ergab die mineralogische Zusammensetzung nach Tabelle 2.2.

Hauptbestandteil des Mergels sind einerseits die Tonmineralien Illit, Kaolinit und Chlorit (möglicherweise auch ein geringer Anteil Corrensit) mit über 50 % der Gesamtmenge.



Andererseits liegt Calcit mit 5 bis 30 % vor. Nebenbestandteile sind Quarz, Dolomit und sonstige Bestandteile mit jeweils unter 5 Gewichtsprozent. Eine genauere Bestimmung der Massenanteile der einzelnen Tonmineralien ist jedoch nach Aussage des Instituts für Mineralogie (Universität Stuttgart) kaum möglich.

	Stuttga	art	Dolomieu (Frankreich)				
Quarz		< 5		36			
	Illit		Illit		50		
Tor	Kaolinit	> 50		20			
IOn	Chlorit		Chlorit	32	30		
	Corrensit (?)		Chlorit-Montmorillonit		20		
Calzit		5 - 30		31			
Dolomit		< 5					
Rest		< 5					
	Massenanteile in % der Gesamtmenge						

 Tabelle 2.2:
 Mineralogische Zusammensetzung des Beaucaire Mergels

Eine frühere mineralogische Untersuchung des Beaucaire Mergels am Laboratoire Dolomieu in Grenoble (siehe Tillard et al., 1993) wies eine davon abweichende Zusammensetzung auf. Diese Analyse ergab 36 % Quarzanteil, 32 % Tonanteil und 31 % Calzit, jedoch war der Entnahmeort des Mergels nicht identisch mit dem Material der vorliegenden Studie, insofern abweichende Werte erklärbar sind. Bei den Tonmineralien wurde zusätzlich zu Illit, Koalinit, und Chlorit ein Anteil Montmorillonit ermittelt; von diesem Tonmineral ist bekannt, dass es unter Zufuhr von Wasser zum Schwellen neigt.

2.2.4 Gefügeaufnahmen mit dem Rasterelektronenmikroskop

An verschiedenen Bereichen einer dünnen Schicht des Beaucaire Mergels wurden zusätzlich Gefügeaufnahmen mit dem Rasterelektronenmikroskop (REM) durchgeführt, die in Bild 2.6 dargestellt sind. Aus dieser Darstellung geht das Bodengefüge, vorwiegend aus plättchenförmigen Mineralen bestehend, hervor. Größere Bodenpartikel sind überwiegend von kleineren verdeckt; die Größen der Partikel in Bild 2.6 variieren von über 30 µm bis weit unter 1 µm; deutlich zu erkennen ist eine starke Porosität der Bodenmatrix. Die betrachtete Probe wurde parallel zur vorhandenen Sedimentationsschichtung analysiert; es ist jedoch keine klare Horizontalausrichtung der Partikel ersichtlich. Einschränkend muss bezüglich der Anordnung und der Größe der Bodenpartikel, sowie des vorhanden Porenvolumens der Matrix erwähnt werden, dass durch die invasive Präparierung (aufgrund der vollständigen Austrocknung der Probe und durch den Goldschichtüberzug, der für die REM-Analyse notwendig wird) maßgebliche Änderungen des Gefüges einhergehen.



IGS

Bild 2.6: Gefügeaufnahmen mit dem Rasterelektronenmikroskop (REM) an einer dünnen Schicht Beaucaire Mergel.

2.3. Durchlässigkeit des Materials

Innerhalb der experimentellen Zusammenarbeit mit dem Laboratoire 3S in Grenoble konnte ein Durchlässigkeitsversuch am vorliegenden Material zur Verfügung gestellt werden (Viggiani, 2001). Eine Untersuchung an der triaxialen Hochdruckanlage des Lab3S durch Aufbringen eines hydraulischen Gradienten zwischen den beiden Endplatten der Triaxialprobe (ungestörter Probenkörper mit Porenanteil n = 0,4) und gleichzeitiger Registrierung des resultierenden Durchflusses erbrachte einen Durchlässigkeitsbeiwert von $k \approx 10^{-9}$ m/s (Bésuelle, 1999).



3. Oedometerversuche

3.1 Versuchdurchführung und Ergebnisse

Im vorliegenden Kapitel werden Ergebnisse von eindimensionalen Kompressionsversuchen mit verhinderter Seitendehnung an Beaucaire Mergel aufgezeigt. Zur Verifizierung der Reproduzierbarkeit wurden insgesamt drei Oedometerversuche unter den in Tabelle 3.1 angegebenen Randbedingungen durchgeführt. Die Kodifizierung in dieser Tabelle wird an Versuch BMOI.2.XII erklärt: BM beschreibt das Versuchsmaterial Beaucaire Mergel, O steht für Oedometerversuch, die beiden folgenden Ziffern (hier 1.2) charakterisieren die laborinterne Versuchskennung und aus der abschließenden römischen Bezifferung (hier XII) ist eine Zuordnung zum entsprechenden Versuchsblock möglich (siehe auch Tabelle 2.1).

Die Proben mit einem Durchmesser von 7,1 cm und einer Höhe von 2 cm wurden stufenweise belastet. Im Spannungs-Dehnungs-Diagramm (Diagramm 3.1) sind die Spannungen im logarithmischen Maßstab über Ingenieurdehnungen

$$\varepsilon = -\frac{\Delta h}{h_0} = \frac{h - h_0}{h_0} = \frac{\Delta e}{1 + e_0}$$
(3.1)

aufgetragen. Dabei wird als Vorzeichenkonvention σ bzw. ε als positiv für Druckspannung bzw. Stauchung und Δh positiv für Verkürzung angenommen.

Die drei Oedometerversuche in Diagramm 3.1 (*BMÖ1.2.XII, BMÖ1.3.XII und BMÖ1.6.XII*) weisen eine Ausgangsporenzahl e_0 zwischen 0,624 und 0,773 auf. Die Versuche wurden mit stufenweiser Belastung durchgeführt, wobei eine Belastungszeit von 3 Stunden zu Grunde gelegt wurde, um für jede Laststufe das Abklingen der Deformationen sicherzustellen. Die Lastschritte wurden beginnend bei 25 bzw. 50 kPa bis σ = 1600 kPa gesteigert. Der Vergleich dieser Versuchsserie in Diagramm 3.1 zeigt eine gute Reproduzierbarkeit der Ergebnisse.







Code	BMÖ1.2.XII	BMÖ1.3.XII	BMÖ1.6.XII	Einheiten
Datum	2000-05-12	2000-12-12	2000-12-12	-
Labor	IGS	IGS	IGS	-
Probenhöhe	2	2	2	cm
Durchmesser	7,1	7,1	7,1	cm
Masse der Probe	160,39	156,66	164,36	g
Einbauwassergehalt	23,0	28,6	25,1	%
Einbaudichte ρ_0	2,00	1,96	2,08	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,630	1,523	1,66	g/cm ³
Porenzahl e ₀	0,657	0,773	0,624	-
Sättigungszahl	0,95	0,99	1	[-]
Belastungsdauer je Stufe	3	3	3	h



Bei der verwendeten Oedometerausrüstung besteht eine gerätetechnische Limitierung für die maximal aufbringbare Vertikallast: der Messbereich des Messbügels liegt zwischen 0 und 10 kN und damit ist bei der verwendeten Probengeometrie H/D = 2/7,1 cm die maximal aufzubringende Vertikalspannung bei ca. 2500 kPa beschränkt. Außerdem war bei dem verwendeten Oedometergerät die Berücksichtigung eines nicht unerheblichen Messfehlers bedingt durch die Eigendeformation der Anlage (Nachgiebigkeit des Systems) notwendig. Aus diesen Gründen wurde mit einer anderen Versuchseinrichtung ein weiterer Oedometerversuch durchgeführt (Viggiani, 2001). Dieser zusätzliche Versuch wird in Diagramm 3.2 mit den vorangegangenen 3 Versuchen in einer Darstellung mit der Spannung σ im logarithmischen Maßstab über der Porenzahl *e* verglichen. Die Abmessung der Probe war gekennzeichnet durch einen Durchmesser von 3,57 cm und einer Höhe von 1,8 cm. Die Ausgangsporenzahl dieses Versuchs lag bei $e_0 = 0,6765$, der Ausgangswassergehalt war w = 23,57 %. Der Versuch wurde mit stufenweiser Belastung durchgeführt, wobei eine Belastungszeit von 24 Stunden zu Grunde gelegt wurde. Die Lastschritte wurden beginnend bei 100 kPa bis σ = 12300 kPa gesteigert, gefolgt von einer vollständigen Entlastung. Ein zweiter Versuch unter denselben Bedingungen ist in Vorbereitung (Viggiani, 2001).

Im überkonsolidierten Spannungsbereich (vgl. Wiederbelastungsbereich in Diagramm 3.5) geht hervor, dass die Steigung der Wiederbelastungsäste der insgesamt 4 Versuche in Diagramm 3.2 relativ gut übereinstimmen. Die Ausgangsporenzahl des zusätzlichen Versuches *BMÖ.Zusatz* liegt mit $e_0 = 0,6765$ zwischen den Initialporenzahlen der weiteren Versuche, wobei Versuch *BMÖ1.3.XII* einen untypisch hohen Initialwert von $e_0 = 0,773$ aufweist. Wie aus dem vorliegenden Diagramm 3.2 hervorgeht, ermöglicht der zusätzliche Versuch eine Aussage bezüglich der Erstbelastungsgeraden im normalkonsolidierten Bereich zu treffen (vgl. Erstbelastungsbereich in Diagramm 3.5).



Diagramm 3.2: Arbeitslinien der Oedometerversucne im halblogarithmischen Maßstab Vergleich mit dem zusätzlichen Oedometerversuch *BMÖ.Zusatz*



3.2 Bestimmung der Steifemoduli

Die resultierende Steifigkeit der Oedometerversuche ist für den unteren Spannungsbereich in Tabelle 3.2 zusammengefasst. Es ergeben sich gemittelte Steifemoduli im Bereich von $E_s = 8000 \text{ kPa}$ (für $\sigma^{\text{ref}} = 75 \text{ kPa}$) bis $E_s = 59000 \text{ kPa}$ (für $\sigma^{\text{ref}} = 1200 \text{ kPa}$). Der Steifemodul als Funktion der Vertikalspannung ist in Diagramm 3.3 illustriert. Aus dieser Gegenüberstellung geht hervor, dass die Daten für den Spannungsbereich zwischen $\sigma_1 = 400 \text{ bis } 1400 \text{ kPa}$ innerhalb einer engen Bandbreite liegen. Im Spannungsbereich drei weiteren Versuchen (*BMÖ1.2.XII, BMÖ1.3.XII und BMÖ1.6.XII*) - verglichen mit den drei weiteren Versuchen (*BMÖ1.2.XII, BMÖ1.3.XII und BMÖ1.6.XII*) - auf eine höhere Steifigkeit E_s hin. Wegen der im vorhergehenden Kapitel (Kap. 3.1) andiskutierten Limitierungen der drei am IGS durchgeführten Versuche, ist der zusätzlich zur Verfügung gestellte Oedometerversuch als qualitativ hochwertiger einzuschätzen; als die für den betrachteten Boden reelle Referenzsteifigkeit ($\sigma^{\text{ref}} = 100 \text{ kPa}$) wird daher ein Wert von ca. 15000 bis 20000 kPa angenommen.

Code		σ ₁	75	150	300	500	600	700	900	1100	1200	kPa
<i>BMO1.2</i> .	.XII	Es	-	10000	20000	-	34000	-	57000	55000	-	kPa
BMO1.3.	XII	Es	8000	13000	30000	-	37000	-	47000	43000	-	kPa
<i>BMO1.6</i> .	XII	Es	9000	14000	24500	39000	-	43000	55000	48000	-	kPa
RMÖ 71	sat a	Б		22000	28500		38500				50000	b Po
DIVIO.LU	sui2	$\mathbf{L}_{\mathbf{S}}$	-	22000	28500	-	38500	-	-	-	39000	кі а
70000 -												
10000												
60000												
60000 -										*		
			Tre	endlinie	BMO.Zu	isatz						
50000 -										1		_
										ı		
പ്പ് 40000 -						-1						
						•			BMÖ1 2			
ഥ 30000 -				1					BMÖ1.2. BMÖ1.3			
npc									BMÖ1.6.	XII		
ũ 20000 -		À							BMÖ.Zus	atz –		_
ceife		_						L				
تم 10000 -		\angle										
10000												
2				?								
0 -	⊢ ∩		200	40	0	600	900	h	1000	1200		400
(0		200	40	v Vertik	alsnanr	$m\sigma \sigma_1$, [kPa]	1000	1200		400



3.3 Bestimmung der Vorkonsolidationsspannung

Der Beaucaire Mergel war – im Zuge seiner Spannungsgeschichte - einem wesentlich höheren Druck als dem derzeitig herrschenden ausgesetzt und kann deshalb als überkonsolidierter Boden bezeichnet werden. U.a. kann die Methode nach Casagrande (Casagrande, 1936) herangezogen werden, um den überkonsolidierten Spannungsbereich vom normalkonsolidierten Bereich zu trennen. Das Prinzip ist in Diagramm 3.4 für Versuch *BMÖ.Zusatz* dargestellt: definiert wird der Punkt *K* als Punkt mit der stärksten Krümmung; die Winkelhalbierende zwischen der Horizontalen durch *K* und der Tangente in *K* stellt die erste Schnittgerade dar. Die Überkonsolidationsspannung σ_p ergibt sich im Schnittpunkt dieser Geraden mit der Erstbelastungsgeraden. Dabei ist die Erstbelastungsgerade definiert durch den Kompressionsbeiwert C_C (siehe Diagramm 3.5):

$$C_c = \frac{\Delta e}{\Delta \log \sigma} \tag{3.2}$$

Bereits frühere Untersuchungen an dem vorliegenden Material weisen auf eine Vorkonsolidationsspannung im Bereich von 2,5 MPa hin (Serratrice et al., 1993); aus diesem Grund wird für die Ermittlung lediglich der zusätzliche Oedometerversuch (*BMÖ.Zusatz*) herangezogen. Für diesen Versuch kann der Kompressionsbeiwert C_C in einem Bereich zwischen 0,33 und 0,37 festgelegt werden. Zum Vergleich wurde in Tabelle 3.3 eine Korrelationen aus der Literatur verwendet, die den Kompressionsbeiwert mit der Fließgrenze w_l in Verbindung setzt. Der Vergleich zeigt eine relativ gute Übereinstimmung der empirischen Formel für natürliche, ungestörte Böden und dem Resultat für Beaucaire Mergel:

• $C_c = 0,009 \cdot (w_l - 10)$ mit w_l in % (nach Skempton, 1944)

Tabelle 3.3: Ermittlung Kompressionsbeiwert C_C

	C _c aus Oedometer	C _c Korrelation mit w _l [nach Skempton]
BMÖ.Zusatz	0,33 bis 0,38	0,288

In Diagramm 3.4 ist die oben erwähnte Methode nach Casagrande auf Versuch *BMÖ.Zusatz* angewandt. Die Schwierigkeit besteht bei Betrachtung der Spannungs-Dehnungsbeziehung im Auffinden des Punktes der maximalen Krümmung (Punkt *K*). Unter Einbeziehung einer methodisch bedingten Streubreite liegt die Vorkonsolidationsspannung σ_p im Bereich zwischen 2 und 2,5 MPa. Frühere Untersuchungen an demselben Material bestätigen diese Größenordnung ($\sigma_p = 2,5$ MPa lt. Serratrice et al., 1993).





IGS

Diagramm 3.4: Bestimmung der Vorkonsolidationsspannung am Beispiel *BMÖ.Zusatz* mit der Methode Casagrande (Casagrande, 1936)



Diagramm 3.5: Bestimmung des Kompressionsbeiwertes C_c (Prinzip)

4. Allgemeine Beschreibung der Triaxialversuche

4.1. Versuchsprogramm

Das Triaxialversuchsprogramm umfasste vier Versuchsreihen mit insgesamt 39 Versuchen, die alle isotrop auf einen vordefinierten Seitendruck σ'_3 konsolidiert wurden (auch hydrostatische Konsolidation genannt). In der Folge wurden die ersten drei Versuchsreihen unter konsolidiert-drainierten (CD) Randbedingungen und die Proben der Versuchsreihe IV unter konsolidiert-undrainierten (CU) Bedingungen abgeschert.

Wie in Tabelle 4.1 ersichtlich, enthalten die drei CD-Versuchreihen insgesamt 30 Versuche, die in den nachfolgenden Kapiteln 5 bis 7 beschrieben werden. Die in Kapitel 5 beschriebene Versuchsreihe I umfasst insgesamt 14 Versuche. Allerdings ist bei dieser Versuchsreihe die Volumenmessung bzw. -aufzeichnung unzureichend und aus diesem Grund wurde eine Versuchsreihe II unter den exakt gleichen Randbedingungen mit verbesserter Volumenmessung durchgeführt (7 zusätzliche Versuche in Kapitel 6). In Versuchsreihe I und II sind die Probekörper so eingebaut worden, dass analog Bild 4.1 die größere Hauptspannung σ_I während der triaxialen Kompressionsphase senkrecht zur Geländeoberkante (GOK) aufgebracht wird. Demgegenüber wird bei Versuchsreihe III die Triaxialprobe um 90° gedreht, sodass die größere Hauptspannung σ_I parallel zur GOK entsteht. Somit können mit diesen 9 zusätzlichen Versuchen in Versuchsreihe III Einflüsse einer Sedimentationsanisotropie untersucht werden. Die 9 Versuche, die unter undrainierten Bedingungen abgeschert wurden, sind ebenfalls in Tabelle 4.1 ersichtlich und werden im Kapitel 8 erläutert.

	σ'_{3} bzw. σ'_{30}	Drainage.	Anzahl	Lage σ_1	
	[kPa]	-	Versuche	zur GOK	
Versuchsreihe I	0	CD	2	\downarrow	Kapitel 5
Versuchsreihe I	50	CD	3	\downarrow	Kapitel 5
Versuchsreihe I	100	CD	3	\downarrow	Kapitel 5
Versuchsreihe I	200	CD	3	\downarrow	Kapitel 5
Versuchsreihe I	400	CD	3	\downarrow	Kapitel 5
Versuchsreihe II	50	CD	2	\downarrow	Kapitel 6
Versuchsreihe II	100	CD	2	\downarrow	Kapitel 6
Versuchsreihe II	200	CD	3	\downarrow	Kapitel 6
Versuchsreihe III	50	CD	3	\leftarrow	Kapitel 7
Versuchsreihe III	100	CD	2	\leftarrow	Kapitel 7
Versuchsreihe III	200	CD	2	\leftarrow	Kapitel 7
Versuchsreihe III	400	CD	2	\leftarrow	Kapitel 7
Versuchsreihe IV	50	CU	2	\downarrow	Kapitel 8
Versuchsreihe IV	100	CU	3	\downarrow	Kapitel 8
Versuchsreihe IV	200	CU	2	\downarrow	Kapitel 8
Versuchsreihe IV	300	CU	2	\downarrow	Kapitel 8

 Tabelle 4.1:
 Triaxialversuche – komplettes Versuchsprogramm



Bild 4.1: Lage des Probekörpers bei Aufbringen der triaxialen Vertikalspannung σ_I Versuchsreihe III im Vergleich zu den Versuchsreihen I, II und IV

4.2. Versuchsdurchführung

IGS

Aus den Mergelblöcken wurden zylindrische Prüfkörper mit einem Durchmesser und einer Höhe von 10/10 cm ausgearbeitet und in die Druckzelle des Triaxialgerätes eingebaut. Aufgrund der hohen undrainierten Kohäsion und der damit verbundenen erforderlichen Kraft konnten die Probenkörper nicht ausgestochen werden, sondern mussten von Hand zugeschnitten werden. Die Bilder 4.2 bzw. 4.3 dokumentieren das Bearbeiten der Probenmantelflächen bzw. der Probenendflächen.

Bei den Probenkörpern handelt es sich um gedrungene Proben mit einer Schlankheit von $h_0/d_0 = 1$. Bei Probenschlankheiten von $h_0/d_0 = 0.8$ bis 1,2 fordert die DIN 18137, Teil 2 eine sogenannte Endflächenschmierung. Dabei ist der Filterstein (Durchmesser 1,2 cm) mittig in der Stirnfläche von Sockel und Druckkappe eingelassen. Außerhalb des Filtersteins besteht die Kontaktfläche aus einem druck- und kratzfestem Werkstoff mit glatter Oberfläche (Glasplatte). Diese glatte Fläche wird mit einem Schmiermittel dünn bestrichen, welches unter der axialen Spannung σ_1 nicht ausgepresst werden kann. Darauf wird eine Gummimembran mit einer Aussparung im Bereich des Filtersteins gelegt (siehe Bild 4.4). Glasplatte, Gummi und Schmiermittel dienen dazu, die Reibung an den Endflächen des Probekörpers zu minimieren.

Unter den in Versuchsreihe I bis III verwendeten drainierten Bedingungen wurde die Entwässerung des wassergesättigten Bodens sichergestellt, indem die Drainageleitungen geöffnet blieben. Die Volumenänderung des Probekörpers wurde anhand der Volumenänderung der Zellflüssigkeit gemessen, dabei ist eine gleichzeitige Kompensation der Verdrängung des Druckstempels beim Eindringen notwendig. Die Messung der ausgepressten Flüssigkeit erfolgte über eine Standrohrablesung. In Versuchsreihe IV wurden die Drainageleitungen geschlossen und so undrainierte Bedingungen, d.h. eine



volumenkonstante Verformung ($\varepsilon_v = 0$) hergestellt. Während dieser undrainierten Versuche verändert sich der Druck der Porenflüssigkeit und wird durch Porendruckaufnehmer registriert.

Der Versuchsablauf lässt sich in drei Phasen unterteilen: Sättigung, Konsolidation und Scherung. Wie bereits in Kapitel 2.1 erwähnt, wurden vor der Sättigung der Bodenproben Saugspannungen, d.h. negative Porenwasserdrücke, von ca. 200 kPa beobachtet. Um diese inneren Verspannungen des Materials zu lösen, wurde ein Sättigungsdruck (*backpressure*) von 400 kPa aufgebracht. Der Sättigungsvorgang war nach 24 h beendet und wurde abschließend durch einen sogenannten *B*-Test überprüft. Bei voller Sättigung muss eine vordefinierte Erhöhung des Zelldrucks eine betragsmäßig gleichgroße Erhöhung des Porendrucks nach sich ziehen und somit ergibt sich für das Verhältnis dieser beiden Drücke (Porenwasserdruck zu Zelldruck) ein Wert sehr nah bei 1. Im vorliegenden Versuchsprogramm wurden *B*-Faktoren von 0,98 bis 1,0 ermittelt.

Nach der Sättigung wurde die Konsolidationsspannung durch Erhöhung des Zelldrucks unter Beibehaltung des Sättigungsdrucks aufgebracht. Der Konsolidationsvorgang wurde anhand der ausgedrückten Wassermenge beobachtet und war nach 24 h beendet. Bei den drainierten Versuchen, d.h. bei geöffneten Entwässerungsleitungen, musste sichergestellt werden, dass die Versuchsproben unter Aufrechterhaltung des Seitendrucks so langsam abgeschert wurden, dass Volumenänderungen ohne Entwicklung von Porenwasserdrücken stattfinden konnten. Dabei betrug die axiale Dehnungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon} = 0,006$ %/min welche über die Plastizitätszahl nach der DIN 18137, Teil 2 ermittelt wurde. Unter undrainierten Bedingungen dürfte lt. DIN 18137, Teil 2 die Stauchungsgeschwindigkeit vergleichsweise zehnmal größer sein - in Versuchsreihe IV wurde dennoch die Dehnungsgeschwindigkeit lt. Tabelle 4.2 angewandt.

	Werte	Einheiten
Probenhöhe h_0	10	cm
Probendurchmesser d_0	10	cm
Sättigungsdruck	400	kPa
Sättigungszeit	24	h
Konsolidationszeit	24	h
Dehnungsgeschw. $\dot{\varepsilon}$	0,006	%/min

 Tabelle 4.2:
 Versuchsrandbedingungen der Triaxialversuche

Die Deformationsgeschwindigkeit kann die Scherfestigkeit des betrachteten Materials beträchtlich beeinflussen. Grundsätzlich wird – wie oben erwähnt - eine obere Grenze festgelegt (DIN18137), die nicht überschritten werden soll, um den Einfluss der Schergeschwindigkeit möglichst gering zu halten. Für überkonsolidierte Tone wurde ein Verlust an Festigkeit – sowohl bezogen auf den Reibungswinkel als auch auf die Kohäsion - durch Reduzierung der Deformationsgeschwindigkeit festgestellt (u.a. Tavenas et al. 1977, Leroueil et al. 1996 und Tatsuoka et al. 2000); besonders groß scheint dieser Effekt bei Tonen mit Trennflächen (*fissured clays*) zu sein (u.a. Förster 1996).





Bild 4.2: Bearbeitung der Mantelfläche der Triaxialprobe



Bild 4.3: Bearbeitung der Endflächen der Triaxialprobe





Bild 4.4: Endflächenschmierung – Aufbringen der Gummimembran





Bild 4.5: Probeneinbau (links) bzw. kompletter Versuchsaufbau mit Probe in Gummimembran (rechts)



4.3. Korrektur der Messfehler

Aufgrund der globalen Verformungsmessung (Messung der axialen Verschiebung relativ zur Zelle) muss man bei Triaxialversuchen mit Endflächenschmierung nach DIN 18137, Teil 2 grundsätzlich zwei Messfehler berücksichtigen. Die Messstörung entsteht zum einen durch die Komprimierung des Schmierstoffes und der Gummimembran (*bedding error*), zum anderen durch die Eigendeformation der Triaxialanlage (*system error*). Die Probenendplatte mit Schmierstoff und Gummimembran ist in Bild 4.4 dargestellt; der komplette Versuchsaufbau ist in Bild 4.5 dokumentiert. Die totale Verformungsmessung kann durch die folgende Gleichung beschrieben werden:

$$\tilde{y} = y + y_s + y_b \tag{4.1}$$

Für eine saubere Ausarbeitung der Testkurven und Bestimmung der Steifigkeitsparameter benötigen wir die Verschiebung, die ausschließlich der Probendeformation zuzuordnen ist (y). Die Gesamtverformung \tilde{y} lässt sich berechnen, wenn die zusätzlichen Komponenten y_s und y_b für die vorhandenen Spannungszustände bekannt sind. Dabei ist der Bettungsfehler y_b abhängig von der Vertikalspannung, wohingegen der Fehler durch die Eigendeformation der Anlage y_s mit der Deviatorspannung ($q = \sigma_1 - \sigma_3$) nach der isotropen Konsolidationsphase in Beziehung steht.

4.3.1. Kalibrierung

Um Kalibrierungskurven zu ermitteln, wurde an Stelle einer Bodenprobe ein starrer Stahlzylinder eingebaut. Unter der Vorraussetzung, dass die Verformbarkeit des Stahlzylinders vernachlässigbar ist, kann man somit die Nachgiebigkeit der Bettung und des Systems messen.



Diagramm 4.1: Fehlerkurve zur Korrektur der Eigendeformation der Anlage
Die Kennlinie $y_s = f_s(q)$ des Eigendeformationsfehlers wurde unter *trockenen* Bedingungen (ohne Wasserdruck in der Zelle) ermittelt. Dabei wurden der Stahlzylinder ohne Gummimembran und Schmiermittel eingebaut und bei kontinuierlicher Vorschubsgeschwindigkeit die benötigte Auflast gemessen. Aus den gemittelten Messwerten wurde eine Fehlerkurve mit den Konstanten a_s und b_s und der Form

$$y_s = f_s(q) = a_s q^{-b_s}$$
 (a_s = 0,00459 [mm/kPa]; b_s = 0,6489) (4.2)

berechnet, wobei a_s und b_s Konstanten der Anlage sind. Diese Fehler entstehen durch Zusammendrückung der Anpressstange (Stahlstange) und der oberen Endplatte. Diese obere Probenendplatte ist in Bild 4.5 illustriert. Der Fehler ist grundsätzlich verbunden mit der Kraft in der Anpresstange. Für den verwendeten Probendurchmesser von 10 cm ergibt sich dann die angegebene $y_s = f_s(q)$ Beziehung.

Die Kalibrierungskurve für den Bettungsfehler $y_b = f_b(\sigma_1)$ wurde unter isotropem Druck in der Zelle ermittelt. Dabei wurde der vertikale Stahlstab mit dem Stempel befestigt und die obere Blockierung durch die Quertraverse aufgehoben, um die Verformung infolge der Bettungsdeformation zu messen. Während des Kalibrierversuchs wurde eine Gummimembran benutzt, um ein Eindringen von Wasser zwischen der Stahlprobe und der Druckkappen zu unterbinden.



Diagramm 4.2: Fehlerkurve zur Korrektur des Bettungsfehlers

Die einzelnen mittleren Messpunkte wurden registriert und eine Kennlinie ermittelt:

IGS

$$y_b = f_b(\sigma_1) = a_b \sigma_1^{b_b}$$
 (*a*_b = 0,029 [mm/kPa]; *b*_b = 0,39) (4.3)

Wobei a_b und b_b Konstanten sind und die Vertikalspannung als unabhängige Wert bis zum Ende der isotropen Konsolidation eingeht. Die für die einzelnen Triaxialstände und Gummimembrane ermittelten Fehlerkurven für die Bettungs- und Eigendeformationsfehler nach Diagramm 4.1 und 4.2 wurden gemittelt und in Diagramm 4.3 dargestellt.



Diagramm 4.3: Fehlerkurven zur Korrektur der Messergebnisse

4.3.2 Anwendung der Fehlerkurven

Die Messung der Vertikalverformung \tilde{y} erfolgt zu Beginn der triaxialen Kompressionsphase (nach isotroper Konsolidation). Um einen kraftschlüssigen Kontakt zwischen dem Druckstempel und der Probe zu erhalten, wird vor Beginn der Scherung eine kleine Deviatorspannung $q = q_0 \approx 1$ kPa aufgebracht. Die Stahlstange des Druckstempels wird vertikal mit der Kraft $F = \sigma_3 A_r$ belastet, die sie über den Rahmen der Triaxialanlage abträgt – der Einfluss dieser Kraft kann jedoch vernachlässigt werden. Somit erfolgt die Korrektur der gemessenen axialen Verschiebung \tilde{y} nach der folgenden Formel:

$$y = \tilde{y} - y_s - y_b = \tilde{y} - [f_s(q_0) - f_s(q_0)] - [f_b(\sigma_1) - f_b(\sigma_3 + q_0)]$$
(4.4)

Um den Einfluss der Messfehler bei der Versuchsauswertung zu verdeutlichen wurde in Diagramm 4.4 beispielhaft für einen Versuch die Arbeitslinie mit und ohne Korrektur dargestellt.



Diagramm 4.4: Auswirkung der Korrekturen am Beispiel eines Triaxialversuchs mit σ_3 =50 kPa





5. CD Triaxialversuche - Versuchsreihe I

5.1 Versuchsergebnisse und Beschreibung

Die insgesamt 14 drainierten Versuche der Versuchreihe I wurden unter den in Kapitel 4.2 genannten Randbedingungen bei insgesamt 5 verschiedenen effektiven Seitendrücken von $\sigma'_3 = 0 / 50 / 100 / 200$ und 400 kPa durchgeführt. Zusätzlich zur Spannungsmessung wurden die Volumendehnungen ε_{ν} erfasst. Allerdings ist bei dieser Versuchsreihe die Volumenmessung nicht zufriedenstellend und deswegen wurde, wie bereits in Kapitel 4.1 erwähnt, eine zweite Versuchsreihe mit verbesserter Volumenmessung durchgeführt (siehe Versuchsreihe II in Kapitel 6).

Die Ergebnisse sind in den folgenden Auswertungsdiagrammen dargestellt (Diagramme 5.2 bis 5.6). Dabei ist die axiale Dehnung ε_1 einerseits über das Spannungsverhältnis σ_1/σ_3 , andererseits über die Volumendehnung ε_v aufgetragen. Es handelt sich hierbei um globale Spannungs- bzw. Verformungsgrößen, die ein Resultat der aufgezeichneten Belastungskraft bzw. Stempelverschiebung zu verstehen sind. Die Druckspannungen und die Volumenabnahme sind per Konvention positiv definiert. Der in Kapitel 4.3 beschriebene Messfehler bei Triaxialversuchen wurde bei der Versuchsauswertung berücksichtigt. Die Tabellen 5.1 bis 5.5 beinhalten alle charakteristischen Parameter für die einzelnen Triaxialversuche. Die Versuchskodifizierung wird anhand des Versuchs BMTR9.3.IX.0 erkärt: BM beschreibt das Versuchsmaterial Beaucaire Mergel, TR steht für Triaxialversuch, die beiden folgenden Ziffern (hier 9.3) charakterisieren die laborinterne Versuchskennung, durch die römische Bezifferung (hier IX) ist eine Zuordnung zum entsprechenden Versuchsblock möglich (siehe auch Tabelle 2.1) und aus der abschließenden Zahl θ lässt sich auf den effektiven Seitendruck σ'_3 schließen.



Diagramm 5.1: Definition des Sekantenmoduls E_{50}

Die beiden Einaxialversuche (effektiver Seitendruck $\sigma'_3 = 0$ kPa) in Diagramm 5.2 weisen vor der Sättigung einen Einbauwassergehalt w von 22,2 bzw. 23,1 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt bei 0,641 bzw. 0,661. Die Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 5.2 können durch die sog. triaxiale Sekantensteifigkeit E_{50} charakterisiert werden. Diese wird entsprechend Diagramm 5.1 definiert durch die Sekantensteifigkeit bei Mobilisierung von 50 % der Peakfestigkeit. Für die beiden Versuche in Diagramm 5.2 liegt E_{50} im Bereich von 4 bis 6 MPa. Die Spannung nimmt bis zu einer axialen Dehnung ε_1 von 1,8 bzw. 2,3 % annähernd linear zu und fällt dann nach Erreichen der Peakfestigkeit bei einer Deviatorspannung von 77 bzw. 73 kPa rapide ab. Der Postpeakbereich (auch als Bereich der Entfestigung bezeichnet) ist gekennzeichnet durch eine signifikante Reduzierung der Festigkeit. Ein erster Bereich der Entfestigung baut die Bindungen zwischen den Ton- und Schluffteilchen ab und somit wird durch relativ geringe Verformungen die Kohäsion des Materials reduziert (siehe u.a. Simpson et al., 1979 und Calabresi, 1980). In diesem Bereich geht die homogene Probendeformation in eine inhomogene über und es entstehen Scherzonen (siehe Kapitel 5.3). Ein daran anschließender zweiter Bereich der Entfestigung ist geprägt durch einen weiteren, aber deutlich langsameren Abbau der Festigkeit; erst nach relativ großen Postpeakverformungen orientieren sich die Bodenteilchen parallel zu sich ausbildender Scherbandzonen d.h. der innere Reibungswinkel des Materials reduziert sich und die Restfestigkeit wird erreicht. Wird das Entfestigungsverhältnis

$$R = \frac{q^{rest}}{q^{peak}} = \frac{\left(\sigma'_{1} - \sigma'_{3}\right)^{rest}}{\left(\sigma'_{1} + \sigma'_{3}\right)^{peak}}$$
(5.1)

verwendet, um ein Maß für die Postpeak-Festigkeitsreduzierung zu erhalten, ergibt sich für beide Einaxialversuche aus Diagramm 5.2 das Verhältnis R zu 0,32 bzw. 0,37. Dabei wird die Restfestigkeit bei einer axialen Probenverformung von 10 % verwendet. Die Volumendehnung über der Axialdehnung in Diagramm 5.2 zeigt für beide Versuche ein stark dilatantes Verhalten. Per Konvention ist eine positive Dilatanz verbunden mit einer negativen Volumenänderung. Der Dilatanzwinkel lässt sich über die Formel (Schanz & Vermeer, 1996)

$$\sin\psi = \frac{\dot{\varepsilon}_{v}}{-2\dot{\varepsilon}_{1} + \dot{\varepsilon}_{v}} \tag{5.2}$$

bestimmen. Dabei ist $\dot{\varepsilon}_v$ als Volumendehnungsrate und $\dot{\varepsilon}_1$ als Vertikalverzerrungsrate definiert. Die Versuchsergebnisse in Diagramm 5.2 ergeben für die beiden Versuche ohne effektivem Seitendruck einen sehr hohen (unrealistischen) Dilatanzwinkel ψ in der Größenordnung von 20 bis 30°. Die weiteren Tests der Versuchsreihen I und II mit effektiven Seitendrücken zwischen $\sigma'_3 = 50$ bis 200 kPa werden jedoch aufzeigen, dass der Dilatanzwinkel dieser Versuche in einem Bereich zwischen 6 und 11° liegt.



Diagramm 5.2: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe I ($\sigma_3' = 0$ kPa)

Tabelle 5.1:Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CD)Versuchsreihe I $(\sigma_3' = 0 \text{ kPa})$

Code	BMTR9.1.IX.0	BMTR9.3.IX.0	Einheiten
Datum	2000-12-01	2000-12-01	-
Labor	IGS	IGS	-
Probenhöhe	10	10	cm
Durchmesser	10	10	cm
Masse der Probe	1579,2	1571,26	g
Einbauwassergehalt	22,2	23,1	%
Einbaudichte ρ_0	2,011	2,001	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,645	1,625	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,641	0,661	-
<i>B</i> -Wert	0,98	0,99	[-]
Sättigungsdruck	400	400	kPa
eff. Seitendruck	0	0	kPa
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	%/min
Dilatanzwinkel ψ	ca. 20	ca. 30	0
E_{50}	6000	4000	kPa

Die drei Triaxialversuche bei einem effektiven Seitendruck $\sigma'_3 = 50$ kPa in Diagramm 5.3 weisen vor der Sättigung einen Einbauwassergehalt w zwischen 21,9 und 24,2 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt zwischen 0,629 und 0,68. Die Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 5.3 weisen eine relativ große Streuung auf. Die Steifigkeit E_{50} liegt in einer Bandbreite von 10 bis 25,4 MPa. Das Spannungsverhältnis nimmt zunächst annähernd linear zu; kurz vor dem Erreichen des Peaks ist eine Verflachung der Spannungs-Verformungskurve ersichtlich, die sog. Verfestigung des Materials. Die maximale Festigkeit ist bei einer axialen Dehnung ε_1 zwischen 2 und 4 % erreicht. Nach Erreichen dieser Peakfestigkeit bei einer Deviatorspannung von 143 bis 157 kPa fällt die Arbeitslinie rapide ab. Das Entfestigungsverhältnis R liegt für die 3 Versuche zwischen 0,54 und 0,65. Die Volumendehnung über der Axialdehnung in Diagramm 5.3 zeigt nach einem anfänglich kontraktantem Verhalten (Volumenabnahme) eine daran anschließende Dilatanz d.h. eine Volumenzunahme. Die Versuchsergebnisse in Diagramm 5.3 ergeben einen Dilatanzwinkel ψ in der Größenordnung von 6 bis 9°. Allerdings ist bereits hier ersichtlich, dass die Volumenmessung der Versuchsreihe I unzureichend war - wie bereits in wurde deswegen Versuchreihe II Kapitel 4.1 erwähnt, eine unter denselben Randbedingungen durchgeführt (siehe Kapitel 6).

Die drei Triaxialversuche bei einem effektiven Seitendruck $\sigma'_3 = 100$ kPa in Diagramm 5.4 weisen vor der Sättigung einen Einbauwassergehalt *w* zwischen 21,9 und 24,5 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt zwischen 0,606 und 0,68. Die Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 5.4 weisen eine relativ große Streuung auf. Die Steifigkeit E_{50} liegt in einem Bereich von 24,7 bis 31,8 MPa. Das Spannungsverhältnis nimmt zunächst annähernd linear zu; vor dem Peak ist eine Krümmung der Arbeitslinie zu beobachten. Die maximale Festigkeit ist bei einer axialen Dehnung ε_1 zwischen 1,9 und 3 % erreicht. Nach Erreichen dieser Peakfestigkeit bei einer Deviatorspannung von 234 bis 249 kPa fällt die Arbeitslinie rapide ab. Das Entfestigungsverhältnis *R* liegt für die 3 Versuche zwischen 0,57 und 0,69. Die Volumendehnung über der Axialdehnung in Diagramm 5.4 indiziert nach einem anfänglichen kontraktantem Verhalten (Volumenabnahme) eine daran anschließende Dilatanz d.h. eine Volumenzunahme (siehe Versuchsreihe II mit verbesserter Volumenmessung in Kapitel 6).

Die drei triaxialen Kompressionsversuche bei einem effektiven Seitendruck von $\sigma'_3 = 200$ kPa in Diagramm 5.5 weisen vor der Sättigung einen Einbauwassergehalt w zwischen 21,9 und 23,0 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt zwischen 0,62 und 0,653. Die Steifigkeit E_{50} lässt sich aus den Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 3.5 in einem sehr gut reproduzierbaren Bereich von 55,2 und 61 MPa identifizieren. Das Spannungsverhältnis nimmt zunächst annähernd linear zu und vor dem Peak ist eine im Vergleich zu den Tests mit geringerem Seitendruck ausgeprägtere Abflachung der Arbeitslinie zu beobachten. Bei zwei Versuchen ist die maximale Festigkeit bei einer axialen Dehnung ε_1 von 2 % erreicht. Der dritte Versuch entfestigt früher und plötzlich - höchstwahrscheinlich wegen einer in der Probe vorhandenen Inhomogenität. Nach Erreichen der Peakfestigkeit bei einer Deviatorspannung von 345 bzw. 353 kPa (äquivalent dem Spannungsverhältnis σ_1/σ_3 von ca. 4,5) fallen die Arbeitslinien der beiden reproduzierbaren Versuche zunächst rapide ab. Nach einer axialen Verformung von 3 bis 4 % klingt die Entfestigung ab und kennzeichnet den Bereich indem die Kohäsionsentfestigung in eine Reibungsentfestigung übergeht. Das Entfestigungsverhältnis R liegt für die zwei reproduzierbaren Versuche bei 0,72 und 0,77. Die Volumendehnung über der Axialdehnung in Diagramm 5.5 ist wegen der bereits

<u>IGS__</u>

angesprochenen unzureichenden Volumenmessung in einer *Versuchsreihe II* (siehe Kapitel 6) wiederholt worden.

Die drei triaxialen Kompressionsversuche bei einem effektiven Seitendruck von $\sigma'_3 = 400$ kPa in Diagramm 5.6 weisen vor der Sättigung einen Einbauwassergehalt w zwischen 21,8 und 22,5 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt zwischen 0,626 und 0,653. Die Steifigkeit E₅₀ lässt sich aus den Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 5.6 in einem gut reproduzierbaren Bereich von 102 bis 142 MPa identifizieren. Das Spannungsverhältnis nimmt zunächst annähernd linear zu. Vor dem Peak ist eine vergleichsweise ausgeprägtere Abflachung der Arbeitslinie zu beobachten. Die maximale Festigkeit wird bei einer axialen Dehnung ε_1 zwischen 1,8 und 2 % erreicht. Nach Erreichen der Peakfestigkeit bei einer Deviatorspannung zwischen 455 und 475 kPa (äquivalent dem Spannungsverhältnis σ_1/σ_3 von 3,3) fallen die Arbeitslinien langsam ab. Man erkennt bei diesen Versuchen mit höherem Spannungsniveau, dass der Einfluss der Kohäsionsentfestigung im Vergleich zu den Versuchen mit niedrigem Spannungsniveau keine dominante Rolle mehr spielt. Das Entfestigungsverhalten ist bei höheren Reibungsentfestigung Seitendrücken durch vor allem die geprägt. Das Entfestigungsverhältnis R liefert dementsprechend einen relativ hohen Wert im Bereich zwischen 0,84 und 0,93. Die Volumendehnungskurve in Diagramm 5.6 lässt ein kontraktantes Verhalten vermuten – die Messung ist jedoch nicht vollständig aufgezeichnet worden (siehe Versuchsreihe II mit verbesserter Volumenmessung in Kapitel 6).



Diagramm 5.3: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe I ($\sigma_3' = 50$ kPa)

Tabelle 5.2:Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CD)Versuchsreihe I $(\sigma_3' = 50 \text{ kPa})$

Datum	2000-05-08	2000-05-29	2000-06-30	-
Labor	IGS	IGS	IGS	-
Probenhöhe	10	10	10	cm
Durchmesser	10	10	10	cm
Masse der Probe	1567,38	1589,50	1589,50	g
Einbauwassergehalt	24,2	22,1	21,9	%
Einbaudichte ρ_0	1,996	2,024	2,024	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,607	1,658	1,660	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,680	0,629	0,677	-
<i>B</i> -Wert	0,99	0,99	1,00	[-]
Sättigungsdruck	400	400	400	kPa
eff. Seitendruck	50	50	50	kPa
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	0,006	%/min
Dilatanzwinkel ψ	9	9	6	0
E_{50}	25400	13100	10000	kPa



Diagramm 5.4: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe I ($\sigma_3' = 100$ kPa)

Tabelle 5.3:Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CD)Versuchsreihe I $(\sigma_3' = 100 \text{ kPa})$

Code	BMTR1.3.I.100	BMTR2.3.III.100	BMTR3.2.III.100	Einheiten
------	---------------	-----------------	-----------------	-----------

Datum	2000-05-08	2000-05-29	2000-06-30	-
Labor	IGS	IGS	IGS	
Probenhöhe	10	10	10	cm
Durchmesser	10	10	10	cm
Masse der Probe	1571,32	1617,10	1591,34	g
Einbauwassergehalt	24,5	22,5	21,9	%
Einbaudichte ρ_0	2,001	2,059	2,026	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,607	1,681	1,662	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,68	0,606	0,625	-
B-Wert	0,99	1,00	1,00	[-]
Sättigungsdruck	400	400	400	kPa
eff. Seitendruck	100	100	100	kPa
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	0,006	%/min
Dilatanzwinkel ψ	-	-	-	0
E_{50}	24700	28100	31800	kPa



<u>IGS</u>

Diagramm 5.5: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe I ($\sigma_3' = 200$ kPa)

Tabelle 5.4:	Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CD)		
	Versuchsreihe I	$(\sigma_3' = 200 \text{ kPa})$	

Code BMTR1.2.I.200 BMTR2.2.III.200 BMTR3.3.III.200 Einheiten

Datum	2000-05-08	2000-05-29	2000-06-30	-
Labor	IGS	IGS	IGS	-
Probenhöhe	10	10	10	cm
Durchmesser	10	10	10	cm
Masse der Probe	1577,42	1608,90	1593,19	g
Einbauwassergehalt	23,0	22,9	21,9	%
Einbaudichte ρ_0	2,008	2,049	2,029	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,633	1,667	1,664	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,653	0,620	0,622	-
<i>B</i> -Wert	0,99	1,00	1,00	[-]
Sättigungsdruck	400	400	400	kPa
eff. Seitendruck	200	200	200	kPa
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	0,006	%/min
Dilatanzwinkel ψ	-	-	_	0
E_{50}	61000	56000	55200	kPa



Diagramm 5.6: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe I ($\sigma_3' = 400$ kPa)

Tabelle 5.5:Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CD)
Versuchsreihe I $(\sigma_3' = 400 \text{ kPa})$

Code	BMTR4.1.IV.400	BMTR4.2.IV.400	BMTR8.2.VII.400	Einheiten
------	----------------	----------------	-----------------	-----------

Datum	2000-07-12	2000-07-12	2000-09-22	-
Labor	IGS	IGS	IGS	-
Probenhöhe	10	10	10	cm
Durchmesser	10	10	10	cm
Masse der Probe	1596,20	1596,86	1544,12	g
Einbauwassergehalt	22,5	22,4	21,8	%
Einbaudichte ρ_0	2,032	2,033	1,990	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,659	1,661	1,634	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,627	0,626	0,653	-
B-Wert	0,98	0,99	1,00	[-]
Sättigungsdruck	400	400	400	kPa
eff. Seitendruck	400	400	400	kPa
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	0,006	%/min
Dilatanzwinkel ψ	-	-	-	0
E_{50}	142000	112000	102000	kPa

5.2. Scherfestigkeit und Steifigkeit – Versuchsreihe I

5.2.1 Scherfestigkeit - allgemein

Die Festigkeit wird - wie in der Bodenmechanik allgemein üblich - nach der Mohr-Coulombschen Theorie ermittelt, stellt also eine starke Idealisierung des wirklichen Materialverhaltens dar. Konstante Werte φ (Reibungswinkel) und c (Kohäsion) beschreiben eine Gerade in der Spannungsebene (bzw. Ebene im Spannungsraum) und idealisieren einen eigentlich gekrümmten Verlauf der sog. Hüllkurve in der Spannungsebene. Bindige überkonsolidierte Böden besitzen durch die historisch erfahrene Vorkonsolidationsspannung σ_p ein unterschiedliches Verhalten, je nachdem ob man sich im Vorbelastungsbereich ($\sigma < \sigma_p$) bzw. im Erstbelastungsbereich ($\sigma > \sigma_p$) befindet (vgl. Diagramm 3.5). Das Materialverhalten im Vorbelastungsbereich (im Bereich niedriger bis moderater Spannungen mit $\sigma < \sigma_p$) kann durch die Mohr-Coulombsche Theorie angenähert werden und beschreibt somit die sog. Hvorslev-Gerade (Hvorslev, 1937).

5.2.2 Scherfestigkeit der drainierten Triaxialversuche – Versuchsreihe I

Zur Bestimmung der effektiven Scherparameter wurden die Deviatorspannungen der einzelnen Versuche berechnet und in Tabelle 5.6 zusammengestellt (Verwendung findet das Deviatorspannungsmaß $t = (\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$). Es wurde zwischen der maximalen Festigkeit (Peakfestigkeit) und der Restfestigkeit (definiert bei $\varepsilon_1 = 10\%$) bei fortlaufender (d.h. monotoner) Verformung und konstanter Spannung σ'_3 unterschieden.

Code	eff. Seitendruck	Peakfestigkeit	Restfestigkeit
BMTR9.1.IX.0	0 kPa	77 kPa	25 kPa
BMTR9.3.IX.0	0 kPa	73 kPa	27 kPa
BMTR1.1.II.50	50 kPa	157 kPa	84 kPa
BMTR2.1.III.50	50 kPa	143 kPa	93 kPa
BMTR3.1.III.50	50 kPa	148 kPa	87 kPa
BMTR1.3.I.100	100 kPa	234 kPa	157 kPa
BMTR2.3.III.100	100 kPa	249 kPa	172 kPa
BMTR3.2.III.100	100 kPa	242 kPa	138 kPa
BMTR1.2.I.200	200 kPa	306 kPa	243 kPa
BMTR2.2.III.200	200 kPa	353 kPa	255 kPa
BMTR3.3.III.200	200 kPa	345 kPa	266 kPa

Tabelle 5.6: Zusammenstellung der relevanten Festigkeitsparameter

Die Scherfestigkeitsanalyse überkonsolidierter steifer Tone unterscheidet zwischen dem Verhalten unter niedrigen bis moderaten Spannungsniveaus und dem Materialverhalten unter höheren Spannungen. Das Spannungs- Verformungsverhalten der Triaxialversuche

mit einem effektivem Seitendruck $\sigma'_3 = 400$ kPa in Diagramm 5.6 offenbart einen wesentlichen Unterschied zu den vorangehenden Versuchen mit geringeren Spannungen $\sigma'_3 = 0$ bis 200 kPa: die dominante Rolle der Kohäsionsentfestigung d.h. der abrupte Abbau der inneren Bindungen geht verloren und anstelle dessen tritt eine allmählicher verlaufende Entfestigung der Reibung (u.a. Burland et al., 1996 und Georgiannou et al., 2001). Dieses Phänomen, verursacht durch die Spannungsgeschichte des betrachteten Bodens, ermöglicht zum einen eine strikte Trennung bzw. Isolation der Kohäsionsentfestigung von der Reibungsentfestigung, erzwingt aber zum anderen eine Unterscheidung niedrig-moderater und höherer Spannungsniveaus sofern die Scherfestigkeit analysiert werden soll.

Im vorliegenden Kapitel wird aus diesen Gründen die Scherfestigkeit im Spannungsbereich $\sigma'_3 = 0$ bis 200 kPa ermittelt. Die Scherfestigkeit, die das vorliegende Material in Versuchsreihe I zeigt, kann in einem Diagramm mit den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$ dargestellt werden. Diagramm 5.7 illustriert die Peakfestigkeit des Materials durch eine Bruchgerade ermittelt mittels linearer Regression; diese ist charakterisiert durch den (Peak-) Reibungswinkel $\varphi' = 34^{\circ}$ und die Kohäsion c' = 45 kPa. Infolge der Entfestigung des Materials ist nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 10$ % eine reduzierte Festigkeit zu beobachten, die im weiteren als Restfestigkeit bezeichnet wird. Die Versuchsergebnisse in den Diagrammen 5.2 bis 5.6 zeigen auf, dass sowohl das Spannungsverhältnis als auch die Volumenänderung einem konstantem Wert entgegensteuern. Somit kann der hier verwendete Ausdruck "Restfestigkeit" als Festigkeit in einem kritischen Zustand (critical state) bezeichnet werden. Unter drainierten Bedingungen wird dieser Zustand oftmals auch als volumenkonstanter Bereich (constant volume) definiert. Zu betonen gilt in diesem Zusammenhang der lediglich in kohäsiven Materialien zu beobachtende Unterschied zwischen der Restfestigkeit im kritischen Zustand (critical state) und der Endfestigkeit des Materials nach sehr großen Verformungen (ultimate strength bzw. residual strength) (u.a. Skempton 1970, Atkinson 2000). Unter Voraussetzung der in triaxialen Kompressionsversuchen auftretenden, relativ kleinen Verformungen entwickelt sich eine Restfestigkeit, die einen Kohäsionsanteil ungleich null aufweist, d.h. die inneren Bindungen des Materials konnten nicht zur Gänze abgebaut werden. Ähnliche Beobachtungen sind u.a. in der angelsächsischen Literatur zu finden, wobei dort die unter triaxialen Bedingungen auftretende Restfestigkeit oftmals als sog. post-rupture strength bezeichnet wird und zwischen der Peakfestigkeit (intact strength), sowie der Endfestigkeit nach sehr großen Deformationen (residual strength) liegt (Burland, 1990 und Burland et al., 1996).

Die so definierte Restfestigkeit des Beauciare Mergels lässt sich durch einen effektiven Reibungswinkel $\varphi'_{Rest} = 32^{\circ}$ und einer effektiven Kohäsion $c'_{Rest} = 17$ kPa beschreiben ($_{Rest}$ dient hier als Indizes für die Restfestigkeit). Im Zuge der Entfestigung nimmt die Kohäsion um 62 % ab, während sich der Reibungswinkel lediglich um 6 % reduziert; dies wird v.a. auch durch Diagramm 5.7 deutlich: die Entfestigung des Materials ist primär gekennzeichnet durch eine Parallelverschiebung der Festigkeitseinhüllenden, d.h. durch den Abbau der Kohäsion. Die Rotation der Festigkeitseinhüllenden durch Reibungsentfestigung spielt eine untergeordnete Rolle.

Festigkeitsparameter	Peakfestigkeit	Restfestigkeit	
Reibungswinkel φ'	34 °	32 °	
Kohäsion c'	45 kPa	17 kPa	
Dilatanzwinkel ψ	kaum Daten		

Tabelle 5.7: Ermittelte Festigkeitsparameter und Dilatanzwinkel der Versuchsreihe I

Tabelle 5.7 gibt die Festigkeitsparameter für die Versuchsergebnisse der Versuchsreihe I wieder. Zusätzlich sollte auch ein durchschnittlicher Dilatanzwinkel ψ ermittelt werden; jedoch wird wegen der unzureichenden Volumenaufzeichnung während der Durchführung der Tests in Versuchsreihe I auf Versuchsreihe II in Kapitel 6 und im speziellen auf Tabelle 6.5 verwiesen.



Diagramm 5.7: Ermittlung der Festigkeitsparameter aus triaxialen Versuchsergebnissen Versuchsreihe I

5.2.3 Steifigkeit der drainierten Triaxialversuche - Versuchsreihe I

Im vorliegenden Abschnitt sollen die Ergebnisse der drainierten Triaxialversuche aus Versuchsreihe I bezüglich ihrer Steifigkeit ausgewertet werden. Verwendet wird, wie bereits in Kapitel 5.1 definiert, die Sekantensteifigkeit E_{50} - eine Steifigkeit, die mit der Mobilisierung der maximalen Scherfestigkeit von 50 % korrespondiert. Die kleinere Hauptspannung σ'_3 wird als Referenzspannung σ^{ref} gewählt und damit ist E_{50}^{ref} die unter

der Referenzspannung zu beobachtenden Sekantensteifigkeit. Für die Steifigkeit unter triaxialen Bedingungen ergibt sich die empirische Beziehung:

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{\sigma'_3 + a}{\sigma^{ref} + a} \right)^m \tag{5.3}$$

Die Steifigkeit E_{50} der einzelnen Versuche wurde in Tabelle 5.8 gemittelt und in Diagramm 5.8 über die entsprechenden Spannungen aufgetragen.

0 kPa	50 kPa	100 kPa	200 kPa
6000	25400	24700	55200
4000	13100	28000	61000
-	10000	31800	56000
			•
5000	16200	28200	57400

Tabelle 5.8: Zusammenstellung der ermittelten E₅₀- Moduli – Versuchsreihe I

Eine Auswertung der Ergebnisse in Diagramm 5.8 ergibt für die empirische Beziehung:

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{\sigma'_3 + a}{\sigma^{ref} + a} \right)^m \qquad (a = 12 \text{ kPa} \quad m = 1) \qquad (5.4)$$

eine lineare Zunahme der Sekantensteifigkeit E_{50} mit dem effektiven Seitendruck σ'_3 , mit einem Achsabstand a = 12 kPa und einem Exponenten m = 1.



Diagramm 5.8: Triaxialsteifigkeit E_{50} als Funktion des effektiven Seitendrucks σ'_3 Versuchsreihe I



5.3. Lokalisierungseffekte in den Triaxialversuchen Versuchsreihe I

Bei Betrachtung der globalen Spannungs- Verformungskurven, die ein Resultat der Aufzeichnung der axialen Belastungskraft und der Stempelverschiebung sind, ist in den vorliegenden Versuchen ein ausgeprägtes Entfestigungsverhalten zu beobachten. Der hier betrachtete überkonsolidierte Beaucaire Mergel zeigt (äquivalent zu Versuchen an dicht gelagerten Sanden) im Bereich niedriger Spannungsniveaus dilatantes Materialverhalten. In der Folge entstehen inhomogene, lokalisierte Zonen (sog. Scherbänder). Bei fortgesetzter Scherung spielt sich der Verformungsmechanismus vorwiegend in diesen lokalisierten Zonen ab - Dilatanz und Entfestigung setzen sich fort bis der sog. volumenkonstante Zustand (*constant volume or critical state*) erreicht ist.

Der Übergang zu einer Lokalisierung kann allmählich bzw. plötzlich erfolgen, wobei die wesentlichsten Faktoren, die diesen Übergang bestimmen, durch die gewählten Versuchsrandbedingungen, wie Versuchsart (z.B. triaxiale oder biaxiale Randbedingungen), verwendete Probenschlankheit und die Endflächenreibung an den Probenenden festgelegt werden (u.a. Colliat-Dangus et al. 1988, Biarez et al. 1994 und Lee 1978). Schlanke Proben weisen zum einen viel früher inhomogene Versagensmuster auf und zeigen zum anderen viel stärker lokalisierte Versagensmechanismen (z.B. in Form durchgehender Scherfugen) auf.

Bei Anwendung verbesserter Randbedingungen (gedrungene Proben H/D = 1) und entsprechender Endflächenschmierung sind im Vergleich zu schlanken Probenkörpern Spannungs- Verformungskurven mit ausgeprägterer Verfestigung (Ausrundung bzw. Abflachung) und ein Erreichen des Peaks bei größerer Axialverformung, sowie eine weniger abrupt verlaufende Abnahme der Deviatorspannung zu beobachten (siehe u.a. Müllerschön, 2000). Ein annähernd homogener Verformungszustand bleibt in der Regel bis Axialverformungen erhalten. weitaus größeren Dies wurde mittels zu Computertomographie für triaxiale Randbedingungen an Sanden untersucht: Colliat-Dangus et al. (1988) beobachteten unter diesen Randbedingungen annähernd homogene Verformungsfelder bis zu einer Axialdeformation von 20 %. Dies wird später ebenfalls mittels Computertomografie von Desrues et al. (1996) zumindest bis zu einer Axialdeformation von 10 % bestätigt.

Bereits 1985 hat Lade (Lade et al., 1985) die Effekte der Lokalisierung unter triaxialen Versuchsrandbedingungen für bindige Materialien untersucht. Dabei unterscheiden diese Autoren im wesentlichen zwischen zwei Arten der Lokalisierung: Linienbruch mit ausgeprägter Verformungslokalisierung und Zonenbruch mit diffusen Verformungsfeldern. Welche dieser beiden Bruchmechanismen zum Tragen kommen, bestimmen hauptsächlich drei Faktoren; neben der Uniformität der Dichte (bzw. Porenzahl) der Probe und der potentiellen Dilatanztendenz –fähigkeit Materials (abhängig bzw. des Überkonsolidierungsverhältnis) sind dies vor allem die Probenrandbedingungen: Schlankheit der Probe und Endflächenschmierung der Versuchsendplatten. Die von (1985) zeigen, dass gedrungene Beobachtungen Lade et al. triaxiale Kompressionsversuche mit einem Schlankheitverhältnis von H/D = 1 und zusätzlicher Endflächenschmierung in aller Regel zum Zonenbruch tendieren.

Der Einfluss der Probenschlankheit und der Endflächenschmierung bindiger Materialien wurde für triaxiale Randbedingungen auch mittels Computertomographie analysiert (u.a. Hicher et al., 1994). Bei Anwendung von Endflächenschmierung wird das Verformungsfeld deutlich homogener und der Lokalisierungsprozess kann verzögert, teils auch verhindert, werden. Die Reduktion der Probenschlankheit auf H/D = 1 führt dazu, dass sich die Triaxialprobe lange in seiner gesamten Masse verformt, somit treten Lokalisierungen von Verformungen viel später auf und entstehen in aller Regel gleichmäßiger im Sinne von zahlreicher und weniger ausgeprägt über die gesamte Probe verteilt – außerdem reflektieren die entstehenden Scherbänder zumeist an den Probenendplatten.

IGS

Unter Beachtung der obengenannten Voraussetzungen für quasi-homogene Verformungszustände im Triaxialgerät - insbesondere die Verwendung gedrungener Proben mit Endflächenschmierung und die notwendige Homogenität des verwendeten Versuchsmaterials - ist es legitim, die Aufzeichnung der integralen Messgrößen (axiale Stempelkraft, Verschiebung des Probenrandes, Zelldruck etc.) über den Peak hinaus als globale Spannungs- Dehnungsbeziehungen darzustellen. Der Spannungsabfall im Postpeakbereich ist in solchen Fällen nicht abrupt, sondern in aller Regel kontinuierlich und geht bei fortgesetzter Verformung in ein Plateau, dem sog. kritischen Zustand, über. Treten jedoch in der Probe deutlich inhomogene Verformungen auf, gehen die globalen Spannungs- Dehnungsbeziehungen verloren und werden durch den Lokalisierungsprozess zu örtlich unbekannten Größen.



Diagramm 5.9: Zeitpunkt der Lokalisierung in Versuchsreihe I einer typischen triaxialen Arbeitslinie

Während der Durchführung des vorliegenden triaxialen Versuchsprogramms war eine detaillierte Lokalisierungsuntersuchung unmöglich (Sichtbehinderung durch triaxiale Druckzelle und Membran). Dennoch wurde auf eine laufende Beobachtung der Versuchsprobe und auf eine Aufzeichnung von Veränderungen geachtet. Generell wurde, wie bereits in Kapitel 5.1 geschildert, ein erster Bereich der schnelleren Entfestigung (Abbau innerer Bindungen der Ton- und Schluffteilchen - Kohäsionsentfestigung) gefolgt von einem deutlich langsamer entfestigenden Bereich (Reibungsentfestigung) festgestellt. Punkt K in Diagramm 5.9 kennzeichnet den Punkt der größten Krümmung und Punkt CS gibt den Übergang in den volumenkonstanten Bereich (*critical state*) an. Die homogene Probendeformation ging in Versuchsreihe I in aller Regel bei einer durchschnittlichen

Axialdehnung von 4 bis 6 % (zwischen den in Diagramm 5.9 gekennzeichneten Punkten K und CS) verloren. Zu betonen gilt hier, dass es sich um makroskopische Beobachtungen im Sinne von ersten visuell wahrnehmbaren Lokalisierungen - handelt, die in guter qualitativer Übereinstimmung mit dokumentierten Beobachtungen an triaxialen Kompressionsversuchen stehen (Peters et al., 1988), allerdings können sich auf der Mikroebene bereits früher Inhomogenitäten einstellen (u.a. Viggiani et al., 1993).

Die nachfolgende Zusammenstellung enthält eine Fotodokumentation der ausgebauten Proben; es handelt sich dabei um den Zustand der Proben nach ca. 20 % axialer Deformation. Insgesamt 5 Proben bei unterschiedlichen Seitendrücken (von $\sigma'_3 = 0 / 50 /$ 100 / 200 und 400 kPa) aufgenommen von 2 gegenüberliegenden Seitenflächen sind auf den Bildern 5.1 bis 5.10 dargestellt. Generell lässt sich aus der Fotodokumentation erkennen, dass Lokalisierungen entstehen. Es traten zu Beginn des Lokalisierungsprozesses immer multiple Scherbänder auf, die an den Endplatten reflektierten - mit fortgesetzter Verformung im volumenkonstanten Bereich (über 10 % axialer Verformung) verstärkte sich oftmals eine der Scherbandflächen. Des weiteren konnte beobachtet werden, dass die Scherbandintensität mit höherem Seitendruck abnimmt. Die Neigung der Scherbänder konnte bereits direkt auf der ausgebauten Probe festgestellt werden, jedoch wurde für eine möglichst exakte Analyse die Probenmembran nach Beendigung des Versuchs aufgeschnitten und entsprechend der ursprünglichen Größe auf eine Ebene aufgespannt. Durch die Tatsache, dass die Scherbänder an der Membran Materialrückstände hinterlassen, konnte die Neigung der entstandenen Scherbänder auf der projizierenden Fläche der Membran gemessen werden. Diagramm 5.10 gibt die Daten dieser Messungen mit der Neigung des Scherbands zur Horizontalen über dem entsprechenden Seitendruck wieder; die Neigungen lagen grundsätzlich zwischen 50 und 70° zur Horizontalen.

Bezüglich einer weitergehenden Analyse der Lokalisierungen desselben Materials unter biaxialen Randbedingungen und unter Verwendung der Stereophotogrammetrietechnik sei der Leser auf das kooperative Versuchsprogramm (Lab3S Grenoble und IGS Stuttgart) verwiesen (Zusammenfassung im vorliegenden Bericht Kapitel 10 bzw. ausführlicher Bericht in Charrier et al., 2001).



Diagramm 5.10: Scherbandneigung (zur Horizontalen) als Funktion des effektiven Seitendrucks σ'_3 - Versuchsreihe I



Bild 5.1:Versuchsreihe I - Triaxialprobe BMTR9.1.IX.0Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_1 = 20\%$

IGS



Bild 5.2: Versuchsreihe I - Triaxialprobe *BMTR9.1.IX.0* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20\%$



Bild 5.3:Versuchsreihe I - Triaxialprobe BMTR3.1.III.50Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20\%$



Bild 5.4:Versuchsreihe I - Triaxialprobe BMTR3.1.III.50Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20\%$



Bild 5.5:Versuchsreihe I - Triaxialprobe BMTR3.2.III.100Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_I = 20\%$

IGS



Bild 5.6:Versuchsreihe I - Triaxialprobe BMTR3.2.III.100Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20\%$



Bild 5.7:Versuchsreihe I - Triaxialprobe BMTR2.2.III.200Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_I = 20\%$



Bild 5.8:Versuchsreihe I - Triaxialprobe BMTR2.2.III.200Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20\%$



Bild 5.9:Versuchsreihe I - Triaxialprobe BMTR8.2.VII.400Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_I = 20\%$

IGS



Bild 5.10: Versuchsreihe I - Triaxialprobe *BMTR8.2.VII.400* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20\%$

6. CD Triaxialversuche – Versuchsreihe II

6.1 Versuchsergebnisse und Beschreibung

Aufgrund der unzureichenden Volumenmessung während der Durchführung der Versuchsreihe I wurde eine Versuchreihe II mit insgesamt 7 zusätzlichen Versuchen abgewickelt. Diese Versuche weisen sowohl bezüglich der Festigkeit d.h. für die Maximalwerte des Spannungsverhältnisses als auch bezüglich der Steifigkeit eine sehr gute Reproduzierbarkeit auf. Es gilt anzunehmen, dass die Versuchstechnik in der Versuchreihe II insgesamt ausgereifter war (Optimierung der Bearbeitung der Proben, um u.a. absolute Parallelität der Probenendplatten zu gewährleisten bzw. kritische Kontrolle der Sättigungsphase etc.); Details hierzu finden sich in Kap. 11.1. Die Versuche wurden unter den in Kapitel 4.2 genannten Randbedingungen bei insgesamt 3 verschiedenen effektiven Seitendrücken von $\sigma'_3 = 50$, 100 und 200 kPa durchgeführt. Im Vergleich zu Versuchsreihe I sind die Messungen der Volumendehnungen aussagekräftig; dies ermöglicht eine ausführliche Beschreibung des Materialverhaltens während der triaxialen Kompressionsphase.

Die Ermittlung der Dilatanzwinkel, der Steifigkeiten E₅₀ sowie die Darstellung der Versuchsergebnisse erfolgt analog zu Kapitel 5. Die Ergebnisse sind in den folgenden Auswertungsdiagrammen dargestellt (Diagramm 6.1 bis 6.3). Dabei ist die axiale Dehnung ε_1 einerseits über das Spannungsverhältnis σ_1/σ_3 , andererseits über die Volumendehnung ε_{ν} aufgetragen. Es handelt sich hierbei um globale Spannungs- bzw. Verformungsgrößen, die ein Resultat der aufgezeichneten Belastungskraft bzw. Stempelverschiebung zu verstehen sind. Die Druckspannungen und die Volumenabnahme sind per Konvention positiv definiert. Der in Kapitel 4.3 beschriebene Messfehler bei Triaxialversuchen mit Endflächenschmierung wurde bei der Versuchsauswertung berücksichtigt. Die beinhalten alle charakteristischen Parameter für die einzelnen Tabellen 6.1 bis 6.3 Triaxialversuche.

Die beiden triaxialen Kompressionsversuche bei einem effektiven Seitendruck $\sigma'_3 = 50$ kPa in Diagramm 6.1 weisen vor Versuchsbeginn einen Einbauwassergehalt w von 22,5 bzw. 22,7 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt für beide Proben bei 0,648. Die Spannungs-Verformungskurven in Diagramm 6.1 sind charakterisiert durch eine Steifigkeit E_{50} von 14,9 bzw. 18,9 MPa. Die Spannung nimmt bis zu einer axialen Dehnung ε_1 von ca. 1,8 bis 2 % annähernd linear zu und fällt dann nach Erreichen der Peakfestigkeit bei einer Deviatorspannung von 126 bzw. 137 kPa ab. Ein erster Bereich der Entfestigung baut die inneren Bindungen des Materials d.h. die Kohäsion ab. Ein daran anschließender zweiter Bereich der Entfestigung (ab ca. 3 % axialer Dehnung) ist geprägt durch einen weiteren, aber deutlich langsameren, Abbau der Festigkeit. Wird das Entfestigungsverhältnis *R* entsprechend Gleichung (5.1) verwendet, ergibt sich für die obengenannten Versuche (effektiver Seitendruck $\sigma'_3 = 50$ kPa) R = 0,58 bzw. 0,62. (Dabei wird die Restfestigkeit wiederum bei einer axialen Probenverformung von 10 % verwendet.).

Ebenfalls in Diagramm 6.1 ersichtlich, ist eine durchgeführte Ent-Wiederbelastung bei einer axialen Dehnung von 7 % (Verringerung der Vertikalspannung auf $\sigma'_1 = 55$ kPa). Anschließend wurde die Probe bei einer kontinuierlichen Steigerung der Axialverformung wiederbelastet. (Die Dehnungsrate der Ent- und Wiederbelastungsschleife betrug $\dot{\epsilon} = 0,006 \ \% / \text{min}$). Die Volumendehnung über der Axialdehnung in Diagramm 6.1 zeigt zunächst eine Kontraktanz (d.h. eine Volumenabnahme) von 0,36 bzw. 0,61 %, die bei einer axialen Dehnung von 1,5 bzw. 1,9 % erreicht ist. Eine daran anschließende Dilatanz (d.h. eine Volumenzunahme) kann durch den sog. Dilatanzwinkel ψ beschrieben werden – dieser Winkel lässt sich für die obengenannten Versuche zu $\psi = 7$ bis 8° identifizieren; der Zeitpunkt der maximalen Volumenzunahme stimmt dabei mit den Peakwerten der Spannungs- Verformungskurve überein. Nach ca. 3 % axialer Dehnung verflacht sich die Volumenkurve allmählich und deutet den nachfolgenden volumenkonstanten Zustand, der auch als sog. "*critical state*" bezeichnet wird, an.

Die beiden Triaxialversuche bei einem effektiven Seitendruck $\sigma'_3 = 100$ kPa in Diagramm 6.2 weisen vor Versuchsbeginn einen Einbauwassergehalt w von 20,9 bzw. 22,9 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt bei 0,641 bzw. 0,647. Die Spannungs-Verformungskurven in Diagramm 6.2 ergeben eine Steifigkeit E_{50} von 24 bzw. 34 MPa. Die Spannung nimmt zunächst annähernd linear zu; vor dem Peak verflacht sich die Kurve und kennzeichnet die Verfestigung des Materials. Die maximale Festigkeit ist bei einer axialen Dehnung ε_1 zwischen 2,0 und 2,9 % erreicht (Deviatorspannung von 215 kPa). Die Kohäsionsentfestigung geht nach einer axialen Verformung von 3 bis 4 % in einen Bereich mit vorwiegend Reibungsentfestigung über. Das Entfestigungsverhältnis R (vgl. Glg. 5.1) liegt für die beiden Versuche bei 0,60 bzw. 0,69. Die Volumendehnung über der Axialdehnung in Diagramm 6.2 zeigt zunächst eine Kontraktanz von 0,8 %, die bei einer axialen Dehnung von ca. 1,8 % erreicht ist. Eine daran anschließende Dilatanz ergibt für die obengenannten Versuche einen Dilatanzwinkel $\psi = 8$ bis 14°; der Zeitpunkt der maximalen Volumenzunahme stimmt dabei mit den Peakwerten der Spannungs-Verformungskurve überein. Nach ca. 3 % axialer Dehnung verflacht sich die Volumenkurve allmählich und deutet den nachfolgenden volumenkonstanten Zustand an. Die in Versuch BMTR10.1.IX.100 zu beobachtende Abnahme der Volumendehnung nach $\varepsilon_1 = 6$ % ist auf eine Leckage im Drainagesystem zurückzuführen.

Die drei triaxialen Kompressionsversuche bei einem effektiven Seitendruck $\sigma'_3 = 200$ kPa in Diagramm 6.3 stimmen ausgesprochen gut überein. Der Einbauwassergehalt w vor Versuchsbeginn wurde zwischen 20,1 und 22,9 % festgestellt, die Ausgangsporenzahl e_0 lag zwischen 0,6 und 0,668. Die Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 6.3 ergeben eine Steifigkeit E₅₀ zwischen 39,1 und 44,2 MPa. Die Spannung nimmt zunächst annähernd linear zu, verflacht sich aber kurz vor der Peakfestigkeit und kennzeichnet die Verfestigung des Materials. Die maximale Festigkeit wird von allen drei Versuchen bei einer axialen Dehnung ε_1 von 2,7 % erreicht. Nach Erreichen dieser Peakfestigkeit bei einer Deviatorspannung zwischen 295 und 306 kPa fällt die Arbeitslinie ab. Die Kohäsionsentfestigung geht nach einer axialen Verformung von 3 bis 4,5 % in einen Bereich mit vorwiegend Reibungsentfestigung über. Das Entfestigungsverhältnis R (vgl. Glg. 5.1) liegt für die drei Versuche zwischen 0,73 und 0,75. Die Volumendehnung über der Axialdehnung in Diagramm 6.3 zeigt zunächst eine Kontraktanz d.h. eine Volumenabnahme zwischen 0,65 und 0,8 %, die bei einer axialen Dehnung zwischen 1,5 und 1,8 % erreicht ist. Eine daran anschließende Dilatanz d.h. eine Volumenzunahme, ergibt für die obengenannten Versuche einen Dilatanzwinkel $\psi = 8$ bis 9°; der Zeitpunkt der maximalen Volumenzunahme stimmt dabei mit den Peakwerten der Spannungs-Verformungskurve überein. Nach einer Axialverformung von $\varepsilon_1 = 6\%$ indizieren 2 der Versuche (BMTR11.1.IX.200 und BMTR11.2.IX.200) eine erneute Volumenabnahme, die auf Probleme mit der Volumenmessaufzeichnung zurückzuführen sein dürfte.



Diagramm 6.1: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe II ($\sigma_3' = 50$ kPa)

Tabelle 6.1:	Relevante Daten für d	die triaxialen Kompressionsversuche (CD)
	Versuchsreihe II	$(\sigma_3' = 50 \text{ kPa})$

Code	BMTR12.1.IX.50	BMTR12.2.IX.50	Einheiten		
Datum	2001-01-02	2001-01-02	-		
Labor	IGS	IGS	-		
Probenhöhe	10	10	cm		
Durchmesser	10	10	cm		
Masse der Probe	1579.3	1557,6	g		
Einbauwassergehalt	22,7	22,5	%		
Einbaudichte ρ_0	2,01	2,01	g/cm ³		
Trockendichte ρ_{d0}	1,639	1,639	g/cm ³		
Porenzahl e_0	0,648	0,648	-		
B-Wert	0,97	0,97	[-]		
Sättigungsdruck	700	700	kPa		
eff. Seitendruck	50	50	kPa		
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	%/min		
Dilatanzwinkel ψ	7	8	0		
E_{50}	14900	18900	kPa		

- 51 -



Diagramm 6.2: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe II ($\sigma_3' = 100$ kPa)

Tabelle 0.2	Tał	belle	6.2:
-------------	-----	-------	------

Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe II ($\sigma_3' = 100 \text{ kPa}$)

Code	BMTR10.1.IX.100	BMTR10.3.IX.100	Einheiten		
Datum	2000-12-05	2000-12-05	-		
Labor	IGS	IGS			
Probenhöhe	10	10	cm		
Durchmesser	10	10	cm		
Masse der Probe	1582,02	1561,92	g		
Einbauwassergehalt	22,9	20,9	%		
Einbaudichte ρ_0	2,01	2,00	g/cm ³		
Trockendichte ρ_{d0}	1,639	1,645	g/cm ³		
Porenzahl e_0	0,647	0,641	-		
B-Wert	0,97	0,98	0,97		
Sättigungsdruck	400	400	kPa		
eff. Seitendruck	100	100	kPa		
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	%/min		
Dilatanzwinkel ψ	8	11	0		
E_{50}	34000	24000	kPa		



Diagramm 6.3: Arbeitslinie des triaxialen Kompressionsversuch (CD) Versuchsreihe II ($\sigma_3' = 200$ kPa)

Tabelle 6.3:	Relevante Daten für	die triaxialen Kompressionsversuche (CD)
	Versuchsreihe II	$(\sigma_3' = 200 \text{ kPa})$

Code	BMTR11.1.IX.200	BMTR11.2.IX.200	BMTR11.3.IX.200	Einheiten
Datum	2000-12-12	2000-12-12	2000-12-12	-
Labor	IGS	IGS	IGS	-
Probenhöhe	10	10	10	cm
Durchmesser	10	10	10	cm
Masse der Probe	1562,18	1593,66	1566,58	g
Einbauwassergehalt	22,9	20,1	22,1	%
Einbaudichte ρ_0	2,00	2,03	2,00	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,618	1,690	1,638	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,668	0,600	0,648	-
<i>B</i> -Wert	0,97	0,99	0,96	[-]
Sättigungsdruck	400	400	400	kPa
eff. Seitendruck	200	200	200	kPa
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	0,006	%/min
Dilatanzwinkel ψ	9	8	8	0
E_{50}	44200	39100	40000	kPa

6.2. Scherfestigkeit und Steifigkeit - Versuchsreihe II

6.2.1 Scherfestigkeit der drainierten Triaxialversuche

Zur Bestimmung der effektiven Scherparameter wurden die Deviatorspannungen der einzelnen Versuche berechnet und in Tabelle 6.4 zusammengestellt (Verwendung findet das Deviatorspannungsmaß $t = (\sigma'_1 - \sigma'_3) / 2$). Es wurde zwischen der Peakfestigkeit und der Restfestigkeit (definiert bei $\varepsilon_l = 10\%$) bei fortlaufender (d.h. monotoner) Verformung und konstanter Spannung σ'_3 unterschieden.

Die Scherfestigkeit, die das vorliegende Material in Versuchsreihe II zeigt, kann analog zu Kapitel 5 in einem Diagramm mit den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$ dargestellt werden. In Diagramm 6.4 stellt die durchgehende Linie die Bruchgerade dar; diese ist charakterisiert durch den (Peak-) Reibungswinkel $\varphi'=32^{\circ}$ und die Kohäsion c'=49 kPa. Infolge der Entfestigung des Materials ist nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 10$ % eine Restfestigkeitsgerade ermittelt worden. Diese Restfestigkeit im Sinne des kritischen Zustandes (critical state), nicht aber der Endfestigkeit (ultimate strength) lässt sich durch einen effektiven Reibungswinkel $\varphi'_{Rest} = 29^{\circ}$ und einer effektiven Kohäsion $c'_{Rest} = 23$ kPa beschreiben (bezüglich der Bezeichnung bzw. Verwendung des Begriffs "Restfestigkeit" sei auf die Ausführungen in Kap. 5.2.2 verwiesen). Im Zuge der Entfestigung nimmt in der vorliegenden Versuchsreihe II die Kohäsion um 53 % ab, während sich der Reibungswinkel lediglich um 9 % reduziert; dies wird v.a. auch durch Diagramm 6.4 deutlich: die Entfestigung des Materials ist primär gekennzeichnet durch eine Parallelverschiebung der Festigkeitseinhüllenden, d.h. durch den Abbau der Kohäsion. Die Rotation der Festigkeitseinhüllenden durch Reibungsentfestigung spielt eine untergeordnete Rolle.

Code	eff. Seitendruck	Peakfestigkeit	Restfestigkeit
BMTR12.1.IX.50	50 kPa	137 kPa	80 kPa
BMTR12.2.IX.50	50 kPa	126 kPa	78 kPa
BMTR10.1.IX.100	100 kPa	215 kPa	147 kPa
BMTR10.3.IX.100	100 kPa	215 kPa	128 kPa
BMTR11.1.IX.200	200 kPa	295 kPa	221 kPa
BMTR11.2.IX.200	200 kPa	297 kPa	217 kPa
BMTR11.3.IX.200	200 kPa	306 kPa	229 kPa

 Tabelle 6.4:
 Zusammenstellung der relevanten Festigkeitsparameter



Diagramm 6.4: Ermittlung der Festigkeitsparameter aus triaxialen Versuchsergebnissen Versuchsreihe II

 Tabelle 6.5:
 Ermittelte Festigkeitsparameter und Dilatanzwinkel der Versuchsreihe II

Festigkeitsparameter	Peakfestigkeit	Restfestigkeit	
Reibungswinkel φ'	32 °	29 °	
Kohäsion <i>c</i> ′	49 kPa	23 kPa	
Dilatanzwinkel ψ	7 bis 11 $^{\circ}$		

Tabelle 6.5 fasst die Festigkeitsparameter für die Versuchsergebnisse der Versuchsreihe II zusammen. Im Vergleich zu Versuchsreihe I sind die Messungen der Volumendehnungen nun aussagekräftig und es resultiert ein Dilatanzwinkel ψ im Bereich von 7 bis 11°.

Das stark dilatante Materialverhalten des Beaucaire Mergels überrascht zunächst, wird jedoch die Überkonsolidierung und der starke Schluffgehalt des Materials in Betracht gezogen, steht dieser durchschnittliche Dilatanzwinkel $\psi = 9^{\circ}$ in guter Übereinstimmung mit ähnlichen Ergebnissen aus der Literatur (u.a. Burland et al., 1996). Es sei angemerkt, dass Biarez et al. (1994) darauf hinweisen, dass Triaxialtests mit gedrungenem Probenkörper und Endflächenschmierung eine gegenüber schlanken Proben mit rauhen Endplatten deutlich verstärkte Dilatanz aufweisen.

6.2.2 Steifigkeit der drainierten Triaxialversuche - Versuchsreihe II

Im vorliegenden Abschnitt sollen die Ergebnisse der drainierten Triaxialversuche aus Versuchsreihe II bezüglich ihrer Steifigkeit ausgewertet werden. Verwendet wird, wie bereits in Kapitel 5.1 definiert, die Sekantensteifigkeit E_{50} - eine Steifigkeit, die mit der Mobilisierung der maximalen Scherfestigkeit von 50 % korrespondiert (vgl. auch Glg. 5.3). Diese Steifigkeit E_{50} der einzelnen Versuche wurde in Tabelle 6.6 gemittelt und in Diagramm 6.5 über die entsprechenden Spannungen aufgetragen. Eine Auswertung dieser Ergebnisse ergibt für die empirische Beziehung:

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{\sigma'_3 + a}{\sigma^{ref} + a} \right)^m \qquad (a = 67 \text{ kPa} \quad m = 1) \qquad (6.1)$$

eine lineare Zunahme der Sekantensteifigkeit E_{50} mit dem effektiven Seitendruck σ'_3 , mit einem Achsabstand a = 67 kPa und einem Exponenten m = 1.

50 kPa	100 kPa	200 kPa
14900	34000	44200
18900	24000	39100
-	-	40000
16900	29000	41100



Diagramm 6.5: Triaxialsteifigkeit E_{50} als Funktion des effektiven Seitendrucks σ'_3 Versuchsreihe II



6.3. Lokalisierungseffekte in den Triaxialversuchen Versuchsreihe II

Generell ist bei Betrachtung der globalen Spannungs- Dehnungsbeziehungen der drainierten Triaxialversuche aus Versuchsreihe II - äquivalent zu Versuchsreihe I - ein ausgeprägtes Entfestigungsverhalten zu beobachten. Unter Beachtung der bereits in Kapitel 5.3 genannten Voraussetzungen für quasi-homogene Verformungszustände im Triaxialgerät insbesondere Verwendung _ die gedrungener Proben mit Endflächenschmierung die Homogenität verwendeten und notwendige des Versuchsmaterials - ist es legitim, die Aufzeichnung der integralen Meßgrößen (axiale Stempelkraft, Verschiebung des Probenrandes, Zelldruck etc.) über den Peak hinaus in globale Spannungs- Dehnungsbeziehungen umzurechnen. Der Spannungsabfall im Postpeakbereich ist in solchen Fällen nicht abrupt, sondern in aller Regel kontinuierlich und geht bei fortgesetzter Verformung in ein Plateau im kritischen Zustand über. Treten jedoch in der Probe deutlich inhomogene Verformungen auf, gehen die globalen Spannungs-Dehnungsbeziehungen verloren und werden durch den Lokalisierungsprozess zu örtlich unbekannten Größen.

Wie bereits erwähnt, war bei der Durchführung des vorliegenden triaxialen Versuchsprogramms eine detaillierte Lokalisierungsuntersuchung unmöglich (Sichtbehinderung durch triaxiale Druckzelle und Membran). Dennoch wurde auf eine laufende Beobachtung der Versuchsprobe und auf eine Aufzeichnung von Veränderungen geachtet. Die homogene Probendeformation ging auch in Versuchsreihe II in aller Regel bei einer durchschnittlichen Axialdehnung von 4 bis 6% (zwischen den in Diagramm 5.9 gekennzeichneten Punkten K und CS) verloren (makroskopische Beobachtung).

Die nachfolgende Zusammenstellung enthält eine Fotodokumentation der ausgebauten Proben; es handelt sich dabei um den Zustand der Proben nach 20 % axialer Deformation. Insgesamt 3 Proben bei unterschiedlichen Seitendrücken (von $\sigma'_3 = 50 / 100$ und 200 kPa) aufgenommen von 2 gegenüberliegenden Seitenflächen sind in den Bildern 6.1 bis 6.6 dargestellt. Generell lässt sich aus der Fotodokumentation erkennen, dass Lokalisierungen entstehen. Es traten zu Beginn des Lokalisierungsprozesses immer multiple Scherbänder auf, die an den Endplatten reflektierten – mit fortgesetzter Verformung im volumenkonstanten Bereich (über 10 % axialer Verformung) verstärkte sich oftmals eine Scherbandflächen. Des weiteren konnte beobachtet werden. dass die der Scherbandintensität mit höherem Seitendruck stärker abnimmt als dies noch bei Versuchsreihe I der Fall war. Die Neigung der Scherbänder wurde wiederum festgestellt, indem die Probenmembran nach Beendigung des Versuchs aufgeschnitten und analog der Ausführungen in Kap. 5.3 analysiert wurde. Diagramm 6.6 gibt die Daten dieser Messungen mit der Neigung des Scherbands zur Horizontalen über dem entsprechenden Seitendruck wieder; die Neigungen lagen zusammenfassend - vergleichbar mit Versuchsreihe I - zwischen 50 und 70° zur Horizontalen, wobei eine starke Tendenz zu geringeren Scherbandneigungen bei höheren Seitendrücken bemerkbar wurde.



Diagramm 6.6: Scherbandneigung (zur Horizontalen) als Funktion des effektiven Seitendrucks σ'_3 - Versuchsreihe II

<u> IGS</u>


Bild 6.1:Versuchsreihe II - Triaxialprobe BMTR12.1.IX.50Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20\%$



Bild 6.2:Versuchsreihe II - Triaxialprobe BMTR12.1.IX.50Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20\%$





Bild 6.3:Versuchsreihe II - Triaxialprobe BMTR10.1.IX.100Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_I = 20\%$

IGS



Bild 6.4: Versuchsreihe II - Triaxialprobe *BMTR10.1.IX.100* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_I = 20\%$



Bild 6.5:Versuchsreihe II - Triaxialprobe BMTR11.2.IX.200Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20\%$



Bild 6.6: Versuchsreihe II - Triaxialprobe *BMTR11.2.IX.200* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_I = 20\%$





7. CD Triaxialversuche - Versuchsreihe III

7.1 Versuchsergebnisse und Beschreibung

Um den Einfluss der Schicht- bzw. Sedimentationsanisotropie auf die Versuchsergebnisse zu untersuchen, wurde das triaxiale Versuchsprogramm um eine Versuchsreihe III erweitert. Dabei verläuft die im Triaxialversuch aufgebrachte größere Hauptspannung σ_1 parallel zur ursprünglichen GOK (siehe Bild 4.1). Das Versuchsprogramm dieser Versuchsreihe umfasst insgesamt 9 Versuche mit effektiven Seitendrücken von 50 kPa, 100 kPa, 200 kPa und 400 kPa. Die Versuche spiegeln sowohl bezüglich der Festigkeit als bezüglich Steifigkeit eine Reproduzierbarkeit auch der gute wieder. Die entsprechend Versuchsdurchführung erfolgte Kapitel 4.2 der in genannten Randbedingungen. Die Auswertung ist vergleichbar den vorangegangenen Versuchsreihen (vgl. Kapitel 5 und 6) und ist in den Diagrammen 7.1 bis 7.4 sowie in den Tabellen 7.1 bis 7.4 zusammengefasst. Der in Kapitel 4.3 beschriebene Messfehler bei Triaxialversuchen wurde bei der Versuchsauswertung berücksichtigt.

Die drei triaxialen Kompressionsversuche bei einem effektiven Seitendruck $\sigma'_3 = 50$ kPa in Diagramm 7.1 weisen vor Versuchsbeginn einen Einbauwassergehalt w von 22,4 bis 23,1 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt für die betrachteten Proben zwischen 0,615 und 0,624. Die Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 7.1 sind charakterisiert durch eine Steifigkeit E_{50} zwischen 9,8 und 17,8 MPa (Definition E_{50} siehe Diagramm 5.1). Bis zum Erreichen der Peakfestigkeit bei einer axialen Dehnung ε_l von 5,6 % ist eine ausgeprägte Verfestigung des Materialverhaltens festzustellen. Nach Erreichen der Peakfestigkeit bei einer Deviatorspannung von 107 bis 122 kPa beginnt eine allmähliche Entfestigung. Wird das Entfestigungsverhältnis entsprechend Glg. (5.1) verwendet, ergibt sich für die obengenannten Versuche (effektiver Seitendruck σ'_3 = 50 kPa) das Entfestigungsverhältnis R = 0.82 bis 0.87, wobei die Restfestigkeit analog zu den vorhergehenden Versuchsreihen bei einer axialen Probenverformung von 10 % abgelesen wurde. Die Festigkeit reduziert sich jedoch im Vergleich zu den Versuchsreihen I und II allmählicher und dies drückst vergleichsweise sich durch ein geringes Entfestigungsverhältnis R = 0.64 bis 0.71 bei einer Axialverformung $\varepsilon_l = 20$ % aus.

Die Entwicklungen der Volumendehnung können in Diagramm 7.1 zumindest für zwei repräsentative Versuche aufgezeigt werden (*BMTR7.1.VI.50* und *BMTR7.3.VI.50*). Zunächst zeigt sich für diese beiden Versuche eine Kontraktanz von 0,92 bzw. 0,82 %, die bei einer axialen Dehnung von 2,4 bzw. 1,9 % erreicht ist. Eine daran anschließende Dilatanz kann analog Glg. (5.2) durch den Dilatanzwinkel $\psi = 7^{\circ}$ beschrieben werden; der Zeitpunkt der maximalen Volumenzunahme stimmt dabei mit den Peakwerten der Spannungs- Verformungskurve überein. Erst nach relativ großen Axialverformungen von ca. 10-15 % verflacht sich die Volumenkurve und deutet den Übergang zum volumenkonstanten Zustand an.



Diagramm 7.1: Arbeitslinie des triaxialen Kompressionsversuchs (CD) Versuchsreihe III ($\sigma_3' = 50$ kPa)

Tabelle 7.1:	Relevante Daten für d	ie triaxialen Kompressionsversuche (CD)
	Versuchsreihe III	$(\sigma_3' = 50 \text{ kPa})$

Code	BMTR7.1.VI.50	BMTR7.2.VI.50	BMTR7.3.VI.50	Einheiten
Datum	2000-08-30	2000-08-30	2000-08-30	
Labor	IGS	IGS	IGS	
Probenhöhe	10	10	10	cm
Durchmesser	10	10	10	cm
Masse der Probe	1600,15	1608,05	1607,70	g
Einbauwassergehalt	22,4	22,5	23,1	%
Einbaudichte ρ_0	2,037	2,047	2,047	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,665	1,671	1,663	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,622	0,615	0,624	-
B-Wert	0,97	0,97	0,98	%
Sättigungsdruck	400	400	400	kPa
eff. Seitendruck	50	50	50	kPa
Dehnungsrate <i>Ė</i>	0,006	0,006	0,006	mm/min
Dilatanzwinkel y	7	-	7	0
E_{50}	9800	17800	13800	kPa

IGS___

Die beiden Triaxialversuche bei einem effektiven Seitendruck $\sigma'_3 = 100$ kPa in Diagramm 7.2 weisen vor Versuchsbeginn einen Einbauwassergehalt *w* von 22,0 bzw. 23,2 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt bei 0,607 bzw. 0,632. Die Spannungs-Verformungskurven in Diagramm 7.2 ergeben eine Steifigkeit E_{50} von 31,7 bzw. 32,8 MPa. Das Spannungs- Verformungsverhalten zeigt ein ausgeprägt verfestigendes Verhalten. Die maximale Festigkeit ist bei einer axialen Dehnung ε_1 von 8,1 bzw. 9,3 % erreicht (Deviatorspannung von 144 bzw. 163 kPa). Es ist im weiteren ersichtlich, dass das Postpeakverhalten nur mehr gering entfestigend ist, das Entfestigungsverhältnis erreicht nach einer axialen Verformung von 20 % lediglich R = 0,83. Die Entwicklung der Volumendehnungen konnte lediglich für einen Versuch erfolgreich gemessen und somit ausgewertet werden. Das Ergebnis dieser Messung zeigt in Diagramm 7.2 zunächst ein kontraktantes Verhalten (bis $\varepsilon_v = 0,5$ %); bei einer axialen Dehnung von 1,5 % beginnt dilatantes Verhalten (Dilatanzwinkel ψ von ca. 6°). Ein volumenkonstanter Zustand deutet sich erst nach 20 % axialer Verformung an.

Für die beiden triaxialen Kompressionsversuche bei einem effektiven Seitendruck $\sigma'_3 = 200$ kPa (siehe Diagramm 7.3) wurde ein Einbauwassergehalt *w* von 21,9 bzw. 23,1 % festgestellt, die Ausgangsporenzahl e_0 lag bei 0,611 bzw. 0,628. Die Spannungs-Verformungskurven in Diagramm 7.3 ergeben eine Steifigkeit E_{50} von 31,2 bzw. 45,1 MPa. Das Materialverhalten lässt sich unter diesen Bedingungen als ausgeprägt verfestigend beschreiben. Die Entwicklung der Volumendehnungen konnte wegen Problemen mit der Messeinrichtung nicht zur Gänze aufgezeichnet werden. Das Ergebnis in Diagramm 7.3 lässt jedoch ein kontraktantes Verhalten (mit $\varepsilon_v = 0,95$ bzw. 0,61 %) vermuten.

Für die beiden Triaxialversuche bei einem effektiven Seitendruck $\sigma'_3 = 400$ kPa (siehe Diagramm 7.4) wurde ein Einbauwassergehalt *w* von 22,3 % festgestellt, die Ausgangsporenzahl e_0 lag bei 0,608 bzw. 0,612. Die Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 7.4 ergeben eine Steifigkeit E_{50} von 61,3 bzw. 73,6 MPa. Das Materialverhalten lässt sich unter diesen Bedingungen als monoton verfestigend beschreiben. Die Entwicklung der Volumendehnungen konnten wegen Problemen mit der Messeinrichtung nicht wiedergegeben werden.



Diagramm 7.2: Arbeitslinie des triaxialen Kompressionsversuchs (CD) Versuchsreihe III ($\sigma_3' = 100$ kPa)

Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe III ($\sigma_3' = 100$ kPa)

Code	BMTR6.1.VI.100	BMTR6.2.VI.100	Einheiten
Datum	2000-08-21	2000-08-21	
Labor	IGS	IGS	
Probenhöhe	10	10	cm
Durchmesser	10	10	cm
Masse der Probe	1600,95	1609,85	g
Einbauwassergehalt	23,2	22,0	%
Einbaudichte ρ_0	2,038	2,050	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,655	1,680	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,632	0,607	-
<i>B</i> -Wert	99,1	97,9	%
Sättigungsdruck	400	400	KN/m ²
eff. Seitendruck	100	100	KN/m ²
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	mm/min
Dilatanzwinkel y	6	-	0
E_{50}	32800	31700	kPa



Diagramm 7.3: Arbeitslinie des triaxialen Kompressionsversuchs (CD) Versuchsreihe III ($\sigma_3' = 200$ kPa)

Tabelle 7.3:	Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuch		
	Versuchsreihe III	$(\sigma_3' = 200 \text{ kPa})$	

Code	BMTR5.3.VI.200	BMTR6.3.VI.200	Einheiten
Datum	2000-07-31	2000-08-21	
Labor	IGS	IGS	
Probenhöhe	10	10	cm
Durchmesser	10	10	cm
Masse der Probe	1603,25	1604,30	g
Einbauwassergehalt	23,1	21,9	%
Einbaudichte ρ_0	2,041	2,043	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,658	1,676	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,628	0,611	-
B-Wert	99,3	96,7	%
Sättigungsdruck	400	400	KN/m ²
eff. Seitendruck	200	200	KN/m ²
Dehnungsrate Ė	0,006	0,006	mm/min
Dilatanzwinkel y	-	-	0
E_{50}	31200	45100	kPa

<u>IGS</u>



Diagramm 7.4: Arbeitslinie des triaxialen Kompressionsversuchs ($\sigma_3' = 400$ kPa) Versuchsreihe III ($\sigma_3' = 400$ kPa)

Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe III ($\sigma_3' = 400 \text{ kPa}$)

Code	BMTR5.1.VI.400	BMTR5.2.VI.400	Einheiten
Datum	2000-07-31	2000-07-31	
Labor	IGS	IGS	
Probenhöhe	10	10	cm
Durchmesser	10	10	cm
Masse der Probe	1608,49	1612,40	g
Einbauwassergehalt	22,3	22,3	%
Einbaudichte ρ_0	2,048	2,053	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,674	1,679	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,612	0,608	-
<i>B</i> -Wert	98,3	99,0	%
Sättigungsdruck	400	400	KN/m ²
eff. Seitendruck	400	400	KN/m ²
Dehnungsrate Ė	0,006	0,006	mm/min
Dilatanzwinkel y	-	-	0
E_{50}	73600	61300	kPa



7.2. Scherfestigkeit und Steifigkeit Versuchsreihe III

7.2.1 Scherfestigkeit der drainierten Triaxialversuche

Zur Bestimmung der effektiven Scherparameter wurden die Deviatorspannungen der einzelnen Versuche berechnet und in Tabelle 7.5 zusammengestellt (Verwendung findet das Deviatorspannungsmaß $t = (\sigma'_1 - \sigma'_3) / 2$). Es wurde zwischen der Peakfestigkeit und der Restfestigkeit (definiert bei $\varepsilon_l = 20\%$) bei fortlaufender (d.h. monotoner) Verformung und konstanter Spannung σ'_3 unterschieden.

Die Scherfestigkeit, die das vorliegende Material in Versuchsreihe III zeigt, kann analog zu Kapitel 5 und 6 in einem Diagramm mit den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$ dargestellt werden. In Diagramm 7.5 ist die sog. Bruchgerade illustriert; diese ist charakterisiert durch den (Peak-) Reibungswinkel $\varphi' = 27^{\circ}$ und die Kohäsion c' = 44 kPa.

Die Entfestigung des Materials in Versuchsreihe III - getestet unter Aufbringung der Axialverformung parallel zur GOK - vollzieht sich relativ langsam und betragsmäßig geringer als in den vorhergehenden Versuchsreihen. Erst nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 20$ % ist eine reduzierte Festigkeitsgerade im sog. kritischen Zustand (auch volumenkonstante Zustand oder constant volume bezeichnet) erreicht. Diese Restfestigkeit lässt sich durch einen effektiven Reibungswinkel $\varphi'_{Rest} = 31^{\circ}$ und einer effektiven Kohäsion $c'_{Rest} = 12$ kPa beschreiben. Im Zuge der Entfestigung baut sich in der vorliegenden Versuchsreihe III die Kohäsion erheblich ab, während sich der Reibungswinkel geringfügig erhöht. Mögliche Effekte, die zu diesem - im Vergleich zu den vorhergehenden Versuchen atypischen Verhalten führen, werden in Kapitel 11.2 (Bewertung der Sedimentationsanisotropie) diskutiert.

Code	effektiver	Peakfestigkeit	Restfestigkeit
	Seitendruck		$(\varepsilon_l = 20 \%)$
BMTR7.1.VI.50	50 kPa	107 kPa	67 kPa
BMTR7.2.VI.50	50 kPa	117 kPa	75 kPa
BMTR7.3.VI.50	50 kPa	122 kPa	86 kPa
BMTR6.1.VI.100	100 kPa	143 kPa	120 kPa
BMTR6.2.VI.100	100 kPa	164 kPa	136 kPa
BMTR5.3.VI.200	200 kPa	243 kPa	241 kPa
BMTR6.3.VI.200	200 kPa	247 kPa	230 kPa

Tabelle 7.5: Zusammenstellung der relevanten Festigkeitsparameter



Diagramm 7.5: Ermittlung der Festigkeitsparameter aus Versuchsreihe III

Tabelle 7.6: Ermittelte Festigkeitsparameter und Dilatanzwinkel der Versuchsreihe III

Festigkeitsparameter	Peakfestigkeit	Restfestigkeit ($\varepsilon_l = 20 \%$)	
Reibungswinkel φ'	27 °	31 °	
Kohäsion c'	44 kPa	12 kPa	
Dilatanzwinkel ψ	6 bis 7 °		

Tabelle 7.6 fasst die Festigkeitsparameter für die Versuchsergebnisse der Versuchsreihe III zusammen. Während der Durchführung der Tests der Versuchsreihe III konnte nur für 3 der insgesamt 9 Versuche eine erfolgreiche Volumenmessung durchgeführt werden. Zufolge dieser Daten stellt sich ein Dilatanzwinkel von $\psi = 6$ bis 7° ein.



7.2.2 Steifigkeit der drainierten Triaxialversuche - Versuchsreihe III

Im vorliegenden Abschnitt sollen die Ergebnisse der drainierten Triaxialversuche aus Versuchsreihe III bezüglich ihrer Steifigkeit ausgewertet werden. Verwendet wird, wie bereits in Kapitel 5.1 definiert, die Sekantensteifigkeit E_{50} - eine Steifigkeit, die mit der Mobilisierung der maximalen Scherfestigkeit von 50 % korrespondiert (vgl. auch Glg. 5.3). Diese Steifigkeit E_{50} der einzelnen Versuche wurde in Tabelle 7.7 gemittelt und in Diagramm 7.6 über die entsprechenden Spannungen aufgetragen.

Eine Auswertung der Ergebnisse in Diagramm 7.6 ergibt für die empirische Beziehung:

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{\sigma'_3 + a}{\sigma^{ref} + a} \right)^m \qquad (a = 130 \text{ kPa} \quad m = 1) \qquad (5.4)$$

eine lineare Zunahme der Sekantensteifigkeit E_{50} mit dem effektiven Seitendruck σ'_3 , die mittels eines Exponenten m = 1 und einem Achsabstand a = 130 kPa angenähert werden kann.

	50 kPa	100 kPa	200 kPa	400 kPa
E_{50}	9500 kPa	31000 kPa	29000 kPa	63000 kPa
E_{50}	18000 kPa	30000 kPa	42500 kPa	42000 kPa
E_{50}	14000 kPa	-	-	-
E_{50} (mittel)	14000 kPa	30500 kPa	35700 kPa	52500 kPa





Diagramm 7.6: Triaxialsteifigkeit E_{50} als Funktion des effektiven Seitendrucks σ'_3 Versuchsreihe III

<u>_____</u>____

8. CU Triaxialversuche – Versuchsreihe IV

8.1 Versuchsergebnisse und Beschreibung

Während die vorhergehenden Versuchsreihen I bis III unter konsolidiert-drainierten (CD) Bedingungen durchgeführt wurden, beschäftigt sich die vorliegende Versuchsreihe IV mit den konsolidiert-undrainierten (CU) Bedingungen. Eine volumenkonstante Verformung wird sichergestellt, indem die Entwässerung des wassergesättigten Bodens unterbunden wird. Die Porenwasserdruckgeber zeichnen Porenwasserüberdrücke auf, wenn das vorhandene Korngerüst zu Volumenverringerung tendiert bzw. Porenwasserunterdrücke, wenn das Korngerüst zu Volumenvergrößerung neigt. Insbesondere bei den vorliegenden undrainierten Versuchen ist eine sehr gute Probensättigung wichtig; um dies zu erreichen, wurde, wie bereits bei den drainierten Versuchen, der Druck auf das Porenfluid durch den sog. *back pressure* (400 kPa) erhöht.

Die Versuche wurden unter den in Kapitel 4.2 genannten Randbedingungen bei insgesamt 4 verschiedenen effektiven Initialseitendrücken von $\sigma'_{3,0} = 50$, 100, 200 und 300 kPa isotrop konsolidiert. Analog zu den Angaben in Kapitel 4.2 ist die axiale Vorschubgeschwindigkeit während der Scherphase zu v = 0,006 %/min gewählt worden, auch wenn die Norm Teil (DIN18137. 2) für CU-Versuche eine um den Faktor 10 höhere Stauchungsgeschwindigkeit erlauben würde. Die insgesamt 9 Versuche weisen sowohl bezüglich der Festigkeit d.h. für die Maximalwerte des Spannungsverhältnisses als auch bezüglich der Steifigkeit eine gute Reproduzierbarkeit auf; die Ergebnisse werden nachfolgend im Detail diskutiert. Die Versuchskodifizierung unterscheidet sich lediglich durch die Kennung CU von der in Kapitel 5.1 beschriebenen Benennung und bezeichnet die konsolidiert undrainierten Versuchsrandbedingungen. (z.B. BMTRCU1.1.XIII.50)





Definition des undrainierten Erstbelastungsmodul E^{u}_{50} und des undrainierten Ent- Wiederbelastungsmodul E^{u}_{ur}

Die Ermittlung der undrainierten Erstbelastungssteifigkeit E^{u}_{50} erfolgt analog zu den vorhergehenden Kapiteln 5 bis 7 mittels Definition der Sekantensteifigkeit bei Mobilisierung von 50 % der Peakfestigkeit (siehe auch Diagramm 8.1). Die dazu notwendige maximale Deviatorspannung ist bei undrainierten Versuchen nicht immer eindeutig bestimmbar – eine eher pragmatische Ermittlung ist hier notwendig. Zusätzlich wurden bei Versuchsreihe IV eine Reihe von Ent- Wiederbelastungsschleifen durchgeführt; die sich daraus ergebende undrainierte Ent- Wiederbelastungssteifigkeit E^{u}_{ur} ist lt. Diagramm 8.1 definiert (siehe auch Lade 1977). Die Testergebnisse sind in den folgenden Auswertungsdiagrammen dargestellt (Diagramm 8.2 bis 8.13). Dabei ist jeweils das Spannungsverhältnis σ_1/σ_3 über der axialen Dehnung ε_1 aufgetragen. Es handelt sich hierbei um globale Spannungs- bzw. Verformungsgrößen, die ein Resultat der aufgezeichneten Belastungskraft bzw. Stempelverschiebung zu verstehen sind. Des weiteren ist die Porendruckentwicklung in einem Diagramm dargestellt; hierbei ist zu beachten, dass der Porendruck *u* per Konvention positiv für Kompression angenommen wird und den zusätzlichen Sättigungsdruck (back pressure) nicht enthält. Weiterhin werden die Druckspannungen positiv definiert. Für die Darstellung der Spannungspfade dient der hydrostatische Druckanteil $p' = (\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3)/3$ als Abszisse, während die Ordinate durch den Spannungsdeviator $q = \sigma'_1 - \sigma'_3$ beschrieben wird. Der in Kapitel 4.3 beschriebene Messfehler bei Triaxialversuchen mit Endflächenschmierung wurde bei der Versuchsauswertung berücksichtigt. Die Tabellen 8.1 bis 8.4 beinhalten alle charakteristischen Parameter für die einzelnen Triaxialversuche.

Die beiden triaxialen Kompressionsversuche bei einem initialen effektiven Seitendruck $\sigma'_{3,0} = 50$ kPa in den Diagrammen 8.2 bis 8.4 weisen vor der Sättigung einen Einbauwassergehalt w von 22,2 bzw. 22,7 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt bei 0,582 bzw. 0,62. Die Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 8.2 sind charakterisiert durch eine undrainierte Erstbelastungssteifigkeit E''_{50} von 32,4 bzw. 15 MPa. Das Spannungsverhältnis nimmt zunächst annähernd linear zu und verflacht kurz vor Erreichen des Peaks, der bei einer axialen Dehnung ε_1 von 0,87 bzw. 1,56 % erreicht ist. Das Postpeakverhalten ist gekennzeichnet durch einen Abfall des Spannungsverhältnisses und charakterisiert den Bereich der Entfestigung. Nach einer axialen Dehnung von ca. 2 bzw. 3 % ist ein konstantes Spannungsverhältnis erreicht und charakterisiert den sog. kritischen Zustand (*critical state*).

Bei undrainierten Versuchen tritt keine Volumendehnung auf ($\varepsilon_v=0$), somit ist die Beschreibung kontraktanten bzw. dilatanten Verhaltens inklusive Ermittlung eines Dilatanzwinkels ψ hinfällig. Jedoch gibt die Porenwasserdruckentwicklung in Diagramm 8.3 Aufschluss über das Materialverhalten: zunächst entwickeln sich in der Probe Porenwasserüberdrücke, da das vorhandene Korngerüst anfangs zu Volumenverringerung tendiert. Das Porenwasserdruckmaximum stellt sich vor dem Erreichen des maximalen Spannungsverhältnisses in Diagramm 8.2 bei einer axialen Dehnung $\varepsilon_l = 0.57$ bzw. 0.83 % ein. Nachfolgend baut sich der Porenwasserdruck ab und nach einer Axialdehnung von 1,43 bzw. 2,06 % entstehen im jeweiligen Probenkörper Porenwasserunterdrücke (das Korngerüst neigt also bei fortgesetzter Verformung zu fortgesetzter Volumenvergrößerung); unter Axialverformung steuern diese Porenwasserunterdrücke einem konstanten Wert entgegen, erreichen also ebenfalls einen sog. kritischen Zustand. Somit ist der Verlauf der Porenwasserdrücke unter undrainierten



Randbedingungen qualitativ ähnlich der Entwicklung der Probenvolumina in drainierten Versuchen.

Die Spannungspfade in Diagramm 8.4 mit dem Spannungsdeviator $q = \sigma'_1 - \sigma'_3$ über dem hydrostatischen Druckanteil $p' = (\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3)/3$ kennzeichnen zunächst den typischen Verlauf eines überkonsolidierten bindigen Bodens. Erwähnenswert ist jedoch, dass der Verlauf der Spannungspfade einen ausgeprägten Peak aufweist. Nach Erreichen der maximalen Deviatorspannung bei 234 bzw. 247 kPa fällt diese relativ rapide auf die darunter liegende Bruchlinie ab. Erwartet würde unter undrainierten Bedingungen ein weiterer Anstieg und eine allmähliche Annäherung an die Bruchgerade (in diesem Zusammenhang sei auf die weitergehenden Ausführungen im Kapitel 8.2.1 zur Ermittlung der relevanten Scherfestigkeit verwiesen). Unter Berücksichtigung der angewandten Vorschubgeschwindigkeit (v=0,006 mm/min), die für undrainierte Bedingungen ausgesprochen langsam ist, können sich trotz der global volumenkonstanten Randbedingungen lokal Scherfugen ausbilden. Dies führt u.a. lt. Atkinson (2000) und Atkinson et al. (1987) lokal innerhalb der Scherfuge zu dilatantem Materialverhalten und somit ist die Möglichkeit zur lokalen Drainage unter global undrainierten Bedingungen gegeben. Dies erklärt in weiterer Folge den globalen Spannungsabfall bei Betrachtung der Spannungspfade am Peak.

Während der Scherphase von Versuch *BMTRCU3.3.XIII.50* wurden Ent- und Wiederbelastungen durchgeführt, die in Diagramm 8.2 ersichtlich sind. Auf eine vollständige Entlastung wurde wegen möglicher Einflüsse auf das daran anschließende Materialverhalten verzichtet. Somit erfolgte nach einer pragmatisch festgelegten Verringerung der Axialverformungen eine erneute Belastung durch kontinuierliche Steigerung der Axialverformung. (Die Vorschubgeschwindigkeit betrug bei den Ent- und Wiederbelastungsschleifen ebenfalls v=0,006 mm/min). Wie in Tabelle 8.1 ersichtlich, wurde für die resultierende undrainierte Ent- Wiederbelastungssteifigkeit E^{u}_{ur} (zur Ermittlung siehe auch Diagramm 8.1) ein durchschnittlicher Wert von 50 MPa angegeben, der somit mehr als doppelt so hoch als die Erstbelastungssteifigkeit E^{u}_{50} ist. Eine genauere Auswertung ist aus Sicht der bei diesen Ent- und Wiederbelastungsschleifen verbundenen kleinen Deformationen nicht relevant.



Diagramm 8.2: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CU) Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 50$ kPa)

Tabelle 8.1:Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CU)Versuchsreihe IV $(\sigma'_{3,0} = 50 \text{ kPa})$

Code	BMTRCU1.1.XIII.50	BMTRCU3.3.XIII.50	Einheiten
Datum	2001-04-19	2001-05-07	-
Labor	IGS	IGS	
Probenhöhe	10	10	cm
Durchmesser	10	10	cm
Masse der Probe	1602,20	1607,20	g
Einbauwassergehalt	22,7	22,2	%
Ausbauwassergehalt	27,6	26,5	
Einbaudichte ρ_0	2,040	2,046	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,663	1,675	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,620	0,582	-
<i>B</i> -Wert	0,98	1,0	[-]
Sättigungsdruck	400	400	kPa
initial. eff. Seitendr.	50	50	kPa
Dehnungsrate Ė	0,006	0,006	%/min
E^{u}_{50}	32400	15000	kPa
$E^{u}_{\ ur}$	-	ca. 50000	kPa



Diagramm 8.3: Porenwasserdruckentwicklung der triaxialen Kompressionsversuche Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 50$ kPa)



Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 50$ kPa)



Die drei CU-Triaxversuche bei einem initialen effektiven Seitendruck $\sigma'_{3,0} = 100$ kPa in den Diagrammen 8.5 bis 8.7 weisen vor der Sättigung einen Einbauwassergehalt *w* zwischen 22,3 und 23,4 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt bei 0,6 bis 0,634. Die Spannungs-Verformungskurven in Diagramm 8.5 zeigen eine erhebliche Streubreite. Sie sind zunächst charakterisiert durch eine undrainierte Erstbelastungssteifigkeit E^{u}_{50} in der Bandbreite zwischen 17,6 und 57 MPa. Das Spannungsverhältnis der drei Versuche nimmt annähernd linear zu. Der Peak ist bei einer axialen Dehnung ε_1 zwischen 0,58 und 1,2 % (bei einem maximalen Spannungsverhältnis von 3,9 bis 4,5) erreicht. Das Postpeakverhalten ist gekennzeichnet durch einen Abfall des Spannungsverhältnisses und charakterisiert den Bereich der Entfestigung. Versuch *BMTRCU1.2.XIII.100* entfestigt relativ schnell, während die beiden weiteren Versuche nur allmählich einem konstanten Spannungsverhältnis im kritischen Zustand entgegensteuern.

Das relativ unterschiedliche Verhalten spiegelt sich auch in der Entwicklung der Porenwasserdrücke in Diagramm 8.6 wieder. Die Porenwasserdruckmaxima stellen sich prinzipiell vor dem Erreichen des maximalen Spannungsverhältnisses bei einer axialen Dehnung zwischen $\varepsilon_l = 0.43$ und 1.0 % ein. Nachfolgend baut sich der Porenwasserdruck ab. In Versuchskörper BMTRCU1.2.XIII.100 entstehen nach einer Axialdehnung von 2,05 % Porenwasserunterdrücke, während die beiden weiteren Probenkörper erst nach größeren Axialverformungen Unterdrücke erzeugen. Die Spannungspfade in Diagramm 8.7 mit dem Spannungsdeviator $q = \sigma'_1 \cdot \sigma'_3$ über dem hydrostatischen Druckanteil p' = $(\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3)/3$ kennzeichnen den typischen Verlauf eines überkonsolidierten bindigen Bodens. Während der Spannungspfad von Versuch BMTRCU3.1.XIII.100 sich allmählich einer Bruchgeraden annähert, weisen die beiden weiteren Versuche einen Peak auf. Nach Erreichen der maximalen Deviatorspannung bei 197 bzw. 195 kPa fallen diese auf die darunter liegende Bruchlinie ab. Während der Scherphase von zwei der vorliegenden (BMTRCU2.2.XIII.100 und Versuche BMTRCU3.1.XIII.100) wurden Entund Wiederbelastungen durchgeführt, die in Diagramm 8.5 ersichtlich sind.

In Versuch *BMTRCU2.2.XIII.100* wurde nach einer Axialverformung von $\varepsilon_I = 1,96$ % eine Entlastungsschleife gefahren. Die Auswertung der undrainierten Ent-Wiederbelastungssteifigkeit E^{u}_{ur} ergibt einen Wert von 56 MPa und liegt somit um einen Faktor 3,2 höher als die Erstbelastungssteifigkeit E^{u}_{50} . Demgegenüber wurden während des Versuchs *BMTRCU3.1.XIII.100* 3 Ent- Wiederbelastungsschleifen angeordnet. Die Entlastungen wurden bei diesem Versuch verhältnismäßig früh bei Axialverformungen von $\varepsilon_I = 0,32 / 0,63 / 0,78$ % eingeleitet. Die Werte der undrainierten Ent- Wiederbelastungssteifigkeit E^{u}_{ur} liegen durchschnittlich in einem Bereich von 100 MPa und somit im Mittel um einen Faktor 3 höher als die entsprechende Erstbelastungssteifigkeit E^{u}_{50} .

Die zwei CU-Triaxversuche mit einem initialen effektiven Seitendruck $\sigma'_{3,0} = 200$ kPa in den Diagrammen 8.8 bis 8.10 weisen vor der Sättigung einen Einbauwassergehalt w von 22,0 bzw. 21,7 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt bei 0,6 bis 0,585. Die beiden Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 8.8 weisen prinzipiell eine gute Übereinstimmung auf. Sie sind zunächst charakterisiert durch eine undrainierte Erstbelastungssteifigkeit E^{u}_{50} von 39,8 bzw. 55 MPa. Das Spannungsverhältnis nimmt zunächst annähernd linear zu und flacht kurz vor Erreichen des Peaks ab; der Peak ist bei einer axialen Dehnung ε_1 von 1,58 bzw. 1,04 % (maximales Spannungsverhältnis 4,1 bzw. 4,4), erreicht. Das Postpeakverhalten ist gekennzeichnet durch einen Abfall des Spannungsverhältnisses und charakterisiert den Bereich der Entfestigung. Nach einer axialen Dehnung von ca. 2 bis 2,5 % ist ein konstantes Spannungsverhältnis erreicht und charakterisiert den sog. kritischen Zustand (critical state). Dieses Materialverhalten spiegelt sich auch in der Entwicklung der Porenwasserdrücke in Diagramm 8.9 wieder: Das dem Erreichen Porenwasserdruckmaximum stellt sich vor des maximalen Spannungsverhältnisses in Diagramm 8.8 bei einer axialen Dehnung $\varepsilon_l = 0.72$ bzw. 0.58 % ein. In Versuch BMTRCU2.3.XIII.200 baut sich nachfolgend der Druck zunächst relativ schnell ab, jedoch entsteht ein Porenwasserunterdruck erst nach relativ großen Axialverformungen von ca. 7 %. Versuch BMTRCU3.2.XIII.200 hingegen baut den Porenwasserdruck schneller ab, Unterdrücke werden nach 1,7 % Axialverformung erreicht.

Die Spannungspfade in Diagramm 8.10 kennzeichnen den typischen Verlauf eines überkonsolidierten bindigen Bodens: Die beiden Versuche, die hier sehr gut übereinstimmen, zeigen ausgehend von einem hydrostatischen Druckanteil $p'_0 = 200$ kPa zunächst bei Entwicklung der Deviatorspannung q eine gleichzeitige Verringerung der p'. d.h. die Spannungspfade isotropen Spannung dass ähnlich der Porenwasserdruckverteilung ein anfänglich kontraktantes Materialverhalten anzeigen. In weiterer Folge wird bei Mobilisierung einer Deviatorspannung von ca. 260 kPa die isotrope Spannung p' größer als die Ausgangsspannung $p'_0 = 200$ kPa, und kennzeichnet das Bestreben der Probe zu dilatieren. Nach Erreichen der maximalen Deviatorspannungen von 460 bzw. 539 kPa fallen diese auf eine darunter liegende Bruchlinie ab und deuten eine Entfestigung an.

Während der Scherphase der vorliegenden Versuche wurden Ent- Wiederbelastungen durchgeführt, die in Diagram 8.8 ersichtlich sind. Während Versuch BMTRCU2.3.XIII.200 wurde nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 1,46$ % eine Entlastungsschleife angeordnet; die Auswertung der undrainierten Ent- Wiederbelastungssteifigkeit E^{u}_{ur} ergibt einen Wert von 158 MPa und liegt somit um einen Faktor 4 höher als die entsprechende Erstbelastungssteifigkeit E_{50}^{u} . Demgegenüber wurden während des Versuchs BMTRCU3.2.XIII.200 3 Ent- Wiederbelastungsschleifen angeordnet. Die Entlastungen wurden bei diesem Versuch verhältnismäßig früh bei einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 0,24$ bzw. 0,53 bzw. 0,67 % eingeleitet und wiederum wurde der Zeitpunkt der erneuten möglichst sinnvoll festgelegt. Die Werte der undrainierten Belastung Ent-Wiederbelastungssteifigkeit E^{u}_{ur} liegen prinzipiell sehr hoch – aus Sicht der bei diesen Entund Wiederbelastungsschleifen verbundenen kleinen Deformationen ist eine zahlenmäßige Auswertung nicht relevant.

Die beiden CU-Triaxversuche bei einem initialen effektiven Seitendruck $\sigma'_{3,0} = 300$ kPa in den Diagrammen 8.11 bis 8.13 weisen vor der Sättigung einen Einbauwassergehalt w von 23,9 bzw. 23,4 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt bei 0,655 bzw. 0,643. Die beiden Spannungs- Verformungskurven, dargestellt in Diagramm 8.11, weisen eine gute Übereinstimmung auf. Sie sind zunächst charakterisiert durch eine undrainierte Erstbelastungssteifigkeit E^{u}_{50} von 63,2 bzw. 79,4 MPa. Das Spannungsverhältnis nimmt zunächst annähernd linear zu und weist kurz vor Erreichen des Peaks eine Verflachung auf. Der Peak ist bei einer axialen Dehnung ε_1 von 1,05 bzw. 0,87 %, respektive eines maximalen Spannungsverhältnisses von 3,5 bzw. 3,7, erreicht. Das Postpeakverhalten ist gekennzeichnet durch einen Abfall des Spannungsverhältnisses und charakterisiert den Bereich der Entfestigung. Nach einer axialen Dehnung von ca. 5 bis 6 % ist ein annähernd



konstantes Spannungsverhältnis erreicht und charakterisiert den sog. kritischen Zustand (critical state).

Dieses Materialverhalten spiegelt sich auch in der Entwicklung der Porenwasserdrücke in Diagramm 8.12 wieder. Erhebliche Porenwasserdruckmaxima der Größenordnung von 110 bis 120 kPa stellen sich vor Erreichen des maximalen Spannungsverhältnisses in Diagramm 8.11 bei einer axialen Dehnung $\varepsilon_l = 0.6$ bzw. 0.54 % ein. Nachfolgend baut sich der Porenwasserdruck in beiden Versuchskörpern rasch ab und nach 3,8 % Axialverformung werden Porenwasserunterdrücke erreicht. Die Spannungspfade in Diagramm 8.13 kennzeichnen den typischen Verlauf eines überkonsolidierten bindigen Bodens: die beiden Versuche, die auch hier gut übereinstimmen, zeigen ausgehend von einem hydrostatischen Druckanteil $p'_0 = 300$ kPa zunächst bei Entwicklung der Deviatorspannung q eine gleichzeitige Verringerung der isotropen Spannung p', d.h. dass die Spannungspfade ähnlich der Porenwasserdruckverteilung ein anfänglich kontraktantes Materialverhalten anzeigen. In weiterer Folge wird bei Mobilisierung einer Deviatorspannung von 330 bzw. 360 kPa die isotrope Spannung p' größer als die Ausgangsspannung $p'_0 = 300$ kPa und kennzeichnet das Bestreben der Probe zu dilatieren. Nach Erreichen der maximalen Deviatorspannungen von 640 kPa fallen die Spannungspfade auf eine darunter liegende Bruchlinie ab und deuten damit eine Entfestigung an.

Während der Scherphase der vorliegenden Versuche wurden Ent- Wiederbelastungen durchgeführt, die in Diagram 8.11 ersichtlich sind. Während Versuch BMTRCU4.1.XIII.300 wurden 3 Ent- Wiederbelastungsschleifen angeordnet; die Entlastungen wurden bei diesem Versuch bei einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 0.25$ bzw. 0,58 bzw. 0,86 % eingeleitet. Versuch BMTRCU4.3.XIII.300 beinhaltet ebenfalls 3 Ent-Wiederbelastungsschleifen, die Entlastungen wurden bei diesem Versuch bei einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 0.2$ bzw. 0.5 bzw. 0.76 % initialisiert, wobei auch hier die Belastungsumkehr vor der vollkommenen Entlastung festgelegt wurde.



Diagramm 8.5: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche(CU) Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 100$ kPa)

Tabelle 8.2:Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CU)Versuchsreihe IV $(\sigma'_{3,0} = 100 \text{ kPa})$

BMTRCU1.2.XIII.100	BMTRCU2.2.XIII.100	BMTRCU3.1.XIII.100	Einheiten
2001-04-19	2001-04-29	2001-05-07	-
IGS	IGS	IGS	
	BMTRCU1.2.XIII.100 2001-04-19 IGS	BMTRCU1.2.XIII.100 BMTRCU2.2.XIII.100 2001-04-19 2001-04-29 IGS IGS	BMTRCU1.2.XIII.100 BMTRCU2.2.XIII.100 BMTRCU3.1.XIII.100 2001-04-19 2001-04-29 2001-05-07 IGS IGS IGS

Labor	IGS	IGS	IGS	
Probenhöhe	10	10	10	cm
Durchmesser	10	10	10	cm
Masse der Probe	1601,05	1601,30	1590,82	g
Einbauwassergehalt	22,5	23,4	22,3	%
Ausbauwassergehalt	25,3	27,1	24,6	
Einbaudichte ρ_0	2,039	2,039	2,025	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,664	1,652	1,656	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,623	0,634	0,600	-
B-Wert	0,98	0,99	0,99	[-]
Sättigungsdruck	400	400	400	kPa
initial. eff. Seitendr.	100	100	100	kPa
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	0,006	%/min
E^{u}_{50}	57000	17600	31300	kPa
$E^{u}_{\ ur}$	-	56000	100000	kPa



Diagramm 8.6: Porenwasserdruckentwicklung der triaxialen Kompressionsversuche Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 100$ kPa)







Diagramm 8.8: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CU) Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 200$ kPa)

Tabelle 8.3:Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CU)Versuchsreihe IV $(\sigma'_{3,0} = 200 \text{ kPa})$

Code	BMTRCU2.3.XIII.200	BMTRCU3.2.XIII.200	Einheiten
Datum	2001-04-29	2001-05-07	-
Labor	IGS	IGS	
Probenhöhe	10	10	cm
Durchmesser	10	10	cm
Masse der Probe	1613,50	1598,48	g
Einbauwassergehalt	22,0	21,7	%
Ausbauwassergehalt	26,1	25,1	
Einbaudichte ρ_0	2,054	2,035	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,684	1,672	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,603	0,585	-
B-Wert	0,98	0,98	[-]
Sättigungsdruck	400	400	kPa
initial. eff. Seitendr.	200	200	kPa
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	%/min
E^{u}_{50}	39800	55000	kPa
$E^{u}_{\ ur}$	158000	k.A.	kPa



Diagramm 8.9: Porenwasserdruckentwicklung der triaxialen Kompressionsversuche Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 200$ kPa)



Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 200 \text{ kPa}$)



<u>IG</u>S

Diagramm 8.11: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CU) Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 300$ kPa)

Tabelle 8.4:Relevante Daten für die triaxialen Kompressionsversuche (CU)Versuchsreihe IV($\sigma'_{3,0} = 300$ kPa)

Code	BMTRCU4.1.XIII.300	BMTRCU4.3.XIII.300	Einheiten
Datum	2001-05-13	2001-05-13	-
Labor	IGS	IGS	
Probenhöhe	10	10	cm
Durchmesser	10	10	cm
Masse der Probe	1587,12	1592,82	g
Einbauwassergehalt	23,9	23,4	%
Ausbauwassergehalt	25,5	25,5	
Einbaudichte ρ_0	2,021	2,028	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,631	1,643	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,655	0,643	-
B-Wert	0,99	0,98	[-]
Sättigungsdruck	400	400	kPa
initial. eff. Seitendr.	300	300	kPa
Dehnungsrate $\dot{\varepsilon}$	0,006	0,006	%/min
E^{u}_{50}	63200	79400	kPa
$E^{u}_{\ ur}$	k.A.	k.A.	kPa



Diagramm 8.12: Porenwasserdruckentwicklung der triaxialen Kompressionsversuche Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 300$ kPa)



Diagramm 8.13: Spannungspfade der triaxialen Kompressionsversuche (CU) Versuchsreihe IV ($\sigma'_{3,0} = 300$ kPa)

8.2. Scherfestigkeit und Steifigkeit – Versuchsreihe IV

8.2.1 Scherfestigkeit der undrainierten Triaxialversuche

Die Ermittlung der effektiven Scherfestigkeit, die das vorliegende Material in Versuchsreihe IV zeigt, soll zunächst anhand dreier Versuche exemplarisch aufgezeigt werden: *BMTRCU3.3.XIII.50, BMTRCU3.1.XIII.100* und *BMTRCU3.2.XIII.200* dienen dabei als Referenzversuche, um das generelle Verhalten dieser undrainierten Kompressionsversuche aufzuzeigen. In Diagramm 8.14 sind die Deviatorspannungen der drei Versuche über der entsprechenden Axialdehnung aufgetragen, während Diagramm 8.15 die entsprechenden Spannungspfade in den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$ gegenüberstellt.

Diagramm 8.14 illustriert drei verschiedene Typen von Arbeitslinien: Die Deviatorspannung von Versuch BMTRCU3.1.XIII.100 weist kein Maximum auf und wächst unbeschränkt an, der Deviator von BMTRCU3.3.XIII.50 weist einen Peakwert auf, fällt dann zunächst ab um in weiterer Folge wieder anzusteigen, während die Deviatorspannung von Versuch BMTRCU3.2.XIII.200 nach dem Abfallen vom Maximalwert nur mehr unwesentlich ansteigt. Demgegenüber weisen die Arbeitslinien mit dem Spannungsverhältnis σ'_{1}/σ'_{3} über ε_{1} entsprechend der Diagramme 8.2, 8.5, 8.8 bzw. 8.11 zumeist eine eindeutige Festigkeitsbegrenzung und einen Postpeakspannungsabfall auf den konstanten, kritischen Zustand auf. Somit scheint für eine Gegenüberstellung der Versuche die Auftragung mit dem Spannungsverhältnis σ'_{1}/σ'_{3} über ε_{1} sinnvoller.

Das unterschiedliche Verhalten der Deviatorspannungen wird im Allgemeinen auf den Einfluss der Ausgangsspannungen und der Initialdichte der Probe zurückgeführt (siehe u.a. Kolymbas, 1998 und Konrad, 1990). Die vorliegenden isotrop konsolidierten und vollständig gesättigten Versuche stammen aus demselben in-situ-Versuchsblock und weisen nahezu identische Ausgangsporenzahlen und natürliche Wassergehalte auf. Es liegt daher nahe, dass weitere Effekte das Materialverhalten beeinflussen. Die Betrachtung der effektiven Spannungspfade in Diagramm 8.15 kennzeichnet zunächst den typischen Verlauf eines überkonsolidierten bindigen Bodens im Vergleich zu den strichliert gekennzeichneten totalen Spannungspfaden. Erwähnenswert ist jedoch, dass der Spannungspfadverlauf der Versuche BMTRCU3.3.XIII.50 und BMTRCU3.2.XIII.200 einen ausgeprägten Peak aufweist. Nach Erreichen der maximalen Deviatorspannung fallen die Spannungspfade relativ rapide auf die darunter liegende Bruchlinie ab. Erwartet würde unter undrainierten Bedingungen ein monotoner Anstieg und eine allmähliche Annäherung an die Bruchgerade, wie dies in Versuch BMTRCU3.1.XIII.100 zu sehen ist. Unter Berücksichtigung der angewandten Vorschubgeschwindigkeit (v = 0,006 mm/min), die für undrainierte Bedingungen ausgesprochen langsam ist, können sich trotz der global volumenkonstanten Randbedingungen lokal Scherfugen ausbilden. Dies führt u.a. nach Atkinson (2000) und Atkinson et al. (1987) lokal innerhalb der Scherfuge zu dilatantem Materialverhalten. Damit ist die Möglichkeit zur lokalen Drainage unter global undrainierten Bedingungen gegeben. Dies bewirkt in weiterer Folge, dass das globale Spannungs-Verformungsverhalten beeinflusst wird.



Diagramm 8.14: Arbeitslinien triaxialer Kompressionsversuche (CU) Gegenüberstellung von Referenztests bei $\sigma'_{3,0} = 50, 100$ und 200 kPa



Diagramm 8.15: Prinzip der Festigkeitsermittlung triaxialer Kompressionsversuche (CU) Gegenüberstellung von Referenztests bei $\sigma'_{3,0} = 50$, 100 und 200 kPa



Dies erklärt in weiterer Folge den globalen Spannungsabfall bei Betrachtung der Spannungspfade am Peak und illustriert eine auftretende Entfestigung in undrainierten Versuchen. Zur Bestimmung der effektiven Scherparameter wurde zum einen eine Peak-Festigkeitseinhüllende bestimmt, zum anderen wurde die Restfestigkeit der einzelnen Versuche ermittelt und die Werte in Tabelle 8.8 zusammengestellt. Dabei gibt t_{Rest} den Deviator im Spannungsmaß ($\sigma'_1 - \sigma'_3$)/2 an. Bei den Versuchen mit $\sigma'_{3,0} = 300$ kPa ist die Restfestigkeit nicht eindeutig ablesbar (siehe Diagramm 8.13), insofern diese in der vorliegenden Betrachtung nicht berücksichtigt werden. Die prinzipielle Bestimmung der (Peak-) Festigkeitseinhüllenden und der Restfestigkeit ist für einige Referenzversuche in Diagramm 8.15 dargestellt.

Code	$\sigma'_{3,0}$	t _{Rest}
BMTRCU1.1.XIII.50	50 kPa	122 kPa
BMTRCU3.3.XIII.50	50 kPa	129 kPa
BMTRCU1.2.XIII.100	100 kPa	108 kPa
BMTRCU2.2.XIII.100	100 kPa	113 kPa
BMTRCU3.1.XIII.100	100 kPa	174 kPa
BMTRCU2.3.XIII.200	200 kPa	209 kPa
BMTRCU3.2.XIII.200	200 kPa	228 kPa

Tabelle 8.8: Zusammenstellung der relevanten Restfestigkeiten

Die Scherfestigkeit, die das vorliegende Material in Versuchsreihe IV zeigt, wird in einem Diagramm mit den Spannungsmaßen $(\sigma_1' - \sigma_3')/2$ über $(\sigma_1' + \sigma_3')/2$ dargestellt. Diagramm 8.16 illustriert die Peakfestigkeit des Materials durch eine Festigkeitseinhüllende; diese ist charakterisiert durch den (Peak-) Reibungswinkel $\varphi' = 30^{\circ}$ und eine Kohäsion c'=46 kPa. Infolge der Entfestigung des Materials ist nach geringer zusätzlicher Axialverformung eine reduzierte Festigkeitsgerade unter Anwendung einer linearen Regression erreicht. Diese Restfestigkeit lässt sich durch einen effektiven Reibungswinkel $\varphi'_{Rest} = 29^{\circ}$ und einer effektiven Kohäsion $c'_{Rest} = 17$ kPa beschreiben. Im Zuge der Entfestigung nimmt somit die Kohäsion um 63 % ab, während der Reibungswinkel lediglich um 3 % abnimmt. Die Entfestigung des Materials ist somit primär gekennzeichnet durch eine Parallelverschiebung der Festigkeitseinhüllenden. Die Festigkeitsparameter sind in Tabelle 8.9 zusammengefasst.



Diagramm 8.16: Ermittlung der Festigkeitsparameter aus triaxialen Kompressionsversuchen der Versuchsreihe IV

 Tabelle 8.9:
 Ermittelte Festigkeitsparameter der Versuchsreihe IV

Festigkeitsparameter	Peakfestigkeit	Restfestigkeit
Reibungswinkel φ'	30 °	29 °
Kohäsion c'	46 kPa	17 kPa

8.2.2 Erstbelastungssteifigkeit der undrainierten Triaxialversuche

Im vorliegenden Abschnitt sollen die Ergebnisse der undrainierten Triaxialversuche aus Versuchsreihe IV bezüglich ihrer Erstbelastungssteifigkeit ausgewertet werden. Verwendet wird, wie bereits in Kapitel 8.1 definiert, für die Erstbelastung die undrainierte Sekantensteifigkeit E^{u}_{50} - eine Steifigkeit, die mit der Mobilisierung der maximalen Scherfestigkeit von 50 % zusammenfällt. Die kleinere, initiale Hauptspannung $\sigma'_{3,0}$ wird als Referenzspannung σ^{ref} gewählt. Für die Steifigkeit unter triaxialen Bedingungen ergibt sich die empirische Beziehung:

$$E^{u}_{50} = E^{u,ref}_{50} \left(\frac{\sigma'_{3,0} + a}{\sigma^{ref} + a} \right)^{m}$$
(8.1)

Die Steifigkeit E_{50}^{u} der einzelnen Versuche wurde in Tabelle 8.10 gemittelt und in Diagramm 8.17 über die entsprechenden Spannungen aufgetragen.

Eine Auswertung der Ergebnisse in Diagramm 8.17 ergibt für die empirische Beziehung:

$$E^{u}_{50} = E^{u,ref}_{50} \left(\frac{\sigma'_{3} + a}{\sigma^{ref} + a}\right)^{m}$$
 (a = 85 kPa und m = 1) (8.2)

unter Berücksichtung einer verhältnismäßig großen Streuung der Versuchsergebnisse bei $\sigma'_{3,0} = 100$ kPa näherungsweise eine lineare Zunahme der Sekantensteifigkeit E^{u}_{50} mit dem initialen, effektiven Seitendruck $\sigma'_{3,0}$; der Achsabstand beträgt a = 85 kPa und der Exponent m = 1.

50 kPa	100 kPa	200 kPa	300 kPa
32400 kPa	57000 kPa	39800 kPa	63200 kPa
15000 kPa	17600 kPa	55000 kPa	79400 kPa
-	31300 kPa	-	-
23700 kPa	35300 kPa	47400 kPa	71300 kPa

Tabelle 8.10: Zusammenstellung der ermittelten E_{50}^{u} – Moduli der Versuchsreihe IV



Diagramm 8.17: Triaxialsteifigkeit E^{u}_{50} als Funktion des initialen, effektiven Seitendrucks $\sigma'_{3,0}$ - Versuchsreihe IV

IGS

8.3 Lokalisierungseffekte der undrainierten Triaxialversuche Versuchsreihe IV

Generell ist bei Betrachtung der globalen Spannungs- Dehnungsbeziehungen der undrainierten Triaxialversuche aus Versuchsreihe IV - äquivalent zu den vorangehenden drainierten Versuchsreihen I und II – ebenfalls ein ausgeprägtes Entfestigungsverhalten zu beobachten. Wie bereits in Kapitel 8.1 erläutert, konnten sich trotz der global volumenkonstanten Randbedingungen lokal Scherfugen ausbilden (v.a. wegen der ungewöhnlich langsamen Vorschubgeschwindigkeit für undrainierte Bedingungen). Durch lokal dilatantes Materialverhalten innerhalb der Scherfuge war die Möglichkeit zur lokalen Drainage unter global undrainierten Bedingungen gegeben (u.a. lt. Atkinson et al., 1987 und Atkinson 2000). Dies erklärt in weiterer Folge den globalen Spannungsabfall bei Betrachtung der undrainierten Spannungs- Dehnungsbeziehungen.

Unter Beachtung der bereits in Kapitel 5.3 genannten Voraussetzungen für quasi-homogene Verformungszustände im Triaxialgerät - insbesondere die Verwendung gedrungener Proben mit Endflächenschmierung und die notwendige Homogenität des verwendeten Versuchsmaterials - ist es legitim, die Aufzeichnung der integralen Messgrößen (axiale Stempelkraft, Verschiebung des Probenrandes, Zelldruck etc.) über den Peak hinaus in globale Spannungs- Dehnungsbeziehungen umzurechnen. Der Spannungsabfall im Postpeakbereich ist in solchen Fällen nicht abrupt, sondern in aller Regel kontinuierlich und geht bei fortgesetzter Verformung in ein Plateau im kritischen Zustand über. Treten jedoch in der Probe deutlich inhomogene Verformungen auf, gehen die globalen Spannungs-Dehnungsbeziehungen verloren und werden durch den Lokalisierungsprozess zu örtlich unbekannten Größen.



Diagramm 8.19:

Zeitpunkt der Lokalisierung in Versuchsreihe IV einer typischen triaxialen Arbeitslinie
Während der Durchführung des vorliegenden triaxialen Versuchsprogramms war eine detaillierte Lokalisierungsuntersuchung unmöglich (Sichtbehinderung durch triaxiale Druckzelle und Membran). Dennoch wurde auf eine laufende Beobachtung der Versuchsprobe und auf eine Aufzeichnung von Veränderungen geachtet. Punkt *K* in Diagramm 8.19, der den Punkt der größten Krümmung kennzeichnet, und Punkt *CS* im Übergang zum kritischen Zustand liegen vergleichsweise näher beieinander, als dies noch bei den drainierten Versuchen in Diagramm 5.9 festgestellt wurde. Erste inhomogene Probendeformationen konnten in Versuchsreihe IV - zumindest bei makroskopischer Betrachtung - in aller Regel erst im kritischen Zustand nach Punkt *CS* beobachtet werden. Jedoch war dies bereits bei einer durchschnittlichen Axialdehnung von 2 bis 4 % gegeben, während in den drainierten Versuchsreihen I und II der kritische Zustand durchschnittlich deutlich später einsetzte.

Die nachfolgende Zusammenstellung enthält eine Fotodokumentation der ausgebauten Proben; es handelt sich dabei um den Zustand der Proben nach ca. 10 % axialer Deformation. Insgesamt 4 Proben bei unterschiedlichen Seitendrücken (von $\sigma'_{3,0} = 50 / 100 / 200$ und 300 kPa) aufgenommen von 2 gegenüberliegenden Seitenflächen sind auf den Bildern 8.1 bis 8.8 dargestellt. Generell lässt sich aus der Fotodokumentation erkennen, dass Lokalisierungen entstehen. Es traten zu Beginn des Lokalisierungsprozesses immer multiple Scherbänder auf, die an den Endplatten reflektierten – mit fortgesetzter Verformung im volumenkonstanten Bereich (über 5 % axialer Verformung) verstärkte sich oftmals eine der Scherbandflächen. Die Neigung der Scherbänder wurde analog der Ausführungen in Kap. 5.3 durch Analyse der Probenmembran nach Beendigung des Scherbands zur Horizontalen über dem entsprechenden Seitendruck wieder; die Neigung en lagen zusammenfassend – vergleichbar zu den Resultaten der drainierten Versuchsreihen I und II - zwischen 50 und 70° zur Horizontalen.

Bezüglich einer weitergehenden Analyse der Lokalisierungen desselben Materials unter drainierten und undrainierten, biaxialen Randbedingungen und unter Verwendung der Stereophotogrammetrietechnik sei der Leser auf das kooperative Versuchsprogramm (Lab3S Grenoble und IGS Stuttgart) verwiesen (Zusammenfassung im vorliegenden Bericht Kapitel 10 bzw. ausführlicher Bericht in Charrier et al., 2001).



Diagramm 8.20: Scherbandneigung (zur Horizontalen) als Funktion des initialen, effektiven Seitendrucks $\sigma'_{3,0}$ - Versuchsreihe IV



Bild 8.1:Versuchsreihe IV - Triaxialprobe BMTRCU3.3.XIII.50Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_1 = 10 \%$



Bild 8.2: Versuchsreihe IV - Triaxialprobe *BMTRCU3.3.XIII.50* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_1 = 10$ %



Bild 8.3: Versuchsreihe IV - Triaxialprobe *BMTRCU3.1.XIII.100* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_1 = 10$ %

IGS



Bild 8.4: Versuchsreihe IV - Triaxialprobe *BMTRCU3.1.XIII.100* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_1 = 10$ %



Bild 8.5: Versuchsreihe IV - Triaxialprobe *BMTRCU3.2.XIII.200* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_1 = 10$ %



Bild 8.6: Versuchsreihe IV - Triaxialprobe *BMTRCU3.2.XIII.200* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_1 = 10$ %



BMTRCU4.1.XI.300

Bild 8.7: Versuchsreihe IV - Triaxialprobe *BMTRCU4.1.XIII.300* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_1 = 10$ %



Bild 8.8: Versuchsreihe IV - Triaxialprobe *BMTRCU4.1.XIII.300* Ausbau nach einer Axialverformung $\varepsilon_1 = 10$ %

9. CD-Torsionsoedometerversuche

9.1. Kurzbeschreibung des Versuchsgeräts

Das Torsionsoedometer wurde im Rahmen eines DFG-Forschungsprojektes (Ve 163/1-1) am Institut für Geotechnik der Universität Stuttgart entwickelt. Dabei leistete die Firma Wille Geotechnik GmbH und die FMPA Stuttgart technische Unterstützung (siehe u.a. Schanz, 1998). Bild 9.1 zeigt eine prinzipielle Darstellung des Geräts.

Der grundlegende Vorteil dieses Versuchsgeräts ist die Eigenschaft, dass an einer einzigen scheibenförmigen Probe sowohl Steifeparameter als auch Scherfestigkeitsparameter bestimmt werden können. Dem entsprechend besteht der Versuchsablauf aus zwei verschiedenen Versuchsphasen. In der Kompressionsphase wird die Probe unter K₀-Bedingungen einer vertikalen Belastung bei verhinderter Seitendehnung ausgesetzt. Die anschließende Torsionsphase entspricht nahezu der Situation im Einfachen Schergerät (*simple shear*). Die gesamte Kopfplatte der Scherzelle ist starr fixiert, während die Probe in der Scherphase durch Rotation des unteren Teils der Scherzelle einer Scherbeanspruchung ausgesetzt wird. Die Messung der Scher- und der Vertikalspannungen erfolgt durch einen Messring in der Kopfplatte der Scherzelle (siehe Bild 9.2). Bei Versuchen an bindigen Böden wird die Torsionsbelastung mit Hilfe kleiner Nägel auf den Stirnplatten in den Probekörper eingeleitet (Beutinger et al., 1999).



Bild 9.1: Prinzipskizze des Torsionsoedometer



Bild 9.2: Messring des Torsionsoedometers (Abmessungen in mm)

9.2. Probeneinbau und Versuchsdurchführung

IGS

Aus einem Mergelblock wurden zylindrische Probenkörper mit einem Durchmesser von 9,45 cm und einer Höhe von 2,4 cm ausgearbeitet und in den Oedometerring eingebracht. Um während des Schervorgangs die Reibung zwischen Ring und Material zu vermindern, wurde auf der Ringinnenseite Teflonspray als Schmiermittel benutzt.

Um dieselben Versuchsbedingungen wie bei den Triaxialversuchen zu gewährleisten, wurde vor Beginn der Konsolidationsphase ein Sättigungsdruck von 400 kPa aufgebracht. Der Sättigungsvorgang war nach 24 h beendet und wurde anschließend durch einen B-Test überprüft.

In der ersten Phase, der Kompressionsphase, wurde die Bodenprobe unter Behinderung der Seitendehnung mit einer konstanten Auflast belastet und 3 h lang konsolidiert. Nach der Konsolidationsphase wurde bei gleichbleibender Vertikalspannung die Scherphase eingeleitet. Bei einer Abschergeschwindigkeit von 0,05 mm/min konnte sichergestellt werden, dass sich Volumenänderungen ohne Entwicklung von Porenwasserdrücken einstellen konnten. Die Versuche wurden nach einem Scherweg von 2 cm beendet.

	Werte	Einheiten
Probenhöhe h_0	2,43	cm
Probendurchmesser d_0	9,45	cm
Sättigungsdruck	400	kPa
Sättigungszeit	24	h
Konsolidationszeit	3	h
Abschergeschwindigkeit v	0,05	mm/min

Tabelle 9.1:	Versuchsrandbedingungen im Torsionsoedometer

9.3 Versuchsergebnisse

9.3.1 Versuchsauswertung

Das Versuchsprogramm umfasste je zwei Versuche mit den Vertikalspannungen 50 kPa, 100 kPa und 200 kPa. In den Diagrammen 9.2 bis 9.7 ist einerseits das Spannungsverhältnis τ/σ (Verhältnis zwischen der gemessenen Scherspannung und der konstanten Vertikalspannung) und anderseits die axiale Dehnung ε_I über die Schubverzerrung γ aufgetragen. Da beim Torsionsoedometer die seitliche Ausdehnung unterbunden ist, kann die Axialdehnung ε_I der Volumendehnung ε_{ν} gleichgesetzt werden. Die Schubverzerrung γ lässt sich somit über den gemessenen Scherweg *s* und die Anfangsprobenhöhe h_0 berechnen.

$$\gamma = -\frac{s}{h_0} \tag{9.1}$$

Die axiale Dehnung ε_l ergibt sich aus der Setzung Δs und der Anfangshöhe h_0 zu

$$\varepsilon = \frac{\Delta s}{h_0} \tag{9.2}$$

Die Bestimmung der Scherparameter erfolgte über die Methode der Kleinsten Feldquadrate. Dabei wurden die maximalen Schubspannungen τ_f und die residualen Schubspannungen nach Erreichen des volumenkonstanten Zustands τ_r über die Vertikalspannung σ aufgetragen (Diagramm 9.8). Unter Verwendung der Gleichung nach Schanz (1998)

$$\tau_{\rm f} = \frac{\sigma \cdot \sin \phi \cdot \cos \psi + c \cdot \cos \phi \cdot \cos \psi}{1 - \sin \phi \cdot \sin \psi}$$
(9.3)

lassen sich der Reibungswinkel φ und die Kohäsion *c* berechnen (Tabelle 9.6). Mit Hilfe der Gleichung

$$\tan \psi \approx \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\gamma}} \tag{9.4}$$

ergeben sich Dilatanzwinkel zwischen $\psi = 5^{\circ}$ und $\psi = 11^{\circ}$.

9.3.2 Korrektur der Versuchsergebnisse

Wie in der Prinzipskizze des Torsionsoedometers (Bild 9.1) zu erkennen ist, wird die Vertikallast über den Druckstempel in die Probe eingeleitet, durch den Messring aufgenommen und mittels eines Kraftmessbügels zwischen der oberen und unteren horizontalen Halterung gemessen. Die untere Halterung ist mit dem Messring verbunden und bezüglich des Druckstempels und der oberen Horizontaltraverse an der Vertikalführung verschieblich gelagert.

Um die Vertikalmessung zu kalibrieren, wurde das Eigengewicht der unteren Traverse und des Messrings bestimmt. Aufgrund der Möglichkeit, mit dem Torsionsoedometer undrainierte Versuche mit Porenwasserdruckmessungen durchführen zu können, muss zwischen dem beweglichen Messring und der starren Stirnplatte ein Dichtungsring



angebracht werden. Der Ring und die Lager der unteren verschieblichen Horizontaltraverse haben infolge von Reibung Einflüsse auf die Vertikalkraftmessung. In Bild 9.3 ist der Kräftegleichgewicht in einer Prinzipskizze dargestellt:



Bild 9.3: Prinzipskizze des Kräftegleichgewichts

Dabei ist die Bezeichnung wie folgt definiert:

N = über dem Messring wirkende Vertikalkraft

- G = Eigengewicht der Horizontaltraverse und Messring
- R_1 = Reibung zwischen Dichtungsring und Stirnplatte
- R_2 = Reibung zwischen unterer Horizontaltraverse und Vertikalführung
- $R = R_1 + R_2 = Gesamtreibungseinfluss$
- K = gemessene Vertikalkraft

Der Einfluss der Reibung ist abhängig von der Bewegungsrichtung der Druckpresse. Somit ergibt sich für die Vertikalkraft

$$N = K + G \pm R \tag{9.5}$$

Unterzieht sich die Druckpresse einer Abwärtsbewegung, so wirkt die Reibungskraft dem Eigengewicht entgegen:

$$N = K + G - R$$
 (Abwärtsbewegung) (9.6)

Unterzieht sich die Druckpresse einer Aufwärtsbewegung, so wirkt die Reibungskraft in Richtung des Eigengewichts:

$$N = K + G + R$$
 (Aufwärtsbewegung) (9.7)

Der Reibungseinfluss entsteht einerseits aus der Kontaktfläche Dichtungsring-Stirnplatte, andererseits aus der Kontaktfläche Horizontaltraverse-Vertikalführung. Der Betrag der Reibungskraft ist somit abhängig von der Beschaffenheit des Dichtungsrings. Es wurden deshalb drei unterschiedliche Messungen durchgeführt:

- I ohne DichtungsringII Ring mit Schmierung
- III Ring ohne Schmierung

Das Eigengewicht beträgt G = 46 N. Bei einer Querschnittsfläche des Messrings von $A = 19,63 \text{ cm}^2$ ergeben sich für die auf die Probe wirkende Kraft N bzw. für die Spannung σ folgende Beziehungen.

I) ohne Dichtungsring:

N = K + 46±4 [N]
$$\sigma = \frac{N}{A} = \frac{K}{A} + 23\pm2$$
 [kPa] (9.8)

II) Dichtungsring mit Schmierung:

N = K + 46±16 [N]
$$\sigma = \frac{N}{A} = \frac{K}{A} + 23\pm8$$
 [kPa] (9.9)

III) Dichtungsring ohne Schmierung:

N = K + 46±23 [N]
$$\sigma = \frac{N}{A} = \frac{K}{A} + 23\pm 11$$
 [kPa] (9.10)

Aufgrund der Tatsache, dass es nicht möglich ist, diesen Messfehler steuerungstechnisch zu unterbinden, erfolgt die Berücksichtigung bei der anschließenden Versuchsauswertung. Dabei ist die Vertikalbewegung des Druckstempels während der Kompressions- und Scherphase von Bedeutung:



- Zu einer Abwärtsbewegung kommt es sowohl beim Belastungsvorgangs während der Kompressionsphase, als auch bei kontraktantem Materialverhalten während der Scherphase. Die gemessene Kraft K muss um G – R erhöht werden; das heißt, die gemessene Vertikalspannung K/A muss erhöht werden um:
 - I) 21 kPa
 - II) 15 kPa
 - III) 12 kPa
- Zu einer Aufwärtsbewegung kommt es sowohl beim Entlastungsvorgang während der Kompressionsphase, als auch bei dilatantem Materialverhalten während der Scherphase. Die gemessene Kraft K muss um G+R erhöht werden; das heißt, die gemessene Vertikalspannung K/A muss erhöht werden um:
 - I) 25 kPa
 I) 31 kPa
 II) 34 kPa

Um den Einfluss der Reibung so gering wie möglich zu halten, sollte bei Versuchen, die ohne *backpressure* durchgeführt werden kein Dichtungsring angebracht werden. Bei undrainierten Versuchen sollte auf eine gute Fettung des Rings mit Silikon geachtet werden.

Bei den folgenden Torsionsoedometerversuchen lag die Volumenzunahme bei dilatantem Materialverhalten während der Scherphase zwischen $\varepsilon_v = 0.5\%$ und 0.25%. Dies entspricht einer Aufwärtsbewegung der Druckpresse von maximal 0,1mm. Man kann davon ausgehen, dass bei einer betragsmäßig so geringen Änderung von kontraktantem zu dilatantem Verhalten die Reibung in die entgegengesetzte Richtung nicht aktiviert wird. Die Vertikalspannung der folgenden Versuche wurde somit aufgrund der Abwärtsbewegung des Druckstempels während der Kompressionsphase um 12kPa verringert.

9.3.3 Beschreibung der Versuchsergebnisse

Die acht Versuche stimmen sowohl bezüglich ihrer Festigkeit als auch ihrer Steifigkeit gut überein. Sie wurden unter den in Tabelle 9.2 beschriebenen Randbedingungen bei Vertikalspannungen von 50 / 100 und 200 kPa durchgeführt. Die Ergebnisse sind in den Kapitel 9.3.1 Diagrammen 9.2 bis 9.7 entsprechend der in beschriebenen Versuchsauswertung dokumentiert. Die laut Kapitel 9.3.2 notwendige Korrektur der Versuchsergebnisse wurde berücksichtigt. Die Tabellen 9.2 bis 9.4 beinhalten alle charakteristischen Parameter für die einzelnen Torsionsoedometerversuche. Die Versuchskodifizierung wird anhand des Versuchs BMTÖ1.1.VIII.50 erkärt: BM beschreibt das Versuchsmaterial Beaucaire Mergel, TÖ steht für Torsionsoedometer, die beiden folgenden Ziffern (hier 1.1) charakterisieren die laborinterne Versuchskennung, durch die römische Bezifferung (hier *VIII*) ist eine Zuordnung zum entsprechenden Versuchsblock möglich (siehe auch Tabelle 2.1) und aus der abschließenden Zahl 50 lässt sich auf die verwendete Vertikalbelastung σ 'schließen.



Diagramm 9.1: Definition des Sekantenmoduls G20

Die Torsionsoedometerversuche bei einer Vertikalspannung von 50 kPa weisen einen Einbauwassergehalt w zwischen 23,4 und 24,6 % und einer Ausgangsporenzahl e_0 zwischen 0,629 und 0,649 auf. Die Spannungs- Verformungskurven in Diagramm 9.2 können durch eine Sekantensteifigkeit G_{20} charakterisiert werden. Diese wird entsprechend Diagramm 9.1 definiert durch die Sekantensteifigkeit bei Mobilisierung von 20 % der maximalen Schubspannung. Für die beiden Versuche in Diagramm 9.2 liegt G₂₀ im Bereich von 1,5 MPa bis 2 MPa. Zur besseren Illustration wird in Diagramm 9.3 ein Ausschnitt aus Diagramm 9.2, d.h. der Anfangsbereich kleiner Deformationen bis $\gamma = 15$ %, dargestellt. Wie in Diagramm 9.3 zu erkennen ist, nimmt die Spannung bis zu einer Schubverzerrung von $\gamma = 2$ % annährend linear zu und flacht dann vor Erreichen des Peaks ab. Die maximale Festigkeit liegt im Schubverzerrungsbereich von 5 bis 7 %. Nach Erreichen der maximalen Schubspannung von 34 bzw. 35 kPa fallen die Arbeitslinien ab. Dieser Postpeakbereich (auch als Bereich der Entfestigung bezeichnet) klingt bei einer Schubverzerrung von 15% ab. Bei zwei Versuchen zeigen die Volumendehnungen anfänglich ein kontraktantes Verhalten (d.h. eine Volumenabnahme) und gehen dann bei einer Schubverzerrung von 2 bzw. 3 % in ein dilatantes Verhalten über (Volumenzunahme). Der Dilatanzwinkel lässt sich analog Glg. (9.4) zu 6 bzw. 7 ° ermitteln. Bei einer Schubverzerrung von 15 bis 20 % ist der Übergang in einen volumenkonstanten Zustand erkennbar.

Code	BMTÖ1.1.VIII.50	BMTÖ1.2.VIII.50	BMTÖ1.4.VIII.50	Einheiten
Datum	2000-11-22	2000-11-23	2000-12-15	-
Labor	IGS	IGS	IGS	-
Probenhöhe	2,43	2,43	2,43	cm
Durchmesser	9,45	9,45	9,45	cm
Masse der Probe	421,52	418,06	418,61	g
Einbauwassergehalt	23,8	23,4	24,6	%
Einbaudichte ρ_0	2,05	2,03	2,04	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,657	1,649	1,637	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,629	0,637	0,649	-
Sättigungszahl	1	0,99	1	[-]
Vertikalspannung	50	50	50	kPa
Vorschubgeschw.	0,05	0,05	0,05	mm/min
Dilatanzwinkel y	6°	7°	6°	0
G_{20}	2000	1500	2000	kPa

Tabelle 9.2: Relevante Daten f Grade Relevante Daten f	he ($\sigma' = 50$ kPa)
--	--------------------------



Diagramm 9.2: Torsionsoedometerversuch ($\sigma' = 50 \text{ kPa}$)



Diagramm 9.3: Ergebnisse der Torsionsoedometerversuche ($\sigma' = 50$ kPa) im Bereich kleiner Deformationen (Anfangsbereich Diagramm 9.2)



Die Versuche bei einer Vertikalspannung von 100 kPa weisen vor Versuchsbeginn einen Einbauwassergehalt *w* zwischen 22,8 und 23,8 % auf, die Ausgangsporenzahl e_0 liegt in einem Bereich zwischen 0,636 und 0,637. Die Spannungs-Verformungskurven in Diagramm 9.4 weisen eine relativ große Streuung auf. Der Schubmodul G₂₀ umfasst eine Bandbreite von 2,2 MPa bis 3,1 MPa. Das Spannungsverhältnis nimmt zunächst annähernd linear zu und flacht dann vor Erreichen des Peakwertes ab. Die Peakwerte von 64 bzw. 66 kPa werden bei einer Schubverzerrung von 5 bis 7 % erreicht. Im Postpeakbereich fällt die Arbeitslinie ab und kennzeichnet den Bereich der Entfestigung. In Diagramm 9.4 zeigt die Volumendehnung über der Schubverzerrung ein dilatantes Materialverhalten (der Sattelverlauf bei Versuch BMTÖ3.3VIII.100 lässt auf eine Störung im Material schließen). Der maximale Dilatanzwinkel korrespondiert mit den Peakwerten der Festigkeiten und liegt zwischen 8 und 11 °(Glg. 9.4). Nach einer Schubverzerrung von 6 bzw. 10 % verflacht die Volumenkurve allmählich und deutet den nachfolgenden volumenkonstanten Zustand an.

Code	BMTÖ1.1.VIII.100	BMTÖ1.3.VIII.100	BMTÖ1.4.VIII.100	Einheiten
Datum	2000-10-06	2000-11-23	2000-12-19	-
Labor	IGS	IGS	IGS	-
Probenhöhe	2,43	2,43	2,43	cm
Durchmesser	9,45	9,45	9,45	cm
Masse der Probe	417,7	419,97	418,55	g
Einbauwassergehalt	22,8	23,8	23,5	%
Einbaudichte ρ_0	2,03	2,04	2,04	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,65	1,65	1,650	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,636	0,636	0,637	-
Sättigungszahl	0,97	1	0,99	[-]
Vertikalspannung	100	100	100	kPa
Vorschubgeschw.	0,05	0,05	0,05	mm/min
Dilatanzwinkel ψ	11°	8°	8°	0
G_{20}	3100	2200	3000	kPa

Tabelle 9.3:	Relevante	Daten für die	Torsionsoedometerversuche	$(\sigma' = 1)$	100 kPa)
--------------	-----------	---------------	---------------------------	-----------------	----------



Diagramm 9.4: Torsionsoedometerversuch ($\sigma' = 100 \text{ kPa}$)



Diagramm 9.5: Ergebnisse der Torsionsoedometerversuche ($\sigma' = 100$ kPa) im Bereich kleiner Deformationen (Anfangsbereich Diagramm 9.4)



Die Torsionsoedometerversuche bei einer Vertikalspannung von 200 kPa weisen einen Einbauwassergehalt w von 22,0 bzw. 24,3 % und einer Ausgangsporenzahl e_0 von 0,623 bzw. 0,656 auf. Die Spannungs-Verformungsbeziehung in Diagramm 9.6 wird durch den Schubmodul G₂₀, der im Bereich von 4 MPa bis 4,2 MPa liegt, beschrieben. Wie in Diagramm 9.7 zu erkennen ist, nimmt die Spannung bis zu einer Schubverzerrung von $\gamma = 2$ % annährend linear zu und geht dann bis zum Erreichen eines Peaks in einen Verfestigungsbereich über. Die maximale Festigkeit liegt bei einer Schubverzerrung von 9 %. Nach Erreichen der maximalen Schubspannung von 110 bzw. 116 kPa fallen die Arbeitslinien ab. Dieser Postpeakbereich lässt nur noch geringe Entfestigungsanteile erkennen. Die Volumendehnungen zeigen anfänglich ein gering kontraktantes Verhalten und gehen dann bei einer Schubverzerrung von 3 % in ein dilatantes Verhalten über. Der Dilatanzwinkel lässt sich zu 5 ° ermitteln. Bei einer Schubverzerrung von 8 % geht die Volumenkurve in einen volumenkonstanten Zustand über.

Code	BMTÖ1.1.XI.200	BMTÖ1.5.IX.200	Einheiten
Datum	2000-11-22	2001-01-22	-
Labor	IGS	IGS	-
Probenhöhe	2,43	2,43	cm
Durchmesser	9,45	9,45	cm
Masse der Probe	417,7	417,4	g
Einbauwassergehalt	22,0	24,36	%
Einbaudichte ρ_0	2,03	2,03	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,66	1,63	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,623	0,656	-
Sättigungszahl	0,96	1	[-]
Vertikalspannung	200	200	kPa
Vorschubgeschw.	0,05	0,05	mm/min
Dilatanzwinkel ψ	5°	5°	0
G_{20}	4000	4200	kPa

Tabelle 9.4: Relevante Daten für die Torsionsoedometerversuche ($\sigma' = 200 \text{ kPa}$)



Diagramm 9.6: Torsionsoedometerversuch ($\sigma' = 200 \text{ kPa}$)



Diagramm 9.7: Ergebnisse der Torsionsoedometerversuche ($\sigma' = 200 \text{ kPa}$) im Bereich kleiner Deformationen (Anfangsbereich Diagramm 9.6)

9.4. Scherfestigkeit und Steifigkeit der Torsionsoedometerversuche

9.4.1 Scherfestigkeit der Torsionsoedometerversuche

Zur Bestimmung der effektiven Scherparameter wurden die Schubspannungen der einzelnen Versuche berechnet und in Tabelle 9.5 zusammengestellt. Es wurde zwischen der Peakfestigkeit und der Restfestigkeit nach Erreichen des volumenkonstanten Zustandes unterschieden. Zur Ermittlung der Schubspannung wird Glg. (9.3) herangezogen.

Die Scherfestigkeit, die sich im Torsionsoedometer zeigt, kann in einem Diagramm mit der Schubspannung τ' über der Normalspannung σ' dargestellt werden. Diagramm 9.8 illustriert die Peakfestigkeit des Materials durch eine Bruchgerade; diese ist charakterisiert durch den (Peak-) Reibungswinkel $\varphi'=31^{\circ}$ und die Kohäsion c'=12 kPa. Infolge der Entfestigung des Materials ist nach einer Schubverzerrung von $\gamma=50$ % eine reduzierte Festigkeitsgerade im sog. kritischen Zustand (auch volumenkonstante Zustand oder *critical state* bezeichnet) erreicht. Die Restfestigkeit des Beauciare Mergels lässt sich durch einen effektiven Reibungswinkel $\varphi'_{Rest} = 31^{\circ}$ und einer effektiven Kohäsion $c'_{Rest} = 2$ kPa beschreiben. Im Zuge der Entfestigung nimmt die Kohäsion um 83 % ab, während sich der Reibungswinkel nicht reduziert; dies wird v.a. auch durch Diagramm 9.8 deutlich: die Entfestigung des Materials ist einzig gekennzeichnet durch eine Parallelverschiebung der Festigkeitseinhüllenden, d.h. durch den Abbau der Kohäsion. Die Rotation der Festigkeitseinhüllenden durch Reibungsentfestigung spielt dabei keine Rolle.

Code	Vertikale Auflast	Peakfestigkeit	Restfestigkeit
BMTÖ1.1.VIII.50	50 kPa	34 kPa	30 kPa
BMTÖ1.3.VIII.50	50 kPa	34 kPa	28 kPa
BMTÖ1.4.VIII.50	50 kPa	35 kPa	31 kPa
BMTÖ1.1.VIII.100	100 kPa	66 kPa	49 kPa
BMTÖ1.3.VIII.100	100 kPa	64 kPa	54 kPa
BMTÖ1.4.VIII.100	100 kPa	64 kPa	54 kPa
BMTÖ1.1.IX.200	200 kPa	110 kPa	109 kPa
BMTÖ1.5.IX.200	200 kPa	116 kPa	108 kPa

 Tabelle 9.5:
 Zusammenstellung der relevanten Festigkeitsparameter



Diagramm 9.8: Ermittlung der Festigkeitsparameter aus Torsionsoedometerergebnissen

Tabelle 9.6:	Ermittelte Festigkeitsparameter und Dilatanzwinkel
1 ubenie 7.0.	Dimitterie i estigicenspurameter und Diratanz winker

-

Festigkeitsparameter	Peakfestigkeit	Restfestigkeit	
Reibungswinkel φ'	31 °	31 °	
Kohäsion c'	12 kPa	2 kPa	
Dialatanzwinkel ψ	8 °		

Tabelle 9.6 fasst die Festigkeitsparameter für die Versuchsergebnisse aus dem Torsionsoedometer zusammen. Die Tests weisen einen Dilatanzwinkel im Bereich zwischen $\psi = 5$ und 11° auf (vgl. Glg. 9.4). Zufolge dieser Daten wird ein durchschnittlicher Dilatanzwinkels von $\psi = 8^{\circ}$ zu Grunde gelegt. Eine Bewertung bzw. Interpretation der Festigkeit aus dem Torsionsoedometer erfolgt in Kap. 11.6.

9.4.2 Steifigkeit der Torsionsoedometerversuche

Zur Beschreibung der Steifigkeit im Torsionsoedometer wird der bereits in Diagramm 9.1 definierte Schubmodul G_{20} - eine Steifigkeit, die mit der Mobilisierung der maximalen Schubspannung von 20 % korrespondiert - verwendet. Dieser G_{20} -Modul wurde für die einzelnen Versuche in Tabelle 9.7 gemittelt und in Diagramm 9.9 über die entsprechenden Spannungen aufgetragen.

Eine Bewertung bzw. Interpretation der Steifigkeit aus dem Torsionsoedometer erfolgt in Kap. 11.7.

50 kPa	100 kPa	200 kPa
2000 kPa	3100 kPa	4000 kPa
1500 kPa	2200 kPa	4200 kPa
2000 kPa	3000 kPa	-
1800 kPa	2800 kPa	4100 kPa

Tabelle 9.7:Zusammenstellung der ermittelten G_{20} – Moduli
der Torsionsoedometerergebnisse



Diagramm 9.9: Schubmoduli G_{20} als Funktion der Vertikalspannung σ' aus den Torsionsoedometerversuchen

IGS___

10. Zusammenfassung der Biaxialversuche

Die Ergebnisse des Testprogramms am Biaxialgerät, inklusive Auswertung mittels Stereophotogrammetrie, werden nur knapp dargestellt, da eine ausführliche Dokumentation dieser Versuche in einem eigenständigen Bericht (siehe Charrier et al., 2001) zu finden sind.

10.1. Beschreibung des Biaxialgeräts

Das in Grenoble eingesetzte Biaxialgerät wurde ursprünglich von Desrues (1984) entwickelt und von Hammad (1991) modifiziert. Das Prinzip dieses Gerätes ist ähnlich dem von Vardoulakis & Goldscheider (1981) bzw. Drescher et al. (1990) und erlaubt die freie Scherbandentwicklung im ebenen Verformungszustand.

Die auf die geplanten Abmessung bearbeiteten Proben werden in eine spezielle Gummimembran gehüllt und in den Versuchsstand eingebaut. Die Seitenwände bestehen aus 50 mm dicken Glasplatten und erlauben somit die Beobachtung, der sich in der Ebene entwickelnden Scherbänder während des Versuches. Alle Oberflächen, die mit der Probe in Berührung kommen, werden mit Silikonfett geschmiert, um die Reibung auf ein Minimum herabzusetzen. In beiden Stirnplatten sind poröse Steine eingelassen, die mit dem Drainagesystem verbunden sind. Eine die Probe umgebende Zelle, gefüllt mit Silikonöl, erlaubt das Aufbringen eines vorgegebenen Seitendrucks. Über die obere Stirnplatte kann axiale Belastung beaufschlagt werden. Eine LVDTeine verformungsgesteuerte Messeinrichtung nimmt die vertikale Verschiebung der oberen Stirnplatte auf, während die axiale Belastung durch eine Belastungszelle aufgezeichnet wird. Der Zelldruck wird durch einen Kompressor erzeugt und über Druckwandler registriert. Ein separates Kontrollsystem wird benutzt, um den gewählten Backpressure zu überprüfen. Der Porenwasserüberdruck wird über zwei Miniatur-Porenwasserdruckgeber, die in der Zelle direkt an der Probe montiert sind, registriert. Die Horizontalkräfte senkrecht zur Verformungsebene werden durch vier über den Rand der Glasplatten verteilte Verformungsmesssysteme aufgenommen.

10.2. Beschreibung der Stereophotogrammetrie

Die "False Relief Stereophotogrammetry" (FRS) - Methode basiert auf der Analyse von einer Serie von Bildern, die während des Versuchsablaufs von der sich deformierenden Probe erzeugt werden. Die Methode benutzt die menschliche Fähigkeit zur 3D -Wahrnehmung. Diese 3D - Wahrnehmung wird künstlich verändert, indem das linke und rechte Auge nicht wie üblich das gleiche Bild von unterschiedlichen Blickwinkeln, sondern unterschiedliche Bilder von demselben Blickwinkel beobachten. Somit erzeugt der Stereo-Komperator eine künstliche 3D - Wahrnehmung, ein sog. "falsches Relief", das direkt mit der inkrementellen Verformung der Probe zusammenhängt. Das jeweilige Inkrement ist durch die Wahl der beiden in Stereo betrachteten Bilder festgelegt. Durch diese Technik können sehr präzise Inkremente von Verschiebungsfeldern analysiert werden, die durch eine entsprechende Software in Verformungsfelder umgesetzt werden können. Für Details



zu dieser stereophotogrammetrischen Methode siehe Desrues et al. 1984, Desrues 1995 und Harris et al. 1995.

10.3. Versuchsprogramm

Wie bereits in der Einleitung des vorliegenden Berichtes erwähnt, wurden die Versuche unter ebenem Verformungszustand in Kooperation mit dem Laboratoire 3S in Grenoble durchgeführt. Insgesamt wurden 18 biaxiale Kompressionsversuche an ungestörten Beaucaire Mergel Proben ausgeführt (Materialentnahme und Beschreibung entsprechend Kapitel 2.1). Das Arbeitsprogramm ist in Tabelle 10.1 zusammengestellt.

Drainage	eff. Initialseitendruck	Versuchsanzahl
ohne Membran	0 kPa	2
CU	50 kPa	2
CU	100 kPa	2
CU	300 kPa	2
CU	600 kPa	2
CD	50 kPa	2
CD	100 kPa	2
CD	300 kPa	2
CD	600 kPa	2

 Tabelle 10.1:
 Versuchsprogramm am Biaxialgerät

Wie aus Tabelle 10.1 ersichtlich, sind insgesamt 8 erfolgreiche Versuche unter drainierten Bedingungen durchgeführt worden. 8 weitere Versuche sind bei undrainierten Randbedingungen abgeschert worden und 2 der Versuche sind ohne effektiven Seitendruck entstanden (quasi einaxiale Versuche); bei diesen entfiel die Notwendigkeit eines Umgebungsmediums (Zellflüssigkeit und Probenmembran), wodurch sich die Randbedingungen als ungesättigt (d.h. natürliche Sättigung) und unkonsolidiert beschreiben lassen. Die allgemeinen Versuchsrandebedingungen sind in Tabelle 10.2 zusammengefasst. Für die meisten der in Tabelle 10.1 angegebenen Versuche gibt es bereits eine ausführliche Dokumentation (Charrier et al., 2001) – ein Endbericht aller Biaxialversuche inklusive stereophotogrammetrischer Auswertung ist derzeit in Bearbeitung. Nachfolgend soll der Versuchsablauf und Auswertung anhand eines exemplarischen Versuches erläutert werden.

10.4. Versuchsablauf und Auswertung

Anhand der nachfolgend dokumentierten Ergebnisse für einen ausgewählten Versuch soll der Versuchsablauf beschrieben werden:

Vor der Scherphase wurde die Probe quasi-isotrop bei einem effektiven Seitendruck von $\sigma'_{1,0} = \sigma'_{3,0} = 300$ kPa konsolidiert und bei einem Backpressure von 300 kPa gesättigt. Anschließend wurde die Probe undrainiert (d.h. CU-Bedingung) mit einer konstanten Vortriebsgeschwindigkeit von 0,004 mm/min abgeschert.

In den Auswertungsdiagrammen ist der effektive Spannungspfad (Diagramm 10.1), der Porenwasserdruck *u* über die Axialdehnung ε_l (Diagramm 10.2) und der Verlauf der totalen

Spannungen (Diagramm 10.3) dargestellt. Aufgrund der zwei Porenwasserdruckaufnehmer (verwendet wurden Miniaturporenwasserdruckaufnehmer), links und rechts am Probenkörper angeordnet, erhält man gering unterschiedliche Porenwasserdruckverläufe und dementsprechend gering unterschiedliche Spannungspfade (Diagramm 10.2.).

IGS

	Werte	Einheiten
Probenhöhe h_0	17	cm
Probenbreite b_0	8	cm
Probentiefe t_0	3,5	cm
Sättigungsdruck	300	kPa
Abschergeschwindigkeit	0,004	mm/min

 Tabelle 10.2:
 Versuchsrandbedingungen der Biaxialversuche

Das Prinzip der Stereophotogrammetrie ist in Abschnitt 10.2 zusammengefasst. Dieses spezielle Auswertegerät erlaubt die Entwicklung der Lokalisierungen während frei wählbarer Verformungsinkremente zu analysieren. Die Sequenz der photografischen Aufnahmen ist im Verlauf der totalen Spannungen (Diagramm 10.3) gekennzeichnet. Je zwei dieser Bilder werden genutzt, um die inkrementellen Verformungsfelder zu visualisieren. Zur Darstellung der Scherbandentwicklung dienen die Inkremente der Verschiebungsfelder (Bild 10.1), die Inkremente der Verformungsfelder (Bild 10.2), sowie die Isolinien der vertikalen bzw. horizontalen Verschiebungen (Bild 10.3 und 10.4).



Diagramm 10.1: effektiver Spannungspfad der biaxialen Kompressionsversuche $\sigma'_{3,0} = 300 \text{ kPa}$

Code	MBLL06	Einheiten
Datum	2000-10-19	-
Labor	Laboratoire 3S	-
Autor	Lenti	-
Probenhöhe	17	cm
Probentiefe	3,47	cm
Probenbreite	8	cm
Masse der Probe	973,26	g
Einbauwassergehalt	25,1	%
Einbaudichte ρ_0	2,06	g/cm ³
Trockendichte ρ_{d0}	1,646	g/cm ³
Porenzahl e_0	0,65	-
Sättigungszahl	1	[-]
Zelldruck	300	kPa
Vorschubgeschw.	0,004	mm/min

Tabelle 10.3:	Relevante	Daten	für den	ausgewählten	Biaxialversuch
				0	



Diagramm 10.2: Porenwasserdruckverlauf des biaxialen Kompressionsversuchs $\sigma'_{3,0} = 300 \text{ kPa}$



Diagramm 10.3: Verlauf der totalen Spannungen des biaxialen Kompressionsversuchs $\sigma'_{3,0} = 300 \text{ kPa}$



Bild 10.1: Stereophotogrammetrische Auswertung des ausgewählten Biaxialversuchs Verschiebungsinkremente während der Intervalle 01-03/04-05/05-06/06-07



Bild 10.2: Stereophotogrammetrische Auswertung des ausgewählten Biaxialversuchs Verformungsinkremente während der Intervalle 01-03/04-05/05-06/06-07



Bild 10.3: Stereophotogrammetrische Auswertung des ausgewählten Biaxialversuchs Isolinien der horizontalen Verschiebungsinkremente 01-03/04-05/05-06/06-07



Bild 10.4: Stereophotogrammetrische Auswertung des ausgewählten Biaxialversuchs Isolinien der vertikalen Verschiebungsinkremente 01-03/04-05/05-06/06-07



IGS___

11. Bewertung und Interpretation der Ergebnisse

11.1 Bewertung der drainierten Triaxialversuche

Die unter drainierten Bedingungen durchgeführte Versuchsreihe I beinhaltet 14 Versuche bei insgesamt 5 verschiedenen effektiven Seitendrücken. Die Versuchsergebnisse wurden in Kapitel 5 detailliert dokumentiert - Diagramm 11.1 fasst diese Ergebnisse zusammen (mit der Deviatorspannung $\sigma'_{1}-\sigma'_{3}$ über der Axialverformung ε_{1}). Aus dieser Zusammenstellung ist zunächst eine gute Übereinstimmung der (Peak- und Rest-) Festigkeit festzustellen, während die Steifigkeit beträchtlich streut. Faktoren, die die teilweise stark streuenden Ergebnisse der vorliegenden Versuchsreihe mitbestimmen könnten, sind primär im Bereich der Versuchsvorbereitung zu suchen.

Tabelle 11.1 enthält die Ausgangsporenzahlen e_0 und Einbauwassergehalte w_0 aller Proben der Versuchsreihe I. Die relativ große Streuung (w_0 im Bereich zwischen 21,9 und 24,5 % und e_0 zwischen 0,6 und 0,68) lässt sich u.a. auf die Tatsache zurückführen, dass zur Durchführung der Tests unterschiedliche Versuchsblöcke herangezogen wurden. Bereits die Klassifikationsparameter der verschiedenen Testblöcke in Kapitel 2 (Tabelle 2.1) geben einen ersten Eindruck über die natürliche Varianz des verwendeten Materials. Die damit verbundenen Auswirkungen auf die Versuchsresultate wurden in der ersten Versuchsreihe unterschätzt.

Werden die Spannungs- Verformungskurven bei niedrigen Spannungsniveaus ($\sigma'_3 = 50$ und 100 kPa) betrachtet, zeigt deren Steifigkeitsverhalten einen teilweise geringen Anfangswert gefolgt von einer Steigerung bzw. größeren Mobilisierung der Steifigkeit. Kennzeichen dafür ist eine "S-Form" in der verfestigenden Arbeitslinie vor Erreichen des Peaks. Einer der Gründe hierfür könnten nicht vollständig plan bearbeitete Probenendflächen und damit verbunden ein klassisches Anfahrproblem sein.

Abgesehen von generell akzeptablen Ergebnissen dieser ersten Versuchsreihe kann der Testbeginn als eine laborinterne Lernphase beurteilt werden. Trotz des allgemeinen Eindrucks von einem natürlich-homogenen Material musste festgestellt werden, dass die Wahl des Versuchsblocks von größter Bedeutung war. Nebenbei wurde klar, dass eine äußerst sorgsame Behandlung während der Probenaufbereitung (v.a. bezüglich Probenlagerung und Bearbeitung der Proben) und eine kritische Beurteilung während des Testbeginns (Sättigungsphase und Kontrolle durch *B*-Wert) notwendig war. Das "Kennenlernen" der Eigenheiten dieses überkonsolidierten Tons und das "Vertrautwerden" mit den notwendigen Randbedingungen für erfolgreich-reproduzierende Tests wurde schließlich ergänzt durch eine labortechnische Aufrüstung, um qualitativ aussagekräftige Volumenmessungen bieten zu können. Die Volumenänderung des Probekörpers wurde anhand der Volumenänderung der Zellflüssigkeit gemessen, wobei die Messung der ausgepressten Flüssigkeit über Standrohrablesung erfolgte (vgl. Kapitel 4).



Diagramm 11.1: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe I

Tabelle 11.1:Ausgangsporenzahl e_0 und Einbauwassergehalt w_0
der triaxialen Kompressionsversuche (CD) - Versuchsreihe I

Code	e_0	w ₀ [%]	Block
BMTR9.1.IX.0	0,641	22,2	IX
BMTR9.3.IX.0	0,661	23,1	IX
BMTR1.1.II.50	0,68	24,2	II
BMTR2.1.III.50	0,629	22,1	III
BMTR3.1.III.50	0,627	21,9	III
BMTR1.3.I.100	0,68	24,5	Ι
BMTR2.3.III.100	0,606	22,5	III
BMTR3.2.III.100	0,625	21,9	III
BMTR1.2.I.200	0,653	23	Ι
BMTR2.2.III.200	0,62	22,9	III
BMTR3.3.III.200	0,622	21,9	III
BMTR4.1.IV.400	0,627	22,5	IV
BMTR4.2.IV.400	0,626	22,4	IV
			1
Mittelwert	0,638	22,7	
Standardabweichung	0,023	0,84	



Diagramm 11.2: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe II

Tabelle 11.2:Ausgangsporenzahl e_0 und Einbauwassergehalt w_0
der triaxialen Kompressionsversuche (CD) - Versuchsreihe II

Code	e_0	w_0 [%]	Block
BMTR12.1.IX.50	0,648	22,7	IX
BMTR12.2.IX.50	0,648	22,5	IX
BMTR10.1.IX.100	0,647	22,9	IX
BMTR10.3.IX.100	0,641	20,9	IX
BMTR11.1.IX.200	0,668	22,1	IX
BMTR11.3.IX.200	0,648	22,9	IX
Mittelwert	0,65	22,3	
Standardabweichung	0,009	0,76	

- 127 -

Die Erfahrungen mit der ersten Versuchsreihe veranlassten dazu, eine zweite Versuchsreihe unter identischen Bedingungen - jedoch mit den gewonnenen Erkenntnissen durchzuführen. Versuchsreihe II beinhaltet 7 zusätzliche drainierte Versuche bei insgesamt 3 verschiedenen effektiven Seitendrücken. Eine ausführliche Dokumentation findet sich in Kapitel 6. Diagramm 11.2 fasst die Versuche als Arbeitslinien - dargestellt mittels Deviatorspannungen $\sigma'_{1}-\sigma'_{3}$ über der Axialverformung ε_{1} - zusammen. Aus dieser Zusammenstellung ist zunächst eine sehr gute Übereinstimmung, die sowohl die Festigkeit als auch die Steifigkeit mit einbezieht, festzustellen.

Tabelle 11.2 beinhaltet die Ausgangsporenzahlen e_0 und Einbauwassergehalte w_0 aller Proben der Versuchsreihe II. Die gute Übereinstimmung der vorliegenden Versuche lässt sich bereits auf die Tatsache zurückführen, dass diese Kennwerte eine geringere Streuung aufweisen (unter Ausschluss von Versuch *BMTR11.2.IX.200* liegt w_0 im Bereich zwischen 20,9 und 22,9 % und e_0 zwischen 0,641 und 0,668). Tabelle 11.2 lässt außerdem erkennen, dass nun alle Versuche aus demselben Block (Versuchsblock *IX*) stammen.

In Versuchsreihe II wurde darüber hinaus auf Grundlage der Erfahrungen aus Versuchsreihe I (Anfahrproblem und daraus resultierende "S-Form" in der verfestigenden Arbeitslinie vor Erreichen des Peaks wegen nicht vollständig plan bearbeiteter Probenendflächen) auf ein äußerst sorgfältiges Anliegen der Probenendplatten geachtet. Die vergleichsweise gute Übereinstimmung der Steifigkeit ist vermutlich hauptsächlich auf diese Maßnahme zurückzuführen.

Hauptziel des vorliegenden Versuchsprogramms war die Bereitstellung einer Datenbasis für Kalibrierungen und Validierungen erweiterter bzw. neuer Stoffgesetze für Geomaterialien. Aus diesem Grund sollen aus den Daten der Versuchsreihen I und II die qualitativ hochwertigen Versuche zusammengefasst werden, um eine möglichst repräsentative Datenbasis unter drainierten triaxialen Randbedingungen zu bieten. Diagramm 11.3 enthält die 7 Versuchsergebnisse der Versuchreihe II ($\sigma'_3 = 50 / 100$ und 200 kPa) ergänzt um 4 ausgewählte Versuche aus Versuchsreihe I ($\sigma'_3 = 0$ und 400 kPa). Diese Auswahl an Versuchen unter drainierten triaxialen Bedingungen wird als Versuchsreihe II⁺ bezeichnet. Mit Ausnahme der Versuche bei $\sigma'_3 = 400$ kPa stammen all diese Proben aus dem gleichen Versuchsblock und weisen eine enge Bandbreite für die Initialbedingungen bezüglich der Porenzahl e_0 und dem natürlichen Einbauwassergehalt w_0 auf. Die Versuche mit einem effektiven Seitendruck von $\sigma'_3 = 400$ kPa stammen aus Versuchsblock IV und erweisen sich mit einer Ausgangsporenzahl e_0 im Bereich von 0,626 geringfügig dichter als die restliche Versuchsauswahl.

Die repräsentativen Versuche der Versuchsreihe II⁺ in Diagramm 11.3 gestatten eine erste Interpretation und Bewertung des Materialverhaltens: generell lässt Diagramm 11.3 erkennen, dass die elastische Steifigkeit erwartungsgemäß mit dem effektiven Seitendruck zunimmt, wobei die Auswertung einen nahezu linearen Zusammenhang zwischen der Steifigkeit E_{50} und dem korrespondierenden Seitendruck aufzeigt. Die Spannung des untersuchten Materials nimmt zunächst konstant mit der aufgebrachten Axialverformung zu - eine Verfestigung der Arbeitslinien lässt sich erst kurz vor dem Peak feststellen, verstärkt sich aber bei höheren Seitendrücken.

Der Zeitpunkt der maximalen Festigkeit d.h. das Erreichen des Peaks wird im wesentlichen durch zwei Effekte bestimmt: Die Spannungsabhängigkeit der Steifigkeit führt zu früheren

Peaks bei höheren Spannungsniveaus und dem entgegengesetzt wirkt eine markantere Verfestigung bei höheren Spannungen, welche zur Verzögerung des Peaks führt. Das Resultat sind frühe Maxima der Festigkeiten bei niedrigen und hohen Spannungsniveaus (bei $\varepsilon_1 = 1,8 \%$ für $\sigma'_3 = 0$ und 400 kPa) und spätere Maxima bei moderaten effektiven Spannungen (z.B. bei $\varepsilon_1 = 2,7 \%$ für $\sigma'_3 = 100$ kPa).

Eine Diskussion der unter drainierten triaxialen Bedingungen entstehenden Volumenänderungen ermöglichen repräsentative Versuche aus Versuchsreihe II^+ . Diagramm 11.4 illustriert die Volumendehnung ε_{ν} über der Axialdehnung ε_{l} für Versuche bei Spannungsniveaus von $\sigma'_3 = 0 / 50 / 100 / 200$ und 400 kPa. Bei niedrigen bis moderaten Spannungsniveaus ist ein ausgeprägt dilatantes Materialverhalten zu beobachten. Der Umkehrpunkt von anfänglich kontraktantem zu dilatantem Verhalten ist bei einer Axialdehnung von 1,2 bis 1,7 % festzustellen. Die Auswertung des Dilatanzwinkels bei Spannungsniveaus von $\sigma'_3 = 50 / 100$ und 200 kPa ergibt ψ im Bereich zwischen 7 bis 11° ermittelt im Bereich der maximalen Volumenzunahme, welcher mit dem Peak in der Spannungs- Verformungskurve korrespondiert.

Die Arbeitslinien in Diagramm 11.3 erlauben die Feststellung, dass das Postpeakverhalten geprägt ist von einer relativ stetigen Entfestigung, d.h. es ist kein abrupter Spannungsabfall festzustellen. Durch Analyse der Volumenänderungen in Diagramm 11.4 kann der Übergang in den sog. volumenkonstanten Bereich beobachtet werden. Der Übergang des dilatanten Materialverhaltens in ein volumenkonstantes kennzeichnet zugleich den Übergang der Arbeitslinien von der Kohäsions- in die Reibungsentfestigung. Dieser Übergang lässt sich in den Spannung- Verformungskurven im Bereich der maximalen Krümmung bei einer Axialverformung von ca. 3 % bis 4,5 % orten.

Generell muss bei Betrachtung der globalen Spannungs- Verformungskurven beachtet werden, dass diese ein Resultat der Aufzeichnung der axialen Belastungskraft und der Stempelverschiebung sind. Der hier betrachtete überkonsolidierte Beaucaire Mergel zeigt (äquivalent zu Versuchen an dicht gelagerten Sanden) im Bereich niedriger Spannungsniveaus dilatantes und entfestigendes Materialverhalten. In der Folge entstehen sog. Scherbänder und bei fortgesetzter Scherung spielt sich der Verformungsmechanismus vorwiegend in diesen lokalisierten Zonen ab - Dilatanz und Entfestigung setzen sich fort bis der sog. volumenkonstante Zustand erreicht ist. Unter Beachtung der quasi-homogenen Verformungszustände im Triaxialgerät bei Verwendung gedrungener Proben mit Endflächenschmierung und der Homogenität des verwendeten Versuchsmaterials ist es legitim, die Aufzeichnung der integralen Messgrößen (axiale Stempelkraft, Verschiebung des Probenrandes, Zelldruck etc.) über den Peak hinaus in globale Spannungs-Dehnungsbeziehungen umzurechnen. Treten jedoch in der Probe deutlich inhomogene Verformungen auf, gehen die globalen Spannungs- Dehnungsbeziehungen verloren und werden durch den Lokalisierungsprozess zu örtlich unbekannten Größen. Es gilt anzunehmen, dass die globalen Spannungsbeziehungen bestehen, solange die Probenzylinderform erhalten bleibt. Lokale Messungen an Triaxialproben (u.a. Viggiani et al., 1993) zeigen, dass die globalen Dehnungsbeziehungen bereits kurz nach dem Peak verloren gehen. Unter Annahme, dass vor allem die Spannungsbeziehungen das globale Materialverhalten bestimmen und unter Berücksichtigung der vorliegenden Ergebnisse, lässt sich vermuten, dass die globalen Messgrößen bis in Bereiche des Übergangs in den volumenkonstanten Zustand gelten können (bis zu einer Axialverformung von ca. 3 % bis 4,5 %).



Diagramm 11.3: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe II⁺



Diagramm 11.4: Volumenänderung repräsentativer Triaxialversuche (CD) aus Versuchsreihe II⁺


Diagramm 11.5: Ermittlung der Festigkeitsparameter aus triaxialen Versuchsergebnissen Versuchsreihe II^+



Diagramm 11.6: Ermittlung der triaxialen Sekantensteifigkeit E_{50} - Versuchsreihe II⁺

Zur Bestimmung der effektiven Scherparameter wurde wiederum zwischen der maximalen Festigkeit (Peakfestigkeit) und der Restfestigkeit (definiert bei $\varepsilon_1 = 10\%$) bei fortlaufender (d.h. monotoner) Verformung unterschieden. Die Scherfestigkeitsanalyse überkonsolidierter steifer Tone unterscheidet zwischen dem Verhalten unter niedrigen bis moderaten Spannungsniveaus und dem Materialverhalten unter höheren Spannungen. Das Spannungs-Verformungsverhalten der Triaxialversuche mit einem effektivem Seitendruck σ'_3 = 400 kPa in Diagramm 11.3 offenbart einen wesentlichen Unterschied zu den Versuchen mit geringeren Spannungen σ'_3 = 0 bis 200 kPa: die dominante Rolle der Kohäsionsentfestigung d.h. der abrupte Abbau der inneren Bindungen geht verloren und anstelle dessen tritt eine allmählicher verlaufende Entfestigung der Reibung (die vorliegenden Versuche mit effektivem Seitendruck $\sigma'_3 = 400$ kPa, die eine noch gering kohäsionsentfestigende Tendenz aufweisen, scheinen am Übergangsbereich zu diesem andersartigen Verhalten unter höheren Spannungsniveaus zu liegen) (u.a. Burland et al. 1996, Georgiannou et al. 2001).

Im vorliegenden Kapitel wird aus diesen Gründen die Scherfestigkeit im Spannungsbereich $\sigma'_3 = 0$ bis 200 kPa ermittelt. Die Scherfestigkeit, die das vorliegende Material in Versuchsreihe II⁺ zeigt, kann in einem Diagramm mit den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$ dargestellt werden. Diagramm 11.5 illustriert die Peakfestigkeit des Materials durch eine Bruchgerade ermittelt mittels linearer Regression; diese ist charakterisiert durch den (Peak-) Reibungswinkel $\varphi' = 32^{\circ}$ und die Kohäsion c' = 44 kPa. Infolge der Entfestigung des Materials ist nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 10$ % eine reduzierte Festigkeit zu beobachten, die im weiteren als Restfestigkeit bezeichnet wird. Die Versuchsergebnisse zeigen auf, dass sowohl das Spannungsverhältnis als auch die Volumenänderung einem konstantem Wert entgegensteuern. Somit kann der hier verwendete Ausdruck "Restfestigkeit" als Festigkeit in einem kritischen Zustand (critical state) bezeichnet werden. Unter drainierten Bedingungen wird dieser Zustand oftmals auch als volumenkonstanter Bereich (constant volume) definiert. Zu betonen gilt in diesem Zusammenhang (wie bereits in Kapitel 5 erwähnt) der in kohäsiven Materialien zu beobachtende Unterschied zwischen der Restfestigkeit im kritischen Zustand (critical state) und der Endfestigkeit des Materials nach sehr großen Verformungen (ultimate strength bzw. residual strength) (u.a. Skempton 1970, Atkinson 2000). Unter Voraussetzung der in triaxialen Kompressionsversuchen auftretenden, relativ kleinen Verformungen entwickelt sich eine Restfestigkeit, die einen Kohäsionsanteil ungleich null aufweist, d.h. die inneren Bindungen des Materials werden nicht zur Gänze abgebaut. Über ähnliche Beobachtungen wird u.a. in der angelsächsischen Literatur berichtet, wobei dort die unter triaxialen Bedingungen auftretende Restfestigkeit oftmals als sog. post-rupture strength bezeichnet wird und zwischen der Peakfestigkeit (intact strength) und der Endfestigkeit nach sehr großen Deformationen liegt (u.a. Burland, 1990 und Burland et al., 1996).

Die so definierte Restfestigkeit des Beaucaire Mergels lässt sich durch einen effektiven Reibungswinkel $\varphi'_{Rest} = 30^{\circ}$ und einer effektiven Kohäsion $c'_{Rest} = 17$ kPa beschreiben. Im Zuge der Entfestigung nimmt die Kohäsion um 62 % ab, während sich der Reibungswinkel lediglich um 6% reduziert (siehe auch Tabelle 11.3); dies wird v.a. auch durch Diagramm 11.5 deutlich: die Entfestigung des Materials ist primär gekennzeichnet durch eine Parallelverschiebung der Festigkeitseinhüllenden, d.h. durch den Abbau der Kohäsion. Die Rotation der Festigkeitseinhüllenden durch Reibungsentfestigung spielt eine untergeordnete Rolle.

Festigkeitsparameter	Peakfestigkeit	Restfestigkeit
Reibungswinkel φ'	32 °	30 °
Kohäsion c'	44 kPa	17 kPa

Tabelle 11.3: Ermittelte Festigkeitsparameter der Versuchsreihe II⁺

Zur Auswertung der Steifigkeit der vorliegenden Versuchsreihe II⁺ findet, wie bereits in Kapitel 5.1 definiert, die Sekantensteifigkeit E_{50} - eine Steifigkeit, die mit der Mobilisierung der maximalen Scherfestigkeit von 50 % korrespondiert, Verwendung. Die Steifigkeit E_{50} der einzelnen Versuche wurde in Tabelle 11.4 gemittelt in Diagramm 11.6 über die entsprechenden Spannungen aufgetragen.

Tabelle 11.4: Zusammenstellung der ermittelten E_{50} – Moduli – Versuchsreihe II⁺

0 kPa	50 kPa	100 kPa	200 kPa
6000	14900	34000	44200
4000	18900	24000	39100
-	-	-	40000
5000	16900	29000	41100

Eine Auswertung der Ergebnisse in Diagramm 5.8 ergibt für die empirische Beziehung:

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{\sigma'_3 + a}{\sigma^{ref} + a} \right)^m \qquad (a = 41 \text{ kPa} \quad m = 1). \tag{11.1}$$

Die Sekantensteifigkeit E_{50} nimmt also linear mit dem effektiven Seitendruck σ'_3 zu (Achsabstand a = 41 kPa und Exponent m = 1).

Die infolge der triaxialen Kompression erzielte Reduzierung der Festigkeit kann durch das Entfestigungsverhältnis R (laut Glg. 5.1) illustriert werden, welches ein Maß für die Postpeak-Festigkeitsreduzierung darstellt. Entsprechend Diagramm 11.7 ergibt sich ein Entfestigungsverhältnis R zwischen 0,32 bzw. 0,94 abhängig vom gewählten Spannungsniveau (dabei wird die Restfestigkeit bei einer axialen Probenverformung von 10 % verwendet).

Die Neigung der Scherbänder in Versuchsreihe II^+ konnte einerseits direkt an der ausgebauten Probe festgestellt werden, andererseits wurde die in Kap. 5.3 beschriebene Methode verwendet, um die Scherbandneigung nach Beendigung des Versuchs direkt an der Probenmembran zu analysieren. Diagramm 11.8 gibt die Daten dieser Messungen mit der Neigung des Scherbands zur Horizontalen über dem entsprechenden Seitendruck wieder; die Neigungen lagen grundsätzlich zwischen 50 und 70° zur Horizontalen.



Diagramm 11.7: Entfestigungsverhältnis *R* als Funktion des effektiven Seitendrucks σ'_3 der triaxialen Versuchsergebnisse - Versuchsreihe II⁺



Diagramm 11.8: Scherbandneigung (zur Horizontalen) als Funktion des effektiven Seitendrucks σ'_3 - Versuchsreihe II⁺

IGS___

11.2 Bewertung der Sedimentationsanisotropie

Sedimentierte Tonböden erfahren durch die Ab- und Überlagerung eine quasieindimensionale Konsolidierung, wodurch sich die Tonplättchen bereits orientieren. Auf dem Makro-Level besitzt der Boden daher die Eigenschaften einer sog. Sedimentationsbzw. Schichtanisotropie. (*cross anisotropy* lt. Saada et al., 1976). Die Achse der Konsolidierungsrichtung ist in weiterer Folge die Achse mit Rotationssymmetrie; im Labor ist neben dieser vertikalen Belastungsrichtung auch eine horizontale Belastungsrichtung von Interesse (u.a. Saada 1970, Cairncross et al., 1977).

Beaucaire Mergel gehört zur Gruppe der Sedimente, ist historisch stark überkonsolidiert und weist einen Tonanteil von ca. 25 % auf; der Einfluss einer etwaigen Schichtanisotropie war nicht auszuschließen und wurde daher ausgetestet. In Versuchsreihe I und II sind die Probenkörper so eingebaut worden, dass analog Bild 4.1 in Kapitel 4 die größere Hauptspannung σ_I während der triaxialen Kompressionsphase senkrecht zur ursprünglichen GOK aufgebracht wurde. Demgegenüber wurde bei Versuchsreihe III die Triaxialprobe um 90° gedreht, sodass die größere Hauptspannung σ_I parallel zur GOK entstand. Somit konnten mit diesen 9 zusätzlichen Versuchen in Versuchsreihe III Einflüsse der Schichtanisotropie untersucht werden.

Versuchsreihe III beinhaltet 9 drainierte Versuche bei insgesamt 4 verschiedenen effektiven Seitendrücken. Eine ausführliche Dokumentation findet sich in Kapitel 7. Diagramm 11.9 fasst die Versuche als Arbeitslinien - dargestellt mittels Deviatorspannungen $\sigma_I - \sigma_3$ über der Axialverformung ε_I - zusammen. Aus dieser Zusammenstellung ist zunächst eine geringe Streuung der Resultate, die sowohl die Festigkeit als auch die Steifigkeit mit einbezieht, festzustellen.

Tabelle 11.5 beinhaltet die Ausgangsporenzahlen e_0 und Einbauwassergehalte w_0 aller Proben der Versuchsreihe III. Die gute Übereinstimmung der vorliegenden Versuche lässt sich bereits auf die Tatsache zurückführen, dass diese Kennwerte eine geringere Varianz aufweisen (w_0 im Bereich zwischen 21,9 und 22,1 % und e_0 zwischen 0,61 und 0,63). Tabelle 11.5 lässt außerdem erkennen, dass auch in dieser Versuchsreihe alle Versuche aus demselben Block (Versuchsblock VI) stammen.

In Versuchsreihe III wurde darüber hinaus auf Grundlage der Erfahrungen aus Versuchsreihe I (Anfahrproblem und daraus resultierende "S-Form" in der verfestigenden Arbeitslinie vor Erreichen des Peaks wegen nicht vollständig plan bearbeiteter Probenendflächen) auf ein äußerst sorgfältiges Anliegen der Probenendplatten geachtet. Die vergleichsweise gute Übereinstimmung der Steifigkeit ist vermutlich hauptsächlich auf diese Maßnahme zurückzuführen.





Diagramm 11.9: Arbeitslinie der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Versuchsreihe III

Tabelle 11.5:Ausgangsporenzahl e_0 und Einbauwassergehalt w_0
der triaxialen Kompressionsversuche (CD) - Versuchsreihe III

Code	e_0	W_0	Block
BMTR7.1.VI.50	0,622	22,4	VI
BMTR7.2.VI.50	0,615	22,5	VI
BMTR7.3.VI.50	0,624	23,1	VI
BMTR6.1.VI.100	0,632	22,7	VI
BMTR6.2.VI.100	0,607	22,0	VI
BMTR5.3.VI.200	0,628	23,1	VI
BMTR6.3.VI.200	0,611	21,9	VI
BMTR5.1.VI.400	0,612	22,3	VI
BMTR5.2.VI.400	0,608	22,3	VI
· · ·			·
Mittelwert	0,618	22,5	
Standardabweichung	0.009	0.43	

IGS___

Diagramm 11.10 illustriert einen Vergleich repräsentativer Versuche aus Versuchsreihe II⁺ (größere Hauptspannung σ_I während der triaxialen Kompressionsphase senkrecht zur ursprünglichen GOK) mit entsprechenden Tests aus Versuchsreihe III (größere Hauptspannung σ_I während der triaxialen Kompressionsphase parallel zur ursprünglichen GOK).

Während das Spannungs- Verformungsverhalten der Versuchsreihe II⁺ zunächst ausgeprägt linear ist und eine Krümmung der Arbeitslinien lediglich kurz vor dem Peak feststellbar ist, erscheint Versuchsreihe III ausgeprägt verfestigend. Dadurch ergibt sich ein weiterer wesentlicher Unterschied der beiden Versuchsreihen: die Maxima der Festigkeiten treten in Versuchsreihe II⁺ bei einer durchschnittlichen axialen Verformung von $\varepsilon_I = 1.8$ % bis 2,7 % auf, indes die Tests der Versuchsreihe III den Peak erst nach viel größeren Axialverzerrungen erreichen ($\varepsilon_I = 5.6$ % bei $\sigma'_3 = 50$ kPa bis $\varepsilon_I = 15$ % bei $\sigma'_3 = 400$ kPa).

Die Scherfestigkeit, die das vorliegende Material in Versuchsreihe III zeigt, kann in einem Diagramm mit den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$ dargestellt werden. Diagramm 11.11 illustriert die Peakfestigkeit des Materials durch eine Bruchgerade ermittelt mittels linearer Regression; diese ist charakterisiert durch den (Peak-) Reibungswinkel $\varphi' = 27^{\circ}$ und die Kohäsion c' = 44 kPa. Infolge der Entfestigung des Materials ist erst nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 20$ % eine reduzierte Festigkeit zu beobachten. Während nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 10$ % eine nur unwesentliche Entfestigung erkennbar ist (siehe Tabelle 11.6), lässt sich nach $\varepsilon_l = 20$ % die Restfestigkeit durch einen effektiven Reibungswinkel $\varphi'_{Rest} = 31^{\circ}$ und einer effektiven Kohäsion $c'_{Rest} =$ 12 kPa beschreiben. Im Zuge der Entfestigung nimmt die Kohäsion um 73 % ab, derweil der Reibungswinkel erhöht; eine Erklärung hierfür könnte durch die sich Gegenüberstellung der Festigkeitsgeraden mit den Werten der Versuchsreihe II⁺ in Diagramm 11.11 gelingen. Die illustrierten Bruchlinien sind Ergebnis einer linearen Regression der Datenpunkte, die in den Diagrammen 11.6 (VR II⁺) und 7.5 (VR III) ersichtlich sind. Die Gegenüberstellung der Bruchgeraden zeigt für den Peak, dass sich die maximalen Festigkeiten zwischen VR II⁺ und VR III nur im Reibungswinkel unterscheiden. Die Restfestigkeit der Versuchsreihe III bleibt nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 10 \%$ fast unverändert – erst nach erheblichen Verformungen von $\varepsilon_l = 20$ % nähert sich die resultierende Restfestigkeit den Werten der Versuchsreihe II⁺ an. Gründe für das wesentlich duktilere Verhalten der Versuchsreihe III einerseits und die Unterschiede in der Peakfestigkeit andererseits liegen höchstwahrscheinlich in einer Kombination aus inhärenter Anisotropie (Schichtanisotropie durch Orientierung der Tonpartikel während Sedimentation und Konsolidation) als auch aus spannungsinduzierter Anisotropie (Belastungsrichtung während Vorkonsolidation).

	φ´	φ'_{Rest}	Abnahme φ'	c'	c' _{Rest}	Abnahme c'
	[°]	[°]	[%]	[kPa]	[kPa]	[%]
Triax CD VR II ⁺ ($\varepsilon_l = 10$ %)	32	30	6	44	17	62
Triax CD VR III ($\varepsilon_l = 10\%$)	27	27	-	44	43	2
Triax CD VR III ($\varepsilon_l = 20 \%$)	27	31	-	44	12	73

Tabelle 11.6: Vergleich der Festigkeitsparameter – Versuchsreihe II⁺ und III



Diagramm 11.10: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CD) Gegenüberstellung Versuchsreihe II⁺ und Versuchsreihe III



Diagramm 11.11: Vergleich der Festigkeitsparameter aus triaxialen Versuchsergebnissen Versuchsreihe III mit Versuchsreihe II⁺

Die Arbeitslinien der Versuchsreihe III lassen sich im Verfestigungsbereich durch einen monotonen und relativ stetigen Spannungsanstieg beschreiben. Jedoch ist in dieser Testreihe ein nachfolgender Entfestigungsbereich nur im unteren Spannungsbereich von σ'_{3} = 50 und 100 kPa auszumachen, indes die Arbeitslinien bei höheren Spannungsniveaus Postpeak-Spannungsabfall deutlichen erkennen lassen. Wird keinen das Entfestigungsverhältnis laut Glg. 5.1 verwendet, um ein Maß für die Postpeak-Festigkeitsreduzierung zu erhalten, ergibt sich entsprechend Diagramm 11.12 ein Verhältnis R zwischen 0,63 und 1,0 abhängig vom gewählten Spannungsniveau (dabei wird für VR III die Restfestigkeit bei einer axialen Probenverformung von 20 % verwendet). Gegenübergestellt ist dieses Entfestigungsverhältnis aus Versuchsreihe III dem Verhältenis aus Versuchsreihe II⁺, wobei letztere Ergebnisse bereits nach einer Axialverformung von 10 % deutlich unter den Ergebnissen der Versuchsreihe III liegen.

Eine vergleichende Analyse bezüglich der Steifigkeit der repräsentativen Arbeitslinien der Versuchsreihen III und II⁺ in Diagramm 11.10 zeigt zunächst auf, dass die Unterschiede moderat ausfallen. Durch die stark verfestigende Tendenz der Versuchsreihe III weichen die Steifigkeiten erst bei größeren Spannungsniveaus voneinander ab. Verdeutlicht wird dies auch durch Gegenüberstellung der gemittelten E_{50} – Moduli der Versuchsreihen III und II⁺ in Tabelle 11.7. Die Auswertung der Steifigkeit für Versuchsreihe III erfolgt, analog zu den vorhergehenden Kapitel, durch Ermittlung der Sekantensteifigkeit E_{50} . Die Steifigkeit E_{50} der einzelnen Versuche wurde in Diagramm 11.13 über die entsprechenden Spannungen aufgetragen und den Werten der Versuchsreihe II⁺ gegenübergestellt.

Beobachtungen von Cairncross et al. (1977) bestätigen geringere Steifigkeit bei triaxialer Axialbelastung senkrecht zur ursprünglichen Konsolidierungsrichtung; für Kaolin, Fulford und Haney Clay wurden im Vergleich zu triaxialer Axialbelastung parallel zur ursprünglichen Konsolidierungsrichtung deutlich geringere Steifigkeiten beobachtet. Auch Simpson et al. (1979) bestätigen dies bei Betrachtung von steifen, überkonsolidierten Tonen im Generellen. Letztere Autoren weisen explizit daraufhin, dass das Maß der Anisotropie nicht alleine von der Charakteristik des betrachteten Tons, sondern vor allem auch von der jeweiligen Spannungsgeschichte abhängt.

	50 kPa	100 kPa	200 kPa
E_{50} (VR III)	14000 kPa	30500 kPa	35700 kPa
E_{50} (VR II ⁺)	16900 kPa	29000 kPa	41100 kPa

Tabelle 11.7:	Vergleich der gemittelten E ₅₀	– Moduli der	Versuchsreihe III und II ⁺
---------------	---	--------------	---------------------------------------



Diagramm 11.12: Entfestigungsverhältnis R als Funktion des effektiven Seitendrucks σ'_3 der triaxialen Versuchsergebnisse Versuchsreihe III und II⁺



 σ'_3 [kPa] Diagramm 11.13: Vergleich der Steifigkeitsparameter aus Versuchsreihe III und II⁺

IGS____

11.3 Drainierte Triaxialversuche versus undrainierte

Die unter undrainierten Bedingungen durchgeführte Versuchsreihe IV beinhaltet 9 Versuche bei insgesamt 4 verschiedenen effektiven Seitendrücken. Eine ausführliche Dokumentation findet sich in Kapitel 8. Diagramm 11.14 stellt die Versuche bei drei verschiedenen Initialseitendrücken ($\sigma'_{3,0} = 100, 200$ und 300 kPa) als Arbeitslinien mit der Deviatorspannung $\sigma'_{1}-\sigma'_{3}$ über der Axialverformung ε_{1} dar (zur besseren Auflösung der Versuchsresultate sind die Arbeitslinien nur bis zu einer Axialverformung von $\varepsilon_{1} = 3$ % illustriert). Auf die Darstellung der Ergebnisse bei $\sigma'_{3,0} = 50$ kPa wurde in diesem zusammenfassenden Diagramm 11.14 zwecks besserer Übersicht verzichtet.

Aus der Zusammenstellung ist zunächst eine für undrainierte Versuchsbedingungen geringe Streuung, die sowohl die Festigkeit als auch die Steifigkeit betrifft, festzustellen. Tabelle 11.8 beinhaltet die Ausgangsporenzahlen e_0 und Einbauwassergehalte w_0 aller Probenkörper der Versuchsreihe IV. Diese Tabelle lässt außerdem erkennen, dass 7 der 9 Versuche aus demselben Versuchsblock (Block XIII) stammen, lediglich für die beiden Versuche mit einem Initialseitendrücken von $\sigma'_{3,0} = 300$ kPa musste ein neuer Testblock (Block XI) verwendet werden. Die Dichten und Einbauwassergehalte liegen insbesondere für die Versuche aus Versuchsblock XIII, innerhalb einer engen Bandbreite, wodurch deren Einfluss auf das resultierende Spannungs- Verformungsverhalten gering bleibt.

Während der Scherphase wurden in Versuchsreihe IV bis zu drei hintereinander angeordnete Ent-Wiederbelastungen durchgeführt, die in Diagramm 11.14 ersichtlich sind. Auf eine vollständige Entlastung wurde wegen möglicher Einflüsse auf das daran anschließende Materialverhalten verzichtet. Somit erfolgte nach einer Verringerung der Axialverformungen eine erneute Belastung durch kontinuierliche Steigerung der Axialverformung. (Die Vorschubgeschwindigkeit betrug während der Ent- und Wiederbelastungsschleifen äquivalent zum Erstbelastungsvorgang v = 0,006 mm/min).

Code	e_0	w_0 [%]	Block
BMTRCU1.1.XIII.50	0,620	22,7	XIII
BMTRCU3.3.XIII.50	0,582	22,2	XIII
BMTRCU1.2.XIII.100	0,623	22,5	XIII
BMTRCU2.2.XIII.100	0,634	23,4	XIII
BMTRCU3.1.XIII.100	0,600	22,3	XIII
BMTRCU2.3.XIII.200	0,603	22,0	XIII
BMTRCU3.2.XIII.200	0,585	21,7	XIII
BMTRCU4.1.XI.300	0,655	25,5	XI
BMTRCU4.3.XI.300	0,643	25,5	XI
· · · ·			
Mittelwert	0.616	22.7	

Tabelle 11.8: Ausgangsporenzahl e_0 und Einbauwassergehalt w_0 der triaxialen Kompressionsversuche (CU) - Versuchsreihe IV

Standardabweichung

0,7

0,025



Diagramm 11.14: Arbeitslinien der triaxialen Kompressionsversuche (CU) Versuchsreihe IV



Diagramm 11.15: Porenwasserdruckverlauf der triaxialen Kompressionsversuche (CU) Versuchsreihe IV

Eine volumenkonstante Verformung ($\varepsilon_v = 0$) unter global undrainierten Bedingungen entstand, indem die Entwässerung des wassergesättigten Bodens unterbunden wurde. Die vorhandenen Porenwasserdruckgeber zeichneten die Porenwasserüberdrücke bzw. Porenwasserunterdrücke auf. Die Beschreibung kontraktanten bzw. dilatanten Verhaltens inklusive Ermittlung eines Dilatanzwinkels ψ ist in diesem Zusammenhang hinfällig. Jedoch gibt die Porenwasserdruckentwicklung in Diagramm 11.15 Aufschluss über das Materialverhalten: zunächst entwickeln sich in der Probe Porenwasserüberdrücke, da das Volumenverringerung vorhandene Korngerüst anfangs zu tendiert. Das Porenwasserdruckmaximum stellt sich vor dem Erreichen des maximalen Spannungsverhältnisses ein. Nachfolgend baut sich der Porenwasserdruck ab und nach weiterer Axialdehnung entstehen im jeweiligen Probenkörper Porenwasserunterdrücke (das Korngerüst neigt also bei fortgesetzter Verformung zu Volumenvergrößerung); unter fortgesetzter Axialverformung steuern diese Porenwasserunterdrücke einem konstanten Wert entgegen, erreichen also ebenfalls einen sog. kritischen Zustand. Somit ist der Verlauf der Porenwasserdrücke unter undrainierten Randbedingungen qualitativ ähnlich der Entwicklung der Probenvolumina in drainierten Versuchen. Dies wird bei Vergleich der Diagramme 11.4 und 11.15 offensichtlich, jedoch muss bei dieser Gegenüberstellung beachtet werden, dass der Porenwasserdruck u per Konvention positiv für Kompression definiert ist, währenddessen die Volumenänderung ε_{ν} für Volumenabnahme positiv angenommen wird!

Ein direkter Vergleich drainierter und undrainierter Triaxialversuchsergebnisse wird für die Spannungsniveaus σ'_3 bzw. σ'_{30} = 100 und 200 kPa zum einen für das Spannungsverformungsverhalten (Diagrammen 11.16) und zum anderen für die Spannungspfade (Diagrammen 11.17) dargestellt. Bei Betrachtung der Steifigkeit in Diagramm 11.17 illustrieren die drainierten bzw. undrainierten Arbeitslinien (Deviatorspannung $\sigma_1 - \sigma_3$ über der Axialverformung ε_1) zunächst ein vergleichbares Während jedoch die drainierten Versuche immer eine eindeutige Verhalten. Festigkeitsbegrenzung und einen Postpeakspannungsabfall auf einen konstanten, kritischen Zustand aufweisen, ist dies bei den undrainierten Versuchen nicht der Fall. Wie bereits in Kapitel 8.2.1 eingehend diskutiert, weist die Deviatorspannung undrainierter Versuche unterschiedliches Verhalten auf: möglich ist ein unbeschränkter Anstieg der Arbeitslinie oder aber auch das Entstehen eines Peaks mit nachfolgendem Abfallen der Arbeitslinien.

Die Spannungspfade in Diagramm 11.17, dargestellt in den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$, illustrieren zunächst einen nur geringen Unterschied zwischen den sich selbst einstellenden undrainierten Versuchspfaden und den vorgegebenen drainierten Pfaden. Die undrainierten Spannungspfade kennzeichnen den typischen Verlauf eines überkonsolidierten bindigen Bodens. Die geringe Abweichungen der CD und CU Versuche gestatten eine weitergehende Gegenüberstellung der Festigkeiten und Steifigkeiten der Versuchsreihen IV und II⁺.



Diagramm 11.16: Arbeitslinien drainierter und undrainierter Triaxialversuche bei einem effektivem Seitendruck von σ'_3 bzw. $\sigma'_{3,0} = 100$ und 200 kPa



Diagramm 11.17: : Spannungspfade drainierter und undrainierter Triaxialversuche bei einem effektivem Seitendruck von σ'_3 bzw. $\sigma'_{3,0} = 100$ und 200 kPa

	φ΄ [°]	φ'_{Rest} [°]	Abnahme φ'	c′ [kPa]	c' _{Rest} [kPa]	Abnahme c'
Triax CD VR II ⁺	32	30	6	44	17	61
Triax CU VR IV	30	29	3	46	17	63

Tabelle 11.9: Vergleich der Festigkeitsparameter – Triax CD und CU

Unter der Voraussetzung der relativ ähnlichen Spannungspfade bei Betrachtung der drainierten und undrainierten Spannungspfade (Diagramm 11.17) ist eine Interpretation der Festigkeits- und Steifigkeitsparameter der CD und CU Versuchsdaten legitim. Die Scherfestigkeit, die das vorliegende Material in Versuchsreihe II⁺ (CD-Bedingungen) und Versuchsreihe IV (CU-Bedingungen) zeigt, wird in Diagramm 11.18 mit den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$ dargestellt. Die illustrierten Bruchlinien sind Ergebnis einer linearen Regression der Datenpunkte, die in den Diagrammen 11.6 (CD-VR II⁺) und 8.17 (CU-VR IV) ersichtlich sind. Qualitativ zeigt sich bei Begutachtung der Bruchlinien eine sehr gute Übereinstimmung der Festigkeiten sowohl für die Peakwerte als auch für die Restwerte nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 10$ %. Die absoluten Zahlenwerte der ermittelten Festigkeiten sind in Tabelle 11.9 gegenübergestellt. Aus dieser Tabelle lassen sich geringe Unterschiede herauslesen. Während die Reibung im Zuge der Entfestigung unter drainierten Bedingungen um 6 % von $\varphi' = 32^{\circ}$ auf $\varphi'_{Rest} = 30^{\circ}$ abnimmt, reduziert sich der Reibungswinkel im undrainierten Fall lediglich um 3 % von $\varphi' = 30^{\circ}$ auf $\varphi'_{Rest} = 29^{\circ}$. Unter CD-Bedingungen nimmt die Kohäsion um 61 % von c' = 44 kPa auf einen Restwert von $c'_{Rest} = 17$ kPa ab. Die Kohäsionsentfestigung unter CU-Bedingungen weist hingegen einen geringfügig höheren Abfall in der Größenordnung von 63 % auf (von c' = 46 kPa auf einen Restwert von $c'_{Rest} = 17$ kPa).

Eine vergleichende Analyse bezüglich der Steifigkeit der Versuchsreihen IV und II⁺ in Diagramm 11.19 zeigt zunächst den bekannten und theoretisch begründbaren Unterschied zwischen drainierten und undrainierten Bedingungen auf. Die Auswertung der Steifigkeit erfolgte, analog zu den vorhergehenden Kapiteln, durch Ermittlung der Sekantensteifigkeit E_{50} . Die Steifigkeit E_{50} der einzelnen Versuche wurde in Diagramm 11.19 über die entsprechenden Spannungen aufgetragen und den Werten der Versuchsreihe II⁺ gegenübergestellt. Die Sekantensteifigkeit, die mit der Mobilisierung der maximalen Scherfestigkeit von 50 % korrespondiert, liegt für die drainiert durchgeführte Versuchsreihe II⁺ generell unterhalb der undrainierten Versuchsreihe (VRIV). Verdeutlicht wird dies auch durch Gegenüberstellung der gemittelten E_{50} – Moduli der Versuchsreihe IV und II⁺ in Tabelle 11.10.

Tabelle 11.10: Vergleich der gemittelten E_{50} – Moduli der Versuchsreihe IV und II⁺

	50 kPa	100 kPa	200 kPa	300 kPa
<i>E</i> ₅₀ (VR IV)	23700 kPa	35300 kPa	47400 kPa	71300 kPa
E_{50} (VR II ⁺)	16900 kPa	29000 kPa	41100 kPa	-



Diagramm 11.18: Vergleich der Festigkeitsparameter aus triaxialen Versuchsergebnissen CD-Triax (Versuchsreihe II⁺) mit CU-Triax (Versuchsreihe IV)



 σ'_3 [kPa]

Diagramm 11.19: Vergleich der Steifigkeitsparameter aus triaxialen Versuchsergebnissen CD-Triax (Versuchsreihe II⁺) mit CU-Triax (Versuchsreihe IV)

11.4 Oedometermodul versus Triaxialmodul

Die Ergebnisse der Oedometersteifigkeit (Kapitel 3) können mit den Ergebnissen der triaxialen Sekantensteifigkeit verglichen werden - jedoch sei betont, dass eine solche Beziehung auf rein empirischen Korrelationen beruht.

Für diesen Vergleich muss berücksichtigt werden, dass den beiden Moduli (Steifemodul aus Oedometerversuch und triaxialer Sekantenmodul) eine unterschiedliche Normierung der Referenzspannung zu Grunde liegt. Während der Steifemodul E_s für eine Vertikalspannung $\sigma_I = \sigma^{ref}$ ausgewertet wird, erfolgt beim Triaxialmodul E_{50} eine Normierung auf Basis der Horizontalspannung $\sigma_3 = \sigma^{ref}$.

$$E_s = E_s^{ref} \left(\frac{\sigma_1' + a}{\sigma^{ref} + a} \right)^m \qquad \text{bzw.} \qquad E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{\sigma_3' + a}{\sigma^{ref} + a} \right)^m \tag{11.2}$$

Verwendung finden die triaxialen E_{50} - Moduli aus Tabelle 5.9 (Versuchsreihe I) bzw. aus Tabelle 6.6 (Versuchsreihe II), die mit den Daten aus den Oedometerversuchen (siehe Kapitel 3) verglichen werden. Die Ermittlung der E_s - Moduli (siehe Tabelle 3.2) zeigte, dass im unteren Spannungsbereich $\sigma_1 < 400$ kPa der zusätzliche Oedometerversuch (*BMÖ.Zusatz*) - verglichen mit den drei weiteren Versuchen (*BMÖ1.2.XII, BMÖ1.3.XII und BMÖ1.6.XII*) - auf eine höhere Steifigkeit E_s hinweist. Als die für den betrachteten Boden reelle Referenzsteifigkeit ($\sigma^{ref} = 100$ kPa) wird ein Wert von ca. 20000 kPa angenommen.

Die Relation E_{50} / E_s ist in Diagramm 11.20 dargestellt; das Verhältnis drainierte triaxiale Erstbelastungssteifigkeit zu Steifemodul liegt in einem Bereich zwischen 1,5 und 3, wobei bei Betrachtung des zusätzlichen Versuchs (*BMÖ.Zusatz*) eine Verhältniszahl 2 resultiert. Werden jedoch die relativ schwierigen Einbauverhältnisse zur Herstellung der Oedometerproben mitberücksichtigt (Bearbeitung der Probe auf die Abmessungen H/D = 1), ist zu vermuten, dass die ödometrischen Randbedingungen ($\varepsilon_x = 0$, d.h. keine Verformung in Horizontalrichtung) nicht völlig erfüllt sein könnten und in weiterer Folge würde der resultierende Steifemodul zu geringe Werte liefern. Daher ist unter Mitberücksichtigung dieses Einbau- und Kontaktproblems steifer Tone unter ödometrischen Bedingungen die obengenannte Verhältniszahl E_{50} / E_s kritisch zu bewerten - ein realistischer Wert liegt vermutlich im Bereich $E_{50} / E_s = 1,5$ bis 2.



Diagramm 11.20: Vergleich der drainierten triaxialen Erstbelastungssteifigkeit E_{50} mit der entsprechenden Oedometersteifigkeit E_s

11.5 Biaxial versus Triaxial

Wie bereits in der Einleitung des vorliegenden Berichtes erwähnt, wurden die Versuche unter ebenem Verformungszustand in Kooperation mit dem Laboratoire 3S in Grenoble durchgeführt. Insgesamt wurden 18 biaxiale Kompressionsversuche an ungestörten Beaucaire Mergel Proben ausgeführt. Einen Überblick über das gesamte Arbeitsprogramm vermittelt Kapitel 10. Eine ausführliche Dokumentation der Biaxversuche findet sich in einem gesonderten Bericht (Charrier et al., 2001).

Es ist naheliegend, die unter denselben Randbedingungen durchgeführten Triaxial – und Biaxialversuche miteinander zu vergleichen, jedoch muss dabei betont sein, dass diese Interpretation unter der Prämisse unterschiedlicher Spannungspfade in der Deviatorebene zu verstehen ist d.h. die effektiven Spannungen σ'_2 verlaufen ungleich (Triax: $\sigma'_2 = \sigma'_3 = \text{const.}$ und Biax: $\sigma'_2 > \sigma'_3$).

Diagramm 11.22 illustriert einen Vergleich repräsentativer Versuche aus der drainierten triaxialen Versuchsreihe II⁺ mit entsprechenden Tests aus der drainierten biaxialen Versuchsreihe (siehe Kapitel 10) für ein gewähltes Spannungsniveaus ($\sigma'_3 = 100$ kPa). Aus Diagramm 11.22 ist unmittelbar ersichtlich, dass die Anfangssteifigkeit unter triaxialen und biaxialen Bedingungen sehr gut zusammenpasst. Der weitere Verlauf des Spannungs-Verformungsverhaltens stellt jedoch das relativ spröde Verhalten der Versuche unter ebener Verformung mit einer quasi konstanten Steifigkeit bis zum abrupten Peak dem vergleichsweise duktilen Verhalten der Triaxialversuche gegenüber. Die triaxialen Ergebnisse sind gekennzeichnet durch eine Verfestigung der Arbeitslinien und einem allmählichen Erreichen des Peaks. Analog unterschiedlich präsentiert sich auch das Postpeakverhalten; indes die triaxialen Arbeitslinien eine sukzessive und stetige Entfestigung aufweisen, entfestigen die Biaxialversuche abrupt und unstetig. Einem nach geringen zusätzlichen Axialverzerrungen erreichten Spannungsminimum folgt ein Wiederanstieg der Festigkeit, die It. Charrier et al. (2001) als Membranreaktion nach fortgesetzter Verformung zu verstehen ist.

Ein Vergleich der Scherfestigkeit ermöglicht Diagramm 11.23 mit den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$. Dieses Diagramm illustriert zum einen die in Versuchsreihe II⁺ ermittelte Peakfestigkeit des Materials unter drainierten Triaxialbedingungen. Die durch lineare Regression ermittelte Bruchgerade charakterisiert einen (Peak-) Reibungswinkel $\phi' = 32^{\circ}$ und eine Kohäsion c' = 44 kPa. Infolge der Entfestigung des Materials ist nach einer Axialverformung von $\varepsilon_1 = 10$ % eine reduzierte Festigkeit zu beobachten ($\phi'_{Rest} = 30^{\circ}$ und $c'_{Rest} = 17$ kPa). Ebenfalls mittels linearer Regression entsteht die Bruchgerade unter biaxialen Bedingungen. Die Peakfestigkeit bei ebener Verformung liegt deutlich höher und kann durch einen (Peak-) Reibungswinkel $\phi' = 30^{\circ}$ und einer Kohäsion c' = 89 kPa beschrieben werden. Die Restfestigkeit unter biaxialen Bedingungen nach geringen zusätzlichen Axialverformungen (verwendet wird das auftretende Minimum der Deviatorspannungen) lässt eine reduzierte Festigkeit (ϕ'_{Rest} $= 30^{\circ}$ und $c'_{Rest} = 43$ kPa) entstehen. Die Werte der Festigkeiten sind in Tabelle 11.11 zusammengefasst.



	φ΄ [°]	$arphi_{Rest}^{\prime}$ [°]	Abnahme <i>\varphi'</i> [%]	с′ [kPa]	c' _{Rest} [kPa]	Abnahme <i>c′</i> [%]
Triax CD (VR II ⁺)	32	30	6	44	17	61
Biax CD	30	30	0	89	43	52

Tabelle 11.11: Vergleich der Festigkeitsparameter – Triax CD und Biax CD

Die drainierte Festigkeit der Biaxialversuche liegt deutlich höher als die der Triaxialversuche. Des weiteren zeigt Tabelle 11.11, dass die Entfestigung unter biaxialen Bedingungen lediglich aus einer Reduzierung der Kohäsion besteht (Abnahme c'ca. 52 %), währenddessen die drainierten Triaxialversuche eine geringe Entfestigung aus Reibung (Abnahme φ' ca. 6 %) und einen erheblichen Anteil aus Kohäsionreduzierung (Abnahme c'ca. 61 %) aufweisen.

Eine Gegenüberstellung der undrainierten triaxialen Versuchsreihe IV mit entsprechenden Tests aus der undrainierten biaxialen Versuchsreihe (siehe Kapitel 10) für ein gewähltes Spannungsniveau ($\sigma'_{3,0} = 100$ kPa) ist in Diagramm 11.24 dargestellt. Auch dieser Vergleich Triax-Biax zeigt auf, dass die Anfangssteifigkeiten kongruent sind. Der weitere Verlauf des Spannungs- Verformungsverhaltens stellt jedoch die relativ unterschiedliche Mobilisierung der Deviatorspannungen undrainierter Versuche dar. Dieses Phänomen wurde für die Triaxialversuche in Kapitel 8.2.1 ausführlich behandelt und für ausgewählte Versuche in den Diagrammen 8.14 und 8.15 dargestellt. Erwähnenswert ist, dass der Verlauf der Spannungspfade undrainierter Versuche für das untersuchte Material oftmals einen ausgeprägten Peak und eine Restfestigkeitsentwicklung aufweist.

Einen Vergleich der undrainierten Scherfestigkeiten ermöglicht Diagramm 11.25 mit den Spannungsmaßen $(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ über $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$. Dieses Diagramm illustriert zum einen die in Versuchsreihe IV ermittelte Peakfestigkeit des Materials unter undrainierten Triaxialbedingungen. Die durch eine Festigkeitseinhüllende ermittelte Bruchgerade charakterisiert einen (Peak-) Reibungswinkel $\phi' = 30^{\circ}$ und eine Kohäsion c' = 46 kPa. Infolge der Entfestigung des Materials ist eine reduzierte Festigkeit zu beobachten $(\phi'_{Rest} = 29^{\circ}$ und $c'_{Rest} = 17$ kPa). Demgegenüber liegt die Peakfestigkeit bei ebener Verformung deutlich höher und kann durch einen Reibungswinkel $\phi' = 29^{\circ}$ und einer Kohäsion c' = 63 kPa beschrieben werden. Durch die Entfestigung unter biaxialen Bedingungen entsteht eine reduzierte Festigkeit $(\phi'_{Rest} = 29^{\circ}$ und $c'_{Rest} = 42$ kPa). Die Werte der Festigkeiten sind in Tabelle 11.12 zusammengefasst.

	φ'	φ'_{Rest}	Abnahme φ'	c'	c' _{Rest}	Abnahme c'
	[°]	[°]	[%]	[kPa]	[kPa]	[%]
Triax CU (VR IV)	30	29	3	46	17	63
Biax CU	29	29	0	63	42	33

Tabelle 11.12: Vergleich der Festigkeitsparameter – Triax CU und Biax CU



Diagramm 11.22: Arbeitslinien biaxialer und triaxialer Kompressionsversuche $\sigma_{3} = 100 \text{ kPa}$ (drainierte Randbedingungen)



Diagramm 11.23: : Peak- und Restfestigkeit der Triaxialversuche versus Biaxialversuche (drainierte Randbedingungen)



Diagramm 11.24: Arbeitslinien biaxialer und triaxialer Kompressionsversuche $\sigma'_{3,0} = 100$ kPa (undrainierte Randbedingungen)



Diagramm 11.25: : Peak- und Restfestigkeit der Triaxialversuche versus Biaxialversuche (undrainierte Randbedingungen)

<u>IGS</u>

Wie Tabelle 11.12 aufzeigt, besteht die Entfestigung unter biaxialen CU-Bedingungen lediglich aus einer Reduzierung der Kohäsion (Abnahme c' ca. 33 %), währenddessen die drainierten Triaxialversuche eine geringe Entfestigung aus Reibung (Abnahme φ' ca. 3 %) und einen erheblichen Anteil aus Kohäsionsreduzierung (Abnahme c' ca. 37 %) aufweisen.

Der Unterschied der Scherfestigkeiten zwischen triaxialen und biaxialen Randbedingungen ist, wie bereits erwähnt, einerseits auf den unterschiedlichen Spannungsverlauf in der Deviatorebene d.h. den andersartigen Verlauf der effektiven Spannungen σ'_2 (Triax: $\sigma'_2 = \sigma'_3 = \text{const.}$ und Biax: $\sigma'_2 > \sigma'_3$) zurückzuführen. Andererseits führt möglicherweise eine Haftreibung zwischen der Membran, die die Biaxialprobe umgibt, und den Glasplatten, die den ebenen Verformungszustand $\varepsilon_2 = 0$ ermöglichen, zu einer künstlich erhöhten Festigkeit.

Ein Vergleich der entstehenden Scherbandneigungen undrainierter Triaxialversuche und Biaxialversuche stellt Diagramm 11.26 dar (Neigung des Scherbands zur Horizontalen über dem entsprechenden Seitendruck). Die Lokalisierungen der biaxialen Versuchsergebnisse sind mittels der stereophotogrammetrischen Methode (Details siehe Kapitel 10) ausgewertet worden. Die daraus resultierenden Neigungen sind den in Triaxialversuchen beobachteten Neigungen gegenübergestellt. Die Neigung der triaxialen Scherbänder wurde durch Analyse der Probenmembran nach Beendigung des Versuchs festgestellt (vgl. Kap. 5.3). Die Ergebnisse in Diagramm 11.26 illustrieren eine Bandbreite der Neigungen zwischen 50 und 70° zur Horizontalen und eine relativ gute Übereinstimmung der triaxialen und biaxialen Ergebnisse.



Diagramm 11.26: Scherbandneigung (zur Horizontalen) als Funktion des initialen effektiven Seitendrucks $\sigma'_{3,0}$ - Vergleich Triax (CU) mit Biax (CU)



11.6 Vergleich aller Festigkeitsparameter

Zur Bestimmung der effektiven Scherparameter wurde zwischen der maximalen Festigkeit (Peakfestigkeit) und der Restfestigkeit bei fortlaufender (d.h. monotoner) Verformung und konstanter Spannung unterschieden. Die Restfestigkeit ist im vorliegenden Bericht zum einen für Triaxialversuche definiert als die resultierende Festigkeit nach einer Axialverformung von $\varepsilon_I = 10$ % (siehe hierzu auch Ausführungen in Kapitel 11.1) und zum anderen für Biaxialversuche als die minimale Festigkeit nach dem Peak, da in diesen Versuchen bei fortgesetzter Axialverzerrung ein Wiederanstieg der Festigkeit zu beobachten ist (siehe auch weitergehende Erläuterungen in Kapitel 11.5).

Tabelle 11.13 beinhaltet eine Zusammenstellung aller relevanten Festigkeitsparameter des vorliegenden Berichtes. Betrachtet man zunächst die resultierenden Peakreibungswinkel φ' , erkennt man eine sehr gute Übereinstimmung der verschiedenen Versuchsreihen. Alle Ergebnisse liefern einen Winkel in der Bandbreite zwischen $\varphi' = 29$ und 32° - lediglich die Triaxialversuchsreihe III liegt mit $\varphi' = 27^{\circ}$ etwas darunter. Im Vergleich zu den anderen Versuchen ist in dieser Testreihe die größere Hauptspannung σ_I während der Kompressionsphase parallel zur ursprünglichen GOK aufgebracht worden. Eine Reibungsentfestigung in der Größenordnung von maximal 6 % wird bei den Triaxialversuchen der Versuchsreihen II⁺ festgestellt. Das Minimum des entfestigten Reibungswinkels φ'_{Rest} ist in der undrainierten Triaxialversuchsreihe IV zu beobachten ($\varphi'_{Rest} = 29^{\circ}$). Somit spielt für das betrachtete Material die Reibungsentfestigung eine untergeordnete Rolle.

Für die resultierende (Peak-)Kohäsion des Beaucaire Mergels ist keine allgemeingültige Aussage aller Versuche möglich. Die drainierten Triaxialversuche liefern eine maximale Kohäsion von c' = 44 kPa, die undrainierten hingegen einen geringfügig höheren Wert von c' = 46 kPa. Die Biaxialversuche weisen einen erheblich höheren Wert der Kohäsion auf: im drainierten Fall stellt sich c' = 89 kPa ein, im undrainierten Fall c' = 63 kPa. Gründe für diese höheren Werte werden in den speziellen Randbedingungen dieses Versuchs zur Herstellung des ebenen Verformungszustandes vermutet: u.a. Einfluss der mittleren Hauptspannung (Triax: $\sigma'_2 = \sigma'_3 = \text{const.}$ und Biax: $\sigma'_2 > \sigma'_3$). Darüber hinaus könnte eine Haftreibung zwischen der Membran, die die Biaxialprobe umgibt, und den Glasplatten, die den ebenen Verformungszustand $\varepsilon_2 = 0$ ermöglichen, zu einer künstlich erhöhten Festigkeit führen. Die Auswertung der Festigkeit im Torsionsoedometer lieferte überraschend geringe Werte der Kohäsion (c' = 12 kPa). Die im Torsionsoedometer aufgebrachte Einfachscherung führt zur Rotation der Hauptspannungen, welche sich durch das anisotrope Verhalten des Materials (siehe Kap. 11.2) auf die resultierende Festigkeit auswirkt. Nebenbei sind die speziell für diesen steifen Ton schwierigen Einbauverhältnisse (Bearbeiten des Versuchskörpers auf die Probenabmessungen und Einbauen in den Oedometerring – Details siehe Kapitel 9), sowie das Anfahren der Probenendplatten an denen sich kleine Nädelchen befinden, um die nachfolgende Torsionskraft aufzubringen, Faktoren, die eine künstliche Reduktion der Kohäsion (d.h. eine Vorschädigung des Materials) zur Folge haben könnten.

Die Abnahme der Kohäsion im Postpeakbereich liegt bei den drainierten Versuchen in der Größenordnung von 52 bis 83 % (CD Triaxialversuche von c' = 44 auf $c'_{Rest} = 17$ kPa, CD

Biaxialversuche von c' = 89 auf $c'_{Rest} = 43$ kPa und die Torsionsoedometerversuche von c' = 12 auf $c'_{Rest} = 2$ kPa. In den undrainierten Versuchen liegt der Entfestigungsanteil bei 63 % (Triax CU) bzw. 33 % (Biax CU), wobei die CU Triaxialversuche von c' = 46 auf $c'_{Rest} = 17$ kPa entfestigen, während die CU Biaxialversuche die Kohäsion von c' = 63 auf $c'_{Rest} = 42$ kPa reduzieren. Anders die Situation unter den Bedingungen der triaxialen Versuchsreihe III (größere Hauptspannung σ_I während der Kompressionsphase parallel zur ursprünglichen GOK): nach einer Axialverformung von $\varepsilon_I = 10$ % ist die Entfestigung nahezu vernachlässigbar klein – wird jedoch die Entfestigung nach einer weiter fortgeschrittenen Axialverzerrung betrachtet, verschwindet ein großer Teil der Kohäsion und die Restfestigkeit bei $\varepsilon_I = 20$ % ist nur noch $c'_{Rest} = 12$ kPa (siehe auch Kapitel 7 und 11.2).



Diagramm 11.27: Einfluss der Schichtanisotropie bei Betrachtung der VRII⁺, TÖ u. VRIII Darstellung der Festigkeit durch die effektive Hauptspannung σ'_{1}



Diagramm 11.28: Einfluss der Anisotropie - Analogie zur einaxialen Festigkeit in geschichtetem Festgestein (aus Steidl et al., 2001)

	φ'	φ'_{Rest}	Abnahme φ'	c'	c' _{Rest}	Abnahme c'
	[°]	[°]	[%]	[kPa]	[kPa]	[%]
Triax CD (VR II ⁺⁾	32	30	6	44	17	61
Triax CD (VR III) ($\varepsilon_l = 10/20 \%$)	27	27 / 31	0	44	43 / 12	2 / 73
Triax CU (VR IV)	30	29	3	46	17	63
Biax CD	30	30	0	89	43	52
Biax CU	29	29	0	63	42	33
Torsionsoedometer CD	31	31	0	12	2	83

Tabelle 11.13: Vergleich aller Festigkeitsparameter

Werden die Festigkeiten aller Versuchsreihen des vorliegenden Berichtes reflektiert, erscheint der Einfluss der Anisotropie größer als ursprünglich angenommen. Wie bereits in Kap. 2.1 angegeben, wurde vor Testbeginn von einer relativen Homogenität ausgegangen. Durch die Ab- und Überlagerung erfahren jedoch sedimentierte Tonböden eine quasi eindimensionale Konsolidation, wodurch sich die Tonplättchen bereits orientieren. Wie in Kap. 11.2 diskutiert, konnte für das vorliegende Material die Eigenschaft einer sog. Sedimentationsanisotropie festgestellt werden (*cross-anisotropy* u.a. lt. Saada et al., 1976). Es handelt sich also um eine Schichtanisotropie, wobei die Schichten senkrecht zur ursprünglichen Konsolidierungsrichtung und im Fall des Beaucaire Mergels parallel zur ursprünglichen Geländeoberkante liegen. In Diagramm 11.27 ist der Einfluss dieser Anisotropie für Tests der Versuchsreihe II⁺ (Axialbelastung senkrecht zur Schichtung) im Vergleich zu Versuchen aus dem Torsionsoedometer (ödometrische Axialbelastung senkrecht zur Schichtung und Rotation der Hauptspannungen durch nachfolgende Einfachscherung) und weiteren Tests der Versuchsreihe III (Axialbelastung parallel zur Schichtung) durch Darstellung der jeweiligen effektiven Hauptspannung σ'_1 illustriert. Diese maximale Axialspannung σ'_1 entspricht direkt gemessenen Werten (Triaxialversuche) bzw. einer äqivalenten Umrechnung der ermittelten Peakfestigkeit (Torsionsoedometerversuche).

Wie bereits festgestellt, liefern die Ergebnisse aus dem Torsionsoedometer die geringste maximale Festigkeit, während die triaxialen Kompressionsversuche an vertikal getesteten Proben (VR II⁺) eine vergleichsweise hohe Festigkeit ergeben. Die maximalen Festigkeit aus Tests der Versuchsreihe III (horizontal gestestete Proben d.h. Axialbelastung parallel zur Schichtung) liefert – wie in Diagramm 11.27 verdeutlicht – dazwischenliegende Werte. Die Peakwerte der effektiven Hauptspannung σ'_1 der verschiedenen Versuchsserien betonen den Einfluss der Anisotropie, wohingegen die Restfestigkeiten derselben Testreihen eine Tendenz zu eher isotropem Verhalten aufzeigen.

Die hier dokumentierte Anisotropie bezüglich der (Peak-)Festigkeit kann durch weitere in der Literatur genannte Experimente untermauert werden: Kurukulasuriya et al. (1997) führten undrainierte Triaxialtests an einem stark überkonsolidierten Ton (Kaolin) bei Variation der Schichtrichtung durch und kommen zum Ergebnis, dass die geringste Festigkeit bei Schichtrichtungen im Bereich von 45 bis 60° zur Horizontalen zu finden sind.

Qualitativ kann dies mit dem Verhalten eines geschichteten Festgesteines verglichen werden. Diagramm 11.28 zeigt Einaxialtests an Festgesteinsproben deren Schichtung unter 0 bis 90 ° zur Horizontalen eingebaut worden sind. Deutlich zeigen die Tests mit einer Schieferung bzw. Schichtung unter 45 ° zur Horizontalen die geringste Festigkeit. Ähnliche Resultate finden sich in der Literatur für Schiefergestein unter triaxialer Kompression (u.a. McLamore 1966 und Bell 1992). Auch die theoretische Gesteinsfestigkeit zeigt bei Gefügeebenen mit einem Fallwinkel β zwischen 45 und 75° zur Horizontalen die kleinsten Werte (u.a. Wittke 1984).

11.7 Vergleich aller Steifigkeitsparameter

IGS

Steifigkeiten aller Versuchsergebnisse Im vorliegenden Abschnitt werden die gegenübergestellt. Verwendet wird, wie bereits in Kapitel 5.1 definiert, Sekantensteifigkeit E_{50} - eine Steifigkeit, die mit der Mobilisierung der maximalen Steifigkeit Scherfestigkeit von 50 % korrespondiert. Im Gegensatz zur im Oedometerversuch (Definition entsprechend Kapitel 3.2) wird die kleinere Hauptspannung σ'_3 als Referenzspannung σ^{ref} gewählt. Eine Auswertung der Ergebnisse ermöglicht die empirische Beziehung:

$$E_{50} = E_{50}^{ref} \left(\frac{\sigma'_3 + a}{\sigma^{ref} + a} \right)^m \tag{11.3}$$

Wie in Diagramm 11.29 ersichtlich konnte für alle Versuchsreihen eine lineare Zunahme der Sekantensteifigkeit E_{50} mit dem effektiven Seitendruck σ'_3 festgestellt werden, d.h. für die Glg. 11.3 die Wahl des Exponenten m = 1. Somit sind die in Diagramm 11.29 illustrierten Resultate Ergebnisse einer linearen Regression der entsprechenden Datenpunkte.

Die Zusammenstellung in Diagramm 11.29 enthält Ergebnisse für Sekantensteifigkeiten von Tests unter 6 verschiedenen Versuchsrandbedingungen. Die höchste Steifigkeit liefern die Tests der Versuchsreihe IV (undrainierte Triaxialversuche vertikal gestesteter Probenkörper). Die Regressionsgerade der Sekantensteifigkeit $E^{u,ref}_{50}$ ergibt für eine Referenzspannung von $\sigma'_{3}^{\text{ref}} = 100 \text{ kPa}$ einen Wert von 33 MPa. Im direkten Vergleich liegen die Sekantensteifigkeiten der drainierten Triaxialversuche vertikal gestesteter Probenkörper (Versuchsreihe II⁺), wie erwartet, geringfügig niedriger. Die Regressionsgerade der Sekantensteifigkeit für eine Referenzspannung von σ'_3 ^{ref} = 100 kPa ergibt hier einen Wert von $E^{ref}_{50} = 25$ MPa. Die horizontal gestesteten, drainierten Triaxialversuche der Versuchsreihe III liefern für eine Referenzspannung von σ'_3 ref = 100 kPa einen vergleichbar hohen Wert (E^{ref}_{50} = 24 MPa). Die Regressionsgerade - in Diagramm 11.29 punkt-strichliert gekennzeichnet - zeigt jedoch ein deutlich geringere Steifigkeit bei höheren Seitendrücken σ'_3 . Wie bereits in Kapitel 7 erläutert, bestätigen Beobachtungen aus der Literatur für natürliche, steife, überkonsolidierte Tone (u.a. Simpson et al., 1979 und Cairncross et al., 1977) geringere Steifigkeit bei triaxialer Axialbelastung parallel zur Sedimentationsschichtung. Simpson et al. (1979) weisen explizit daraufhin, dass das Maß der Anisotropie bezüglich der resultierenden Steifigkeit nicht alleine von der Charakteristik des betrachteten Tons, sondern vor allem auch von der jeweiligen Spannungsgeschichte abhängt.

Eine weitere - und zunächst überraschende - Feststellung, die aus Diagramm 11.29 zu ziehen ist, betrifft die im Vergleich zu den triaxialen Ergebnissen geringere Steifigkeit der biaxialen Ergebnisse, insbesondere bei moderaten bis höheren Spannungsniveaus. Ursachen hierfür sind vermutlich einerseits in der Versuchvorbereitung zu finden; das Bearbeiten der Proben auf die speziellen Abmessungen (h/b/t = 17/8/3,5 cm) könnte zu einer maßgeblichen Störung der natürlichen Steifigkeit des Materials führen. Andererseits setzen die speziellen Randbedingungen der Biaxialtests zur Herstellung eines ebenen Verformungszustandes ($\varepsilon_2 = 0$) einen vollkommen plan und satt anliegenden Probenkörper senkrecht zur Biaxialebene an die Glasplatten voraus – geringfügige Abweichungen können bereits zu Verlust an Steifigkeit führen.



Diagramm 11.29: Sekantensteifigkeit E_{50} bzw. Schubmodul G_{20} als Funktion des effektiven Seitendrucks σ'_3 bzw. $\sigma'_{3,0}$

Als zusätzliche Information dient die Darstellung des Schubmoduls G_{20} der Torsionsoedometerversuche aus Kapitel 9 des vorliegenden Berichtes. Dieser Modul ist in Diagramm 9.1 definiert und beschreibt die Steifigkeit, die mit der Mobilisierung der maximalen Schubspannung von 20 % korrespondiert. Ein direkter Vergleich mit den Sekantensteifigkeiten der triaxialen und biaxialen Versuchsreihen ist wegen der unterschiedlichen Definition (zum einen Festigkeit bezogen auf die Deviatorspannung (σ_{I} - σ_{3}) bzw. Festigkeit bezogen auf die Schubspannung) nicht möglich.

Unter Verwendung des Zusammenhangs zwischen Steife- und Schubmodul aus der Elastizitätstheorie

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{11.4}$$

IGS

gelingt es jedoch, einen Vergleich anzustellen. Repräsentative Größenordnungen der Steifigkeiten können aus Diagramm 11.29 für eine Referenzspannung σ'_{3} ^{ref} = 100 kPa aufgestellt werden; die triaxiale Sekantensteifigkeit (während der Erstbelastung) E^{ref}_{50} ergibt einen Wert im Bereich von 25 bis 30 MPa. Unter Berücksichtigung eines linearelastischen Verhaltens des Materials bis kurz vor dem Peak (diese Annahme kann aus den



verschiedenen Versuchsreihen geschlossen werden) gilt $E \cong E^{ref}_{50},$ d.h. die Sekantensteifigkeit bei Mobilisierung der maximalen Scherfestigkeit von 50 % dann sowohl mit der Initialsteifigkeit respektive korrespondiert mit der Tangentensteifigkeit. Dieselbe Annahme kann analog Kap. 9 für die Steifigkeit aus dem Torsionsoedometer vorgenommen werden: $G \cong G_{20}$. Eine charakteristische Querdehnzahl v liegt für das vorliegende Material in einem Bereich von 0,3 bis 0,5. Somit kann unter Verwendung von Glg. 11.4 auf einen äquivalenten Schubmodul von ca. G^{ref}_{20,äquiv.} ≈ 10 MPa σ'_{3} ref = 100 kPa rückgeschlossen werden (Verwendung gemittelter für Werte $E^{ref}_{50}=27,5$ MPa und v = 0,4). Der tatsächliche Schubmodul G_{20} aus dem Torsionsoedometer wurde in Kap. 9 zu $G^{ref}_{20}=2,8$ MPa für eine vertikale Referenzspannung von $\sigma'_{v}^{ref} = 100$ kPa festgestellt; eine Umrechnung in die Referenzspannung σ'_{3} ^{ref} = 100 kPa ergibt G^{ref}_{20} = 5,6 MPa (unter der Annahme $\sigma'_3 \cong 2 \sigma'_{\nu}$, welche bei Ermittlung des Schubmoduls bei Mobilisierung der maximalen Scherfestigkeit von 20 % gerechtfertigt scheint), d.h. um ca. einen Faktor 2 niedriger als der äquivalente Schubmodul $(G^{ref}_{20, \ddot{a}quiv} \cong 10 \text{ MPa})$. Gründe hierfür liegen in der Art der Versuchsdurchführung, d.h. die angewandte Einfachscherung führt zu Spannungsrotationen innerhalb des Versuchskörpers und lässt in weiterer Folge das Materialverhalten weicher bzw. nachgiebiger erscheinen. Laborversuche an Sand zeigen auf, dass die Steifigkeit bei Spannungsrotation um einen Faktor bis 3 niedriger liegt, als bei Versuchen ohne Rotation 2 der Hauptspannungsrichtungen (u.a. Marcher et al., 2000).

12. Resümee

12.1 Zusammenfassung des Versuchprogramms

Der vorliegende Bericht schildert das umfangreiche Versuchsprogramm an einem steifen überkonsolidierten Ton, bezeichnet nach seinem Ursprungsort, einem Steinbruch in der Nähe des südfranzösischen Ortes Beaucaire. Der Beaucaire Mergel - ein Sediment mit Tonund Kalkanteilen - kann als feinkörniger bindiger Boden grauer Färbung bezeichnet werden. Somit handelt es sich um forschungsorientierte Experimente an einem natürlich sedimentierten Boden. Das Versuchsprogramm, bestehend aus Oedometer-, Triaxial - , Torsionsoedometer- und Biaxialversuchen, dient in erster Linie zur Bereitstellung von experimentellen Daten an einem kohäsiven Reibungsmaterial, um die Kalibrierung und Validierung der innerhalb einer DFG-Forschergruppe¹ entwickelten Modelle zu ermöglichen.

IGS

Der Beaucaire Mergel wurde zunächst nach seiner Herkunft beschrieben, die Art der Probenentnahme geschildert, die Klassifizierung des Versuchsmaterials aufgezeigt und die mineralogische Zusammensetzung dargestellt. Kapitel 3 berichtet über eine durchgeführte Oedometerversuchsreihe. Ab Kapitel 4 erfolgt Berichterstattung die der Versuchsdurchführung unter triaxialen Randbedingungen (Verwendung findet eine gedrungene Probenform H/D = 1 und Endflächenschmierung); dabei wurde zunächst auf die bei derartigen Triaxialversuchen zu berücksichtigenden Messfehler (bedding and system error) eingegangen. Das Triaxialversuchsprogramm umfasste vier Versuchsreihen mit insgesamt 39 Versuchen, die alle nach einer vollständigen Sättigungsphase (back pressure) isotrop auf einen vordefinierten Seitendruck σ'_3 konsolidiert wurden. In der Folge wurden die ersten drei Versuchsreihen unter konsolidiert-drainierten (CD) Randbedingungen und die Proben der Versuchsreihe IV unter konsolidiert-undrainierten (CU) Bedingungen abgeschert.

Aus den Erfahrungen der ersten triaxialen Versuchsreihe (VR I in Kapitel 5) unter drainierten Bedingungen, wurde eine zweite Versuchsreihe unter denselben Bedingungen durchgeführt (VR II in Kapitel 6), um in Summe durch sorgfältige Auswahlkriterien (bezüglich Einbaudichte und Einbauwassergehalt des jeweiligen Probenkörpers) eine qualitativ hochwertige Testreihe unter CD Triaxialbedingungen zur Verfügung stellen zu können (siehe hierzu Versuchsreihe II⁺ in Kapitel 11.1). Die Scherung d.h. die Richtung der Axialverformung erfolgte in den Tests der Versuchsreihen I und II in Richtung der Achse der Konsolidierungsrichtung, d.h. senkrecht zur ursprünglichen Geländeoberkante. Im Labor ist neben dieser vertikalen Belastungsrichtung auch eine horizontale Belastungsrichtung von Interesse (d.h. mit einer Axialbelastung parallel zur ursprünglichen Geländeoberkante, um die Effekte der sog. Sedimentationsanisotropie zu analysieren). Diese Versuche wurden in einer Versuchsreihe III unter denselben Randbedingungen (CD) durchgeführt (siehe Kapitel 7). Kapitel 8 befasst sich mit den undrainierten triaxialen Tests in einer Versuchsreihe IV; neben einer Erstbelastung wurde in dieser Versuchsreihe ein umfangreiches Ent- Wiederbelastungsprogramm durchgeführt.

¹ DFG Forschergruppe "Modellierung kohäsiver Reibungsmaterialien als Kontinuum und als Diskontinuum"



Alle durchgeführten Experimente wurden ausführlich beschrieben, gefolgt von einer Zusammenstellung maßgeblichen tabellarischen der Versuchsdaten. Die Versuchsauswertung erfolgt über die Bestimmung der Festigkeitsund Steifigkeitsparameter. Derweil in Versuchsreihe III (Axialbelastung in Richtung der Achse der Konsolidierungsrichtung) keine Lokalisierungen zu beobachten waren, konnte in den übrigen Versuchsreihen I, II und IV (Axialbelastung senkrecht zur ursprünglichen Axialverformung Konsolidierungsrichtung) nach fortgesetzter eine einsetzende Scherbandentwicklung beobachtet werden, die am Ende der jeweiligen Kapitel detailliert dokumentiert wurde.

Kapitel 9 fasst die Ergebnisse der Torsionsoedometerversuche zusammen. Nach einer Kurzbeschreibung des am Institut entwickelten Gerätes zur Bestimmung von Steife- und Scherparameter durch eine Kombination von Oedometer- und Scherphase, erfolgt die Dokumentation des Probeneinbaus und der Versuchsdurchführung, gefolgt von einer ausführlichen Berichterstattung der Versuchsergebnisse und deren Auswertung.

Eine Beschreibung des in Grenoble durchgeführten Testprogramms am Biaxialgerät inklusive Auswertung mittels Stereophotogrammetrie erfolgte in Kapitel 10 - eine vollständige Dokumentation dieser Versuche befindet sich jedoch in einem eigenständigen Bericht (siehe Charrier et al., 2001).

Eine Gegenüberstellung bzw. Bewertung des umfassenden experimentellen Programms erfolgt in Kapitel 11. Diskutiert wurden in diesem Abschnitt zunächst die Erfahrungen mit der ersten triaxialen Versuchsreihe (VR I in Kapitel 5). Resultierend aus dieser "Lernphase" konnte sowohl die Versuchsvorbereitung als auch die gerätetechnische Ausstattung auf die speziellen Eigenheiten des Beaucaire Mergels angepasst werden und wurde in einer zweiten Versuchsreihe unter denselben Bedingungen konsequent angewandt (VR II in Kapitel 6). Durch sorgfältige Auswahlkriterien (insbesondere bezüglich Einbaudichte und Einbauwassergehalt des jeweiligen Probenkörpers) entstand eine qualitativ hochwertige Testreihe unter CD Triaxialbedingungen, die Versuchsreihe II⁺ bezeichnet wurde (siehe Kapitel 11.1).

In weiterer Folge fand eine Gegenüberstellung der Versuchsreihe II⁺ mit Versuchen zur Feststellung der sog. Sedimentationsanisotropie (Versuchsreihe III) statt. Dies ergab, dass sich bei einer Axialbelastung senkrecht zur ursprünglichen Konsolidierungsrichtung ein vergleichsweise duktiles Materialverhalten mit geringerer Peakfestigkeit einstellt. Eine Entfestigung war erst nach erheblichen Verformungen festzustellen (bei $\varepsilon_l >> 10$ %) und - zumindest auf der Makroebene - war die Ausbildung von Scherbändern nicht ersichtlich.

Der Vergleich drainierter und undrainierter triaxialer Versuchsergebnisse brachte nicht nur qualitative, sondern auch quantitative Übereinstimmung, während der Vergleich drainierter Biaxial- und Triaxialtests wesentliche Unterschiede – v.a. bezüglich der Festigkeit – aufzeigte.

12.2 Diskussion der Versuchsergebnisse

Der vorliegende Bericht versucht neben der Präsentation des umfangreichen Versuchsprogramms v.a. auch die unterschiedlichsten Schwierigkeiten bei der Untersuchung natürlicher, bindiger Böden aufzuzeigen. Eine möglichst objektive Analyse der Daten und deren Interpretation begleitet von Literaturrecherche zum betreffenden Thema soll einen Einblick in das komplexe Materialverhalten eines steifen, überkonsolidierten Bodens geben.

Die Bewertung und Interpretation der Ergebnisse, die in Kapitel 11 durchgeführt wurden, soll durch eine Diskussion aller ermittelten Materialparameter abgeschlossen werden.

12.2.1 Steifigkeit

Die Zusammenstellung in Diagramm 11.29 enthält Ergebnisse für Sekantensteifigkeiten von Tests unter 6 verschiedenen Versuchsrandbedingungen. Für alle durchgeführten Versuchsreihen konnte eine lineare Zunahme der Sekantensteifigkeit E₅₀ mit dem effektiven Seitendruck σ'_3 festgestellt werden. Somit ist die in Diagramm 11.29 illustrierte Gegenüberstellung der Steifigkeiten ein Resultat linearer Regressionen der entsprechenden Datenpunkte. Das bedeutet für die in Kap. 11.7 angeführte Glg. 11.3 die Wahl eines Exponenten m = 1. Bei Betrachtung dieser Regressionsgeraden fallen die horizontal gestesteten, drainierten Triaxialversuche der Versuchsreihe III auf, die für eine Referenzspannung von $\sigma'_{3}^{\text{ref}} = 100 \text{ kPa}$ noch annähernd denselben E^{ref}_{50} -Wert liefern wie die vertikal getesteten Probenkörper. Die Regressionsgerade - in Diagramm 11.29 punktstrichliert gekennzeichnet - zeigt jedoch ein deutlich geringere Steifigkeit bei höheren Seitendrücken σ'_3 . Wie bereits in Kapitel 7 erläutert, bestätigen Beobachtungen aus der Literatur für steife, überkonsolidierte Tone geringere Steifigkeiten bei triaxialer Axialbelastung parallel zur Sedimentationsschichtung: u.a. berichten Simpson et al. (1979) für London Clay Verhältnisse der Sekantensteifigkeiten (Verhältnis der Steifigkeiten bei horizontal und vertikal zur Schichtung gestestete Triaxialproben) in der Größenordnung von 1:1,3 bis 1:2,4. Cairncross et al. (1977) zeigen für triaxiale Kompressionsversuche an Fulford Clay Steifigkeitsverhältnisse von ca. 1:3 auf.

Steife überkonsolidierte Tone wurden bisher relativ selten unter Randbedingungen der ebenen Verformung getestet (u.a. Tilliard-Ngan et al. 1993, Viggiani et al. 1994). Die vorliegenden biaxialen Experimente an Beaucaire Mergel (Charrier et al., 2001) ergeben – zunächst überraschend – etwas geringere Werte für die biaxiale Steifigkeit im Vergleich zur resultierenden triaxialen Steifigkeit (siehe Diagramm 11.29). Ursachen hierfür werden einerseits in der schwierigen Versuchsvorbereitung vermutet (Bearbeiten der Proben auf die speziellen Abmessungen), die zu einer maßgeblichen Störung der natürlichen Steifigkeit des Materials führen können. Andererseits sind die speziellen Randbedingungen der Biaxialtests zur Herstellung eines ebenen Verformungszustandes ($\mathcal{E}_2 = 0$) versuchstechnisch schwer realisierbar (Voraussetzung hierfür sind u.a. vollkommen plan und satt anliegende Probenkörper senkrecht zur Biaxialebene). Somit liegt die Vermutung nahe, dass die schwierigen Einbaubedingungen für Beaucaire Mergel zu einer künstlichen Reduktion der Steifigkeit unter ebener Verformung führt. Eine umfangreiche Testdatenbank an Hostun Sand (Desrues et al., 2000) zeigt, dass die Steifigkeiten biaxialer Tests an Hostun Sand (mit



demselben Versuchsgerät) im Vergleich zu triaxialen Bedingungen deutlich höhere Werte liefern.

Eine Gegenüberstellung des Schubmoduls aus dem Torsionsoedometer mit dem triaxialen Steifemodul gelingt in Kap. 11.7 über Glg. 11.4 aus der Elastizitätstheorie. Dieser Vergleich zeigt, dass der resultierende Schubmodul aus Bedingungen des Torsionsoedometers um ca. einen Faktor 2 geringer ist, als ein äquivalenter Schubmodul aus triaxialen Randbedingungen ergeben würde. Gründe hierfür liegen in der stattfindenden Rotation der Hauptspannungen innerhalb des zu tordierenden Versuchskörpers. Laborversuche an Sand zeigen auf, dass generell die Steifigkeit bei Spannungsrotation um einen Faktor 2 bis 3 niedriger liegt, als bei Versuchen ohne Rotation der Hauptspannungsrichtungen (u.a. Marcher et al., 2000).

12.2.2 Anisotropie

Werden die Festigkeiten aller Versuchsreihen des vorliegenden Berichtes reflektiert, erscheint der Einfluss der Anisotropie größer als ursprünglich angenommen. Wie bereits in Kap. 2.1 angegeben, wurde vor Testbeginn von einer relativen Homogenität des Beaucaire Mergels ausgegangen (Tillard-Ngan et al., 1993). Durch die Ab- und Überlagerung erfahren jedoch natürlich sedimentierte Tonböden eine quasi eindimensionale Konsolidation, wodurch sich die Tonplättchen orientieren. Wie in Kap. 11.2 diskutiert, konnte für das vorliegende Material die Eigenschaft einer Sedimentationsanisotropie festgestellt werden (cross-anisotropy u.a. lt. Saada et al., 1976). Es handelt sich also um Schichtanisotropie, ursprünglichen eine wobei die Schichten senkrecht zur Konsolidierungsrichtung und im Fall des Beaucaire Mergels parallel zur ursprünglichen Geländeoberkante liegen.

In Diagramm 11.27 ist der Einfluss dieser Anisotropie für Tests der Versuchsreihe II⁺ (Axialbelastung senkrecht zur Schichtung) im Vergleich zu Versuchen aus dem Torsionsoedometer (oedometrische Axialbelastung senkrecht zur Schichtung und Rotation der Hauptspannungen durch nachfolgende Einfachscherung) und weiteren Tests der Versuchsreihe III (Axialbelastung parallel zur Schichtung) gegenübergestellt. Wie bereits festgestellt, liefern die Ergebnisse aus dem Torsionsoedometer relativ geringe maximale Festigkeiten, während die triaxialen Kompressionsversuche an vertikal getesteten Proben (VR II⁺) eine vergleichsweise hohe Festigkeit ergeben. Die maximale Festigkeit aus Tests der Versuchsreihe III (horizontal gestestete Proben d.h. Axialbelastung parallel zur Schichtung) liefert – wie in Diagramm 11.27 verdeutlicht – dazwischenliegende Werte. Die Peakwerte der verschiedenen Versuchsserien betonen den Einfluss der Anisotropie, wohingegen die Restfestigkeiten derselben Testreihen eine Tendenz zu eher isotropem Verhalten aufzeigen.

Die hier festgestellte Anisotropie bezüglich der (Peak-) Festigkeit kann einerseits mit dem Verhalten anderer überkonsolidierter Tone (z.B. Kaolin Clay, Kurukulasuriya et al., 1997) und andererseits qualitativ mit dem Verhalten eines geschichteten Festgesteines verglichen werden. Diagramm 11.28 zeigt Einaxialtests an Festgesteinsproben (Einaxialversuche an Gneis) deren Schichtung unter 0 bis 90 ° zur Horizontalen eingebaut worden sind. Deutlich zeigen die Tests mit einer Schieferung bzw. Schichtung unter 45° zur Horizontalen die geringste Festigkeit. Auch die theoretische Gesteinsfestigkeit zeigt bei Gefügeebenen mit einem Fallwinkel β zwischen 45 und 75° zur Horizontalen die kleinsten Werte (u.a. Wittke

1984). Somit stehen die geringen Festigkeitswerte aus dem Torsionsoedometer wegen der Rotation der Hauptspannungen während der Scherphase (Aufbringen einer Einfachscherung) in Konsens mit experimentellen Beobachtungen und theoretischen Betrachtungen.

Die ermittelten Festigkeiten des vorliegenden Berichtes sollen nachfolgend getrennt nach Kohäsion und Reibungswinkel des Bodens diskutiert werden.

12.2.3 Kohäsion

Kohäsion – allgemeines

Der vorliegende Bericht betrachtet innere Bindungen im Sinne einer sog. "wahren Kohäsion" und nicht einer "zeitweiligen oder scheinbaren Kohäsion". Die "wahre Kohäsion" umfasst lt. Mitchell (1976) zum einen Zementierung durch chemische Bindungen von Carbonaten, Silikaten, Aluminiumoxiden, Eisenoxiden und organischen Bestandteilen, weiters vorangegangene (historisch bedingte) Strukturanziehung durch Überkonsolidierung des Bodens und schließlich auch elektrostatische Anziehungskräfte. Eine "scheinbare Kohäsion" entsteht u.a. durch Kapillarspannungen bzw. Saugspannungen im Boden, sowie durch zeitweilige mechanische Kräfte (Mitchell, 1976). Die Kohäsion ist generell eine Funktion verschiedenster Faktoren, wobei neben der Zeit zur Ausbildung von Bindungskräften v.a. der Tongehalt, der Wassergehalt, die Aktivitätszahl, der Grad der Überkonsolidierung und die Zementierung eine wesentliche Rolle spielen.

Resultierende (Peak-)Kohäsion

Bei Betrachtung der konkret ermittelten Kohäsionswerte für Beaucaire Mergel (siehe Tab. 11.13) fällt zunächst eine ausgesprochen große Streubreite bezüglich der resultierenden (Peak-) Kohäsion c' auf. Während sich die Kohäsionswerte der Triaxialversuche nur geringfügig unterscheiden (c' = 44 bis 46 kPa), überraschen die Biaxialversuche mit einem erheblich höheren Wert der Kohäsion (CD: c'=89 bzw. CU: c'=63 kPa). Gründe hierfür werden in den speziellen Randbedingungen dieses Versuchs zur Herstellung des ebenen Verformungszustandes vermutet: unter Umständen könnte eine Haftreibung zwischen der Membran, die die Biaxialprobe umgibt, und den Glasplatten, die den ebenen Verformungszustand $\varepsilon_2 = 0$ ermöglichen, zu einer künstlichen Erhöhung der Festigkeit führen (siehe auch Kap. 11.6). Die Auswertung der Festigkeit im Torsionsoedometer lieferte erstaunlich geringe Werte der Kohäsion (c' = 12 kPa). Die Sedimentationsschichtung des Beaucaire Mergels ist geprägt durch einen Wechsel von Schluffbändern mit wenig kohäsivem Charakter zwischen Lagen mit tonigeren Bestandteilen. Die im Torsionsoedometer aufgebrachte Einfachscherung führt zur Rotation der Hauptspannungen, wodurch lediglich die geringere Festigkeit der schluffigen Schichten mobilisiert werden kann. Die geringere Festigkeit im Torsionsoedometer ist somit ein Resultat des anisotropen Verhaltens des betrachteten Materials.

Koh"asions entfestigung-allgemeines

Bei der Betrachtung der Festigkeitsparameter ist – wie bereits erwähnt - die Unterscheidung zwischen einer Peakfestigkeit und einer Restfestigkeit notwendig. Dieser Begriff Restfestigkeit versteht sich im vorliegenden Bericht als eine Festigkeit nach vordefinierter Axialverformung (*post rupture strength*) und unterscheidet sich grundsätzlich von der Endfestigkeit (*ultimate or residual strength*) nach sehr großen Relativverschiebungen



innerhalb der auftretenden Lokalisierungszonen (u.a. Skempton 1970, Burland 1990, Burland et al. 1996 und Atkinson 2000).



Bild 12.1: Schermechanismen in steifen Tonen getrennt nach Anteilen aus Kohäsions- und Reibungsentfestigung (nach Simpson et al., 1979)

Ein erster Bereich der Entfestigung baut die inneren Bindungen der Ton- und Schluffteilchen ab und somit wird durch relativ geringe Verformungen die Kohäsion des Materials reduziert (u.a. Simpson et al., 1979 und Calabresi, 1980). Bild 12.1 illustriert die repräsentativen Schermechanismen für einen steifen Ton – der Bereich zwischen (B) und (C) kennzeichnet die Kohäsionsentfestigung. Die nachfolgende Reibungsentfestigung von (C) nach (D) benötigt sehr große Relativverschiebungen um eine weitere Reduktion der Festigkeit zu bewirken; dabei spielt sich innerhalb der lokalisierten Zone eine Orientierung der Tonplättchen ab. Die Größenordnung der Reibungsentfestigung hängt einerseits vom aufgebrachten Spannungszustand und der andererseits von mineralogischen Zusammensetzung des betrachteten Materials ab: höhere Spannungszustände führen (u.a. lt. Burland et al., 1996) zu einer progressiven Teilchenorientierung. Ist der Tonanteil im Material relativ gering, kann jedoch eine Separation der Tonpartikel – vor allem im Bereich niedriger bis moderater Spannungszustände – ausgeschlossen werden. Vorhandene Schluffteilchen führen zu einer deutlichen Scherzonendicke innerhalb der eine sog. turbulente Scherung (lt. Lupini et al., 1981) zu beobachten gilt (Georgiannou et al., 2001), d.h. die Schluffkörner beeinflussen die Dicke der lokalisierten Zone. Bild 12.2 zeigt hierzu zwei Dünnschliffe an Ton (Lupini et al., 1981): zum einen Happisburg Clay mit einem Tonanteil kleiner 20 %. Bild 12.2 (a) zeigt deutlich, wie die Schluffkörner eine Ausrichtung der Tonpartikel verhindern. Bild 12.2 (b) indes macht für einen London Clay mit einem Tonanteil von 48 % eine klare Separation der Tonteilchen deutlich. Somit werden sowohl die Scherfugendicke als auch der Restreibungswinkel (auch nach großen Relativverschiebungen) durch die Zusammensetzung des bindigen Bodens bestimmt. Diagramm 12.1 illustriert die Abhängigkeit des Restreibungswinkels vom Tonanteil des betrachteten Bodens (Lupini et al., 1981).


Bild 12.2: Dünnschliffe lokalisierter Zonen in Ton unter dem Elektronenmikroskop, Orientierung der Tonpartikel nach großen Relativverschiebungen (Quelle: Lupini et al.,1981)



Diagramm 12.1: Restreibungswinkel als Funktion des Tonanteils, vereinfachte Darstellung (Quelle: Literaturstudie Lupini et al., 1981)

Resultierende Kohäsionsentfestigung

Die Resultate des vorliegenden Berichtes zeigen in einem ersten Bereich bei niedrigen bis moderaten Spannungsniveaus eine ausgeprägte Kohäsionsentfestigung; daran anschließend wird in einem zweiten Bereich sehr bald ein quasi konstanter kritischer Zustand erreicht, der im vorliegenden Bericht als Restfestigkeit (*post rupture strength*) bezeichnet wird. Durch die relativ geringen Relativverschiebungen innerhalb der lokalisierten Zonen unter triaxialen und biaxialen Randbedingungen baut sich die Kohäsion nicht zur Gänze ab – der resultierende Schermechanismus kann bei Verwendung der prinzipiellen Darstellung in Bild 12.1 nahe (C) vermutet werden. Typisch für überkonsolidierte, steife Tone wurde bei Anwendung höherer Spannungsniveaus der Effekt der ausgeprägten Kohäsionsentfestigung nicht mehr analysiert; anstelle dessen kann man einen weiteren, aber deutlich langsameren, Abbau der Festigkeit beobachten. Eine Erklärung hierfür wäre die progressive Teilchenorientierung bei Anwendung höherer Spannungszustände (u.a. Burland et al., 1996).

Die Abnahme der Kohäsion im Postpeakbereich liegt bei den drainierten Versuchen in der Größenordnung von 52 bis 73 %. In undrainierten Versuchen liegt der Entfestigungsanteil hingegen bei 33 % bis 63 % (Tab. 11.13). Wie bereits in Kapitel 8 festgestellt, kam es bei den CU Versuchen lokal (innerhalb der Scherfugen) zu dilatantem Materialverhalten und somit war die Möglichkeit zur lokalen Drainage unter global undrainierten Bedingungen gegeben. Dies bewirkt in weiterer Folge eine Entfestigung, die allerdings nicht immer so stark ausgeprägt sein muss, wie unter global drainierten Bedingungen. Die triaxialen Ergebnisse der vertikal getesteten Proben ergeben sowohl für den drainierten als auch für den undrainierten Fall eine Restfestigkeit c'_{Rest} = 17 kPa. Anders die Situation unter den Bedingungen horizontal getesteten Triaxialproben (Untersuchung der der Schichtanisotropie): nach einer Axialverformung von $\varepsilon_l = 10$ % ist die Entfestigung nahezu vernachlässigbar klein – wird jedoch die Entfestigung nach einer weiter fortgeschrittenen Axialverzerrung betrachtet, verschwindet ein großer Teil der Kohäsion und die Restfestigkeit bei $\varepsilon_l = 20$ % ist nur noch $c'_{Rest} = 12$ kPa. Neben der geringeren Steifigkeit (siehe Kap. 12.2.1) bringt insbesondere dieses retardierte Entfestigungsverhalten das deutlich duktilere Materialverhalten der horizontal gestesteten Versuchskörper zum Ausdruck. Die biaxialen Ergebnisse ergeben Restfestigkeiten in der Größenordnung von $c'_{Rest} = 42$ bis 43 kPa; die speziellen biaxialen Randbedingungen dieses Versuchs – u.a. die auftretenden Membranreaktionen nach fortgesetzter Axialverzerrung - lassen keine größere Entfestigung zu (Viggiani, 2001).

Betont sei ebenfalls, dass sich die Kohäsion – mit Ausnahme der Torsionsoedometerversuche (von c' = 12 kPa auf $c'_{Rest} = 2$ kPa) – nicht vollständig abbaut. Im Gegensatz zu den relativ geringen Relativverschiebungen innerhalb der lokalisierten Zonen unter triaxialen und biaxialen Randbedingungen, die nicht ausreichen, um die inneren Bindungen vollständig zu zerstören (u.a. Burland et al., 1996), wird durch die Scherphase im Torsionsoedometer eine weit größere Relativverschiebung mobilisiert. Bei Betrachtung der schematischen Schermechanismen für steife Tone in Bild 12.1 kann davon ausgegangen werden, dass unter triaxialen und biaxialen Bedingungen ein Verformungszustand nahe (C) erreicht ist. während torsionsoedometrischen Bedingungen sich unter ein Verformungszustand zwischen (C) und (D) einstellt.

12.2.4 Reibungswinkel

(Peak-)Reibungswinkel

Die Experimente an Beaucaire Mergel zeigen eine sehr gute Übereinstimmung aller Tests betreffend des resultierenden Peakreibungswinkels φ' . Der (Peak-)Reibungswinkel liegt in einem Bereich von 29 bis 32°; lediglich in der Versuchsreihe mit horizontal getesteten Triaxialproben (siehe VR III in Tab. 11.13) ist ein niedrigerer Wert ermittelt ($\varphi' = 27^\circ$), der mit der festgestellten Schichtanisotropie des Materials zusammenhängen könnte.



Reibungsentfestigung

Die Tests an diesem stark schluffigen Ton zeigen eine nur unwesentliche Reibungsentfestigung von maximal 6 % (siehe VR II⁺ in Tab. 11.13). Dieses gering reibungsentfestigende Verhalten hat v.a. drei Gründe: Zum einen reichen die geringen Relativverschiebungen innerhalb der lokalisierten Zone nicht aus, um eine Orientierung der Tonplättchen zu erreichen. Weiterhin wird der Restreibungswinkel (auch nach großen Relativverschiebungen) durch die Zusammensetzung des bindigen Bodens beeinflusst. Wie in Diagramm 12.1 dargestellt, bestimmt u.a. der Tonanteil den resultierenden Reibungswinkel (Lupini et al., 1981). Dies lässt für den betrachteten Beaucaire Mergel bereits auf ein unwesentliche Reibungsentfestigung schließen. Schließlich ist eine progressive Orientierung der Tonteilchen – wie bei höheren Spannungen beobachtet (u.a. Burland et al., 1996) – im betrachteten niedrig bis moderaten Spannungsniveau ($\sigma'_3 = 0$ bis 200 kPa) nicht möglich. Tendenziell zeigt sich die progressive Teilchenorientierung im vorliegenden Bericht lediglich bei den Versuchen mit einem Seitendruck von $\sigma'_3 = 400$ kPa (siehe Diagramm 5.6 in Kapitel 5) durch eine geringfügig, aber stetig, abnehmende Spannungs-Verformungskurve bei fortgesetzter Axialverformung.

12.2.5 Dilatanz

Das oben beschriebene Entfestigungsverhalten stark schluffiger Tone wird begleitet durch eine ausgeprägte Dilatanz. Die Größenordnungen des dilatanten Materialverhaltens (ψ zwischen 6 bis 11°) überraschen zunächst, stehen aber - wie berichtet - in Konsens mit ähnlich überkonsolidierten bindigen Böden (u.a. Burland et al., 1996). Die auffallend hohe Dilatanz hängt auch mit der gewählten Probenform zusammen (H/D = 1) - Biarez et al. (1994) weisen daraufhin, dass bei Triaxialtests mit gedrungenem Probenkörper und Endflächenschmierung eine gegenüber schlanken Proben mit rauhen Endplatten höhere Dilatanz gemessen wird. Die Verwendung lokaler Porenwasserdruckgeber in der Nähe der sich ausbildenden Scherzonen bestätigen das stark dilatante Materialverhalten für Beaucaire Mergel (Charrier et al., 2000) sowie für andere steife Tone (Viggiani et al. 1993) und Viggiani et al. 1994).



12.3 Versuchsmaterial Beaucaire Mergel – ein Ausblick

Das vorgestellte Versuchsprogramm ist umfangreich, jedoch nicht vollständig. Eine Vielzahl von weiteren Untersuchungen wären denkbar, um das Materialverhalten steifer, ungestörter Tone noch besser zu verstehen. Der vorliegende Bericht macht deutlich, dass die Anisotropie einen großen Einfluss auf das Materialverhalten ausübt und weitere Tests zu einer genaueren Abklärung interessant wären. Vorstellbar wäre auch die Durchführung von Tests an wiederaufbereitetem Material (reconstituted material). Verschiedene Autoren (u.a. Burland 1990, Leroueil et al. 1990 und Georgiannou et al. 2001) haben in ihren Veröffentlichungen aufgezeigt, dass die inhärenten Materialparameter (intrinsic properties) von aufbereiteten Bodenproben als Referenztests dienen können und wichtige Aussagen über das Verhalten der ungestörten natürlichen Böden geben können. Darüber hinaus wäre die Durchführung von triaxialen Extensionsversuchen eine wichtige Ergänzung. Insbesondere die signifikante Kohäsionsentfestigung verursacht durch lokal dilatantes Strukturuntersuchung würde eine des Materials Materialverhalten mittels Elektronenmikroskop nahe legen, um Informationen über die Auflösung der inneren Bindungen zu erhalten. Weiteren Einblick in die Lokalisierungsphänomene des Bodens gäben zusätzliche Tests mit lokalen Dehnungsbetrachteten und Porenwasserdruckgebern. Schließlich ist - wie bereits erwähnt - eine sog. Deformationsgeschwindigkeitsabhängigkeit (rate dependency) der Scherfestigkeit nicht auszuschließen, die durch weitere Versuche abgeklärt werden müsste.

Literatur

Atkinson J.H. (2000), Non-linear soil stiffness in routine design, Géotechnique 50(5), 487-508.

Atkinson J.H., Richardson. D. (1987), *The effect of local drainage in shear zones on the undrained strength of overconsolidated clay*, Géotechnique 37(3), 393-403.

Bell F.G. (1992), Engineering in rock masses, Butterworth-Heinemann Ltd., Oxford.

Bésuelle P. (1999), *Déformation et rupture dans les roches tendres et les sols*, indurés: comportement homogène et localisé. Thèse de Doctorat, Université J. Fourier, Grenoble, France.

Beutinger P., Lindner A., Vermeer P.A. (1999), *Untersuchung von bindigen Böden im Torsionsödometer*, Institutsbericht 10 des Instituts für Geotechnik, Universität Stuttgart.

Biarez J., Hicher P.-Y. (1994), *Elemantary Mechanics of Soil Behaviour*, Balkema.

Burland F.J. (1990), On the compressibility and shear strength of natural clays, Géotechnique 40(3), 329-378.

Burland F.J., Rampello S., Georgiannou V.N., Calabresi G. (1996), A laboratory study of the strength of four stiff clays, Géotechnique 46(3), 491-514.

Cairncross A. M., James R. G. (1977), Anisotropy in overconsolidated clays, Géotechnique 27(1), 31-36.

Calabresi G. (1980), L'influenza delle dimensioni dei campioni sui parametri di resistenza delle argille sovraconsolidate, intatte e fessurate, Proceedings XIV Italian Conference SMFE, Florence.

Casagrande A. (1936), *The determination of the preconsolidation load and its practical significance, in:* Proc. ICSMFE, Harvard.

Charrier P., Desrues J., Lenti L., Viggiani G. (2001), *Experimental observation of strain localization in plane strain compression of Beaucaire Marl*, Interner Laborbericht, Laboratoire 3S, Grenoble.

Colliat-Dangus. J.L., Desrues J., Foray P. (1988), *Triaxial Testing of granular soil under elevated cell pressure*, in: Donaghe et al. (Hrsg.) Advanced triaxial testing, 290-310.

Coulomb C.A. (1776), Essai sur une application des regles des maximis et minimis a quelques problemes de statique relatifs a l'architecture, Mem. Acad, roy. Pres. Divers savants Vol. 7, Paris.

Desrues J. (1984), *La localisation de la déformation dans les matériaux granulaires*, Thèse de Doctorat es Science, USMG & INPG, Grenoble, France.

Desrues J. (1995), Analyse stéréophotogrammétrique de la fissuration progressive, Photomécanique 95, 149-162.





Desrues J., Chambon R., Mokni M., Mazerolle F. (1996), Void ratio evolution inside shear bands in triaxial sand specimens studied by computed tomography, Géotechnique 46(3), 529-546.

Desrues J., Duthilleul B. (1984), *Measure du champ de déformation d'un objet plan par la méthode stéréophotogrammé de faux relief,* J. de Mécanique Théorique et Appliquée, Vol. 3 (1), 79-103.

Desrues J., Zweschper B., Vermeer P.A. (2000), *Database for Tests on Hostun RF Sand*, Institutsbericht 13 des Instituts für Geotechnik, Universität Stuttgart.

DIN 18122, (1987), Zustandsgrenzen (Konsistenzgrenzen).

DIN 18123, (1983), Bestimmung der Korngrößenverteilung.

DIN 18137, Teil 1 (1990), Bestimmung der Scherfestigkeit.

DIN 18137, Teil 2 (1990), Bestimmung der Scherfestigkeit.

DIN 4022 (1987), Benennen und Beschreiben von Boden und Fels.

Drescher A., Vardoulakis I., Han C. (1990), *A biaxial apparatus for testing soils*, Geotechnical Testing Journal, ASTM, 13:3, 226-234.

Förster W. (1996), Mechanische Eigenschaften der Lockergesteine, Teubner.

Georgiannou V. N., Burland J. B. (2001), A laboratory study of post-rupture strength, Géotechnique 51(8), 665-675.

Hammad W. (1991), *Modélisation non linéaire et étude expérimentale des bandes de cisaillement dans les sables*, Thèse de Doctorat de l'Université J. Fourier, Grenoble, France.

Harris W.W., Viggiani G., Mooney M. A., Finno R. J. (1995), *Use of Stereophotogrammetry to Analyze the Development of Shear Bands in Sand*, Geotechnical Testing Journal, Vol. 18 (4), 405-420.

Hicher P.Y., Wahyudi H., Tessier D. (1994), *Microstructural analysis of strain localisation in clay*, Computers and Geotechnics 16, 205-222.

Hicher P.Y., Wahyudi H., Tessier D. (2000), *Microstructural analysis of inherent and induced anisotropy in clay*, Mech. Cohes.-Frict. Mater. 5, 341-371.

Hvroslev M. J. (1937), Über die Festigkeitseigenschaften gestörter bindiger Böden, Ingeniørvidenskabelige Skrifter A45, Kopenhagen.

Kolymbas D.(1998), Geotechnik – Bodenmechanik und Grundbau, Springer Verlag.

Konrad J.-M. (1990), *Minimum undrained strength versus steady-state strength of sands*, J. Geot. Eng., Vol. 116 (6), 948-963.

Kurukulasuriya L.C., Oda M., Kazama H. (1999), Anisotropy of undrained shear strength of an overconsolidated soil by triaxal and plane strain tests, Soils & Foundations, 39(1), 21-29.

IGS

Lade P.V. (1977), *Elasto-plastic stress-strain theory for cohesionless soil with curved yield surfaces*, Int. J. Solids Structures, Vol. 13, 1019-1035.

Lade P.V., Tsai J. (1985), *Effects of localization in triaxial tests on clay*, Proc. Conf. Soil Mech. And Found., San Francisco, 549-552.

Lee K. L. (1978), End restraint effects on undrained static triaxial strength of sand, J. Geot. Eng. Div., ASCE, 104, GT6, 687-704.

Leroueil S., Marques M.E.S. (1996), *State of the Art on the importance of strain rate and temperature effects in geotechnical engineerings*, ASCE Convention, Geotechnical Special Publication, No. 61, 1-60.

Leroueil S., Vaughan P. R. (1990), *The general and congruent effects of structure in natural soils and weak rocks*, Géotechnique 40(3), 467-488.

Lo JY.K., Lovell C.W. (1983), *Prediction of soil properties from simple indices*, Transportation Research Record 873, 43-49.

Lupini J. F., Skinner A. E., Vaughan P. R. (1981), The drained residual strength of cohesive soils, Géotechnique 31(2), 181-213.

Marcher T. (2002), Nichtlokale Modellierung der Entfestigung dichter Sande und steifer Tone, Dissertation (eingereicht Juni 2002), Institut für Geotechnik der Universität Stuttgart.

Marcher T., Vermeer P.A., von Wolffersdorff, P.-A. (2000), *Hypoplastic and elastoplastic modelling – a comparison with test Data*, in: Kolymbas (Ed.), Constitutive Modelling of granular materials, Springer, 353-374.

McLamore R. T. (1966), *Strength-deformation characteristics of anisotropic sedimentary rocks*, Ph.D.thesis, University of Texas, Austin.

Mitchell J. K. (1976), Fundamental of soil behaviour, J. Wiley & Sons.

Mohr O. (1882), Über die Darstellung des Spannungszustandes und des Deformationszustandes eines Körperelementes und über die Anwendung derselben in der Festigkeitslehre, Civilengenieur Vol. 28, 113-156.

Müllerschön H. (2000), Spannungs- Verformungsverhalten granularer Materialien am Beispiel von Berliner Sand, Dissertation, Institut für Mechanik, Universität Stuttgart.

Murawski H., Meyer W. (1992), Geologisches Wörterbuch, Enke Verlag.

Ohde, J. (1939), Zur Theorie der Druckverteilung im Baugrund, Bauingenieur 20, 451.

Peters. J.F., Lade P.V., Bro A. (1988), *Shear band formation in triaxial and plane strain tests*, in: Donaghe et al. (Hrsg.) Advanced triaxial testing, 604-627.

Saada A.S. (1970), *Testing of anisotropic clay soils*, J. Soil Mec. Found. Div., Vol. 96, No. SM5, 1847-1852.

Saada A.S., Bianchini G.F. (1976), *Strength of one dimensionally consolidated clays*, J. Geot. Eng. Div., Vol. 101, No. GT11, 1151-1165.



Schanz T., Vermeer, P.A. (1996), Angels of friction and dilatancy of sand, Géotechnique 46(1), 145-152.

Schanz, T. (1998), Zur Modellierung des Mechanischen Verhaltens von Reibungsmaterialien, Habilitationsschrift, Mitteilung 45 des Instituts für Geotechnik der Universität Stuttgart.

Serratrice J.F., Flavigny E. (1993), *Mesure en laboratoire du coefficient K_o sur une marne,* in : Geotechnical Engineering of Hard Soils – Soft Rocks, Anagnostopoulos et al. (Hrsg.), 787-793.

Simpson B., Calabresi G., Sommer M., Wallays M. (1979), *Design parameters for stiff clays*, Proc. VII ECSMFE, Brighton, Vol. 5, 91-125.

Skempton A.W. (1944), *Notes on the compressibility of clays*, Quart. J. Geol. Soc. London. Vol. C, 119-135.

Skempton A.W. (1985), *Residual strength of clays in landslides, folded strata and the laboratory*, Géotechnique 35(1), 3-18.

Steidl A., Goricki A., Schubert W., Riedmüller G. (2001), *Geological and Geotechnical Ground Characterisation for the Koralm Tunnel Route Selection*, Felsbau 6, 14-21.

Tatsuoka F., Santucci de Magistris F., Hayano K, Koseki J., Momoya Y. (2000), *Some new aspects of time effects on the stress-strain behaviour of stiff geomaterials*, in: Evangelista et al. (Hrsg.) The Geotechnics of Hard Soils – Soft Rocks, 1285-1371.

Tavenas F., Leroueil S. (1977), *Effects of stresses and time on yielding of clays*, Proceedings: 9th ICSMFE, Tokyo, Vol. 1, 319-326.

Tillard-Ngan D., Desrues J., Raynaud S, Mazerolle F. (1993), *Strain localisation in Beaucaire marl*, in: Anagnostopoulos et al. (Hrsg.) Geotechnical Engineering of Hard Soils – Soft Rocks, 1679-1686.

Vardoulakis I., Goldscheider M. (1981), *Biaxial apparatus for testing shear bands in soils*, Proceedings: 10th ICSMFE, Stockholm, 1981, 4/61, Balkema, Rotterdam, 819-824.

Viggiani G. (2001), personal communication.

Viggiani G., Finno R.J., Harris W.W. (1994), *Experimental observations of strain localisation in plane strain compression of a stiff clay*, in: Localisation and Bifurcation Theory for Soils and Rocks, Chambon et al. (Hrsg.), Balkema, 189-198.

Viggiani G., Rampello S., Georgiannou V.N. (1993), *Experimental analysis of localization phenomena in triaxial tests on stiff clays*, in : Geotechnical Engineering of Hard Soils – Soft Rocks, Anagnostopoulos et al. (Hrsg.), 849-856.

von Soos P. (2001), *Eigenschaften von Boden und Fels --- ihre Ermittlung im Labor*, in : Grundbautaschenbuch Teil 1: Geotechnische Grundlagen, Smoltczyk (Hrsg.), 117-201.

Wittke W. (1984), Felsmechanik, Springer-Verlag.

Mitteilungen des Instituts für Geotechnik

Nr. 1	Thamm, B. R.	(1974)	Anfangssetzungen und Anfangsporenwasser- überdrücke eines normalverdichteten wasser- gesättigten Tones
Nr. 2	Gußmann, P.	(1975)	€5,11 Einheitliche Berechnung von Grundbruch und Böschungsbruch
Nr. 3	Feeser, V.	(1975)	€2,56 Die Bedeutung des Kalziumkarbonats für die bodenphysikalischen Eigenschaften vom Löß
Nr. 4	Du Thin, K.	(1976)	Standsicherheit von Böschungen: Programm-Dokumentation
Nr. 5	Smoltczyk, U./ Pertschi, O./ Hilmer, K.	(1976)	vergriffen Messungen an Schleusen in der UDSSR. Schleusennorm der UDSSR (SN 30365) vergriffen
Nr. 6	Hilmer, K.	(1976)	Erddruck auf Schleusenkammerwände
Nr. 7	Laumans, Q.	(1977)	€9,20 Verhalten einer ebenen, in Sand eingespannten Wand bei nichtlinearen Stoffeigenschaften des Bodens
Nr. 8	Lächler, W.	(1977)	Beitrag zum Problem der Teilflächenpressung bei Beton am Beispiel der Pfahlkopfanschlüsse
Nr. 9	Spotka, H.	(1977)	vergriffen Einfluß der Bodenverdichtung mittels Oberflächenrüttelgeräten auf den Erddruck einer Stützwand bei Sand
Nr. 10	Schad, H.	(1979)	€7,67 Nichtlineare Stoffgleichungen für Böden und ihre Verwendung bei der numerischen Analyse von Grundbauaufgaben
Nr. 11	Ulrich C	(1090)	Verschiebungs und kreftgesteuerte Dietendruck
INI. 11	Carlanana D	(1980)	versiche auf konsolidierenden Böden
	Gusmann, P.		Zum Modeligesetz der Konsolidation €10.23
Nr. 12	Salden, D.	(1980)	Der Einfluß der Sohlenform auf die Traglast von Fundamenten
Nr. 13	Seeger, H.	(1980)	€12,78 Beitrag zur Ermittlung des horizontalen Bettungsmoduls von Böden durch Seitendruck- versuche im Bohrloch
Nr 14	Schmidt H H	(1981)	€12,78 Beitrag zur Ermittlung des Erddrucks auf Stützwände
111.17	Semmer, 11.11.	(1701)	bei nachgiebigem Baugrund
			€12,78

Nr. 15	Smoltczyk, U./ Schweikert, O.	(1981)	Vorstudie über bauliche Alternativen für Durchgangs- straßen in Siedlungen
			€6,14
Nr. 16	Malcharek, K./ Smoltczyk, U.	(1981)	Vergleich nationaler Richtlinien für die Berechnung von Fundamenten
			€7,67
Nr. 17	Gruhle, H.D.	(1981)	Das Verhalten des Baugrundes unter Einwirkung vertikal gezogener Ankerplatten als räumliches Problem des Erdwiderstandes
			vergriffen
Nr. 18	Kobler, W.	(1982)	Untersuchungen über Böschungs- und Grundbruch bei begrenzten Lastflächen
			€12,/8
Nr. 19	Lutz, W.	(1983)	Tragfähigkeit des geschlitzten Baugrunds neben Linienlasten
			€12,78
Nr. 20	Smoltczyk, U.	(1983)	Studienunterlagen "Bodenmechanik und Grundbau"; überarbeitete Ausgabe 1993
			€20,45
Nr. 21	Schweikert, O.	(1984)	Der Einfluß des Böschungswinkels auf die Berech- nung des aktiven Erddrucks
			€10.23
Nr. 22	Vogt, N.	(1984)	Erdwiderstandsermittlung bei monotonen und wiederholten Wandbewegungen in Sand
			vergriffen
Nr. 23	Buchmaier, R.	(1985)	Zur Berechnung von Konsolidationsproblemen bei nichtlinearem Stoffverhalten
			€12.78
Nr. 24	Schad, H.	(1985)	Möglichkeiten der Böschungssicherung bei kleinen Baugruben
	Smoltczyk U/		Sonderkonstruktionen der Böschungssicherung
	Schad, H./Zoller, P		€17,90
Nr. 25	Gußmann, P.	(1985)	Die Methode der Kinematischen Elemente €10.23
Nr 26	Steinmann B	(1985)	Zum Verhalten hindiger Böden bei monotoner
111.20	Stellinnunn, D.	(1905)	einaxialer Beanspruchung vergriffen
Nr. 27	Lee, S.D.	(1987)	Untersuchungen zur Standsicherheit von Schlitzen im Sand neben Einzelfundamenten
			vorgriffon
Nr. 20	Kolh U	(1000)	Ermittlung der Schlreibung von Gründungskörmern
INI. 20	К010, П.	(1900)	
			unter norizontalem kinematischen Zwang
Nr. 29	Ochmann, H.	(1988)	€12,78 Ebene Grenzzustände von Erdböschungen im
			stochastischen Sicherheitskonzept
			€12,78
Nr. 30	Breinlinger, F.	(1989)	Bodenmechanische Stoffgleichungen bei großen
			Deformationen sowie Be- und Entlastungsvorgängen €15 34
			013,51

Nr. 31	Smoltczyk, U./ Breilinger, F./ Schad, H./	(1989)	Beitrag zur Bemessung von Tunneln in offener Bauweise
	Wittlinger, M.		€12,78
Nr. 32	Gußmann, P./ Schanz, T./ Smoltczyk, U./	(1990)	Beiträge zur Anwendung der KEM (Erddruck, Grundbuch, Standsicherheit von Böschungen)
	Willand, E.		vergriffen
Nr. 33	Gruhle, H.D.	(1990)	Der räumliche Erdwiderstand vor überwiegend horizontal belasteten Ankerplatten
NI 24	тт т	(1005)	
Nr. 34	Henne, J.	(1995)	Zur Bewehrung von verformten Bodenschichten durch Einsatz zugfester Geokunststoffe
11 25	TT7 1' D	(100.4)	€15.34
Nr. 35	Wittlinger, M.	(1994)	Ebene Verformungsuntersuchungen zur Weckung des Erdwiderstandes bindiger Böden
N. 20	Calard II	(1002)	
Nr. 30	Schad, H.	(1992)	verhalten in der Geotechnik – Experimentelle Erfassung und numerische Analyse
			€15,34
Nr. 37	Belz, I.	(1992)	Zur Ermittlung dynamischer Bodenkennwerte in situ aus der Systemantwort des Erregers
		(100.1)	€15,34
Nr. 38	Ma, J.	(1994)	Untersuchungen zur Standsicherheit der durch Stützscheiben stabilisierten Böschungen
N 20		(100.1)	€15.34
Nr. 39	Smoltczyk, U.	(1994)	Geotechnik
NT 40	ת יווית	(1004)	€15.34
Nr. 40	Rilling, B.	(1994)	Schüttstoffe am Beispiel von Lößlehm
			€17.90
Nr. 41	Vermeer, P.A.	(1996)	Deponiebau und Geotechnik
			€17,90
Nr. 42	Vermeer, P.A.	(1997)	Baugruben in Locker- und Festgestein
			€17,90
Nr. 43	Brinkmann, C.	(1998)	Untersuchungen zum Verhalten von
			Dichtungsübergängen im Staudammbau
			€17,90
Nr. 44	Fiechter-Scharr, I.	(1988)	Beeinflussung von Erdbaustoffen durch Beimischen eines organophilen Bentonits
			€17,90
Nr. 45	Schanz, T.	(1988)	Zur Modellierung des mechanischen Verhaltens von Reibungsmaterialien
			€17,90
Nr. 46	Akinrogunde, A.E.	(1999)	Propagation of Cement Grout in Rock Discontinuities Under Injection Conditions
			€17,90

Nr. 47	Vogt-Breyer, C.	(1999)	Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Tragverhalten und zur Bemessung horizontaler Schraubanker
			€17,90
Nr. 48	Vermeer, P.A.	(1999)	Neue Entwicklungen in der Geotechnik
			€17,90
Nr. 49	Marcher, T.	(2002)	Resultate eines Versuchsprogramms an Beaucaire Mergel
			€17,90

Weitere Veröffentlichungen des Institutes für Geotechnik Stuttgart

und seiner Mitarbeiter ab 1995:

- [1] Vermeer, P.A.: Materialmodelle in der Geotechnik und ihre Anwendung. Beiträge der Tagung FEM `95 Finite Elemente in der Baupraxis, S. 609-618, Stuttgart, 1995.
- [2] Vogt, C., Salden, D.: Schraubanker zum Rückverhängen von Spundwänden. Bautechnik 72, Heft 12, S. 800-802, 1995.
- [3] Schanz, T.: Zur geotechnischen Bewertung von Beton-Recycling-Material. Bautechnik 72, Heft 12, S. 810-816, 1995.
- [4] Schanz, T., Gußmann, P.: Bearing Capacity of Strip Footing on Layered Subsoil. Proceedings 5th International Conference on Numerical Models in Geomechanics (NUMOG V), Davos, pp. 583-587, Balkema, Rotterdam, 1995.
- [5] Brinkgreve, R.B.J., Vermeer, P.A.: A New Approach to Softening Plasticity. Proceedings 5th International Conference on Numerical Models in Geomechanics (NUMOG V), Davos, Balkema, Rotterdam, 1995.
- [6] Vermeer, P.A., Schanz, T.: Zum Steifemodul von Sanden. Mitteilungen des Institutes für Geotechnik der Technischen Universität Dresden, Heft 3, S. 123-142, TU Dresden, 1995.
- [7] Boulon, M., Garnica, P., Vermeer, P.A.: Soil-structure Interaction: FEM Computations. In: Mechanics of Geomaterial Interfaces (Studies in Applied Mechanics 42), Eds Selvadurai and Boulon, pp. 147-171, Elsevier Ltd., Amsterdam, 1999.
- [8] Schanz, T., Vermeer, P.A.: Angles of Friction and Dilatancy of Sand. Géotechnique 46, No. 1, pp. 145-151, 1996.
- [9] Schanz, T., Vermeer, P.A.: Discussion of the paper "Angles of Friction and Dilatancy of Sand". Géotechnique 47, No. 4, pp. 887-892, 1996.
- [10] Vermeer, P.A., Salden, D.: Die Geotechnik des Dammbaus Wechselwirkungen. Jahrbuch 1996 aus Lehre und Forschung der Universität Stuttgart, S. 86-97, Stuttgart, 1997.
- [11] Stolle, D.F.A., Bonnier, P.G., Vermeer, P.A.: A Soft Soil Model and Experiences with Two Integration Schemes. Proceedings 6th International Conference on Numerical Models in Geomechanics (NUMOG VI), Montreal, pp. 123-128, Balkema, Rotterdam, 1997.
- [12] Schanz, T., Bonnier, P.G.: Verification of a Soil Model with Predicted Behaviour of a Sheet Pile Wall. Proceedings 9th International Conference on Computer Methods and Advances in Geomechanics, Wuhan/China, Vol. 2, pp. 953-959, Balkema, Rotterdam, 1997.
- [13] Vermeer, P.A., Stolle, D.F.A., Bonnier, P.G.: From the Classical Theory of Secondary Compression to Modern Creep Analysis. Proceedings 9th International Conference on Computer Methods and Advances in Geomechanics, Wuhan/China, Vol. 4, pp. 2469-2478, Balkema, Rotterdam, 1997.
- [14] Vermeer, P.A., Bayreuther, C.: Tiefe Baugruben in weichen Böden. Tagungsband1. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, Technische Akademie Esslingen, Ostfildern, 1997.
- [15] Raisch, D., Vogt, C.: Gründungssanierung der Außenwände des Museums in Tübingen. Deutsches Architektenblatt 6/97, 29. Jg., S. 927 ff., Stuttgart, 1997.
- [16] Schanz, T., Desrues, J., Vermeer, P.A.: Comparison of Sand Data on Different Plane Strain Devices. International Symposium on Deformation and Progressive Failure in Geomechanics, Nagoya, pp. 289-294, Elsevier Science Ltd., Oxford, 1997.
- [17] Schanz, T.: Die Berücksichtigung von unterschiedlichen Materialsteifigkeiten bei geotechnischen Berechnungen. Tagungsband Numerik in der Geotechnik, Workshop des AK 1.6 der DGGT, Stuttgart, S. 107-120, 1997.
- [18] Schanz, T.: The leaning tower of St. Moritz. Plaxis bulletin 4, pp. 4-7, 1997.
- [19] Schanz, T., Gußmann, P., Smoltczyk, U.: Study of Bearing Capacity of Strip Footing on Layered Subsoil with the Kinematical Element Method. Proceedings XIVth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Hamburg, Vol. 1, pp. 727-730, Balkema, Rotterdam, 1997.

- [20] Vermeer, P.A., Schanz, T.: Die Steifigkeit des Bodens und ihr Einfluß auf die Fußeinspannung einer Stützwand. OHDE-Kolloquium`97, Mitteilungen des Institutes für Geotechnik der Technischen Universität Dresden, Heft 4, S. 247-264, TU Dresden, 1997.
- [21] Vermeer, P.A., Neher H.P.: Bemessung von Baugruben in weichen Böden. Tagungsband 3. Stuttgarter Geotechnik-Symposium, Baugruben in Locker- und Festgestein, Mitteilungen des Institutes für Geotechnik der Universität Stuttgart, Heft 42, S. 73-82, Universität Stuttgart, 1997.
- [22] Vogt, C.: Tragverhalten horizontaler Schraubanker in nichtbindigen Böden. Tagungsband 2. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, Technische Akademie Esslingen, Ostfildern, 1997.
- [23] Haarer, R., Vogt, C.: Geotechnische Aspekte der Planung und Ausführung von Grundwasserwannen mit Sohlverankerung im Oberrheintal. Tagungsband 3. Stuttgarter Geotechnik-Symposium, Baugruben in Locker- und Festgestein, Mitteilungen des Institutes für Geotechnik der Universität Stuttgart, Heft 42, S. 119-126, Universität Stuttgart, 1997.
- [24] Vermeer, P.A.: Non-associated Plasticity for Soils, Concrete and Rock. Proceedings NATO Advanced Study Institute on Physics of Dry Granular Media, Cargese, pp. 163-196, Kluwer Academic Publisher, Dordrecht, 1997.
- [25] Meier, C.P., Schanz, T.: Verformungsabschätzungen für Gründungen mittels Rüttelstopfverdichtung. Tagungsband 5. Darmstädter Geotechnik-Kolloquium, Mitteilungen des Institutes für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt, Heft 39, S. 59-79, TU Darmstadt, 1998.
- [26] Neher, H.P., Schanz, T., Köhler, L.: Das Torsionsödometer ein neuartiges geotechnisches Versuchsgerät. Messen in der Geotechnik `98, Mitteilungen des Institutes für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität Braunschweig, Heft 55, S. 259-272, TU Braunschweig, 1998.
- [27] Schanz, T.: A Constitutive Model for Cemented Sands. Proceedings 4th International Workshop on Localization and Bifurcation Theory for Soils and Rocks, Gifu, pp. 165-172, Balkema, Rotterdam, 1998.
- [28] Schanz, T.: A Constitutive Model for Hard Soils. Proceedings International Conference on the Geotechnics of Hard Soils Soft Rocks, Neapel, pp. 861 ff., Balkema, Rotterdam 1998.
- [29] Vogt, C.: Experimentelle und numerische Untersuchung tiefliegender dreidimensionaler Bruchvorgänge am Beispiel horizontaler Schraubanker. Tagungsband 25. Baugrundtagung, Forum für junge Geotechnik-Ingenieure, Stuttgart, S. 25-26, 1998
- [30] Vogt, C., Bonnier, P.G., Vermeer, P.A.: Analyses of NATM-tunnels with 2D and 3D Finite Element Method. Proceedings of the 4th European Conference on Numerical Methods in Geotechnical Engineering, Udine/Italy, pp. 211-219, Springer Verlag, Wien, 1998.
- [31] Schanz, T., Vermeer, P.A.: On the Stiffness of Sands. Géotechnique. Special issue on Prefailure Deformation Behaviour of Geomaterials, pp. 383-387, 1998.
- [32] Vermeer, P.A., Neher H.P.: A Soft Soil Model that Accounts for Creep. Proceedings of a Workshop on Stability of Embankments on soft Soils, Delft, 1998.
- [33] Vermeer, P.A., Meier, C.P.: Standsicherheit und Verformungen bei tiefen Baugruben in bindigen Böden. Tagungsband Vorträge der Baugrundtagung 1998, Stuttgart, S. 133-150, 1998.
- [34] Vermeer, P.A., Meier, C.P.: Stability and deformations in deep excavations in cohesive soils. Proceedings International Conference on Soil-Structure Interaction in Urban Civil Engineering, Darmstadt Geotechnics, No.4, Vol. 1.1998.
- [35] The, P., Vermeer, P.A., Termaat, R.J.: A Viscoplastic Creep Model for the Engineering Practice. Proceedings International Symposium on Problematic Soils, Sendai/ Japan, Balkema, Rotterdam, 1998.
- [36] Stolle, D.F.E., Vermeer, P.A., Bonnier, P.G.: A consolidation model for a creeping clay. Canadian Geotechnical Journal, Vol.36.1999, pp. 754-759.

- [37] Vermeer, P.A.: On the Future of Plaxis. Proceedings International Symposium Beyond 2000 in Computational Geotechnics: 10 Years of Plaxis International, Amsterdam, pp. 55-58, Balkema, Rotterdam, 1999.
- [38] Bauduin, C.M., De Vos, M., Vermeer, P.A.: Back Analysis of Staged Embankment Failure: The Case Study Streefkerk. Proceedings International Symposium Beyond 2000 in Computational Geotechnics: 10 Years of Plaxis International, Amsterdam, pp. 79-90, Balkema, Rotterdam, 1999.
- [39] Vermeer, P.A., Neher, H.P.: A soft Soil Model that Accounts for Creep. Proceedings International Symposium Beyond 2000 in Computational Geotechnics: 10 Years of Plaxis International, Amsterdam, pp. 249-261, Balkema, Rotterdam, 1999.
- [40] Schanz, T., Vermeer, P.A., Bonnier, P.G.: The Hardening Soil Modell: Formulation and Verification. Proceedings International Symposium Beyond 2000 in Computational Geotechnics: 10 Years of Plaxis International, Amsterdam, pp. 291-296, Balkema, Rotterdam, 1999.
- [41] Vogt, C., Vermeer, P.A.: Analyses and Large Scale Testing of Plate Anchors. Proceedings 7th International Symposium on Numerical Models in Geomechanics (NUMOG VII), Graz, pp. 495-500, Balkema, Rotterdam, 1999.
- [42] Stolle, D.F.E., Vermeer, P.A.; Bonnier, P.G.: Time Integration of a Constitutive Law for Soft Clays. Communications in Numerical Methods in Engineering, No. 15, pp. 603–609, 1999.
- [43] Vermeer, P.A., Ruse, N.M., Dong, Z., Härle, D.: Ortsbruststabilität von Tunnelbauwerken am Beispiel des Rennsteigtunnels. Tagungsband 2. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, S. 195-202, Ostfildern, 2000.
- [44] Neher, H.P., Vermeer, P.A., Oswald, K.D.: Aufschüttungen auf weichem, wenig tragfähigem Untergrund. Tagungsband 2. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, S. 41-64, Ostfildern, 2000.
- [45] Salden, D.: Untersuchungen zur Verwendbarkeit von *Rübenerde* als Baustoff für mineralische Dichtungsschichten sowie für Dämme und Deiche. Tagungsband 2. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, S. 775-792, Ostfildern, 2000.
- [46] Vermeer, P.A., Meier, C.P.: Deformation Analyses for Deep Excavations. Proceedings of the Fourth International Geotechnical Engineering Conference, pp. 151-172, Cairo, 2000.
- [47] Marcher, T., Vermeer, P.A., von Wolffersdorff, P.-A.: Hypoplastic and elastoplastic modelling a comparison with test Data. In: Kolymbas, D. (Ed.): Constitutive modelling of granular materials, pp. 353-374, Springer Verlag, Berlin, 2000.
- [48] Vermeer, P.A., Ruse, N.M.: Face stability when tunnelling in soil and homogeneous rock. Proceedings of the Booker Memorial Symposium, pp. 123–138, Sydney, 2000.
- [49] Vermeer, P.A., Marcher, T.: Zur Prognose der Horizontalverformungen Tiefer Baugrubenwände. Tagungsband Vorträge der Baugrundtagung 2000, S. 35-46, Hannover, 2000.
- [50] Vermeer, P.A., Ruse, N.M., Punlor, A., Gollub, P.: Dreidimensionale Analysen einer Trägerbohlwand. Beiträge zum Workshop Verformungsprognose für tiefe Baugruben, Stuttgart 2000, Schweiger (Red.), S. 140-164, Graz, 2000.
- [51] Neher, H.P.: Zur Anwendung eines elasto-viskoplastischen Stoffgesetzes.
 26. Baugrundtagung, Spezialsitzung "Forum für junge Geotechnik-Ingenieure, S. 38-39, Hannover, 2000.
- [52] Marcher, T., Vermeer, P.A., Bonnier, P.G.: Application of a nonlocal model to the softening behaviour of Hostun sand. In: Bifurcation and Localisation Theory in Geomechanics: Proceedings of the 5th International Workshop on Bifurcation and Localization Theory in Geomechanics, Perth 1999, (Hrsg.) Mühlhaus H.-B. (u.a.), pp. 59-67, A.A. Balkema Publishers, Lisse, 2001.

- [53] Vermeer, P.A., Ruse, N.M.: On the stability of the tunnel excavation front. In: Bathe, K.J. (Ed.): Computational Fluid and Solid Mechanics: Proceedings First MIT Conference on Computational Fluid and Solid Mechanics, Cambridge MA, pp. 521-523, Elsevier, Amsterdam, 2001.
- [54] Yin, J.-H., Vermeer, P.A., Luk, S.T., Wehnert, M., Cheng, Y.M., Neher, H.P.: A Simple Method for Calculation of 1-D Consolidation Settlement of Soils With Creep. Geotechnical Deformations and Movements, Proceedings of the 20th Annual Seminar, Geotechnical Division of the Hong Kong Institution of Engineers, pp. 33-45, Hong Kong, 2001.
- [55] Neher, H.P., Vermeer, P.A., Bonnier, P.G.: Strain-Rate Effects in Soft Soils Modelling and Application. Proceedings 3rd International Conference an Soft Soil Engineering, pp. 361-367, Hong Kong, 2001.
- [56] Vermeer, P.A., Ruse, N.: Die Stabilität der Ortsbrust von Tunnels in homogenem Boden oder Fels. In: Zur Beschreibung komplexen Materialverhaltens: Beiträge anlässlich des 50. Geburtstags von Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Ehlers, S. 257-273, Diebels, S. (Hrsg.), Stuttgart, 2001.
- [57] Marcher, T., Vermeer, P.A.: Macromodelling of softening in non-cohesive soils. In: Continuous and Discontinuous Modelling of Cohesive-Frictional Materials, (Ed.) Vermeer, P.A. (u.a.), pp.89–110, Springer Verlag, Berlin, 2001.
- [58] Vermeer, P.A., Punlor, A., Ruse, N.: Arching effects behind a soldier pile wall. Computers and Geotechnics, Vol. 28.2001, No. 6/7, pp. 379-396.
- [59] Vermeer, P.A., Ruse, N.: Die Stabilität der Tunnelortsbrust in homogenem Baugrund. Geotechnik, Vol. 24.2001, Nr. 3, S. 186-193.
- [60] Neher, H.P., Wehnert, M., Bonnier, P.G.: An evaluation of soft soil models based on trial embankments. In: Computer Methods and Advances in Geomechanics, (Ed.) Desai, Ch. (u.a.), pp. 373-378, Balkema, Rotterdam, 2001.
- [61] Beutinger, P.H.: Geotechnical Stability Investigations on Mobile Construction Machines. Proceedings of XIV. European Young Geotechnical Engineer's Conference 2001, pp. 209-220, Plovdiv, 2001.
- [62] Vermeer, P.A., Vogler U.: On the Stability of unlined Tunnels. In: (Ed.) Barends, Frans (u.a.): Learned and applied Soil Mechanics out of Delft, pp. 127-134, A.A. Balkema Publishers, Lisse, 2002.
- [63] Vermeer, P.A., Ruse, N.: Neue Entwicklungen in der Tunnelstatik. Tagungsband 3. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, S. 3-14, Ostfildern, 2002.
- [64] Beutinger, P.H., Vermeer, P.A.: Geotechnische Standsicherheitsuntersuchungen an mobilen Baumaschinen. Tagungsband 3. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, S. 237-244, Ostfildern, 2002.
- [65] Vermeer, P.A., Bonnier, P.G., Möller, S.C.: On a smart use of 3D-FEM in tunneling. Proceedings 8th International Symposium on Numerical Models in Geomechanics (NUMOG VIII), Rome, pp. 361-366, A.A. Balkema Publishers, Lisse, 2002.
- [66] Neher, H.P., Cudny, M.: Modelling principal stress rotation effects with multilaminate type constitutive models for clay. Proceedings 8th International Symposium on Numerical Models in Geomechanics (NUMOG VIII), Rome, pp. 41-47, A.A. Balkema Publishers, Lisse, 2002.