

VERÖFFENTLICHUNGEN

des Fachgebietes Bodenmechanik und Grundbau
der Technischen Universität Kaiserslautern

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. C. Vrettos

Heft 14

MECHANISCHES VERHALTEN EINES TEILGESÄTTIGTEN
TONS: EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN,
STOFFMODELL UND IMPLEMENTIERUNG

von

Viktoria Schwarz

KAISERSLAUTERN 2011

Vom Fachbereich Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Kaiserslautern

zur
Verleihung des akademischen Grades
DOKTOR-INGENIEUR (Dr.-Ing.)
genehmigte

DISSERTATION

D 386

Tag der Einreichung: 15. November 2010
Tag der mündlichen Prüfung: 01. März 2011

Dekan: Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Kurz

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. habil. Christos Vrettos
Prof. Dr.-Ing. habil. Dimitrios Kolymbas

Autorin dieses Heftes ist

Viktoria Schwarz

Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Fachgebiet Bodenmechanik und Grundbau
der Technischen Universität Kaiserslautern

Vorwort des Herausgebers

In der Natur auftretende Böden befinden sich überwiegend im Zustand der Sättigung bzw. der Teilsättigung. Änderungen der Witterungsverhältnisse können einen wesentlichen Einfluss auf die Scherfestigkeit und das Verformungsverhalten haben. Dies muss bei der Dimensionierung von geotechnischen Bauwerken und Gründungen berücksichtigt werden. Die Behandlung der komplexen Thematik kann auf mehreren Ebenen erfolgen. In der Regel behilft man sich bewährten integralen Stoffmodellen, bei denen die Bewegungszustände der fluiden Phasen nicht gesondert erfasst werden und lediglich die Auswirkungen auf das mechanische Verhalten des Erdstoffes abgebildet werden. Herangezogen werden dabei gängige Stoffmodelle auf der Basis der Plastizitätstheorie, bei denen die Netto-Spannungen, die Kapillarspannung, die Porenzahl und der Sättigungsgrad als Eingangsparameter verwendet werden. Für bestimmte Simulationen werden zusätzlich Zeit und Temperatur als Variablen berücksichtigt. Die Bestimmung der Stoffkonstanten erfolgt anhand von Ergebnissen aufwändiger Laborversuche.

Bei der vorliegenden Dissertation wird ein entsprechendes integrales Stoffmodell formuliert und zur Berücksichtigung der oben angegebenen Parameter erweitert. Es werden sowohl deviatorische als auch volumetrische Zustände behandelt. Die Kalibrierung wird für einen Kaolinit-Ton vorgenommen. Die zugehörigen experimentellen Ergebnisse werden mittels einer anspruchsvollen Versuchstechnik an einem speziellen Triaxialgerät mit Doppelwandzelle erzielt. Das Stoffmodell wird anschließend in Form einer UMAT-Subroutine in das Programmsystem ABAQUS implementiert. Anschließend wird damit das Randwertproblem einer Flachgründung auf bindigem Boden mit variablem Sättigungsgrad numerisch untersucht.

Die vorliegende Dissertation liefert einen nennenswerten Beitrag zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens teilgesättigter, bindiger Böden und der Anwendung in der geotechnischen Praxis.

Die Forschungsarbeit wurde durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft finanziert. Dieser Unterstützung sei an dieser Stelle gedankt.

C. Vrettos

Vorwort der Autorin

Tatsachen sind die Schwachstellen der Theorie. (Helmar Nahr)

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Fachgebiet für Bodenmechanik und Grundbau der Technischen Universität Kaiserslautern.

Dem Fachgebietsleiter, Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Christos Vrettos, danke ich an dieser Stelle für die Übernahme des Referates sowie für die umfassende Betreuung der wissenschaftlichen Arbeit. Ebenso sei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dimitrios Kolymbas für die Übernahme des Koreferats sowie die hilfreichen Anmerkungen gedankt. Für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Sven Klinkel bedanken. Dem vormaligen Fachgebietsleiter, Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Meißner, gilt mein Dank für die Anregungen bei der Ausarbeitung des Themas sowie die Unterstützung in der Anfangsphase der Bearbeitung.

Allen Kollegen am Fachgebiet, die zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben, sei ebenfalls mein herzlicher Dank ausgesprochen. Hier sei vor allem Herr Dr.-Ing. Andreas Becker für die stete Unterstützung durch viele fachliche Diskussionen genannt. Abschließend möchte ich mich auch besonders bei Laborleiter Herr Ronald Günther, dem Laborpersonal sowie den wissenschaftlichen Hilfskräften für ihre vielfältige Unterstützung, insbesondere bei der Durchführung der Versuche, bedanken.

Viktoria Schwarz

Inhaltsverzeichnis

	Seite
Kurzfassung	ix
Abstract	xi
1 Einleitung	1
2 Theoretische Grundlagen zu teilgesättigten Böden	4
2.1 Kapillarität bei teilgesättigten Böden	4
2.2 Saugspannung als Potential	8
2.3 Ermittlung der Saugspannung	9
2.3.1 Gesamtpotential	10
2.3.2 Matrix-Potential	13
2.3.3 Osmotisches Potential	16
2.4 Ermittlung der Kapillardruckkurve	17
2.5 Porenbildung im Ton und Einfluss auf die Kapillardruckkurve	19
2.6 Effektive Spannungen in teilgesättigten Böden	21
3 Übersicht - Modelle zum mechanischen Verhalten teilgesättigter bindiger Böden	24
4 Stoffmodell	32
4.1 Grundlagen elasto-plastischer Modelle	32
4.2 Invariantendarstellung	41
4.3 Entwicklung eines elasto-plastischen Ansatzes	41
4.3.1 Definition des Überkonsolidierungsgrades $\overline{\text{OCR}}$	44
4.3.2 Elastische Materialparameter	44
4.3.3 Plastische Materialparameter	45
4.3.4 Spannungs-Dehnungsbeziehung für Fließfläche und Kappe	45
5 Triaxialversuche zur Ermittlung der Stoffparameter	49
5.1 Versuchsmaterial und Probenherstellung	49
5.1.1 Material	49
5.1.2 Probenherstellung	50
5.2 Versuchstechnik und Versuchsprogramm	52
5.2.1 Versuchsstand	52

5.2.2	Probenbehandlung und Einbau	58
5.2.3	Versuchsprogramm und -durchführung	58
5.2.4	Temperaturlausbreitung innerhalb der Triaxialprobe	61
5.3	Ergebnisse der Triaxialversuche	63
5.3.1	Ermittelte Spannungs-Dehnungslinien	63
5.3.2	Ermittlung der Grenzfläche	65
5.3.3	Ermittlung der Kohäsion	73
5.4	Ermittlung der Stoffparameter	75
5.4.1	Bestimmung der elastischen Parameter	76
5.4.2	Bestimmung der plastischen Parameter	78
5.4.3	Volumetrische Verfestigung	81
6	Numerische Simulationen mittels der Finite-Elemente-Methode	83
6.1	Grundlagen	83
6.1.1	Erfassung der Nichtlinearität	85
6.2	Programmsystem ABAQUS	87
6.3	Implementierung des Stoffmodells	88
6.4	Simulation von Laborversuchen	91
6.5	Lösung eines Randwertproblems	94
6.5.1	Einfluss des Sättigungsgrades	100
6.5.2	Einfluss der Porenzahl	102
6.5.3	Einfluss des Konsolidierungsgrades	104
6.6	Grenzen des numerischen Modells	105
7	Zusammenfassung und Ausblick	107
	Literatur	109
	Notation	115
	Anhang	116

Kurzfassung

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist es, ein elasto-plastisches Stoffmodell für teilgesättigte bindige Böden zu entwickeln. Abweichend von den aus der Literatur bekannten Stoffmodellen für teilgesättigte Böden werden Änderungen von Zustandgrößen unmittelbar erfassbar sein. Der Einfluss der Zustandgrößen Anfangsporenzahl, -sättigungsgrad, Temperatur, Konsolidierverhältnis sowie des Spannungsniveaus auf das mechanische Verhalten eines gängigen, ausgeprägt plastischen Tons wird untersucht.

Zur Ermittlung der relevanten Stoffparameter wird eine Reihe aufwändiger Versuche in einem neu entwickelten Triaxialgerät durchgeführt. Dieses Triaxialgerät ist in der Lage, die für teilgesättigte Böden charakteristische Saugspannung während des Versuchs sowohl zu messen als auch zu regeln. Die in diesem Triaxialgerät durchgeführten Versuche dienen zur Ermittlung des deviatorischen Versagenszustandes des Bodens.

Der Einfluss sämtlicher Zustandgrößen auf die Grenzfläche des Stoffmodells wird für den vorliegenden Kaolinit mittels eines Separationsansatzes in einem einzigen Parameter berücksichtigt. Die weiteren Parameter des Modells bleiben für alle Zustände konstant. Das Verhalten im elastischen Bereich ist durch Funktionen für Kompressions- und Schubmodul gesteuert, die von den Zustandgrößen abhängen. Das volumetrische Verhalten erfasst eine Kappenfunktion, die an die deviatorische Grenzfläche anschließt.

Das entwickelte Stoffmodell wird mittels der Schnittstelle UMAT in das FE-Programmsystem ABAQUS implementiert. Die Validierung des Modells erfolgt anhand der Simulation verschiedener Laborversuche. Abschließend wird eine geotechnische Problemstellung in Form einer Flachgründung untersucht und die maximal aufnehmbare Spannung bei Aufsättigung durch Berechnung des Bodens aufgezeigt.

Abstract

The aim of the present work is the development of an elasto-plastic constitutive model for partially saturated cohesive soils. In contrast to the constitutive models available in the literature, changes in the state parameters are explicitly captured. In influence of the state parameters initial void ratio, initial degree of saturation, temperature, consolidation ratio and stress level on the mechanical behaviour of an ordinary high-plasticity clay is investigated.

In order to determine the relevant constitutive parameters a series of time-consuming tests in a newly developed triaxial apparatus are carried out. This apparatus is able to measure and control during the test the suction, which is characteristic for partially saturated soils. The tests carried out aim at the assessment of the deviatoric failure condition of this soil.

The influence of all state parameters on the failure envelope of the constitutive model for the investigated kaolin clay is incorporated by means of a separation ansatz in a single parameter. The other model parameters remain constant for all states. The behaviour in the elastic domain is controlled through function of the compression and shear modulus, which depend on the state parameters. The volumetric behaviour is described by means of a cap function that is connected to the deviatoric failure envelope.

The constitutive model developed is implemented via a UMAT interface in the FE-Program code ABAQUS. The validation of the model is carried out by means of a simulation of various laboratory tests. Finally, the geotechnical problem of a raft foundation is investigated, and the maximum allowable stress during saturation due to irrigation is shown.

1 Einleitung

Unter natürlichen Bedingungen ist der Baugrund wechselnden klimatischen Verhältnissen ausgesetzt. Da das Verhalten des anstehenden Bodens dadurch signifikant beeinflusst wird, ist es notwendig, diese Einflüsse aus Temperatur- und Feuchteänderung näher zu untersuchen.

Während länger andauernder, unmittelbarer Sonneneinstrahlung finden starke Verdunstungsprozesse statt, in deren Folge vor allem bei schluff- und tonhaltigen Böden Austrocknungsrisse auftreten. Im umgekehrten Fall verursachen Regenfälle in Abhängigkeit ihrer Dauer und der Vegetation der betrachteten Fläche Infiltrationsvorgänge, die zu einem Anstieg des Grundwasserspiegels und damit zur Aufsättigung des Bodens führen können.

Bei Dämmen und anderen geböschten Erdbauwerken können so klimatisch bedingte Stabilitätsprobleme auftreten. Deiche z. B. begrenzen naturgemäß schwankende Wasserpegel, durch deren Einfluss es nicht nur zur Überspülung der Krone kommen kann, sondern häufiger zu Böschungsrutschungen auf der Landseite infolge Sickerwasseraustritts und damit lokaler Aufsättigung und Verlust der Stabilität. Infiltrationsvorgänge an der Krone nach lang anhaltenden Unwettern bedingen ebenfalls eine lokale Aufsättigung und können die Standsicherheit solcher Bauten beeinträchtigen. Die Hochwässer der letzten Jahre haben vielfach gezeigt, welche Auswirkung ein Versagen der Sperrbauwerke im Bereich besiedelter Flächen haben kann.

Durch lokale Aufsättigung des Bodens kommt es zum Anstieg des Porenwasserdrucks. Kapillarkräfte, die im teilgesättigten Zustand wirksam sind, werden vermindert und verursachen somit gegebenenfalls die Standsicherheitsgefährdung des gesamten Bauwerks. Insbesondere bei bindigen Böden mit hohen Kapillarkräften zeigt sich die Notwendigkeit einer näheren Betrachtung möglicher Versagenszustände infolge Aufsättigung. Bindige Böden werden im Deichbau beispielsweise als Dichtmaterial verwendet.

In der vorliegenden Arbeit wurde der Einfluss verschiedener Zustandsparameter auf das mechanische Verhalten teilgesättigter bindiger Böden untersucht. Als maßgeblich zu untersuchender Punkt galt hierbei die Scherfestigkeit des Materials. Das verwendete Material, ein aufbereiteter, ausgeprägt plastischer Ton, wurde bereits von Wendling (2004) und Dobrowolsky (2008) hinsichtlich der Entstehung von Austrocknungsrisse sowie seines Quellverhaltens untersucht.

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, das mechanische Verhalten teilgesättigter bindiger Böden infolge Aufsättigung bzw. Temperatureinfluss beurteilen zu können. Zu diesem Zweck wurden am o. g. Ton Laborversuche mit verschiedenen Einbauparametern durchgeführt. Das aus den Versuchen entwickelte Stoffmodell ist durch die Beschreibung mittels Invarianten gültig für allgemeine Spannungszustände. Es besteht aus einem Einflächenmodell mit isotroper Verfestigung, das sowohl für den Druck- als auch für den Zugbereich gültig ist. Die Volumenänderungen für isentrope Spannungsänderungen sind durch eine Kappenfunktion beschrieben.

Das erarbeitete Stoffmodell wurde über die Schnittstelle UMAT durch eine Fortran-Subroutine in das Programmsystem ABAQUS implementiert. Zur Verifizierung wurden verschiedene Elementversuche sowie ein axialsymmetrisches Randwertproblem simuliert.

Im Rahmen der Forschungsarbeit wurde ein neues, doppelwandiges Triaxialgerät entwickelt, mit dem eine Saugspannungsmessung bis zu 15 bar sowie eine Temperierung des hydraulisch wirksamen Mediums bis auf 50°C möglich ist. Anhand der mit diesem Gerät durchgeführten triaxialen Kompressions- und Extensionsversuche wurden die Parameter des Stoffmodells ermittelt.

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in sechs Kapitel. Zunächst wird im 2. und 3. Kapitel eine Übersicht über die theoretischen Grundlagen des Themas gegeben, wichtige Begriffe der Stoffgesetze werden definiert und wesentliche Beziehungen der Bodenkonstituierenden sowie das Verhalten und die Charakteristik teilgesättigter Böden erläutert. Ein kurzer Überblick über die spezifische Messtechnik zur Erfassung der bei Teilsättigung auftretenden Saugspannung ist ebenfalls berücksichtigt. Darüber hinaus werden die heute zur Verfügung stehenden Stoffgesetze vorgestellt.

Im 4. Kapitel wird das neu entwickelte, elasto-plastische Stoffmodell für teilgesättigte, bindige Böden hergeleitet und dessen Parameter definiert.

Danach folgt im 5. Kapitel die Beschreibung des experimentellen Teils mit der Klassifizierung des verwendeten Tons, der Probenherstellung und dem -einbau, der Beschreibung der neu entwickelten Triaxialzelle sowie einer detaillierten Darstellung der durchgeführten Versuche und deren Auswertung. Ferner sind die im elastischen sowie plastischen Bereich wirksamen Parameter durch algebraische Funktionen approximiert.

Das 6. Kapitel beinhaltet die numerischen Untersuchungen mit einem Überblick über die mathematischen Grundlagen und die Implementierung des aufgestellten Stoffgesetzes. Im

Anschluss sind verschiedene Laborversuche sowie ein repräsentatives Randwertproblem exemplarisch gelöst und deren Resultate im Vergleich mit den Testergebnissen zur Validierung des Stoffgesetzes herangezogen.

2 Theoretische Grundlagen zu teilgesättigten Böden

2.1 Kapillarität bei teilgesättigten Böden

Alle Böden, die oberhalb des Grundwasserspiegels anstehen, liegen in einem teilgesättigten Zustand vor. So sind nicht nur die beiden Bestandteile Bodenkorn und Wasser, sondern auch die Luftphase permanent im Gefüge vorhanden. Die Volumenanteile der drei Konstituierenden variieren in der Natur in Abhängigkeit von der Höhe über dem Grundwasserspiegel und der Kapillarität des Bodens.

Unterhalb des Grundwasserspiegels liegt die so genannte gesättigte Zone vor, in der der Porenraum vollständig mit Wasser gefüllt ist und die Luftphase nur im Wasser gelöst auftritt. Unmittelbar oberhalb des Grundwasserspiegels schließt sich die ungesättigte Zone an, die sich in drei Teilzonen gliedert, nämlich die Kapillaritätszone, die Zweiphasenzone und die trockene Zone. In der direkt oberhalb des Grundwasserspiegels folgenden Kapillaritätszone ist der Porenraum noch überwiegend mit Wasser gefüllt, jedoch findet sich hier bereits eine diskontinuierliche Luftphase. In der Zweiphasenzone treten sowohl die Wasser- als auch die Luftphase kontinuierlich auf, während in der trockenen Zone der Porenraum überwiegend mit Luft gefüllt ist und die Wasserphase diskontinuierlich vorliegt (Fredlund, 1993).

Luft und Wasser sind in der Realität keine unvermischten Phasen, sondern bilden in den Übergangszonen temperaturabhängige Gemische aus Wasserdampf, in Wasser gelöster Luft, Luft und Wasser. Zur weiteren Betrachtung wird hier eine Trennung der zwei Phasen angenommen, d.h. eventuelle Mischformen werden vernachlässigt. Die Phasen sind durch eine Grenzmembran getrennt, die sowohl masse- als auch volumenbezogen keine Rolle spielt, aber aufgrund ihrer molekularen Eigenschaften und damit ihrer Signifikanz für das Verhalten teilgesättigter Böden im folgenden näher beschrieben wird (Fredlund, 1993). Unter den o. g. Voraussetzungen tritt das im Boden vorkommende Wasser je nach Betrachtungshorizont in den nachfolgend beschriebenen Formen auf. Man unterscheidet dabei die geschlossene Wasserphase in Höhe des Grundwasserspiegels, das Kapillarwasser sowohl im Bereich der kontinuierlichen Wasserphase als auch im teilgesättigten Bereich und das Haftwasser, das die Körner in der kontinuierlichen Luftphase umgibt (Köhler & Montenegro, 2003).

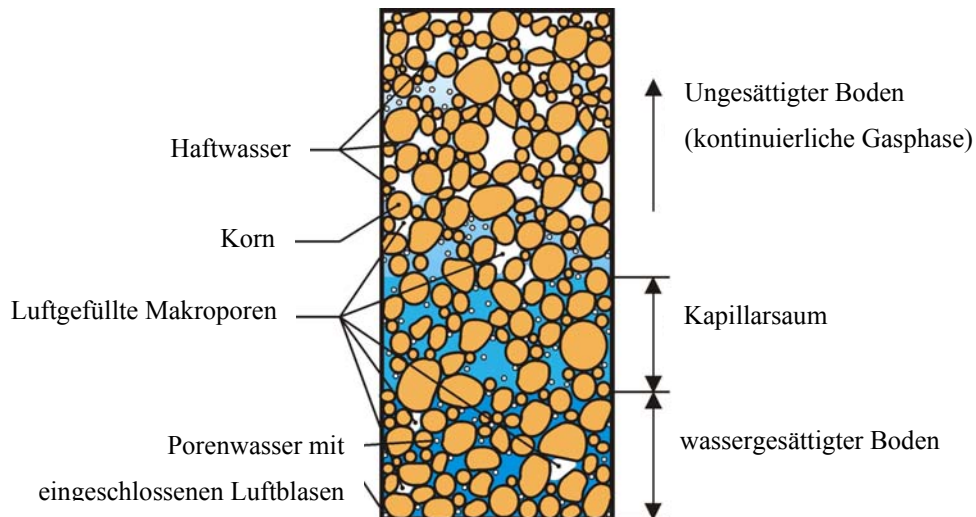


Abb.2.1: Verteilung der Wasserphase im Boden (nach Köhler & Montenegro, 2003)

Die sich zwischen der Wasser- und der Luftphase ausbildende Grenzmembran ist verantwortlich für das Auftreten einer zusätzlichen Spannung, der so genannten Kapillarspannung, siehe Abb.2.2.

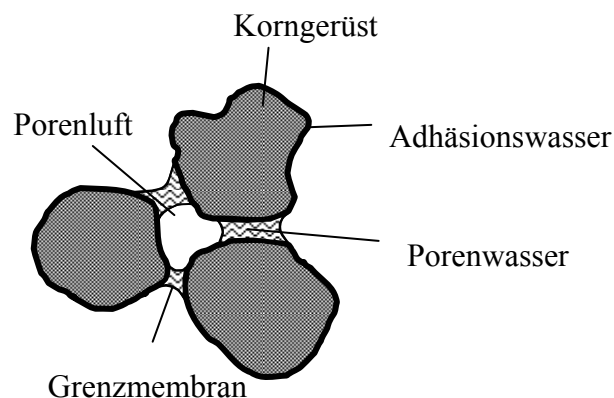


Abb.2.2: Wasserbrücken und Grenzmembran in der ungesättigten Zone

An der Membran herrschen abhängig von der Form der Bodenpartikel, deren Größe und der Art und Menge der benetzenden Flüssigkeit die in Abb.2.3 dargestellten Verhältnisse. Die Oberfläche des Wassers als benetzende Flüssigkeit zwischen zwei Partikeln mit ähnlichem Durchmesser steht unter der Membranzugspannung T_S bei einer Meniskenkrümmung R_J ; die Partikel haben einen Durchmesser $2R$ und einen Abstand $2r$. Der Benetzungswinkel α ist unter anderem abhängig von den physikalischen Eigenschaften der Poren sowie von der Art der Flüssigkeit. Die Differenz ($u_a - u_w$) ist definiert als Kapillarspannung ψ_m und berechnet sich im ebenen Fall gemäß Fredlund (1993) aus

$$\psi_m = u_a - u_w = \frac{2 T_S}{R_1} \quad (2-1)$$

mit u_a : Luftdruck
 u_w : Wasserdruck

Die Kapillarspannung $\psi_m = (u_a - u_w)$ entspricht der so genannten Matrix-Saugspannung. Eine erweiterte Beschreibung der Saugspannung erfolgt unter Zuhilfenahme der Potentialtheorie in Kapitel 2.2.

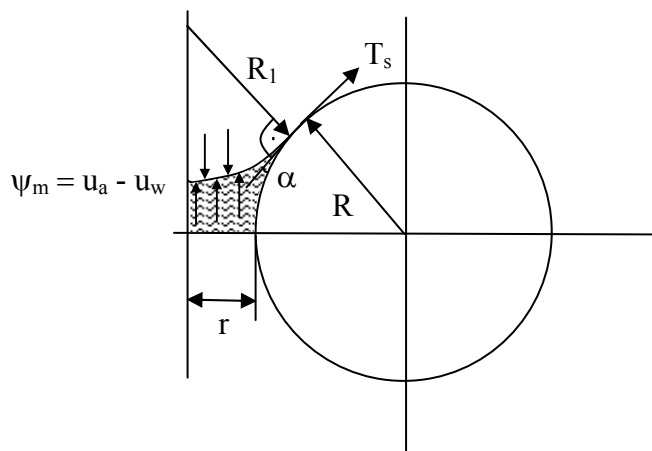


Abb.2.3: Wasserbrücke zwischen 2 Partikeln (nach Molenkamp & Nazemi, 2003)

Die Abhängigkeit der Membranzugspannung vom Partikelabstand $2r$ wird durch das Modell der Kapillaren mit unterschiedlichen Durchmessern verdeutlicht. In Kapillaren mit geringem Durchmesser steigt das Wasser höher als in Kapillaren mit größerem Durchmesser, da sich die Oberflächenspannung T_S mit dem Radius R_1 und damit auch die Kapillarspannung ψ_m ändert, siehe Abb.2.4. Die Steighöhe einer hängenden Wassersäule in einer Kapillare lässt sich folgendermaßen bestimmen.

$$h = \frac{2 T_S}{\rho_w \cdot g \cdot r} \cos \alpha \quad (2-2)$$

mit ρ_w : Dichte des Wassers
 g : Erdbeschleunigung
 r : Radius der Kapillare
 α : Benetzungswinkel Wasser-Wand

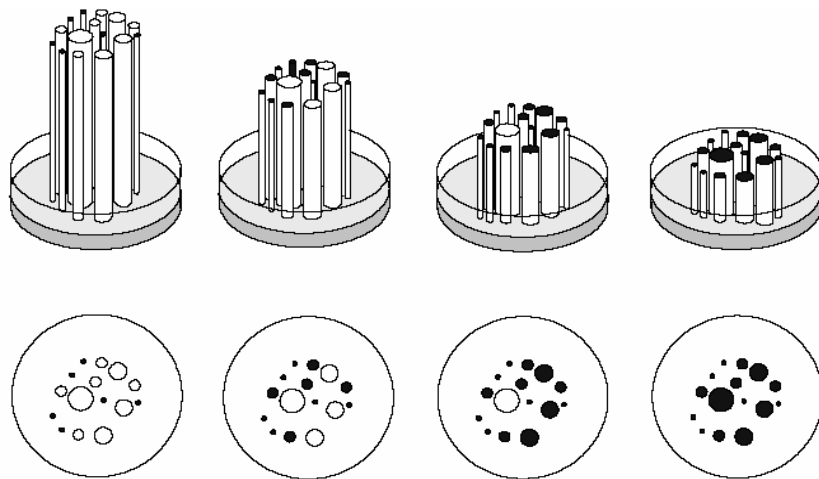


Abb.2.4: Kapillarbündel und kapillare Steighöhe (Loiskandl & Strauss-Sieberth, 2010)

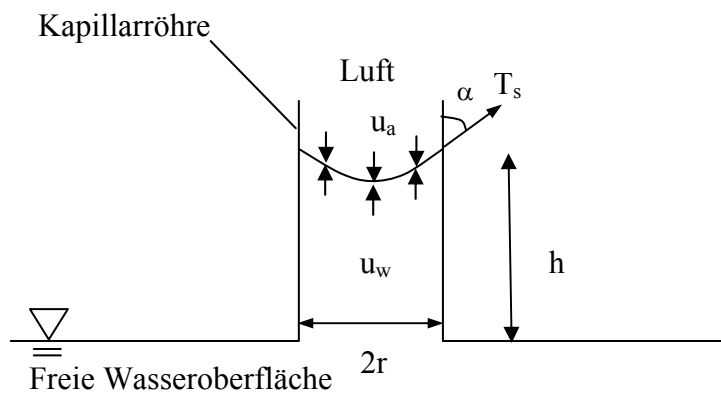


Abb.2.5: Kräftegleichgewicht in einer Kapillarröhre

Der Winkel α ist abhängig von der Art der Flüssigkeit und variiert zwischen $\alpha < 90^\circ$ für benetzende Flüssigkeiten (z. B. Wasser) und $\alpha > 90^\circ$ für nicht-benetzende Flüssigkeiten (z. B. Quecksilber). Die Ausbildung des Winkels ist von der Grenzflächenspannung zwischen der umgebenden Luft und der Wandung T_{13} , der Grenzflächenspannung zwischen der Flüssigkeit und der Wandung T_{23} und der Spannung der Grenzmembran Luft-Wasser T_{12} abhängig, Abb.2.6.

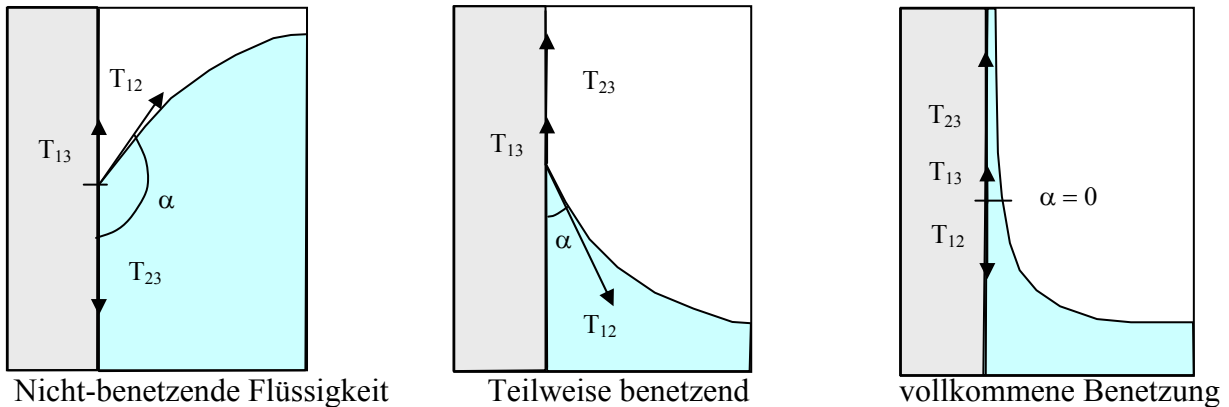


Abb.2.6: Benetzungswinkel verschiedener Flüssigkeiten (nach Loiskandl & Strauss-Sieberth, 2010)

Für die in der vorliegenden Arbeit verwendete Flüssigkeit Wasser zeigt sich eine teilweise Benetzung, Abb.2.6 Mitte.

2.2 Saugspannung als Potential

Zur weiteren Betrachtung der Wasserphase und deren Bewegung werden die Begriffe der Saugspannung und die Potentialtheorie als physikalische Grundlage näher erläutert.

Das Potential ψ geht aus der Definition der Lageenergie $\psi = m \cdot g \cdot h$ hervor und entspricht der Arbeit, die notwendig ist, eine Masse m um die Höhe h anzuheben. Dieser Vorgang würde einer nach oben gerichteten Wasserbewegung im Boden entsprechen. Durch das Potential wird also die Arbeit angegeben, die aufgewendet werden muss, um Wasser im Boden in Bewegung zu versetzen bzw. es diesem zu entziehen.

Die Saugspannung als Gesamtpotential lässt sich nach Witte (2003) in die Teilpotentiale Matrixpotential ψ_m , osmotisches Potential ψ_o , Gaspotential ψ_g und Gravitationspotential ψ_z unterteilen.

$$\psi = \psi_m + \psi_o + \psi_g + \psi_z \quad (2-3)$$

Das Matrixpotential ψ_m entsteht aus der Differenz des Luft- und des Wasserdrucks ($u_a - u_w$) oberhalb bzw. unterhalb des Meniskus und hat seinen größten Anteil im Bereich der niedrigen Sättigung. Es ist allein von den physikalischen Eigenschaften der Poren (Verteilung, Größe, Form) und dem Wassergehalt abhängig. Bei geringem Wassergehalt und dem Auftreten von Haftwasser an den Bodenkörnern ist die Bindung des Wassers am größten, das Matrixpotential

also am höchsten. Dieses Potential ψ_m wird im Folgenden mit einem negativen Vorzeichen als Saugspannung definiert.

Das osmotische Potential ψ_o ist vorrangig in Böden mit hohen Wassergehalten relevant und resultiert aus dem Vorhandensein löslicher Salze im Porenwasser. Bei Böden in situ muss vor allem in mariner Umgebung mit eingetragenen Salzen gerechnet werden, bei nicht-marinen Böden unter Laborbedingungen mit der Verwendung von entionisiertem Wasser kann dieses Potential vernachlässigt werden.

Das Gaspotential ψ_g entspricht der Druckdifferenz zwischen Bodenluftdruck und einem Referenzluftdruck (i. a. Atmosphärendruck). Es entfällt, sobald der Bodenluftdruck dem Referenzluftdruck entspricht.

Das Gravitationspotential ψ_z resultiert aus der Wirkung der Gravitation. Von einem definierten Bezugsniveau des Gesamtpotentials (freie Wasseroberfläche) ausgehend steigt es mit zunehmender Höhe an.

$$\psi_z = m \cdot g \cdot z \quad (2-4)$$

Die Einzelpotentiale können bei konstantem Gesamtpotential in Abhängigkeit der Randbedingungen ineinander übergehen.

2.3 Ermittlung der Saugspannung

Im Folgenden werden ausgewählte Möglichkeiten zur Saugspannungsmessung erläutert. Hierbei wird unterschieden, ob durch die jeweilige Methode die totale Saugspannung ermittelt wird oder lediglich eine Komponente. Zum Überblick der Methoden und zur Einordnung in den Saugspannungsmessbereich dient Tabelle 1.

Gerät	Modus	Bereich (kPa)	Ungefähre Zeit zur Einstellung von Gleichgewicht
Thermoelement Psychrometer	total	100 – 7.500	Minuten
Thermistor / Transistor Psychrometer	total	100 -71.000	Minuten
Filterpapier (berührend)	Matrix-saugspannung	30 – 30.000	7 Tage
Filterpapier (nicht berührend)	Total	400 – 30.000	7 – 14 Tage
poröser Block	Matrix-saugspannung	30 – 3.000	Wochen

Messung der Wärmeleitfähigkeit	Matrix-saugspannung	0 – 300	Wochen
Saugplatte	Matrix-saugspannung	0 – 90	Stunden
Druckplatte	Matrix-saugspannung	0 – 1.500	Stunden
Standard Tensiometer	Matrix-saugspannung	0 – 100	Minuten
osmotisches Tensiometer	Matrix-saugspannung	0 – 1.500	Stunden
Imerial College Tensiometer	Matrix-saugspannung	0 – 1.800	Minuten

Tabelle 1: Methoden der Saugspannungsmessung und Messbereiche (aus Kolymbas, 2007; nach Ridley & Wray, 1996)

2.3.1 Gesamtpotential

Im Folgenden werden einige der direkten sowie indirekten Methoden zur Ermittlung des Gesamtpotentials ψ erläutert. Generell basieren die Methoden darauf, dass entweder der Dampfdruck des Porenwassers oder die relative Feuchte des Bodens gemessen wird.

- **Psychrometer**

Psychrometer sind in der Lage, die relative Luftfeuchte innerhalb einer Probe zu messen. Über das Gesetz von Kelvin, enthalten in Richards (1965)

$$\psi = \frac{-RT}{v_{w0} \cdot \omega_v} \ln \left(\frac{u_v}{u_{v0}} \right) \quad (2-5)$$

- mit
- R : Gaskonstante [8,31432 J/mol K]
 - T : Temperatur [K]
 - u_v : Partialdruck des Porenwassers [kPa]
 - u_{v0} : Dampfdruck bei Vollsättigung [kPa]
 - v_{w0} : spezifisches Volumen des Wassers [m³/kg]
 - ω_v : molekulare Wasserdampfmasse [kg/kmol]

kann die totale Saugspannung ψ berechnet werden. Hierbei stellt der Quotient u_v/u_{v0} die relative Feuchte und somit die gemessene Größe dar. Den Aufbau eines Transistoren-Psychrometers zeigt Abb.2.7. Es besteht aus einem luftdicht verschlossenen und gedämmten Behälter mit angeschlossenen Psychrometermessfühlern (hier: Transistoren). Das Messprinzip beruht auf der

Ermittlung des Temperaturunterschiedes zwischen einer Oberfläche, an der Verdunstung stattfindet, und einer trockenen Oberfläche.

Die Bodenprobe wird in den verschlossenen Behälter eingebracht. Im Luftraum des Behälters stellt sich die gleiche relative Feuchte ein, die auch in der Bodenprobe herrscht. Einer der Transistorkolben wird mit einem standardisierten Wassertropfen befeuchtet, der andere fungiert als Referenzmessfühler für die im Behälter herrschende relative Feuchte.

Am feuchten Kolben findet durch die einsetzenden Verdunstungsvorgänge eine Temperaturabsenkung statt. Die Temperaturdifferenz zwischen dem feuchten und dem trockenen Kolben wird ermittelt und in eine elektrische Spannung umgewandelt.

Durch eine vorherige Kalibrierung kann die elektrische Spannung direkt auf die vorhandene relative Feuchte bezogen werden. Mit dem dargestellten Psychrometer sind Saugspannungsmessungen bis zu 70 MPa möglich (Boso et al., 2003).

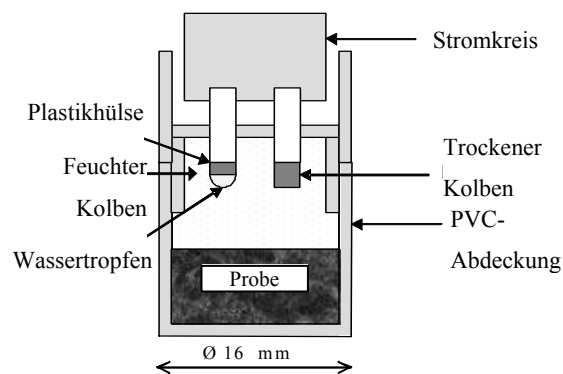


Abb.2.7: Aufbau eines Psychrometers (Boso et al., 2003)

- **Filterpapiermethode**

Die Ermittlung der Saugspannung mittels der Filterpapiermethode beruht auf der Ausbildung eines Gleichgewichtszustands hinsichtlich des Wassergehaltes von Filterpapier und Bodenprobe. Die Probe wird in einem luftdicht verschlossenen Behälter zusammen mit dem trockenen Filterpapier gelagert. Dabei folgt bei konstanter Temperatur ein Feuchtetransport durch Wasserdampfdiffusion in Richtung des Filterpapiers, bis sich ein Gleichgewichtszustand zwischen Boden und Filterpapier eingestellt hat. Der Wassergehalt des Filterpapiers wird anschließend durch Wägung ermittelt und kann dann mit Hilfe einer vorherigen Kalibrierung auf die Saugspannung in der Probe bezogen werden.

Bei dieser Methode besteht die Möglichkeit, die Probe direkt in Kontakt mit dem Filterpapier zu bringen, wobei in diesem Fall nur das Matrix-Potential ermittelt wird. Ist die Probe nicht in direktem Kontakt mit dem Papier, wird die totale Saugspannung gemessen. Nach Ridley & Burland (1993) sind sowohl direkt als auch indirekt Saugspannungsmessungen bis zu 30 MPa möglich.

- **Vakuum-Austrocknungsmethode**

Mit der Vakuum-Austrocknungsmethode können Saugspannungswerte bis zu 1000 MPa gemessen werden (Ridley & Burland, 1993). Die Methode basiert darauf, dass ein Gleichgewichtszustand zwischen der feuchten Luft über einer wässrigen Säurelösung und der im Boden herrschenden Saugspannung erreicht wird.

In einem geschlossenen Gefäß befinden sich eine oder mehrere Bodenproben, eine wässrige Säurelösung mit einer definierten Konzentration und ein Sensor zur Feuchte- und Temperaturmessung, siehe Abb.2.8.

In Abhängigkeit einer gewählten Säurekonzentration stellt sich im Gefäß eine definierte Luftfeuchte ein. Die Luftfeuchte beeinflusst ihrerseits den Wasserdampfdruck in der Bodenluft und somit auch die Spannung des Porenwassers in den Bodenproben. Im Gleichgewichtszustand entspricht das Potential des Porenwassers dem Potential des Wasserdampfdrucks, die totale Saugspannung kann somit gemäß Gleichung (2-5) als Funktion der Luftfeuchte bestimmt werden (Wendling, 2004).

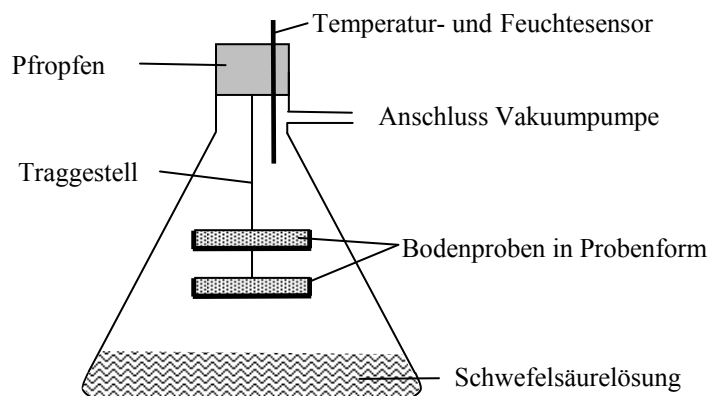


Abb.2.8: Schematische Darstellung eines Vakuum-Austrocknungsbehälters (nach Wendling, 2004)

2.3.2 Matrix-Potential

- **Tensiometer**

Tensiometer bieten die Möglichkeit zur direkten Messung des negativen Porenwasserdrucks u_w . Ein Tensiometer besteht aus einer keramischen Spitze (Kerze) mit definiertem Lufteintrittspunkt, einem Glaskörper sowie der elektronischen Messeinrichtung, siehe Abb.2.9. Der Lufteintrittspunkt der Kerze ist definiert durch den Druck u_a , der aufgebracht werden muss, um Luft in die gesättigte Keramik eindringen zu lassen.

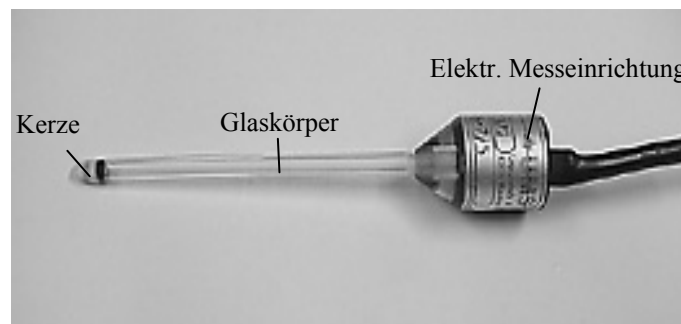


Abb.2.9: Tensiometer

Zur Messung muss die keramische Spitze wassergesättigt und vollständig von Boden umgeben sein. Im teilgesättigten Boden herrscht abhängig von verschiedenen Zustandsgrößen ein bestimmter negativer Porenwasserdruck. Im Gleichgewichtszustand entspricht dieser negative Porenwasserdruck dem Wasserdruck in der Tensiometerspitze. Der Wert wird durch die vorhandene Wassersäule im Glaskörper weitergeleitet und durch die Messeinrichtung ausgegeben. Entspricht der umgebende Luftdruck u_a dem Atmosphärendruck, ist der gemessene negative Porenwasserdruck gleich der Saugspannung.

Tensiometer sind in der Lage, negative Porenwasserdrücke bis -101 kPa zu messen, darüber tritt die Kavitation mit Luftblasenbildung auf. Bildet sich eine Luftblase im System, kann der herrschende Porenwasserdruck aufgrund der Luftkompressibilität nicht fehlerfrei an die Messeinrichtung weitergeleitet werden. Daher eignen sich Tensiometer nur für einen begrenzten Saugspannungsbereich, höhere Spannungen können mittels der Achsen-Translationsmethode aufgenommen werden.

- **Keramische Platte**

Das Messprinzip der keramischen Platte entspricht im Wesentlichen dem des Tensiometers. Die gesättigte Keramik liegt auf einem Sockel und ist luftdicht mit dem darunter liegenden Wasserbehälter verbunden. Wird die Bodenprobe eingebaut, stellt sich ein

Gleichgewichtszustand ein, die Platte nimmt den Porenwasserdruck u_w des Bodens an und leitet ihn durch den Wasserbehälter zu einem Druckaufnehmer weiter.

Diese Methode ist ebenfalls durch die Kavitation nur begrenzt anwendbar, daher wird auch hier im Allgemeinen die Achsen-Translationsmethode angewendet. Zur Verdeutlichung der Meniskenausbildung bei Applikation von Luftdruck dient Abb.2.10.

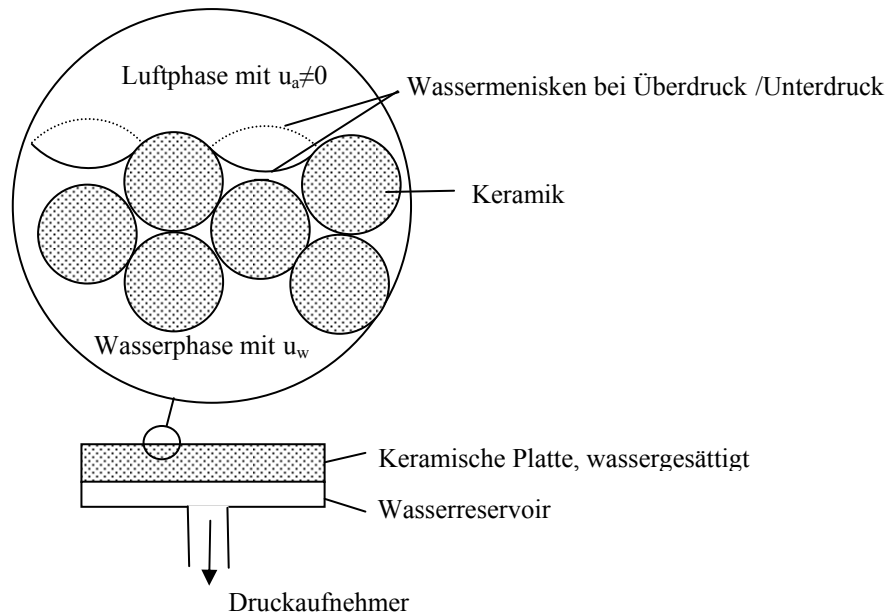


Abb.2.10: Wassermenisken in keramischer Platte in Abhängigkeit des Luftdrucks

- **Achsen-Translationsmethode (ATM)**

Die Achsen-Translationsmethode stellt eine Erweiterung des Messbereichs mit keramischen Platten oder Tensiometern dar. Sie beruht darauf, dass der Luftdruck u_a während des Versuchs kontrolliert erhöht wird und damit der Absolutwert der Saugspannung ($u_a - u_w$) im positiven Bereich liegt. So wird am Druckaufnehmer ein positiver Wert gemessen. Kavitation tritt nicht auf, da im ganzen System ein positiver Druck herrscht. Die ATM kann in Bereichen bis zu 1500 kPa Saugspannung angewendet werden, damit ist der Lufteintrittspunkt handelsüblicher Keramiken erreicht. Ist der Lufteintrittspunkt der keramischen Platte überschritten, dringt Luft in das System ein, die durch ihre Kompressibilität bzw. den eigenen Druck falsche Messwerte am Druckaufnehmer verursacht.

Als Beispiel zur ATM dient Abb. 2.12. Im ersten Fall (a) beträgt der Porenluftdruck $u_a = 0$ kPa, die Saugspannung in der Bürette zeigt einen boden- und zustandsabhängigen Wert von -101 kPa. Unterhalb der Keramik tritt Kavitation mit Luftblasenbildung auf. Der Wert in der Bürette wird

damit verfälscht. Im zweiten Fall (b) wird der Porenluftdruck u_a auf 202 kPa erhöht, damit steigt die gemessene Saugspannung in der Bürette auf 101 kPa an. Kavitation kann durch den erhöhten Luftdruck vermieden werden.

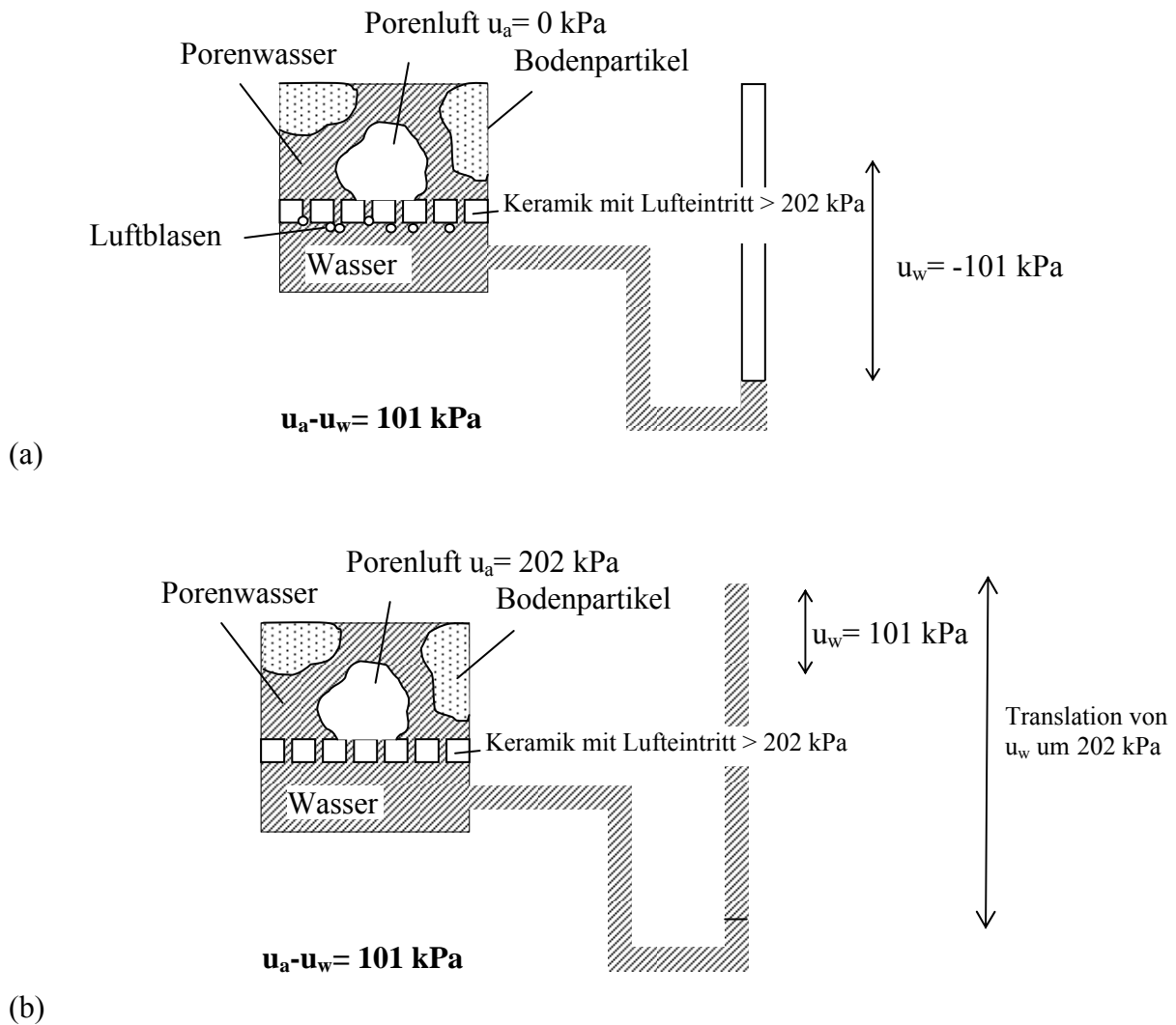


Abb.2.11: Achsen-Translation mit $u_a = 0$ kPa (a) und mit $u_a = 202$ kPa (b) (nach Fredlund, 1993)

- **Messung der thermischen Leitfähigkeit**

Diese Methode beinhaltet die indirekte Messung des Wassergehalts in einer Bodenprobe mittels eines keramischen Sensors. Sie beruht auf der Tatsache, dass Wasser und Luft unterschiedliche Fähigkeiten zur Wärmeweiterleitung haben. Bei größerem Wassergehalt steigt die Wärmeleitfähigkeit an. Der jeweils verwendete keramische Sensor dient als Maßstab bei der Kalibrierung. Eine beispielhafte Skizze zeigt den Aufbau, Abb.2.12. Ein Sensor zur Ermittlung der thermischen Leitfähigkeit besteht im Wesentlichen aus einem Keramikblock, einem Temperatursensor sowie einem Heizelement.

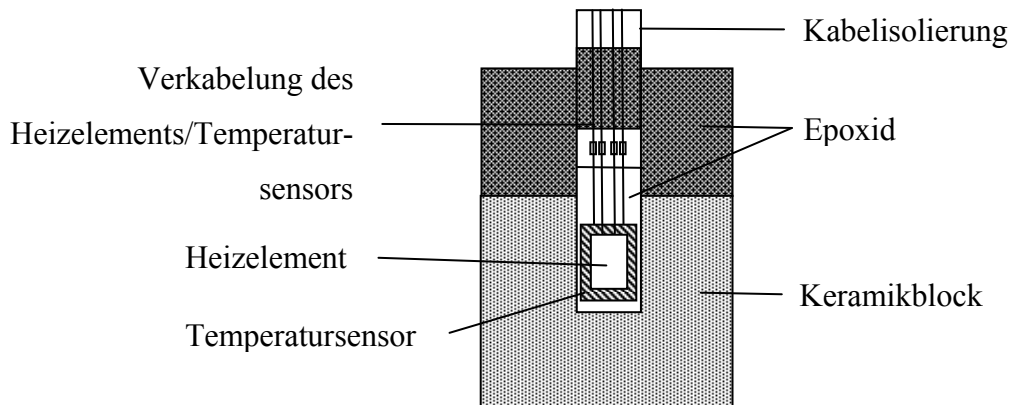


Abb.2.12: Keramischer Sensor zur Ermittlung der thermischen Leitfähigkeit (nach Ridley & Wray, 1995)

Der keramische Sensor wird in eine Bodenprobe eingebracht. Im Gleichgewichtszustand stellt sich im Keramikblock ein Wassergehalt ein, der direkt von der Matrix-Saugspannung des umgebenden Bodens abhängt. Durch das Heizelement wird kontrolliert Wärme in der Blockmitte induziert. Je höher sich der Wassergehalt im Keramikblock eingestellt hat, umso mehr steigen sowohl die thermische Leitfähigkeit und damit verbunden auch die Wärmedissipation nach außen an. Eine Änderung der thermischen Leitfähigkeit ist somit direkt auf eine Änderung des Wassergehalts im Block zurückzuführen. Ein Teil der Wärme dissipiert nicht und verursacht eine Temperaturerhöhung in Blockmitte. Die Temperaturerhöhung wird durch den Temperatursensor gemessen und als elektrische Spannung ausgegeben. Durch Vergleich mit einer vorher ermittelten Kalibrierungskurve kann die Saugspannung abgelesen werden.

2.3.3 Osmotisches Potential

- **Porenwasserauspressmethode**

Die Messung des osmotischen Potentials erfolgt indirekt über die Ermittlung der elektrischen Leitfähigkeit, da diese ein Indikator für die Menge an gelösten Salzen im Wasser ist. Die elektrische Leitfähigkeit von reinem Wasser liegt deutlich über der von ionisiertem Wasser.

Die Versuchsvorrichtung gemäß Peroni & Tarantino (2003) besteht aus einem Zylinder mit Kolbenpresse. Die Bodenprobe liegt in einem Edelstahlring, der axial belastet wird, bis kein Wasser mehr aus der Probe austritt. Von diesem Wasser wird die elektrische Leitfähigkeit gemessen. Nach Romero (1999) kann das osmotische Potential mit Hilfe folgender empirischer Gleichung bestimmt werden.

$$\psi_o = 0,024 \cdot EC^{1,065} \text{ [kPa]} \quad (2-6)$$

EC in [$\mu\text{S}/\text{cm}$] bezeichnet die elektrische Leitfähigkeit.

2.4 Ermittlung der Kapillardruckkurve

Die Kapillardruckkurve gibt die Beziehung zwischen der Saugspannung und dem volumetrischen Wassergehalt bzw. dem Sättigungsgrad an und gilt als ein grundlegendes Charakteristikum teilgesättigter Böden. Im stationären Fall unter Vernachlässigung von Hysteresevorgängen infolge Be- und Entwässerungszyklen erhält man lediglich eine Kurve, unter Berücksichtigung der Hysterese eine typische Hystereseschleife, die unter anderem auf Änderungen der Porenzahl zurückzuführen ist, siehe Abb.2.14.

Die Saugspannung wird oftmals als dekadischer Logarithmus der äquivalenten Wassersäule dargestellt und entspricht dann dem so genannten pF-Wert. Daher wird die Kapillardruckkurve auch als pF-Kurve bezeichnet.

$$pF = \log \frac{\psi \text{ [cmWS]}}{1 \text{ [cmWS]}} \quad (2-7)$$

Der Verlauf der Kapillardruckkurve wird von der Bodenart (Körnung) und der Porenzahl beeinflusst. Typische Verläufe für Sand, Schluff und Ton sind von Schachtschnabel et al. (1992) gegeben, Abb. 2.13.

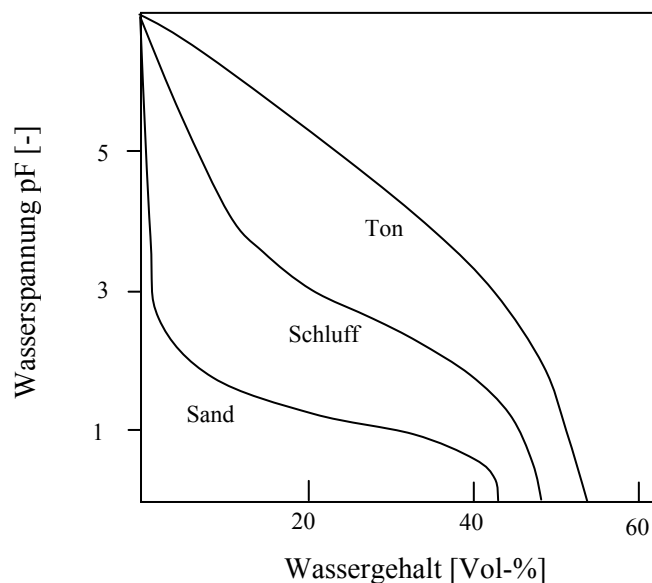


Abb.2.13: Kapillardruckkurve (nach Schachtschnabel et al., 1992)

Hier zeigt sich deutlich, dass bei niedrigen Wassergehalten für Tonböden wesentlich höhere Saugspannungswerte erreicht werden als z. B. für Sande.

Den qualitativen Verlauf einer Hystereseschleife zeigt Abb.2.14. Für verschiedene Be- und Entwässerungszyklen ergeben sich Unterkurven, die zwischen den beiden Umhüllenden der Be- und Entwässerung liegen. Dieses Verhalten tritt sowohl bei bindigen als auch bei nichtbindigen Böden auf.

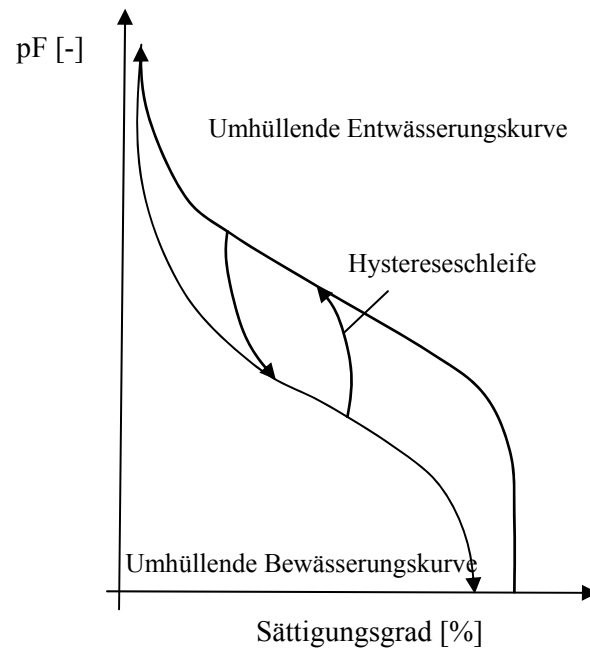


Abb.2.14: Hystereseschleifen bei Kapillardruckkurven

Da für jede Bodenart, Porenzahl und Zyklus verschiedene Wassergehalte untersucht werden müssen, gibt es eine Vielzahl von empirischen Näherungslösungen, um mit wenigen Versuchspunkten eine Kapillardruckkurve zu ermitteln. Die am häufigsten verwendete Lösung ist der Ansatz nach van Genuchten (1980) mit den Parametern volumetrischer Wassergehalt θ [cm³/cm³], Restwassergehalt θ_r , Sättigungswassergehalt θ_s und den bodenspezifischen Parametern α , n und m .

$$\theta = \theta_r + (\theta_s - \theta_r) \cdot \left[\frac{1}{[1 + (\alpha \cdot \psi)^n]^m} \right] \quad (2-8)$$

Die Parameter Residualsättigung bzw. Restwassergehalt in Abhängigkeit von der Saugspannung lassen sich an einer exemplarischen Entwässerungskurve verdeutlichen, Abb.2.15. Hier wird die Steigung der Kurve durch drei Tangenten angenähert. Der Schnittpunkt der ersten Tangente mit

der horizontalen Tangente bei 100% Sättigung beschreibt den Saugspannungswert, bei dem die Kapillaren noch vollständig mit Wasser gefüllt sind. Dieser Punkt wird als Lufteintrittspunkt des Bodens bezeichnet. Der Schnittpunkt der ersten Tangente mit der zweiten grenzt die Entwässerungszone ab, oberhalb derer die Residualsättigung vorliegt.

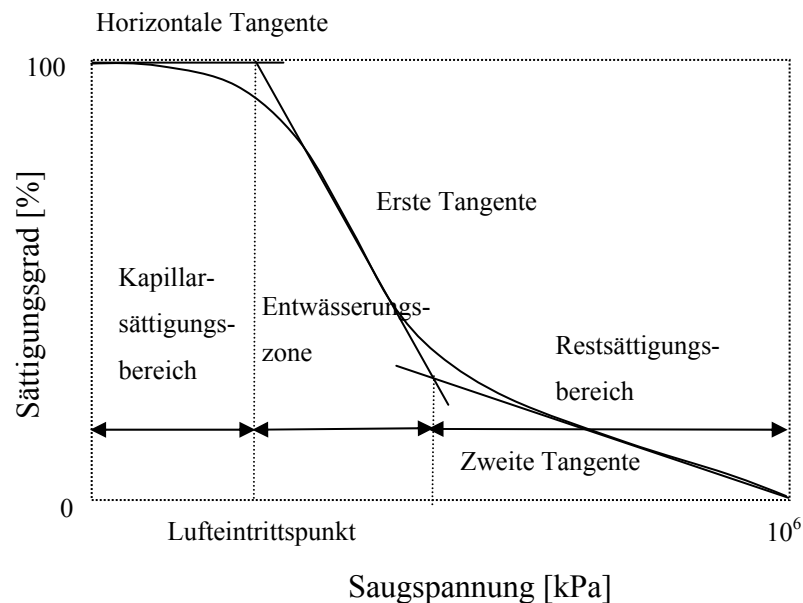


Abb.2.15: Entwässerungskurve (nach Sillers et al., 2001)

Alternative Darstellungsweisen für die Näherung nach van Genuchten finden sich in Fredlund (2006). Daneben sind auch andere Ansätze gebräuchlich, die ebenfalls durch bodenspezifische Parameter definiert sind, wie z. B. der Ansatz von Gardner (1958) oder Brooks & Corey (1964).

2.5 Porenausbildung im Ton und Einfluss auf die Kapillardruckkurve

Kaolinit bildet als Zweischichtmineral plattige Formen aus, die sich zu zufälligen Aggregaten zusammenschließen. Zwischen diesen Aggregaten liegen Mikroporen. Auf makrostruktureller Ebene bilden diese Aggregate größere Bündelungen mit Makroporen aus (Sharma, 1998). Die Unterscheidung zwischen Mikro- und Makroporen ist für das Verhalten teilgesättigter Tone bei Be- und Entwässerung relevant. Unter anderem beobachteten Romero (1999), Gallipoli et al. (2003) und Vaunat et al. (2000) bei Be- und Entwässerungszyklen ein irreversibles Verformungsverhalten des Bodens.

Die relativ niedrigen Werte der Saugspannung bis 1500 kPa, die mittels Tensiometer oder Keramik messbar sind, werden durch den Wassergehalt der Makroporen beeinflusst, während der Wassergehalt der Mikroporen bei Messungen der relativen Feuchte und damit in hohen

Saugspannungsbereichen zum Tragen kommt (Vaunat et al., 2000). Gemäß Romero & Vaunat (2000) wird zwischen der Porosität zwischen den Tonaggregaten und der Porosität innerhalb der Tonaggregate unterschieden. Die Verteilung der Porenräume im Ton ist in Abb.2.16 dargestellt.

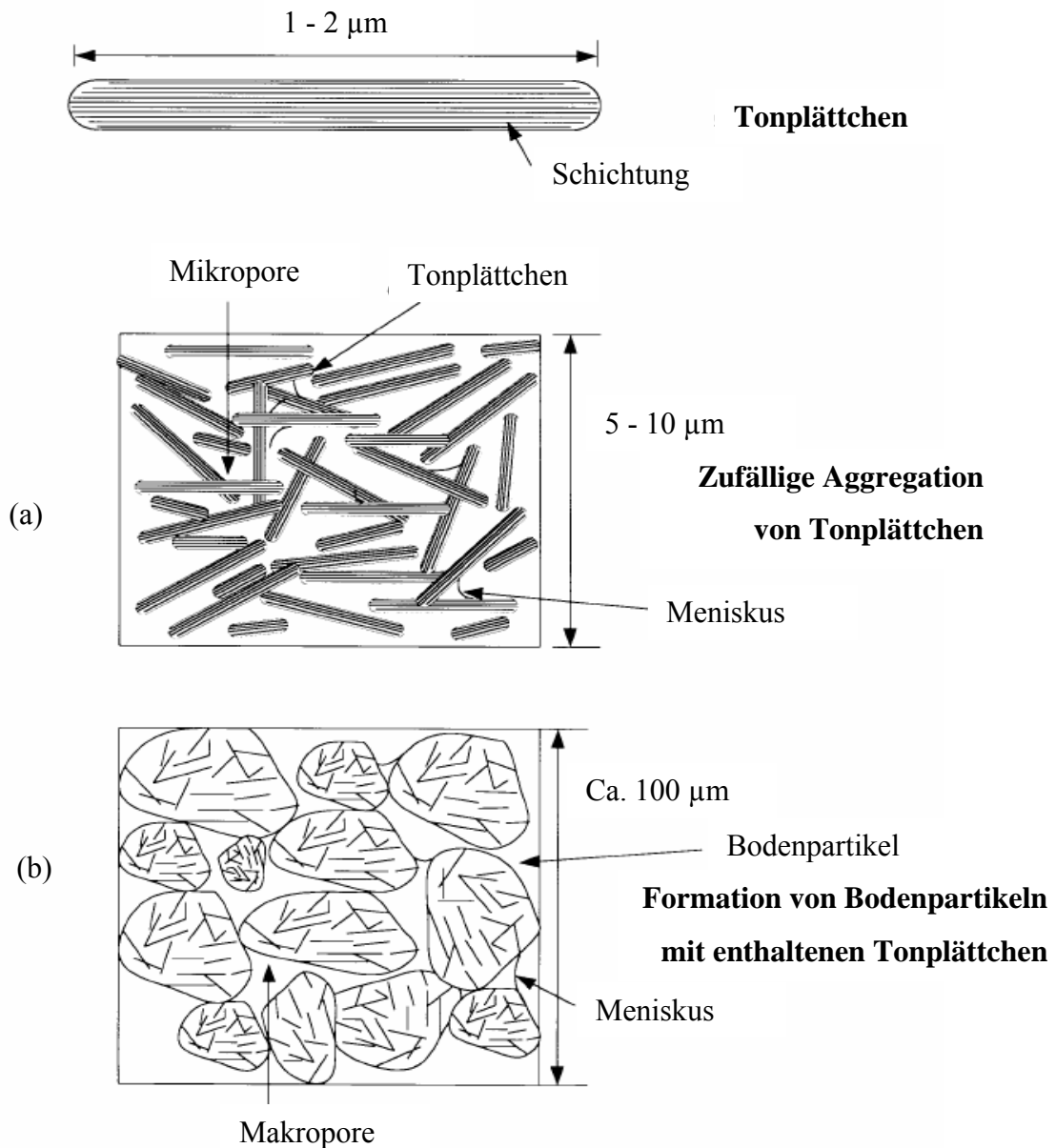


Abb.2.16: Tonformation auf (a) mikro- und (b) makrostruktureller Ebene (Sharma, 1998)

Zur Ermittlung der Saugspannung kommt an mechanisch belasteten Proben die Verwendung von keramischen Platten und Tensiometern in Frage. Das hiermit gemessene Matrixpotential soll im Folgenden der Saugspannung

$$\psi = u_a - u_w \quad (2-9)$$

entsprechen.

Die Kapillardruckkurve wurde unter Berücksichtigung der hydraulischen Hysterese für das verwendete Material bereits von Dobrowolsky (2008) und Wendling (2004) ermittelt. Hierbei zeigte sich ein zu vernachlässigender Einfluss der Anfangsporenzahl e_0 für den eigenen untersuchten Parameterbereich ($e_0 = 0,68 - 0,83$). Die Bodenparameter für den Ansatz nach van Genuchten wurden von Wendling zu $n = 1,4$, $m = 0,25$ und $\alpha = 0,00078$ für eine Porenzahl von $e_0 = 0,78$ ermittelt.

2.6 Effektive Spannungen in teilgesättigten Böden

Zur Beschreibung des Spannungszustands bei gesättigten Böden wird das Konzept der effektiven Spannungen verwendet. Die Gleichung der effektiven Spannungen nach Terzaghi (1948) besitzt die Form

$$\sigma' = \sigma - u_w \quad (2-10)$$

mit σ' : effektive Spannung
 σ : totale Spannung
 u_w : Porenwasserdruck

Das Spannungskonzept bei teilgesättigten Böden gilt als Erweiterung des Konzepts der gesättigten Böden. Bei teilgesättigten Böden treten keine Porenwasserüberdrücke auf, jedoch müssen negative Porenwasserdrücke infolge der Saugspannung berücksichtigt werden. Dazu gibt es unterschiedliche Ansätze. Eine Übersicht über die Entwicklung des Effektivspannungskonzepts ist in Nuth & Laloui (2008) enthalten.

Die ursprünglich verwendete Beziehung unter Berücksichtigung des Luftdrucks stellt die Formel von Bishop (1959) dar.

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + (u_a - u_w)\chi \quad (2-11)$$

mit u_a : Porenluftdruck
 χ : Parameter in Abhängigkeit des Sättigungsgrads, $[0 - 1]$

Die Beziehung $\chi - S_r$ ist für verschiedene Tone von Fredlund & Rahardjo (1993) angegeben, Abb.2.17, muss aber für jeden Boden neu ermittelt werden.

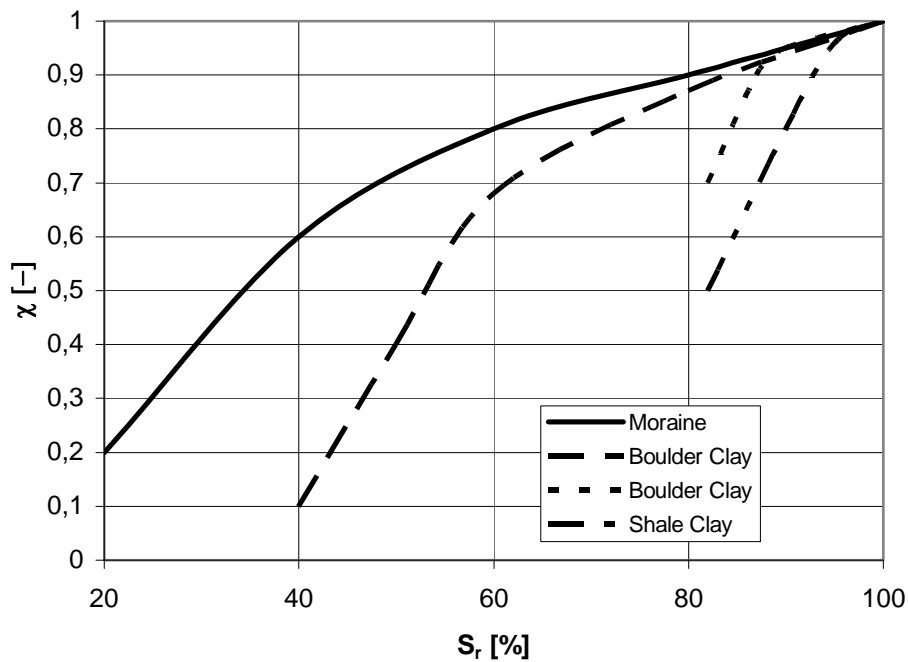


Abb.2.17: χ - S_r - Beziehung (Fredlund & Rahardjo, 1993)

Eine Möglichkeit zur Ermittlung des Parameters χ ist z.B. in Jennings (1960) vorgeschlagen. Hierbei wird das Verhalten einer Bodenprobe unter verschiedenen Saugspannungen verglichen mit dem Verhalten einer identischen, gesättigten Probe unter äußerer Belastung. Bishop et al. (1960) ermittelten χ für verschiedene Böden, indem sie das Volumenänderungs- sowie das Scherverhalten untersuchten. In Lu & Likos (2004) sind Funktionen für χ in Abhängigkeit der Matrix-Saugspannung bzw. des Sättigungsgrades zusammengestellt. Die Validierung verschiedener Funktionsverläufe in Abhängigkeit des Sättigungsgrades wurde z. B. von Vanapalli & Fredlund (2000) untersucht. Deren Approximation für χ basiert auf direkten Scherversuchen, durchgeführt von Escario & Juca (1989).

Im Folgenden wird die Beziehung nach Bishop zur Ermittlung der effektiven Spannungen verwendet, der Parameter χ ist für die untersuchten, hohen Sättigungsgrade ungefähr Eins. Damit reduziert sich (2-11) auf

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + (u_a - u_w) \quad (2-12)$$

bzw.

$$\sigma' = \sigma + (-u_w) \quad (2-13)$$

Man erhält also mit einem negativen Porenwasserdruck eine um die Saugspannung erhöhte Effektivspannung.

Grenzen des Effektivspannungskonzepts zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens teilgesättigter Böden werden in Khalili et al. (2004) diskutiert. Demnach umfassten die Hauptkritikpunkte in ersten Untersuchungen zur Gültigkeit des Konzepts die fehlende Modellierung des Kollapsverhaltens infolge Aufsättigung sowie die Kombination der makroskopischen Größe der Nettospannung ($\sigma - u_a$) mit der mikroskopischen Größe der Saugspannung innerhalb einer Gleichung. Da sich diese Konzeptgrenzen auf linear elastische Stoffansätze bezogen, konnten sie u. a. durch Berücksichtigung eines plastischen Verhaltens und durch die Formulierung einer Fließflächenfunktion in Abhängigkeit der Saugspannung aufgehoben werden (Loret & Khalili, 2000; Bolzon et al., 1996). Ebenso wird in Khalili et al. gezeigt, dass durch den Ansatz von effektiven Spannungen sowohl das Scher- als auch das Volumenänderungsverhalten hinreichend genau beschrieben werden können. Die geforderte Abhängigkeit der Fließflächenfunktion von der Saugspannung wird in der vorliegenden Arbeit ersetzt durch die Abhängigkeit eines Fließflächenparameters vom Sättigungsgrad sowie von der Porenzahl des Bodens.

3 Übersicht - Modelle zum mechanischen Verhalten teilgesättigter bindiger Böden

Das Verhalten teilgesättigter bindiger Böden wird signifikant von der Saugspannung beeinflusst. Eine Vielzahl von Autoren untersuchte das Verhalten bei teilgesättigten Böden, wobei sie die Saugspannung als zusätzliche unabhängige Spannungsvariable und mögliche Ursache für den Versagenszustand betrachteten (Alonso et al. (1990), Wheeler & Sivakumar (1995), Wheeler et al. (2003)). Die so entwickelten elasto-plastischen Stoffmodelle für teilgesättigte Böden basieren auf der Cam-Clay Theorie. Durch die Darstellungsweise in der p^* - q -Ebene ist es möglich, auf einer dritten Koordinatenachse direkt den Saugspannungseinfluss auf den Grenzzustand und das Fließverhalten des Bodens zu ermitteln, Abb.3.1. p^* entspricht hierbei der mittleren Nettospannung ($p - u_a$) mit $p = (\sigma_1 + 2\sigma_3)/3$, q der Deviatorspannung ($\sigma_1 - \sigma_3$). Zur Herleitung dieser Modelle wird die Saugspannung im Versuch durch Kontrolle des Luft- und Wasserdrucks, Osmosetechniken bzw. Kontrolle der relativen Feuchte in unmittelbarer Probenumgebung direkt aufgebracht (Sharma, 1998).

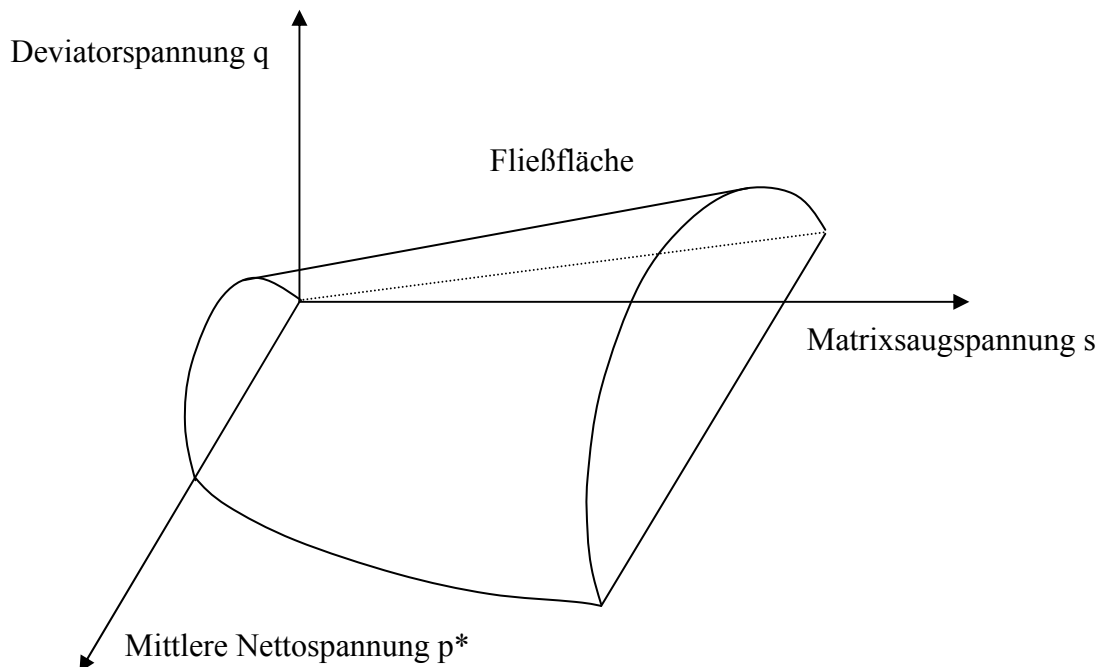


Abb.3.1: Fließfläche (nach Sharma, 1998)

Das Referenz-Modell wurde von Alonso et al. (1990) entwickelt und gilt für gemäßigt quellfähige Böden wie z.B. tonige Sande bis hin zu reinen Tonen mit geringer Plastizität. Es berücksichtigt für o. g. Böden verschiedene Arten von Grenzbedingungen, nämlich sowohl belastungs- als auch saugspannungsbedingtes Fließen im isotropen Spannungszustand. Eine Vergrößerung der Deviatorspannung q mit steigender Saugspannung berücksichtigt das Verhalten in triaxialen Spannungszuständen. Da das Modell auf Böden mit geringer Plastizität beschränkt ist, können Volumenänderungen infolge Be- und Entwässerungszyklen als reversible Prozesse angenommen werden (Wheeler et al. 2003).

Das Modell von Blatz & Graham (2003) basiert auf dem Modell von Alonso et al. (1990), es gilt jedoch für hochplastische Böden. Blatz & Graham führten Untersuchungen zum Einfluss der Saugspannung auf die Fließspannung und auf die Scherfestigkeit unter triaxialer Belastung durch. Die Spannungszustände umfassten isotrope Belastung, Scher- und Saugspannungsbelastung, wobei ein Saugspannungsfließen nicht untersucht wurde. Die Saugspannung wurde während der Versuche mittels eines Systems, das für einen definierten Dampfdruck sorgt, kontrolliert. Als Ergebnis der Untersuchung ergab sich eine Erweiterung der Fließfläche infolge isotroper Spannungszunahme und plastischer Verfestigung. Für drei konstante Saugspannungsniveaus im deviatorischen Spannungszustand ergibt sich folgendes Bild, Abb.3.2.

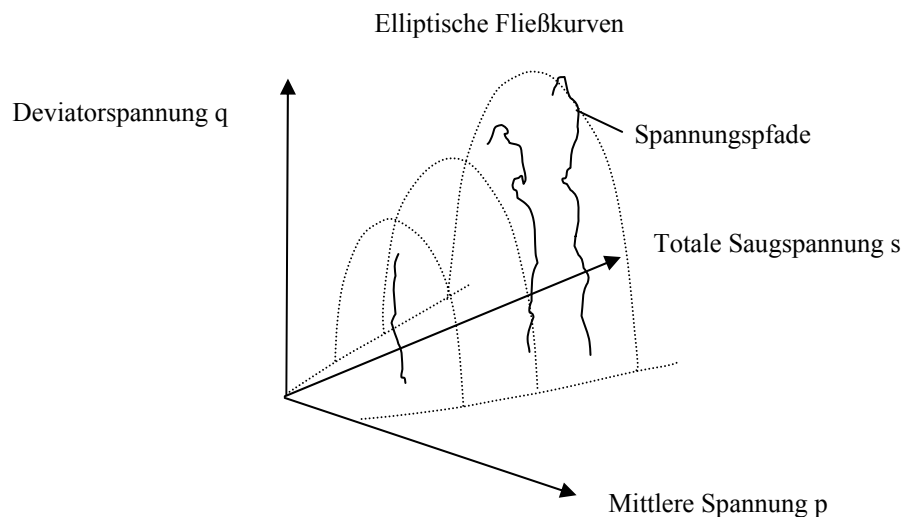


Abb.3.2: p-q-s- Raum mit Spannungspfaden (nach Blatz & Graham, 2003)

Die durchgezogenen Linien markieren hierbei die Spannungspfade, die gestrichelten Linien die Fließfläche. Im dargestellten untersuchten Bereich treten keine irreversiblen Vorgänge infolge Scherbelastung auf, alle Spannungspfade liegen innerhalb der Fließfläche.

Wheeler et al. (2003) untersuchten die Kopplung der hydraulischen Hysterese mit dem mechanischen Verhalten von teilgesättigten Böden. Gemäß ihrem Ergebnis beeinflusst der Sättigungsgrad neben der Saugspannung direkt das mechanische Verhalten in Form der Spannungs-Dehnungsbeziehung und somit über die plastischen volumetrischen Verformungen das Wasserrückhaltevermögen der Böden. Allerdings gilt der Ansatz von Wheeler et al. lediglich für Quellen infolge von Be- und Entwässerungszyklen unter isotropem Spannungszustand. Die Zyklen bedingen bei gleicher Saugspannung eine Abnahme der Fließspannung. Die Fließflächen reduzieren sich aufgrund der Isotropie auf den ebenen Fall, Abb.3.3. s^* entspricht in der Abbildung einer modifizierten Saugspannung $n \times s$ (mit n = Porenanteil), p^* der mittleren Bishop-Spannung $p^* = p - S_r u_w - (1 - S_r) u_a$.

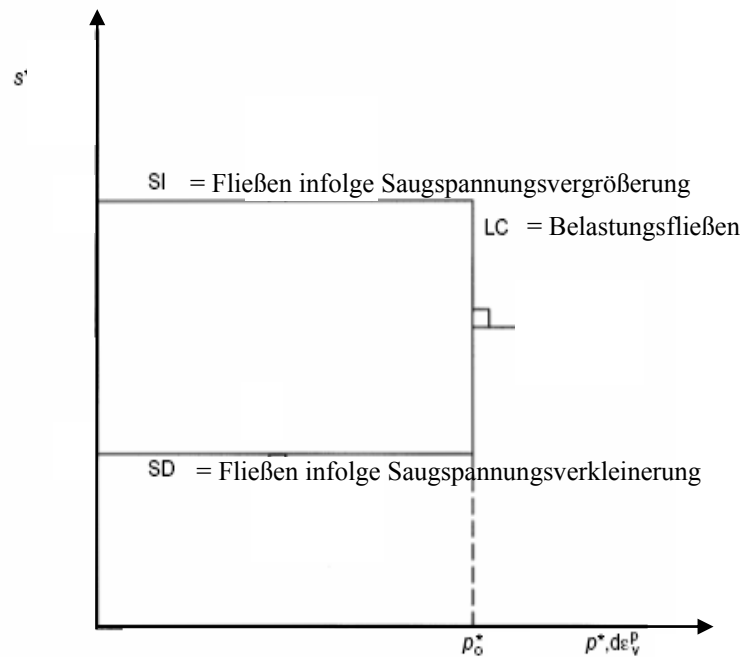


Abb.3.3: Fließen infolge Belastung LC (loading collapse), Fließen infolge Saugspannungsvergrößerung SI (suction increase) und Saugspannungsverkleinerung SD (suction decrease) (Wheeler et al., 2003)

Geiser et al. (2000) führten mit einem Schluff Austrocknungs- und Bewässerungsversuche sowie Triaxialversuche durch, um die hydro-mechanische Kopplung dieses Materials zu untersuchen.

Für eine konstante Saugspannung $\psi = 100$ kPa und verschiedene Seitendrücke wurden unter anderem die Scherspannungen unter drainierten Bedingungen ermittelt, Abb.3.4. Das volumetrische Verhalten wurde ebenfalls untersucht. In der Abbildung entsprechen die mit „Mod“ bezeichneten Kurven den Ergebnissen der Modellierung, die mit „Exp“ bezeichneten Kurven den Versuchsergebnissen.

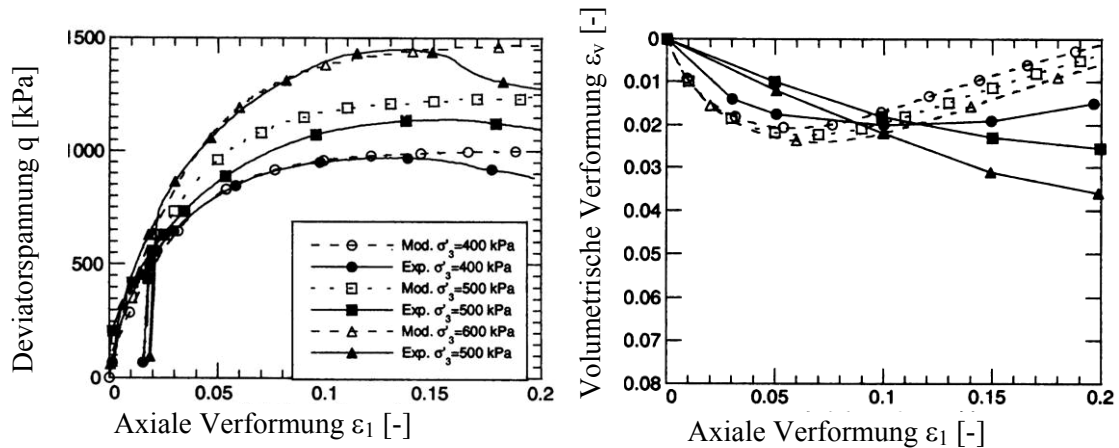


Abb.3.4: Drainierte konventionelle Triaxialversuche (Geiser et al., 2000)

Mit dem von Geiser et al. (2000) entwickelten Modell wird die volumetrische Verformung im Bereich bis zu $\varepsilon_l = 0,1$ [-] überschätzt und im Bereich größerer Verformungen unterschätzt, Abb.3.4. Im Gegensatz zu dem Modell von Alonso et al. (1990) basiert dieses Modell auf einer Formulierung unter Verwendung der gesättigten effektiven Spannung und der Saugspannung als unabhängige Variable.

Jotisankasa et al. (2009) untersuchten sowohl das volumetrische Verhalten als auch das Scherverhalten eines schluffigen Tons in saugspannungskontrollierten Triaxialversuchen. Die Ergebnisse wurden sowohl hinsichtlich des konventionellen Ansatzes bezüglich der Spannungsvariablen (Nettospannung und Saugspannung als voneinander unabhängige Variablen) ausgewertet, als auch hinsichtlich eines alternativen Ansatzes mit Berücksichtigung des Sättigungsgrades innerhalb der Spannungsvariablen. Damit wurden Beziehungen zwischen der Scherspannung und dem spezifischen Volumen im Grenzzustand für einen großen Sättigungsbereich hergeleitet.

Alternativ besteht die Möglichkeit, das Scherverhalten mittels direkter Scherversuche zu untersuchen. Entsprechende Versuche wurden von Tarantino & Tombolato (2005) an teilgesättigten, verdichteten Töne durchgeführt. Für verschiedene Vorbelastungen σ_c , gleiche Wassergehalte w_c und konstante Normalspannungen σ_v in der Scherbox zeigen sich beim

verwendeten Kaolinit verschiedene Scherspannungen, Abb.3.5. Nach Tarantino & Tombolato ist nicht nur die auftretende Saugspannung für die Tendenz des Scherverhaltens verantwortlich, sondern vielmehr die mechanische Belastung auf das Korngerüst, der Sättigungsgrad und die Ausbildung der Porenräume im Mikro- und Makrobereich.

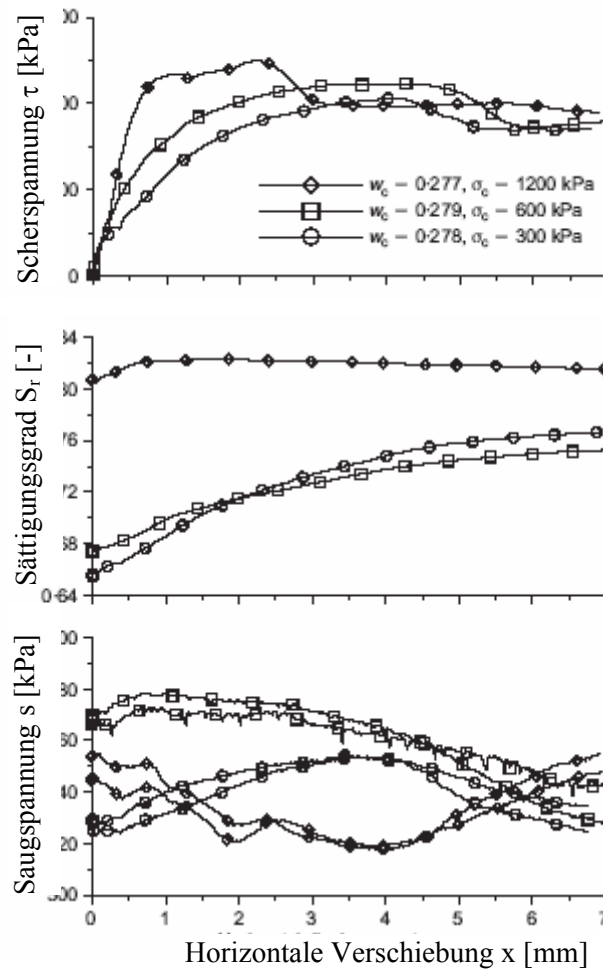


Abb.3.5: Rahmenscherversuche an Kaolinit (Tarantino & Tombolato, 2005)

Insgesamt sind die Stoffmodelle für teilgesättigte Böden umfassend entwickelt, sie berücksichtigen jedoch nur begrenzt Zustandsgrößen wie Sättigungsgrad oder Porenzahl in expliziter Form. Aus diesem Grund wurde in der vorliegenden Arbeit ein alternativer Ansatz gewählt, der auf der Verwendung effektiver Spannungen basiert. Diese Herangehensweise ermöglicht die Darstellung der Fließfläche im Hauptspannungsraum und damit die Unterscheidung zwischen Kompressions- und Extensionsverhalten.

Die Einflüsse der Temperatur auf das volumetrische Verhalten teilgesättigter Böden untersuchten Romero et al. (2003). Dazu wurden Tonproben in einem Oedometer bei einer Temperatur von 22°C bzw. 80°C unter kontrollierter Saugspannung belastet. Durch die

Temperaturerhöhung wird das Zusammendrückungsverhalten des Bodens verändert. In Be- und Entwässerungszyklen zeigen sich bei niedrigen Spannungen große irreversible Verzerrungen, die sich bei steigender Spannung verringern (s. Abb.3.6). Zusätzlich treten große irreversible Verzerrungen aufgrund der Erwärmung auf.

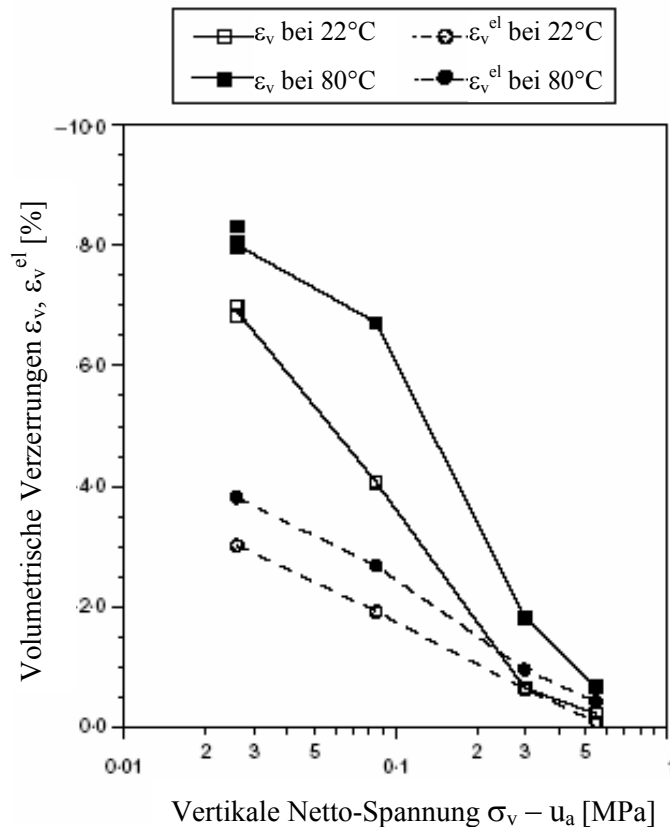


Abb.3.6: Volumetrische totale und reversible Verzerrungen ϵ_v und ϵ_v^{el} bei einem isothermen Bewässerungszyklus für 2 Temperaturen (Romero et al., 2003)

Verglichen mit dem Einfluss der Saugspannung sind die gesamten volumetrischen Verformungen infolge Temperaturänderungen bei bindigen Böden jedoch so gering, dass sie vernachlässigbar werden, vgl. Tavallali et al. (2007).

Der Temperatureinfluss auf die Kapillardruckkurve und auf die Durchlässigkeit eines Tons wurde von Romero et al. (2001) untersucht. Die Kapillardruckkurve für zwei verschiedene Temperaturen bei verschiedenen Trockendichten unter Berücksichtigung des Wassergehaltes ist in Abb.3.7 dargestellt.

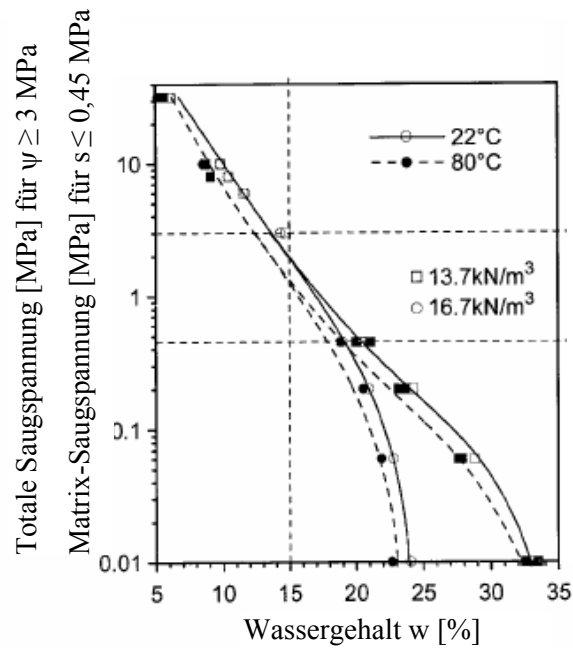


Abb.3.7: Kapillardruckkurve für 2 verschiedene Temperaturen bei 2 konstanten Trockendichten (Romero et al., 2001)

In den Kapillardruckkurven zeigt sich, dass mit steigender Temperatur durch einen geringeren Wassergehalt gleiche Saugspannungswerte erreicht werden. Umgekehrt rufen gleiche Wassergehalte bei höherer Temperatur niedrigere Saugspannungswerte hervor. Dieser Effekt ist unabhängig von der Dichte.

Der Einfluss der Temperatur auf die Eigenschaften teilgesättigter Böden ist in Bolzon & Schrefler (2005) zusammengefasst. Das Ergebnis von Romero et al. (2001) wird bestätigt; demnach ist bei höherer Temperatur und gleicher Saugspannung der Wassergehalt niedriger als bei einer niedrigen Referenztemperatur, die Form der Kapillardruckkurve bleibt allerdings unbeeinflusst.

Ghembaza et al. (2007) fassen den Effekt der Temperatur auf das mechanische Verhalten sowohl gesättigter als auch teilgesättigter Böden zusammen. Für normalkonsolidierte Böden wird festgestellt, dass mit steigender Temperatur die Verdichtung des Bodens zunimmt und somit eine Reduktion der Porenzahl erfolgt. Bei überkonsolidierten Proben bewirkt der Temperaturanstieg eine verstärkte Dilatation, der Effekt der Überkonsolidierung auf die Scherfestigkeit geht jedoch verloren.

Bei der Entwicklung der Scherfestigkeit sind zwei Tendenzen zu beobachten, die vom untersuchten Material abhängen. Zum einen kann ein Temperaturanstieg unabhängig vom

Sättigungsgrad zu einer Reduzierung der Scherfestigkeit führen (DeBruyn & Thimus, 1996) zum anderen kann die Scherfestigkeit ansteigen (Tanaka et al., 1997).

In den Ergebnissen von Romero et al. (2001) zeigt sich für eine Temperaturdifferenz von ca. 60 K eine deutliche Abweichung im Saugspannungs-Wassergehaltsverlauf, diese wird jedoch für eine Temperaturdifferenz von ca. 20 K deutlich geringer ausfallen. Der Einfluss der Temperatur auf die Kapillardruckkurve wird für die eigenen Untersuchungen daher vernachlässigt, weil hier eine maximale Differenz von 20 K aufgebracht wurde.

Da sich die Scherfestigkeit in Form der aufnehmbaren Deviatorspannung bei einem Temperaturanstieg sowohl erhöhen als auch reduzieren kann, wird diese für das vorliegende Material untersucht. Dabei auftretende volumetrische Verformungen infolge Temperaturänderungen werden gemäß Tavallali et al. (2007) vernachlässigt.

Der Einfluss der Temperatur wird in der vorliegenden Arbeit explizit in einem Parameter des elasto-plastischen Stoffmodells berücksichtigt, der die Aufweitung der Fließfläche regelt.

4 Stoffmodell

4.1 Grundlagen elasto-plastischer Modelle

Das Stoffmodell stellt die Beziehung zwischen den Spannungen σ_{ij} und den Verzerrungen ε_{ij} her. Im einfachsten Fall ist diese Beziehung linear und elastisch, d.h. Spannungen und Verzerrungen verhalten sich proportional zueinander und die Verzerrung ist bei nachlassender Spannung entlang der Belastungsgeraden vollständig reversibel, d. h. es tritt keine mechanische Hysterese auf. Bei der nichtlinear-elastischen Beziehung verhält sich der Proportionalitätsfaktor nicht konstant, sondern zeigt spannungsabhängiges Verhalten.

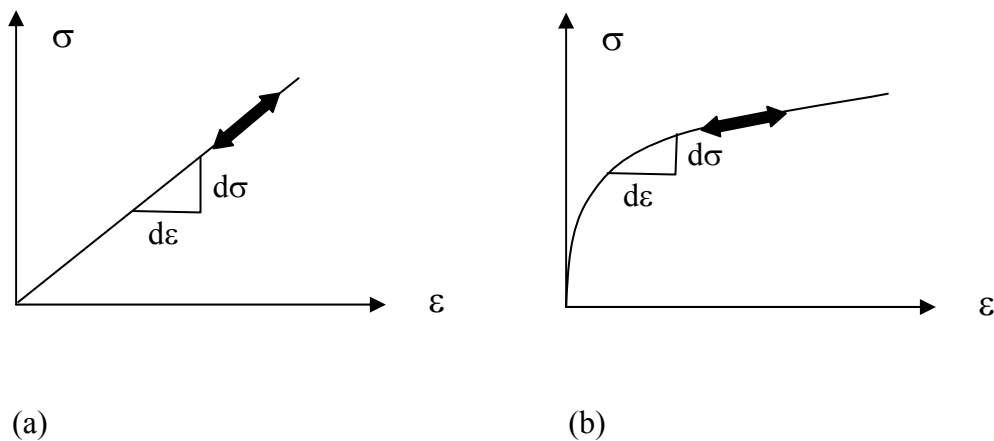


Abb.4.1: (a) Linear-elastisches und (b) nichtlinear-elastisches Verhalten

Elastische Modelle haben die Form

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (4-1)$$

wobei in C_{ijkl} die elastischen Materialkonstanten enthalten sind. Die Indizes i, j, k, l umfassen den ganzzahligen Bereich 1 bis 3.

Im anisotropen Fall besteht C_{ijkl} aus $9 \times 9 = 81$ Elementen, die sich im Symmetriefall von Spannungs- und Verzerrungstensor $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$ und $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$ bzw. $C_{ijkl} = C_{jikl} = C_{ijlk} = C_{jilk}$ auf 36 Komponenten reduzieren. Für ein anisotropes Material, bei dem sowohl der Spannungs- als auch der Verzerrungstensor symmetrisch aufgebaut ist sowie gleichzeitig $C_{(ij)(kl)} = C_{(kl)(ij)}$ gilt, ist C_{ijkl} noch mit 21 Komponenten besetzt, für ein vollständig isotropes Material reduziert sich die

Anzahl weiter auf 2. Unter Verwendung des E-Moduls E und der Querdehnzahl ν ergibt sich damit für die Spannungs-Dehnungsbeziehung:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1-2\nu}{2} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{1-2\nu}{2} & 0 \\ & & & & & \frac{1-2\nu}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix}$$

Hierbei ist zu beachten, dass $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$ entsprechen.

Der E-Modul ist definiert als $E = d\sigma/d\varepsilon$ und bezeichnet die Steigung der Arbeitslinie in Abb.4.1. Im nichtlinearen Fall kann E abschnittsweise als Sekanten- oder Tangentenmodul angenähert werden. Die Querdehnzahl ν berechnet sich für Zylindersymmetrie aus dem Quotienten von Radialdehnung zu Axialdehnung und kann rechnerisch Werte zwischen 0 und 0,5 annehmen.

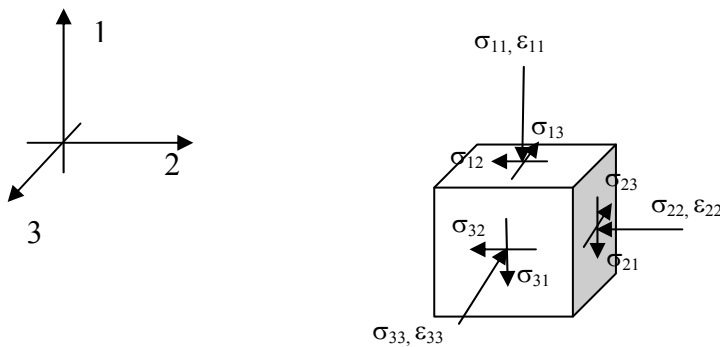


Abb.4.2: Spannungs-komponenten

In räumlichen Komponenten dargestellt entsprechen die Anteile auf den Nebendiagonalen den Schubspannungen und die Anteile auf der Hauptdiagonalen den Normalspannungen.

Die Spannungs- und Verzerrungstensoren lassen sich jeweils in volumetrische und deviatorische Anteile zerlegen. Der volumetrische Anteil der Verzerrungen ist für die gestalterhaltende, volumenändernde Verformung verantwortlich, der deviatorische für die gestaltändernde, volumenerhaltende Verformung. Die Zerlegung erfolgt gemäß

$$\sigma_{ij} = s_{ij} + \frac{1}{3} I_{\sigma} \delta_{ij} \quad (4-2)$$

bzw.

$$\varepsilon_{ij} = e_{ij} + \frac{1}{3} \varepsilon_{kk} \delta_{ij} \quad (4-3)$$

mit s_{ij} : deviatorischer Spannungstensor
 e_{ij} : deviatorischer Verzerrungstensor
 I_{σ} : volumetrischer Spannungsanteil
 ε_{kk} : volumetrischer Verzerrungsanteil
 δ_{ij} : Kronecker Delta

Das plastische Verhalten zeichnet sich im Gegensatz zum elastischen Verhalten dadurch aus, dass die Verzerrung im Entlastungsfall nicht vollständig reversibel ist. Sie verlässt während der Entlastung die ursprüngliche Belastungskurve und zeigt damit pfadabhängiges Verhalten, Abb.4.3. Für den linearen und den nichtlinearen Fall gilt somit:

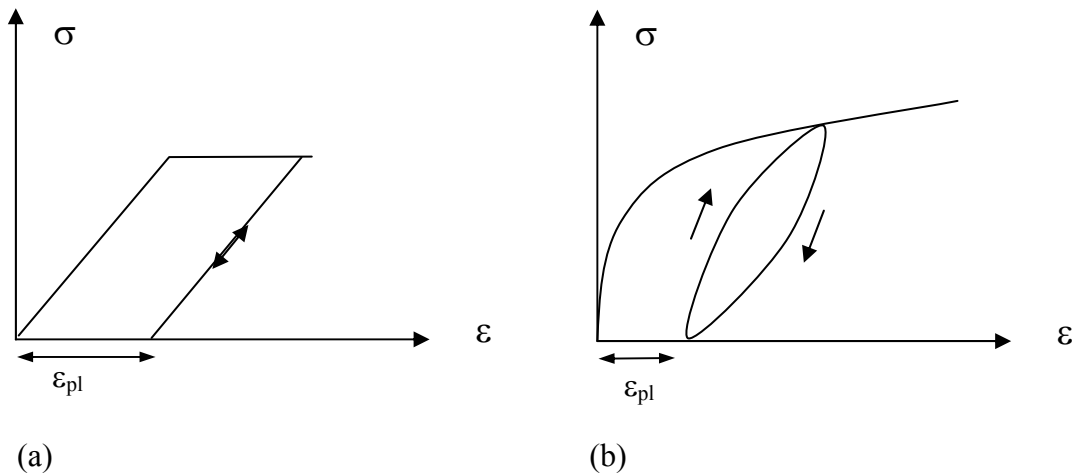


Abb.4.3: Elasto-plastisches Materialverhalten (a) linear (b) nichtlinear

ε_{pl} bezeichnet den Anteil der bleibenden Dehnungen.

Der Übergang von elastischem zu plastischem Verhalten wird durch die so genannte Fließbedingung in Form einer Fließfläche festgelegt, Abb.4.4. Sie hat die Form $f(\sigma_{ij})$.

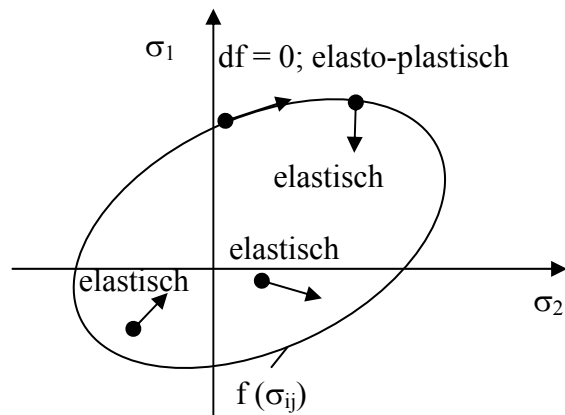


Abb.4.4: Fließfläche für ein ideal plastisches Material (Chen & Mizuno, 1990)

In der Bodenmechanik verbreitet sind die Fließbedingungen nach Drucker-Prager oder Mohr-Coulomb. Beide berücksichtigen eine Steigerung der Scherspannung bei steigender Normalspannung durch eine Aufweitung der Fließfläche. Im Hauptspannungsraum ergibt sich folgendes Bild:

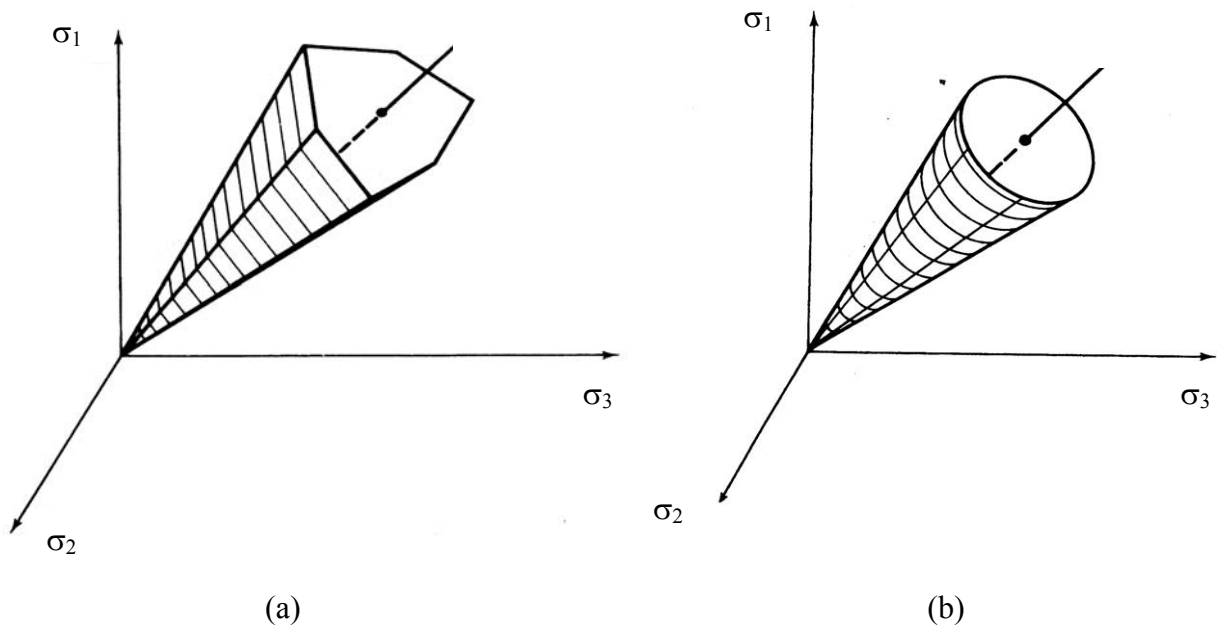


Abb.4.5: (a) Mohr-Coulomb und (b) Drucker-Prager Fließflächen im Hauptspannungsraum (Atkinson & Bransby, 1978)

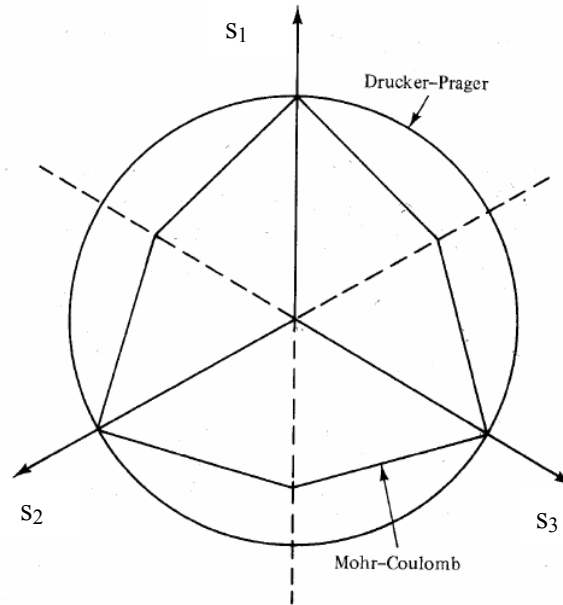


Abb.4.6: Darstellung der Fließfläche in der Deviatorenebene (Chen & Mizuno, 1990)

Bei Böden kann die Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb in Abhängigkeit der Scherparameter mittels Invarianten dargestellt werden. Im Extensionsbereich überschätzt das Modell von Drucker-Prager die Fließspannung, die identisch zur Fließspannung unter Kompression angenommen wird, während Mohr-Coulomb zwischen dem Verhalten bei Kompression und Extension durch verschiedene Fließspannungen unterscheidet.

Beim Mohr-Coulomb Modell sind aufgrund seiner Spannungsspitzen auf den Deviatorachsen mathematischen Singularitäten und Probleme bei der numerischen Konvergenz zu erwarten. Damit sind die notwendigen Bedingungen, die gemäß Drucker-Prager als Stabilitätskriterien gelten sollen, nur beschränkt eingehalten.

1. Die Fließfläche muss konvex sein (Konvexitätsbedingung)
2. Der Verzerrungstensor steht normal zur konvex gekrümmten Fließfläche (Normalitätsbedingung; assoziierter Fall)

Im assoziierten Fall besitzt die Fläche des plastischen Potentials g , auf der die Verzerrungsinkremente normal stehen, die gleiche Gestalt und Größe wie die Fließfläche f .

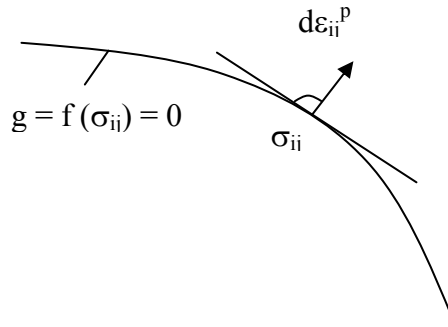


Abb.4.7: Normalität und Konvexität

Die Richtung und Größe des plastischen Verzerrungszinkrements $d\varepsilon_{ij}^p$ ist bei assoziiertem Fließen durch die Normalitätsbedingung $\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$ und den plastischen Multiplikator $\delta\lambda$ im Punkt σ_{ij} vorgegeben.

$$d\varepsilon_{ij}^p = \delta\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4-4)$$

Diese Beziehung wird auch als Fließregel bezeichnet. Der plastische Multiplikator $\delta\lambda$ ermittelt sich aus der Konsistenzbedingung und ist für das entwickelte Modell im Anhang hergeleitet.

Die Konsistenzbedingung sorgt dafür, dass ein neu erreichter Spannungszustand bei der Belastung ebenfalls die Fließbedingung erfüllt, die Fließfläche also durch die Belastung aufgeweitet wird.

Die gesamten plastischen Verzerrungszinkremente setzen sich aus einem volumetrischen und einem deviatorischen Anteil in der Form

$$d\varepsilon_{ij}^p = de_{ij}^p + \frac{1}{3} d\varepsilon_{kk}^p \delta_{ij} \quad (4-5)$$

zusammen. Folglich können sie über eine getrennte volumetrische und deviatorische Fließregel erfasst werden. Zur Beschreibung der volumetrischen plastischen Verformung kann entweder eine Dilatationsfunktion oder ein Kappenmodell als Fließregel herangezogen werden.

Im assoziierten Fall berechnen sich die volumetrischen Verformungen aus der Richtungsableitung der Fließbedingung und dem plastischen Multiplikator entsprechend der allgemeinen Fließregel, daher kann wie im vorliegenden Fall die Beschreibung über eine Dilatationsfunktion entfallen.

$$d\varepsilon_{kk}^p = \delta\lambda \frac{3\partial f}{\partial I_\sigma} \delta_{ij} \quad (4-6)$$

Das volumetrische Verhalten im isotropen Fall wird somit über eine Kappenfunktion gesteuert, deren Bewegung durch den Zuwachs der plastischen volumetrischen Verzerrungen kontrolliert wird.

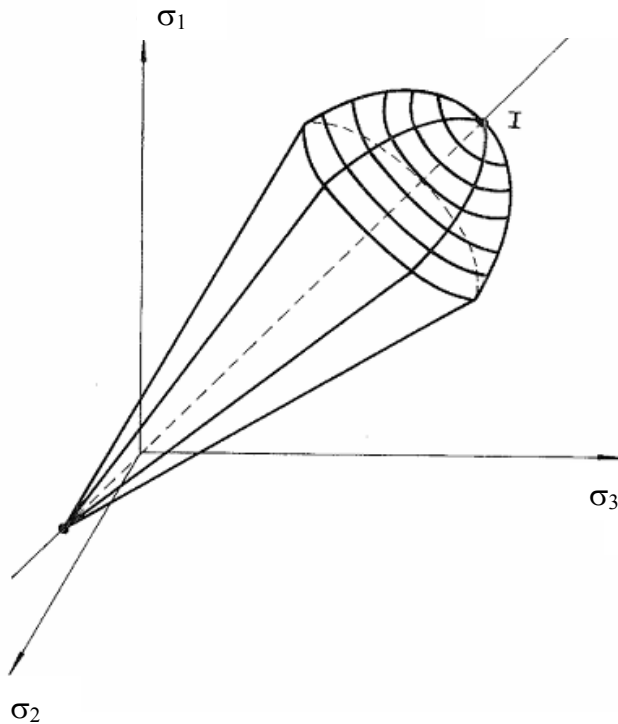


Abb.4.8: Kappenmodell und Drucker-Prager Fließfläche (Chen & Mizuno, 1990)

Für verschiedene Stoffmodelle stehen nach Chen & Baladi (1985) unterschiedliche Kappenformen zur Verfügung. Die Kappe setzt sich in der Gestalt der Fließfläche mit steigender plastischer Verformung bis auf einen Punkt auf der isotropen Achse fort und bildet so eine geschlossene Form mit der Fließfläche. Sie ist zusätzlich im Hauptspannungsraum entlang der Isotropieachse verschieblich, um plastische Deformationen unter hydrostatischen Spannungszuständen abbilden zu können.

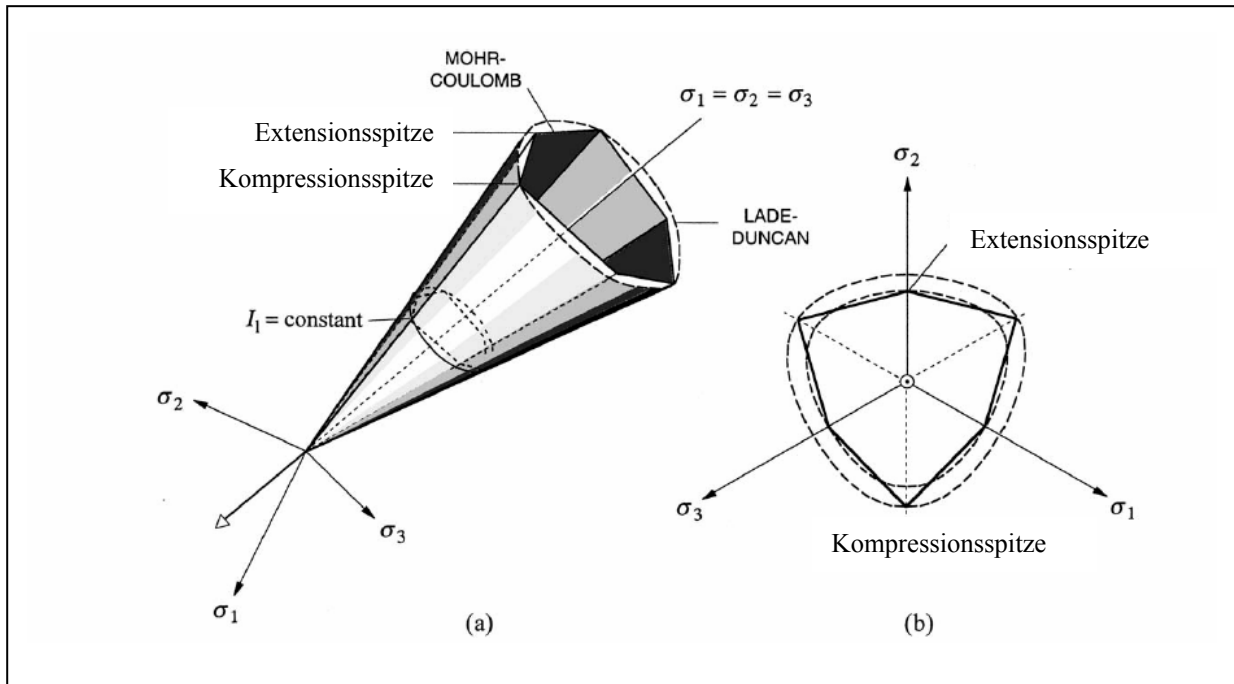


Abb.4.9: (a) Mohr-Coulomb und Lade Grenzkriterien im Hauptspannungsraum und (b) in der Deviatorebene (Borja et al., 2003)

Ein für bindige Böden geeignetes Modell, das sowohl die Vorteile von Drucker-Prager als auch von Mohr-Coulomb berücksichtigt, ist das Modell von Lade & Musante (1978). Bei den zugrunde liegenden Versuchen wurden sowohl kubische als auch zylindrische Triaxialproben eines Tons bis zum Bruchzustand gefahren. Im Gegensatz zum Mohr-Coulomb'schen Modell sind die Spitzen auf den Spannungsachsen abgerundet, die unterschiedlichen Bruchspannungen bei Kompression und Extension werden weiterhin berücksichtigt. Für die Bruchzustände, die nicht auf den Hauptachsen liegen, werden die erreichten Spannungen durch das Mohr-Coulomb-Kriterium grundsätzlich unterschätzt. Versuche an Sanden von Lade & Duncan (1975) zeigten qualitativ das gleiche Verhalten im Bruchzustand wie die Versuche an bindigen Böden, d. h., die tatsächlich erreichten Bruchspannungen in den Versuchen sind größer als durch das Mohr-Coulomb-Modell prognostiziert.

Das am häufigsten für bindige Böden verwendete Modell ist das Cam-Clay-Modell, das ein lineares Versagenskriterium in der p - q -Ebene aufweist (Critical state line) und dann in eine Kurve übergeht. Die Fließregel in diesem Bereich hat die folgende Form (Atkinson & Bransby, 1978)

$$\frac{d\varepsilon_{vol}^p}{d\varepsilon_s} = M - \frac{q'}{p'} \quad (4-7)$$

Die Ermittlung der Fließspannung als Grundlage zur Entwicklung der Fließbedingung erweist sich im nichtlinearen Fall als problematisch, da sich über den Startpunkt des Fließens im Spannungs-Dehnungs-Diagramm keine Aussage treffen lässt. Auch bei geringer Belastung können schon plastische Verformungen auftreten. Die genaue Ermittlung der Fließgrenze ist versuchstechnisch sehr aufwendig, weil für jede Probe vielfache Be- und Entlastungszyklen bei geringer Geschwindigkeit gefahren werden müssen. Daher wird in Kapitel 5.4 eine Näherungslösung vorgestellt, mit der auch die hier vorliegende Fließgrenze ermittelt wurde.

Neben der Existenz einer Fließbedingung und einer Fließregel ist die Berücksichtigung von Ver- bzw. Entfestigungszuständen charakteristisch für die Beschreibung plastischen Materialverhaltens (Atkinson & Bransby, 1978). Als Verfestigung gilt das Verhalten $d\sigma d\varepsilon \geq 0$, als Entfestigung $d\sigma d\varepsilon < 0$ (Li, 2002). Für die Berücksichtigung der Verfestigung gibt es nach Chen & Mizuno (1990) drei verschiedene Ansätze.

Das einfachste Modell stellt das isotrope Verfestigungsmodell dar, bei dem die Fließfläche sich gleichmäßig in alle Richtungen ausdehnt bzw. sich verkleinert. Da richtungsabhängiges Verhalten wie z. B. Anisotropie dadurch nicht berücksichtigt werden kann, genügt der Ansatz der Isotropie in der Praxis für beispielsweise dynamische Belastungen nicht. Für statische Belastung ist diese Beschreibung unter Annahme des isotropen Materialverhaltens jedoch zutreffend.

Beim kinematischen Verfestigungsmodell bewegt sich die Fließfläche im Spannungsraum, wobei aber Gestalt und Größe der Anfangsfließfläche beibehalten werden. Damit kann die Verfestigung auch bei komplexen Spannungspfaden im anisotropen Bereich, wie z. B. unter zyklischer Belastung, abgebildet werden (Li, 2002).

Die Mischform der Verfestigung kombiniert die beiden Ansätze miteinander und bildet so eine Fließfläche ab, die sich sowohl in ihrer Größe als auch bezüglich ihrer Lage im Spannungsraum ändert.

Das kinematische sowie das kombinierte Modell werden vor allem bei zyklischen oder dynamischen Belastungszuständen angewendet. Für die in dieser Arbeit untersuchten Belastungspfade wird das isotrope Verfestigungsmodell als zutreffend angenommen.

4.2 Invariantendarstellung

Um die Objektivität des Stoffansatzes zu gewährleisten, wird die Invariantendarstellung gewählt. Diese ermöglicht es, Spannungen und Verzerrungen unabhängig vom Koordinatensystem auszudrücken. Die Invarianten berechnen sich direkt aus den Spannungs- bzw. Verzerrungstensoren. Für die Spannungsinvarianten im Hauptachsensystem bedeutet dies:

$$I_{\sigma} = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} = \sigma_{ii} \quad (4-8)$$

$$II_s = s_{11}^2 + s_{22}^2 + s_{33}^2 = s_{ij}^2 \quad (4-9)$$

$$III_s = s_{11}^3 + s_{22}^3 + s_{33}^3 = s_{ij}^3 \quad (4-10)$$

Die Verzerrungsinvarianten werden analog dazu gebildet.

$$I_{\varepsilon} = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33} = \varepsilon_{ii} \quad (4-11)$$

$$II_e = e_{11}^2 + e_{22}^2 + e_{33}^2 = e_{ij}^2 \quad (4-12)$$

$$III_e = e_{11}^3 + e_{22}^3 + e_{33}^3 = e_{ij}^3 \quad (4-13)$$

4.3 Entwicklung eines elasto-plastischen Ansatzes

In Kompressions- und Extensionsversuchen wurde das Verhalten des verwendeten Kaolinit im Grenzzustand untersucht. Der elasto-plastische Stoffansatz basiert auf einem Einflächenmodell mit Kappe und isotroper Verfestigung. Der für die Fließfläche herangezogene Ansatz von Meißner & Borm (1988)

$$f = II_s^{0,5} - A \cdot I_{\sigma} \left(1 - B \frac{III_s}{II_s^{3/2}}\right)^{-m} \quad (4-14)$$

wurde für rolliges, trockenes Material entwickelt und enthält daher keine Parameter, die Kohäsion und Saugspannung erfassen können. Der Parameter für die Saugspannung wurde in Anlehnung an Weckbecker (1993) und Becker (2002) in Form einer zusätzlichen Spannungsinvarianten $II_p^{0,5}$ im vorliegenden Modell berücksichtigt.

Die Fließfläche für den untersuchten Kaolinit lässt sich folgendermaßen darstellen:

$$f = II_s^{0,5} - II_c^{0,5} + II_p^{0,5} - A \cdot I_{\sigma} \left(1 - B \frac{III_s}{II_s^{3/2}}\right)^{-m} \quad (4-15)$$

mit

$$II_c^{0,5} = c \cdot \left(\frac{1 + B/\sqrt{6}}{1 - B \cdot III_s / II_s^{3/2}} \right)^m \quad (4-16)$$

und

$$II_p^{0,5} = u_w \cdot \left(\frac{1 + B/\sqrt{6}}{1 - B \cdot III_s / II_s^{3/2}} \right)^m \quad (4-17)$$

Hierin beschreiben c die Kohäsion und u_w den Anfangsporenwasserdruck. Zur Vereinfachung werden c und u_w als Absolutwerte in Abhängigkeit von den Einbauparametern und den Zustandsgrößen angegeben. Im teilgesättigten Bereich entspricht die Saugspannung einem negativen Wert für u_w . Der Kohäsionsterm $II_c^{0,5}$ wird nur im überkonsolidierten Zustand aktiviert. A , B und m sind Stoffparameter, die in Kapitel 4.3.3 näher beschrieben sind.

Der Ursprung der Fließfläche wird durch die zusätzlichen Terme um den Kohäsions- und den Saugspannungsanteil in den negativen Bereich transferiert. Durch diese Erweiterung wird der Zugbereich beschrieben, da für den Fall $I_\sigma = 0$ kPa eine deviatorische Spannungskomponente existiert. Die Terme $II_c^{0,5}$ und $II_p^{0,5}$ wandeln die isotropen Größen Kohäsion und Saugspannung in deviatorische Äquivalente um. Ein Teil der Deviatorspannung $II_s^{0,5}$ wird durch diese Äquivalente abgetragen.

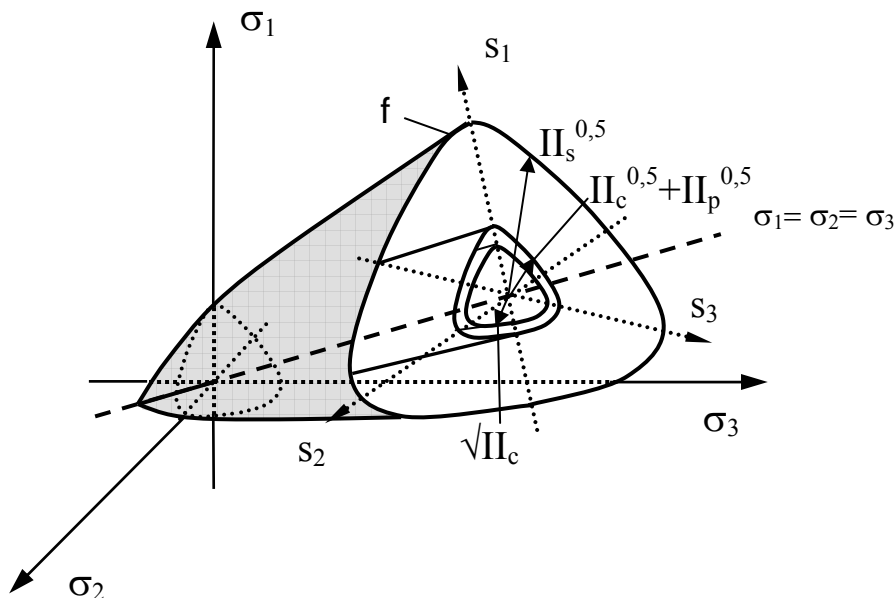


Abb.4.10: Fließfläche im Hauptspannungsraum

Für die Kappenfunktion wurde ausgehend von der Fließspannung $I_{\sigma,max}$ eine Differenzspannung von $I_{\sigma}/2$ angenommen, die die Halbachse der Kappe bildet, s. Abb.4.11. Mit steigendem Spannungsniveau geht die Kappe so in eine Projektilform über. Die Form der Kappengrundfläche ist durch die Form der Deviatorebene festgelegt, die auch die Grundlage für die Ermittlung der Kappenfunktion bildet. Die Kappe entspricht im vorliegenden Fall einer Parabelform $y(x) = ax^2 + bx + c$.

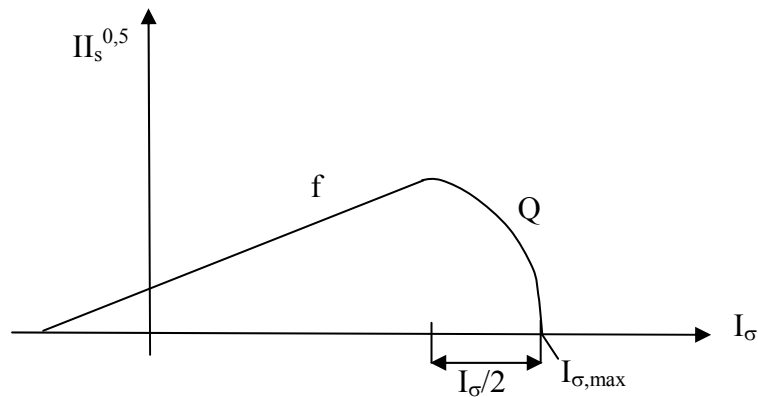


Abb.4.11: Skizze zum Kappenmodell in der $II_s^{0,5} - I_{\sigma}$ -Ebene

Zur Lösung der Parabelgleichung wurden die Randbedingungen $y(I_{\sigma} = I_{\sigma,max}) = 0$, $y(I_{\sigma} = I_{\sigma,max} - I_{\sigma}/2) = \sqrt{II_s}$ und $y'(I_{\sigma} = I_{\sigma,max} - I_{\sigma}/2) = 0$ verwendet. Damit erhält man folgende Kappenfunktion:

$$\begin{aligned}
 Q &= II_s^{0,5} + (II_c^{0,5} - II_p^{0,5} + A \cdot I_{\sigma} (1 - B \cdot \frac{III_s}{II_s^{1,5}})^{-m}) \cdot \frac{I_{\sigma}^2}{(I_{\sigma}/2)^2} \\
 &- 2 \cdot (II_c^{0,5} - II_p^{0,5} + A \cdot I_{\sigma} (1 - B \cdot \frac{III_s}{II_s^{1,5}})^{-m}) \cdot \frac{I_{\sigma} \cdot (I_{\sigma,max} - I_{\sigma}/2)}{(I_{\sigma}/2)^2} - \\
 &((II_c^{0,5} - II_p^{0,5} + A \cdot I_{\sigma} (1 - B \cdot \frac{III_s}{II_s^{1,5}})^{-m}) - \\
 &(II_c^{0,5} - II_p^{0,5} + A \cdot I_{\sigma} (1 - B \cdot \frac{III_s}{II_s^{1,5}})^{-m}) \cdot \frac{(I_{\sigma,max} - I_{\sigma}/2)^2}{(I_{\sigma}/2)^2})
 \end{aligned} \tag{4-18}$$

mit $I_{\sigma,max}$: isotrope Fließspannung

I_{σ} : aktuelle Spannung.

$II_c^{0,5}$ und $II_p^{0,5}$ ermitteln sich gemäß Gleichung (4-16) und (4-17).

Die Verfestigung im isotropen Bereich wird durch die Kappe aktiviert und hängt von den plastischen Anteilen der ersten Verzerrungsinvarianten I_ε^{pl} ab. Mit steigender isotroper Verformung verfestigt sich das Material, die Kappe wird in den Bereich höherer Fließspannungen verschoben und markiert somit auch eine Verschiebung des Fließpunktes.

4.3.1 Definition des Überkonsolidierungsgrades \overline{OCR}

Der Überkonsolidierungsgrad \overline{OCR} wird im Folgenden abweichend von der klassischen Definition in der praktischen Bodenmechanik verwendet, wo als Bezugsgröße die vertikale Spannung verwendet wird. In der vorliegenden Arbeit entspricht er dem Quotienten einer Spannungssumme aus Vorlast $I_{\sigma,v}$ und der aktuellen Spannungssumme I_σ .

$$\overline{OCR} = \frac{I_{\sigma,v}}{I_\sigma} \quad (4-19)$$

4.3.2 Elastische Materialparameter

Die elastischen Materialparameter Kompressionsmodul K und Schubmodul G wurden mit Hilfe der jeweiligen Erstbelastungskurven unter der Annahme ermittelt, dass die Erstbelastungsmoduln den jeweiligen Widerbelastungsmoduln entsprechen. Aus dem isotropen Belastungspfad errechnet sich der Kompressionsmodul K zu

$$K = \frac{\Delta I_\sigma}{\Delta I_\varepsilon} \quad (4-20)$$

Der Schubmodul G ist durch die deviatorischen Spannungs- und Verformungsanteile zu

$$G = \frac{\Delta s_{ij}}{2\Delta e_{ij}^{el}} \quad (4-21)$$

definiert. Die Versuchsergebnisse in Abhängigkeit der Einbauparameter sind in Abb.5.32 und Abb.5.33 dargestellt.

Die beiden Moduli G und K können durch einfache Beziehungen in die in FE-Programmen gebräuchlichen elastischen Parameter Elastizitätsmodul E und Querdehnzahl ν umgerechnet werden, Tabelle 2.

\	G, K
E =	$\frac{9KG}{3K + G}$
v =	$\frac{3K - 2G}{6K + 2G}$

Tabelle 2: Elastische Parameter

In Abhängigkeit der Zustandsgrößen Anfangsporenzahl e_0 , Anfangssättigungsgrad S_{r0} , der Temperatur T , des Konsolidierungsgrades \overline{OCR} und des auf den Luftdruck bezogenen Spannungsniveaus I_a erhält man einen auf den Atmosphärendruck normierten Schub- bzw. Kompressionsmodul. Mit Hilfe der Beziehungen aus Tabelle 1 können alle übrigen elastischen Parameter berechnet werden.

4.3.3 Plastische Materialparameter

Durch die Parameter A , B und m in Gleichung (4-15) werden Form und Aufweitung der Fließfläche festgelegt. Sie werden durch materialspezifische Funktionen beschrieben, die von den untersuchten Einflussgrößen Anfangsporenzahl, Einbausättigungsgrad, Temperatur, Konsolidierverhältnis und aktuellem Spannungsniveau abhängen.

Der Parameter A ist für den Ver- und Entfestigungsbereich gültig und wurde aus der Gleichung (4-15) auf Basis der durchgeführten Versuche ermittelt. B und m sind im vorliegenden Fall Konstanten.

4.3.4 Spannungs-Dehnungsbeziehung für Fließfläche und Kappe

Die Proportionalitätsfaktoren der Fließregeln für Fließfläche und Kappe müssen getrennt voneinander hergeleitet werden, da für beide Flächen unterschiedliche Konsistenzbedingungen gelten.

Für die plastischen Verformungsinkremente gilt

$$d\varepsilon_{ij}^p = \delta\lambda_f \cdot \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4-22)$$

bzw.

$$d\varepsilon_{ij}^p = \delta\lambda_Q \cdot \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4-23)$$

Der Proportionalitätsfaktor $\delta\lambda$ kann aus der jeweiligen Konsistenzbedingung

$$df = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} + \frac{\partial f}{\partial e_{ij}^p} de_{ij}^p = 0 \quad (4-24)$$

bzw.

$$dQ = \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial Q}{\partial e_{ij}^p} de_{ij}^p + \frac{\partial Q}{\partial I_\varepsilon^p} dI_\varepsilon^p = 0 \quad (4-25)$$

hergeleitet werden.

Zwischen den Spannungsinkrementen und den Dehnungsincrementen besteht die Beziehung

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot d\varepsilon_{kl}^e = C_{ijkl} \cdot (d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^p) \quad (4-26)$$

unter der Annahme, dass sich die gesamten Verformungsincremente $d\varepsilon_{kl}$ aus elastischen und plastischen Anteilen zusammensetzen.

$$d\varepsilon_{kl}^e = d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^p \quad (4-27)$$

Unter Verwendung der oben angegebenen Definitionen für die Verformungsincremente und die Konsistenzbedingung ergibt sich

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \cdot d\varepsilon_{kl} = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \cdot \delta\lambda_f \cdot \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{\partial f}{\partial e_{ij}^p} \cdot \delta\lambda_f \cdot \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4-28)$$

bzw. für die Kappe mit

$$\frac{\partial Q}{\partial I_\varepsilon^p} dI_\varepsilon^p = \frac{\partial Q}{\partial I_{\sigma,\max}} \frac{\partial I_{\sigma,\max}}{\partial I_\varepsilon^p} \cdot \delta\lambda_Q \frac{3\partial Q}{\partial I_\sigma} \delta_{ij} \quad (4-29)$$

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \cdot d\varepsilon_{kl} = \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \cdot \delta\lambda_Q \cdot \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{\partial Q}{\partial e_{ij}^p} \cdot \delta\lambda_Q \cdot \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{\partial Q}{\partial I_{\sigma,\max}} \frac{\partial I_{\sigma,\max}}{\partial I_\varepsilon^p} \delta\lambda_Q \frac{3\partial Q}{\partial I_\sigma} \delta_{ij} \quad (4-30)$$

Nach $\delta\lambda$ aufgelöst erhält man folgende Beziehungen:

$$\partial\lambda_f = \frac{\frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl} \cdot d\varepsilon_{kl}}{\frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} - \frac{\partial f}{\partial e_{ij}^p} \cdot \frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}}} \quad (4-31)$$

für den Proportionalitätsfaktor der Fließfläche und

$$\partial\lambda_Q = \frac{\frac{\partial Q}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl} \cdot d\varepsilon_{kl}}{\frac{\partial Q}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial Q}{\partial\sigma_{ij}} - \frac{\partial Q}{\partial e_{ij}^p} \cdot \frac{\partial Q}{\partial\sigma_{ij}} - \frac{\partial Q}{\partial I_{\sigma,\max}} \frac{\partial I_{\sigma,\max}}{\partial I_{\varepsilon^p}} \frac{3\partial Q}{\partial I_{\sigma}} \delta_{ij}} \quad (4-32)$$

für den Proportionalitätsfaktor der Kappe.

Die elasto-plastische Steifigkeitsmatrix ergibt sich aus der Beziehung für die Spannungsinkremente

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot d\varepsilon_{kl}^e = C_{ijkl} \cdot (d\varepsilon_{kl} - \delta\lambda_f \cdot \frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}}) \quad (4-33)$$

und dem jeweiligen Proportionalitätsfaktor.

Setzt man hier die Gleichung für $\delta\lambda$ ein, erhält man für die Fließfläche das Spannungsinkrement

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot d\varepsilon_{kl} - C_{ijkl} \frac{\frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl} \cdot d\varepsilon_{kl}}{\frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} - \frac{\partial f}{\partial e_{ij}^p} \cdot \frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}}} \quad (4-34)$$

bzw.

$$d\sigma_{ij} = \left(C_{ijkl} - C_{ijkl} \frac{\frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl}}{\frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} - \frac{\partial f}{\partial e_{ij}^p} \cdot \frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}}} \right) \cdot d\varepsilon_{kl} \quad (4-35)$$

Die Terme

$$C_{ijkl}^{ep} = \left(C_{ijkl} - C_{ijkl} \frac{\frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl}}{\frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} - \frac{\partial f}{\partial e_{ij}^p} \cdot \frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}}} \right) \quad (4-36)$$

bzw.

$$C_{ijkl}^{ep} = \left(C_{ijkl} - C_{ijkl} \frac{\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl}}{\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} C_{ijkl} \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{\partial Q}{\partial e_{ij}^p} \frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} - \frac{\partial Q}{\partial I_{\sigma, \max}} \frac{\partial I_{\sigma, \max}}{\partial I_{\epsilon}^p} \frac{3 \partial Q}{\partial I_{\sigma}} \delta_{ij}} \right) \quad (4-37)$$

entsprechen der elasto-plastischen Steifigkeitsmatrix. Beide Matrizen sind für die vorliegende assoziierte Fließregel symmetrisch.

5 Triaxialversuche zur Ermittlung der Stoffparameter

5.1 Versuchsmaterial und Probenherstellung

5.1.1 Material

Als Versuchsmaterial steht ein Ton mit >40% Kaolinit, <20% Illit und <5% Smectit zur Verfügung.

Indexversuche ermöglichen eine Einteilung in die Bodenklasse TA gemäß DIN 18196. Die Kornverteilungslinie und die Ergebnisse der Plastizitätsuntersuchung sind in Abb. 5.1 und Abb. 5.2 dargestellt.

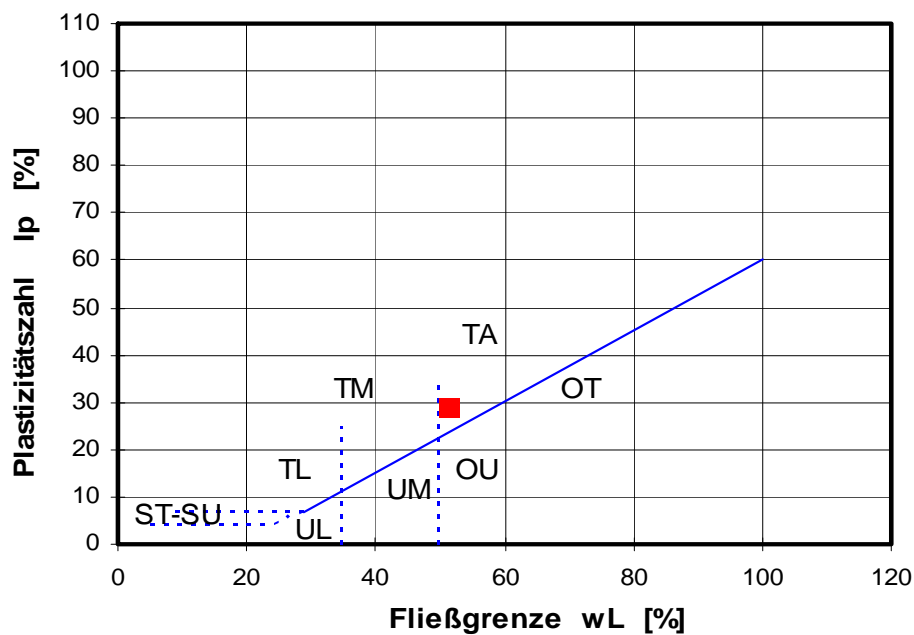


Abb. 5.1: Plastizitätsdiagramm nach Casagrande

Bodenklasse	Bodenart	Fließgrenze	Ausrollgrenze	Plastizitätszahl	Konsistenzzahl	Liquiditätszahl
DIN 18196	DIN 4022	w _L [%]	w _P [%]	I _P [%]	I _C [-]	I _L [-]
TA	U + T	51,28	22,41	28,9	1,76	-0,76

Tabelle 3: Bodenkennwerte des Versuchsmaterials

Gemäß der Kornverteilungslinie besteht das Versuchsmaterial aus ca. 49% Feinkornanteile und ca. 47% Schluff, Abb. 5.2.

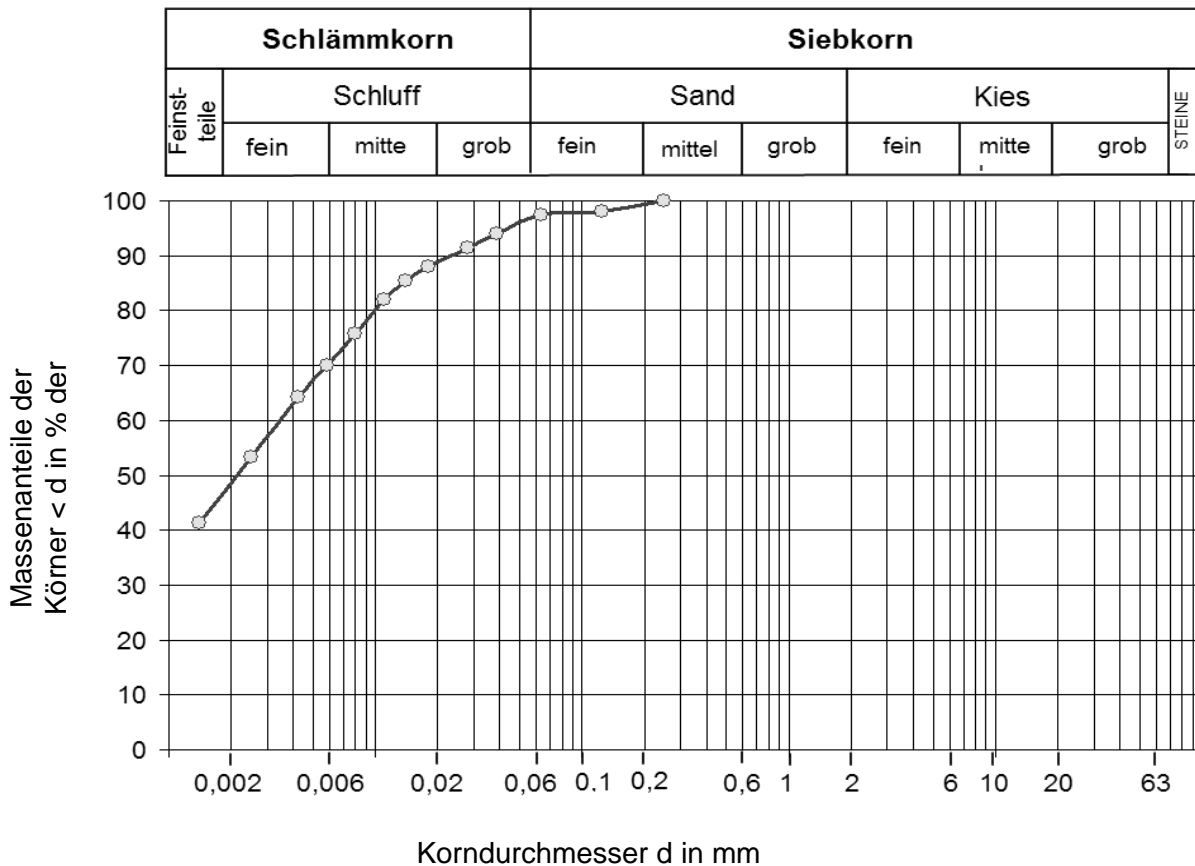


Abb. 5.2: Kornverteilungslinie des Versuchsmaterials (Dobrowolsky, 2008)

Die Durchlässigkeit des Tons wurde für verschiedene hydraulische Gradienten mit Werten zwischen 10 und 30 ermittelt und liegt zwischen $3,5 \cdot 10^{-10}$ und $1 \cdot 10^{-11}$ m/s. Wegen dieser geringen Werte wurde das Versuchsprogramm so ausgelegt, dass die Saugspannung in Abhängigkeit der Einbauparameter unter dem messtechnisch vorgegebenen Grenzwert von -85 kPa lag, um eine Anwendung der bei dieser geringen Durchlässigkeit zeitintensiven Achsen-Translationsmethode zu vermeiden. Eine detaillierte Beschreibung des Materials hinsichtlich seiner Mineralogie findet sich bei Dobrowolsky (2008).

5.1.2 Probenherstellung

Das Material für die Probenherstellung wurde mit einer zuvor gemäß den Einbauparametern definierten Wassermenge gemischt und die entstehenden Verklumpungen mittels eines Mixers zerkleinert. Als Zugabe wurde destilliertes Wasser verwendet. Nach dem Zerkleinern folgte eine Ruhepause von mindestens 24 h und eine anschließende Wassergehaltsbestimmung.

Die eigentliche Probenherstellung erforderte einen schichtweisen Einbau in die Probenform, um eine möglichst homogene Wassergehalts- und Dichteverteilung zu erzielen. Für Testproben mit $d = 10 \text{ cm}$, $h = 12 \text{ cm}$ und verschiedenen Porenzahlen wurden die Wasser- und Dichteverteilungen nach der Herstellung wie folgt ermittelt. Es zeigen sich vor allem bei der Wassergehaltverteilung nur geringe Abweichungen über die gesamte Probenhöhe von durchschnittlich 0,1 - 0,2%, Abb.5.3. Die Dichteverteilung zeigt eine etwas größere Abweichung, durchschnittlich 0,4 - 0,6 g/cm^3 , Abb.5.4.

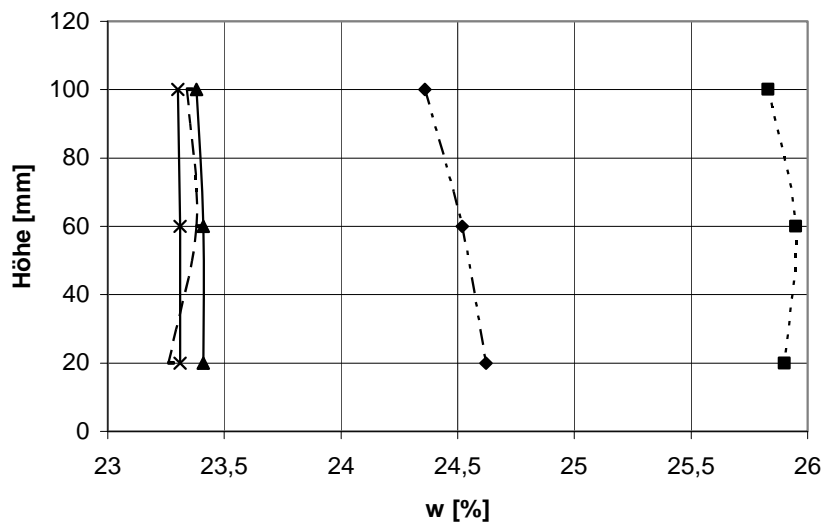


Abb.5.3: Wassergehaltsverteilung bei 5 Testproben

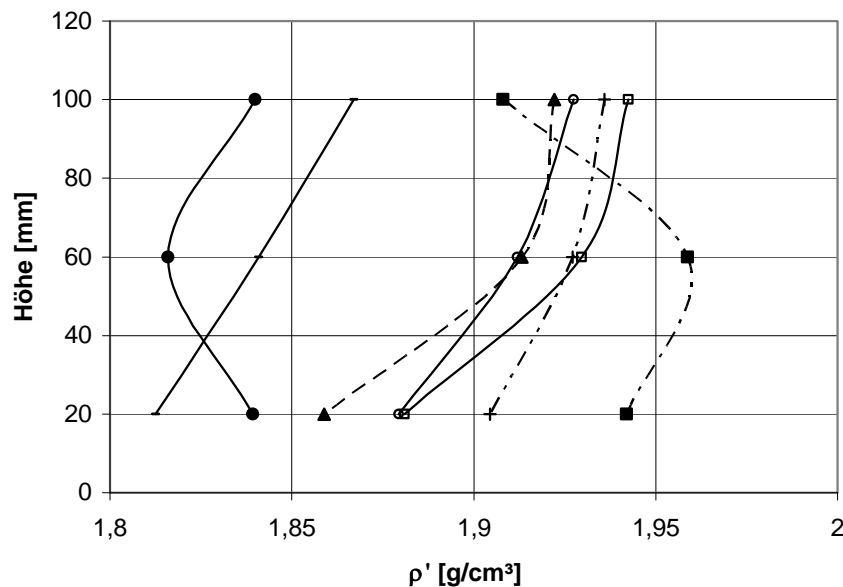


Abb.5.4: Dichteverteilung bei 7 Testproben

Um die gewünschte Einbauporenzahl zu erhalten, wurde die entsprechende Masse an Probenmaterial für den jeweils verwendeten Probenbehälter berechnet und gemäß der Schichtanzahl in 3 Portionen aufgeteilt. Nach jedem Schichteinbau wurde die Probe statisch in einer Presse verdichtet, und die Kontaktfläche zur nächsten Schicht anschließend wieder aufgeraut, um in den Schichtgrenzen einen möglichst guten Verbund zu erzielen. Die zur Verdichtung benötigte Kraft lag je nach Wassergehalt zwischen 0,5 und 3 kN.

5.2 Versuchstechnik und Versuchsprogramm

Zur Ermittlung der Spannungen im Bruchzustand und zur Untersuchung des Einflusses der verschiedenen Einbauparameter und Spannungszustände auf das Probenverhalten wurden verschiedene Serien von drainierten Triaxialversuchen gefahren. Die Triaxialversuche wurden an Proben mit einem Durchmesser von 5 cm durchgeführt, daher ergaben sich unter Berücksichtigung der zur Verdichtung benötigten Kraft Herstellspannungen von bis zu 1500 kPa. Liegt die Konsolidierspannung im anschließenden Versuch unterhalb dieses Wertes, sind die Proben herstellungsbedingt überkonsolidiert. Der Effekt dieser Überkonsolidierung wurde bei der Auswertung der Versuchsergebnisse berücksichtigt, indem in diesen Fällen der Residualzustand ausgewertet wurde.

5.2.1 Versuchsstand

Die Versuche wurden in einer speziell für teilgesättigte Böden entwickelten Triaxialzelle gefahren, Abb.5.5.



Abb.5.5: (a) Triaxialzelle und (b) Fußplatte

Die Zelle ist für einen Seitendruck bis zu 2 MPa ausgelegt. Neben den üblichen Standardkonfigurationen enthält sie eine spezielle Fußplatte als Basis für die Saugspannungsmessungen sowie eine Heizspirale zur Temperaturerhöhung des umgebenden Fluids.

Die auftretenden Saugspannungen können mit einer auswechselbaren keramischen Platte bis zu 15 bar gemessen werden. Die keramische Platte wird auf den Sockel in Abb.5.5 (b) aufgeschraubt und mittels des O-Rings luftdicht angeschlossen. Der direkt unter der keramischen Platte liegende Mäanderschnitt fungiert als Wasserreservoir und ist über die beiden Bohrungen am Anfang und Ende direkt mit dem Druckaufnehmer verbunden. Das System unterhalb der Platte ist während des Versuchs permanent mit entlüftetem Wasser gefüllt. Der mögliche Unterdruck, hervorgerufen durch die Saugspannung der Probe, kann also unmittelbar an den Druckaufnehmer weitergeleitet werden. (s. auch Messmethode Keramik). Die bei den durchgeführten Versuchen verwendete keramische Platte ist von einem Plexiglasring umgeben, der eventuelle Verformungen der Keramik und des Klebers in den Verbindungsnoten bei Belastung ausgleichen kann und damit Spannungsrisse verhindert. Zur Befestigung auf dem Sockel ist der Plexiglasring von einer Edelstahlfassung umgeben. (s. auch Kap. 5.2.2)

Als Druckaufnehmer stehen zwei Geräte mit einem Messbereich bis 2 MPa und ein Gerät mit einem Bereich von -100 bis 500 kPa zur Verfügung.

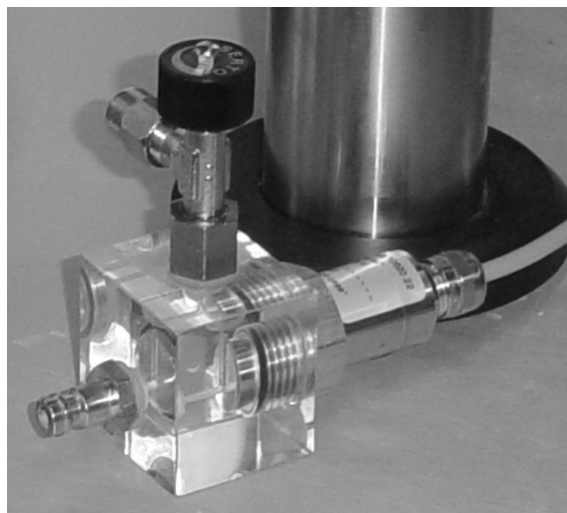


Abb.5.6: Druckaufnehmer, Messbereich -100 kPa bis 500 kPa

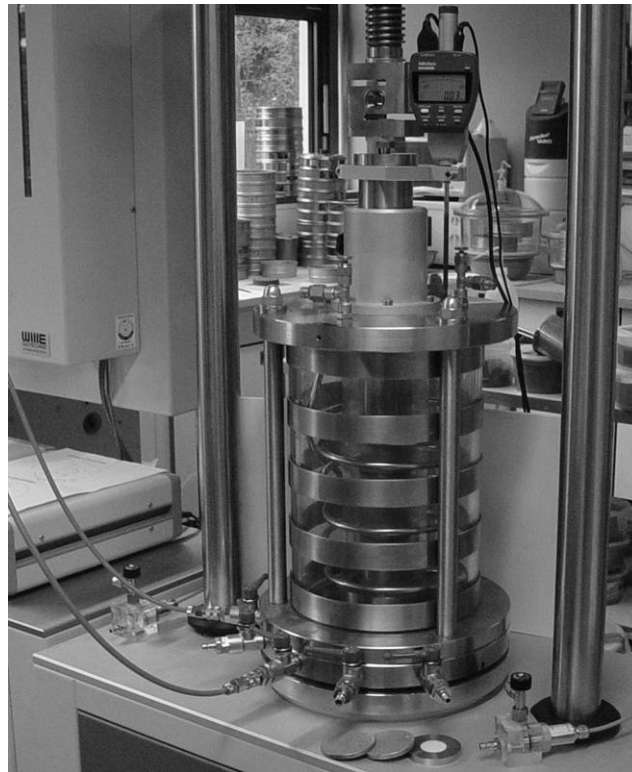


Abb.5.7: Triaxialzelle und Belastungsrahmen

Mit den Druckaufnehmern für den hohen Messbereich könnte bei hohen Saugspannungswerten die ATM angewendet werden, liegt die erwartete Saugspannung im Bereich bis -85 kPa, wird der Druckaufnehmer bis 500 kPa verwendet, da dieser auch negative Spannungen bis -100 kPa messen kann.

Über die Kopfplatte besteht die Möglichkeit, den definierten Luftdruck für die Achsen-Translationsmethode aufzubringen. Darüber hinaus kann sie auch als Drainageleitung verwendet werden.

Die während des Versuchs auftretenden Axialverformungen werden über einen digitalen Wegaufnehmer gemessen und an die Steuereinheit des Triaxialgerätes weitergeleitet. Die Ermittlung der Radialverformungen erfolgt über die Messung der Volumenänderungen des umgebenden Mediums. Mit Hilfe der bekannten Axialverformung kann daraus die Radialverformung berechnet werden. Um Volumenänderungen des Mediums infolge einer Materialausdehnung der Zellenwand zu minimieren, wurde die Zelle doppelwandig konstruiert, mit einer inneren Zelle aus Plexiglas ohne Bewehrung, die ein relativ kleines Wasservolumen umschließt und einer großen, äußeren Zelle mit Edelstahlbewehrung. Der Wasserdruck in der Innen- und der Außenzelle ist durch zwei separate Steuereinheiten geregelt, wird jedoch während des Versuchs auf einem identischen Wert gehalten, um Verformungen des unbewehrten

Plexiglas zu vermeiden. Relevant für die Radialmessung ist damit die Änderung des Wasservolumens in der Innenzelle.

Die Dichtung des Stempels besteht aus einem bewehrten Hartgummiring in Form eines U-Profiles. Die Öffnung des Profils ist dem Zelleninneren zugewandt und so erhöht sich bei steigenden Seitendrücken der Anpressdruck an den Stempel durch ein Aufdehnen der Dichtungswandung.

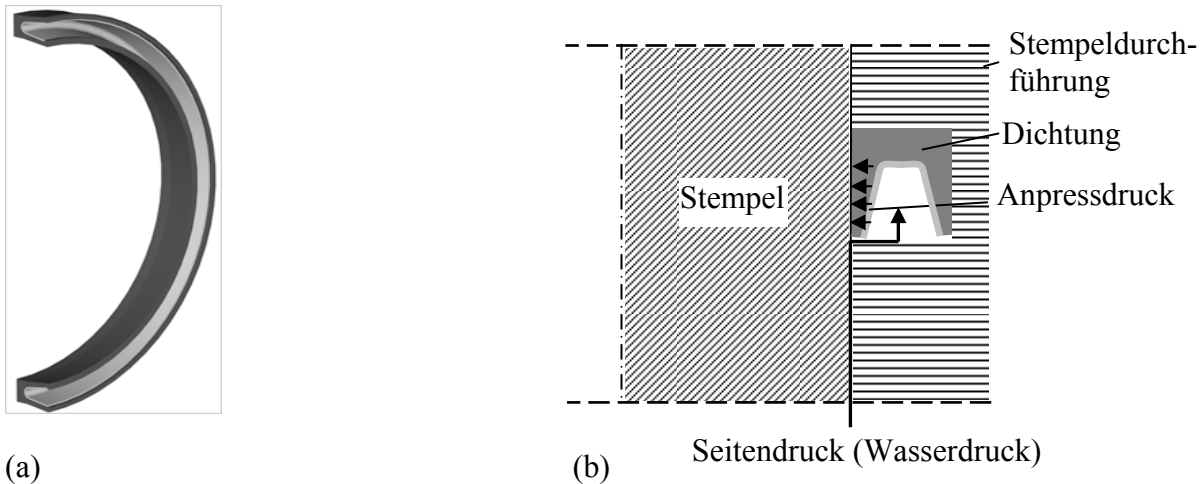


Abb.5.8: (a) Federunterstützte Stangendichtung (www.kofler-dichtungen.at) und (b) Prinzipskizze zur Funktionsweise der Dichtung

Vor Inbetriebnahme des Triaxialgerätes waren umfangreiche Kalibrierungsarbeiten notwendig, die in regelmäßigen Abständen während der Nutzung wiederholt wurden. Um eine möglichst fehlerfreie Radialmessung zu gewährleisten, konnte bei der Wassermenge, die zur Druckerzeugung und damit zur Volumenmessung bereitgestellt werden musste, mittels Temperaturkalibrierung der Einfluss der Umgebungstemperatur vernachlässigt werden.

Auch ein zeitabhängiger Wasserverlust, der sich durch die Dichtung der Stempeldurchführung nicht vollständig vermeiden ließ, wurde in Abhängigkeit des Drucks und der Versuchsdauer ermittelt und bei der Volumenmessung als Korrekturfaktor berücksichtigt.

Weitere Kalibrierungen waren bezüglich der Mantelreibung des Stempels und der Druckaufnehmer notwendig. Der Stempel hat eine Masse von 5 kg, bleibt jedoch infolge der Haftreibung der Stempeldichtung im unbelasteten Zustand in seiner Ausgangsposition. Zur Minderung der Reibung wird ein wasserfestes Gleitmittel auf Stempel und Dichtung aufgetragen. Damit befinden sich Stempelmasse und Reibung genau im Gleichgewicht. Da bei

einer Druckzunahme die Reibung der Dichtung mechanisch erhöht wird, ist eine Reibungskalibrierung notwendig. In Vorab-Tests zeigten sich sowohl ein geschwindigkeitsunabhängiges Reibungsverhalten, als auch ein linearer Zusammenhang zwischen Druck und Kraft, also wurde lediglich eine Kalibrierungskurve im Druckbereich 50 - 1900 kPa ermittelt, jeweils für Be- und Entlastung. Dazu wurde in der leeren Zelle bei einem konstanten Seitendruck die Stempelgeschwindigkeit auf einem konstanten Wert gehalten und die resultierende Kraft nach Anfahren verschiedener Seitendrücke an der Kraftmessdose abgelesen. Die Differenz zwischen dem Kraft-Ist-Wert und dem Kraft-Soll-Wert ist der Reibungsverlust. Die Funktion der Reibungsverlust-Kurve wurde in die Steuerung integriert. Durch die funktionsbasierte Erhöhung der Axialkraft im Belastungsfall und deren Verminderung im Entlastungsfall wurde die Dichtungswirkung reibungsunabhängig.

Die Kalibrierung des Druckaufnehmers erfolgte mittels einer Unterdruck-Pumpe im negativen Bereich und den Druckgebern der Zelle im positiven Bereich. Der jeweils aufgebrachte Druck kann in einem Untermenü der Zellensteuerung mit dem abgelesenen abgeglichen werden.

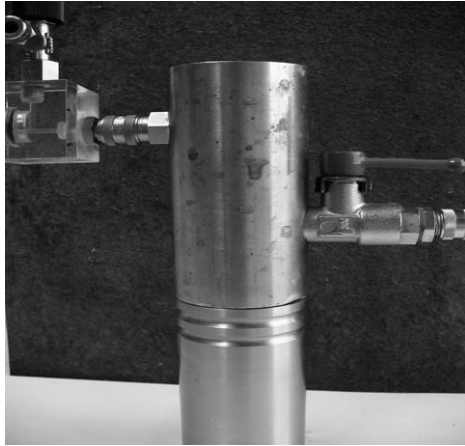
Die Versuchs-Steuerung selbst kann direkt über die Steuerung der Zelldruckgeber und der Axialsteuerung am Hauptgerät erfolgen oder über ein von der Firma Geolab bereitgestelltes Steuerungsprogramm, dessen Eingabe direkt über eine Maske erfolgt bzw. über die Verwendung einer Excel-basierten Steuereinheit. Aufgrund der vorgenommenen Kalibrierungen wurden die durchgeführten Versuche ausschließlich mit der Excel-Version gesteuert. Für jede Gerätekomponente steht ein eigenes Sheet mit verschiedenen Eingabemöglichkeiten zur Verfügung.

5.2.2 Sättigung der keramischen Platte

Um die keramische Platte zur Saugspannungsmessung verwenden zu können, muss sie zuvor mit entlüftetem Wasser gesättigt werden.

Die Sättigung wird mit Hilfe eines speziell dafür entwickelten Messingzylinders auf der Fußplatte des Triaxialgerätes durchgeführt und dauert je nach Durchlässigkeit der Platte zwischen 10 Minuten und 2 Tagen. Die Platte ist auf dem Sockel des Triaxialgerätes befestigt, darauf wird der Messingzylinder aufgebracht und axial belastet, um durch den Anpressdruck die Dichtigkeit des Luftabschlusses während der Sättigungsphase zu gewährleisten. Der Messingzylinder wird vollständig mit entlüftetem Wasser gefüllt, so dass der keramische Plattenteil komplett von Wasser umgeben ist. Die Platte kann anschließend durch kontrollierten Druck, gesteuert durch die Druckgeber, von unten nach oben durchströmt werden. Die darin

befindliche Luft wird hierbei verdrängt oder im Wasser gelöst. Um zu große hydraulische Belastung und damit ein Splintern der keramischen Platte zu vermeiden, wird mit einer Druckdifferenz von maximal 100 kPa gesättigt.



(a)



(b)

Abb.5.9: (a) Messingzylinder mit Drucksensor und (b) Dichtung

Zur Kontrolle des Sättigungspunktes ist unterhalb der keramischen Platte und am Messingzylinder ein Drucksensor angebracht, s. Abb.5.9 (a). Wird das obere Ventil am Zylinder geschlossen, so setzt sich der unten aufgebrachte Wasserdruck durch die Keramik zum oberen Sensor fort. Bei gesättigter Keramik dauert diese Druckweiterleitung je nach Durchlässigkeit und Druckgradient wenige Sekunden bis 3 Minuten. Eine schnellere Druckweiterleitung wäre durch eine geringere Dicke der Platte gewährleistet, allerdings ist das Material sehr spröde und anfällig gegenüber mechanischer Beanspruchung, daher wurde eine Dicke von 0,7 cm gewählt.

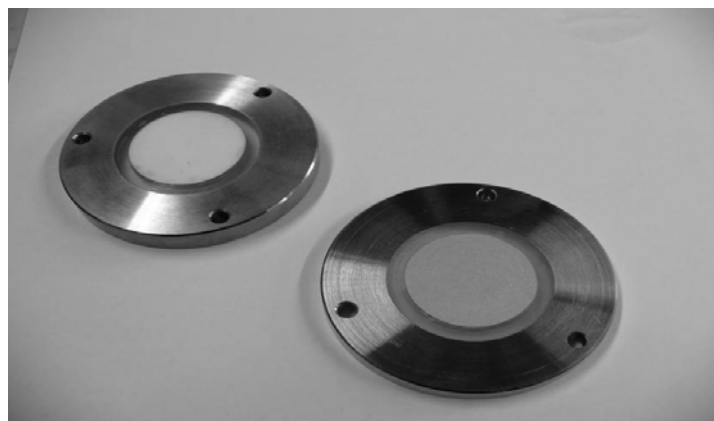


Abb.5.10: keramische Platten (15 bar rechts, 1 bar links)

In Abb.5.10 sind Platten mit einem Lufteintrittspunkt von 15 bar (rechts im Bild) bzw. mit einem Lufteintrittspunkt von 1 bar dargestellt, zu erkennen an den leichten Farbunterschieden des Materials. Die Keramikscheiben wurden über die UMS GmbH bezogen. Die darüber hinaus eigens entwickelte Konstruktion mit umgebenden Plexiglasring und Edelstahlfassung hat sich als die robusteste Variante herausgestellt, da eventuell auftretende Spannungen, die im keramischen Teil zu Haarrissen führen können, durch die Duktilität des Plexiglasses gemindert werden. Die Komponenten sind durch Epoxidharz miteinander verbunden. Um die Klebeflächen an den Auflageseiten wegen den relativ hohen Verformungen des Klebstoffs möglichst gering zu halten, wurde beidseitig eine Nut in das Plexiglas gefräst, die vollständig mit Epoxidharz aufgefüllt wurde. Damit wurde auch die Wasserundurchlässigkeit des Verbunds gewährleistet.

5.2.3 Probenbehandlung und Einbau

Die fertigen Proben können in Zellophan und Alufolie doppelt verpackt bis zu einer Woche an einem kühlen Ort gelagert werden. Der Wassergehaltsverlust liegt in dieser Zeit bei etwa 0,4 %.

Vor dem Einbau der Probe wird das Restwasser auf der Keramik entfernt und so der unmittelbare Probenkontakt hergestellt. Eine Schmierung der Probenunterseite entfällt aufgrund der geringen Reibung der Edelstahlfläche und der Verstopfungsgefahr der Keramikporen. Die Probe wird in eine wasserdichte, eng anliegende Gummimembran mit einer Dicke von 0,3 mm gehüllt, die am Sockel durch einen O-Ring befestigt und abgedichtet wird. Vor dem Aufsetzen der Kopfplatte wird die Probenoberseite mit einem Filterpapier, einem geschmierten, gelochten Gummischnitt und einer porösen Filterplatte bedeckt. Diese Maßnahmen dienen der besseren Entwässerung der Probe und einer möglichst reibungsfreien Ausdehnung an der Kopfseite.

5.2.4 Versuchsprogramm und -durchführung

Das Versuchsprogramm sah die Durchführung von deviatorischen Versuchen mit 3 verschiedenen Anfangsporenzahlen e_0 , 3 verschiedenen Sättigungsgraden S_{r0} , 2 Spannungsniveaus I_σ , 2 Konsolidierungsgraden \overline{OCR} und 2 Temperaturen T vor. Einen Überblick gibt Tabelle 4.

Versuchsart	Kompressionsversuche	Extensionsversuche
Einbauporenzahl e_0 [-]	0,68/0,78/0,83	0,68/0,78/0,83
Anfangssättigungsgrad S_{r0} [-]	0,85/0,9/1	0,85/0,9/1
Konsolidierungsgrad \overline{OCR}	1/3	1
Temperatur T [°C]	20/40	20
Spannungsniveau I_σ [kPa]	300/900	900

Tabelle 4: Versuchsprogramm Triaxialversuche

Die beiden deviatorischen Versuchstypen Kompressions- und Extensionsversuch sind durch unterschiedliche Spannungssteuerungen während der Scherphase charakterisiert. Die Kompressionsversuche zeichnen sich durch eine zunehmende Axialspannung und eine abnehmende Radialspannung aus. Die Extensionsversuche werden umgekehrt gesteuert, d.h. die Axialspannung nimmt ab und die Radialspannung zu. Die deviatorischen Versuche zeichnen sich in Gegensatz zu den konventionellen Triaxialversuchen dadurch aus, dass die Spannungssumme I_σ während der gesamten Scherphase konstant bleibt.

Die verwendeten Proben wurden bis zu einem vordefinierten Spannungsniveau ($I_\sigma = -300$ kPa bzw. -900 kPa) isotrop mit 1 kPa/min unter drainierten Bedingungen belastet und bei gleich bleibender isotroper Spannung konsolidiert, bis eine konstante Saugspannung erreicht wurde. Ab einem Einbausättigungsgrad von ca. $S_{r0} = 0,93$ [-] wurde durch die Konsolidierung eine vollständige Aufsättigung erzielt, der konstante Saugspannungswert betrug in diesen Fällen entsprechend Null.

Die normalkonsolidierten Proben wurden nach der Konsolidierzeit unter konstanter Vorschubgeschwindigkeit von $0,01$ mm/min (Kompression) bzw. $0,005$ mm/min (Extension) deviatorisch bis über den Bruchzustand hinaus belastet.

Die Proben mit $\overline{OCR} = 3$ konsolidierten bei einer 3-fach höheren Spannung ($I_\sigma = -2700$ kPa) bis zu einem konstanten Saugspannungswert, anschließend wurden sie auf die Referenzspannung ($I_\sigma = -900$ kPa) entlastet und 18 h zur Rekonsolidierung auf diesem Niveau gehalten. Danach

erfolgte die Probenbeanspruchung unter gleichen Bedingungen wie bei den normalkonsolidierten Proben.

Ein typischer Spannungspfad der Versuche ist für 3 verschiedene Spannungssummen bei normalkonsolidierten Proben in Abb.5.11 dargestellt.

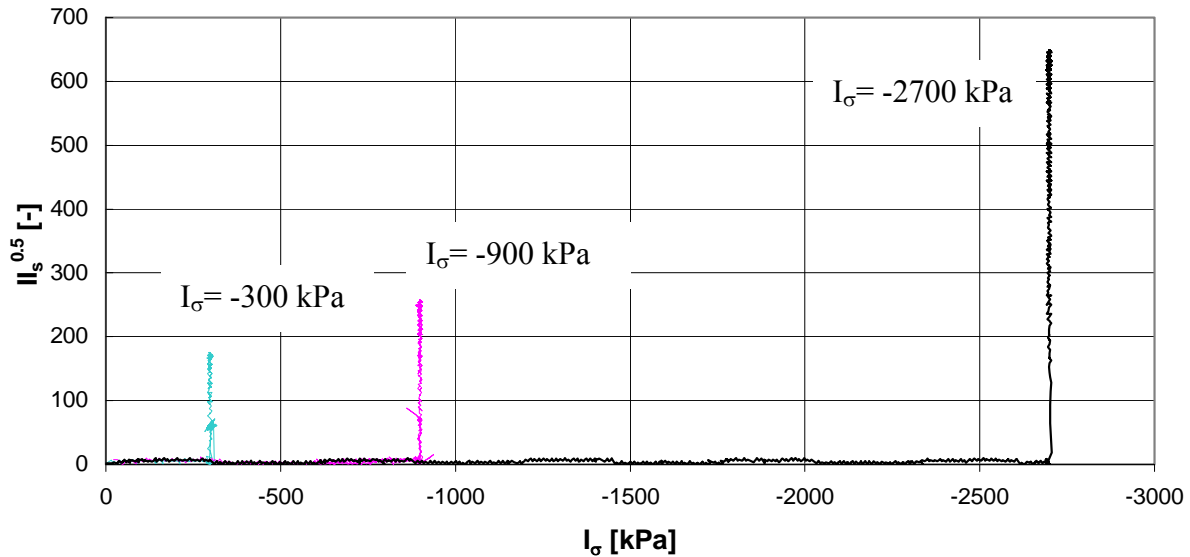


Abb.5.11: Spannungspfade der deviatorischen Triaxialversuche bei $e_0 = 0,78$, $S_{r0} = 0,9$, $\overline{OCR} = 1$ und $I_\sigma = -300/-900/-2700$ kPa

Zur Untersuchung des Temperatureinflusses wurde das Zellwasser über die Heizspirale auf 40°C erwärmt und über einen Zeitraum von mindestens 12 h vor Versuchsbeginn gehalten, um eine gleichmäßige Temperaturentbreitung in der Probe zu gewährleisten. Die Spannungspfade der unter 40°C gefahrenen Versuche entsprachen denen der unter 20°C durchgeführten Versuche.

Die Ermittlung der elastischen Parameter Kompressionsmodul K und Schubmodul G erfolgte mit Hilfe der elastischen isotropen sowie deviatorischen Erstbelastungskurve.

Beispielhaft ist in Abb.5.12 eine Arbeitslinie mit jeweils 2 Ent- und Wiederbelastungen im isotropen sowie im deviatorischen Bereich angegeben.

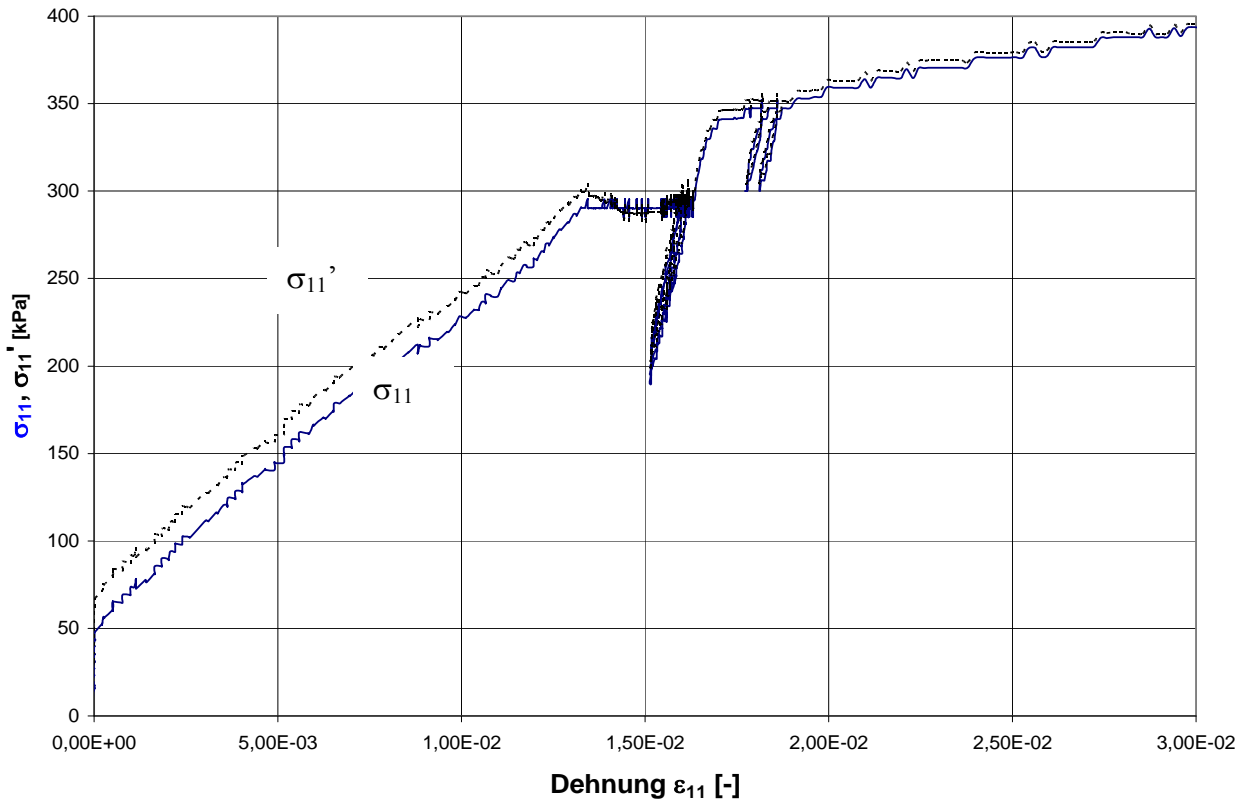


Abb.5.12: Isotrope und deviatorische Ent- und Wiederbelastungsschleifen für $e_0 = 0,83$, $S_{r0} = 0,85$ und $T = 20^\circ\text{C}$

Zur Ermittlung der Kohäsion wurden in Ergänzung zu Dobrowolsky (2008) drainierte konventionelle Triaxialversuche gefahren, die auf einem Spannungsniveau ($I_\sigma = -600$ kPa) konsolidiert, und danach entsprechend verschiedener Konsolidierverhältnisse abgeschert wurden. Die Darstellung der Versuchsergebnisse in Mohr-Coulomb'schen Spannungskreisen ist der Abb.5.30 zu entnehmen.

5.2.5 Temperatureausbreitung innerhalb der Triaxialprobe

Um die vollständige Erwärmung der Versuchsproben bei einer Temperaturerhöhung im Triaxialgerät zu gewährleisten, wurde die Wärmeausbreitung an unbelasteten Testproben untersucht. Die Proben haben die Abmessungen $h = 6$ cm und $d = 5$ cm und die Anfangsparameter $e_0 = 0,83$ und $S_{r0} = 0,85$. Diese Parameterkombination stellt das ungünstigste Verhältnis zwischen Trockenmasse und luft- bzw. wassergefüllten Poren dar und hat somit auch die schlechtesten Wärmeleitfähigkeiten.

Die Testproben wurden in einem Wasserbad von außen mit 40°C beaufschlagt und der zeitliche Verlauf der Temperaturentwicklung in Probenmitte mittels eines KTY Kaltleiters gemessen, s. Abb.5.13 und Abb.5.14. Das Messprinzip des KTY Kaltleiters beruht darauf, dass bei abnehmender Temperatur des umgebenden Mediums sein elektrischer Widerstand ebenfalls abnimmt. Bei 20°C beträgt er ca. 1,95 KOhm.

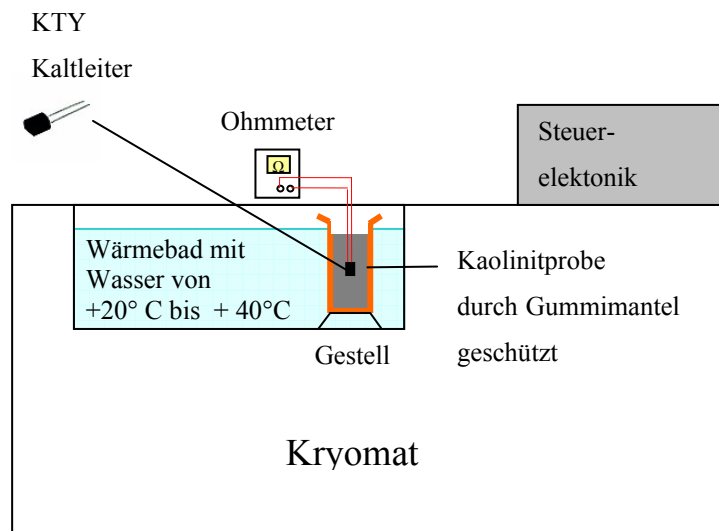


Abb.5.13: Messanordnung zur Untersuchung der Temperaturentwicklung in Testproben

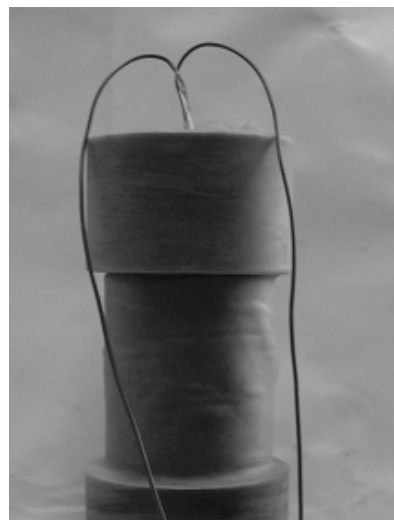


Abb.5.14: Testprobe mit Kaltleiter und Verkabelung

Die Auswertung ergab, dass für die beiden Testproben A und B mit den gleichen Einbauparametern eine identische Temperaturentwicklung von außen nach innen erfolgt und dass eine Temperaturerhöhung von 20 K nach 30 Minuten die Mitte der Probe erreicht hat, eine vollständige Probenerwärmung in dieser Zeit also gegeben ist, Abb.5.15.

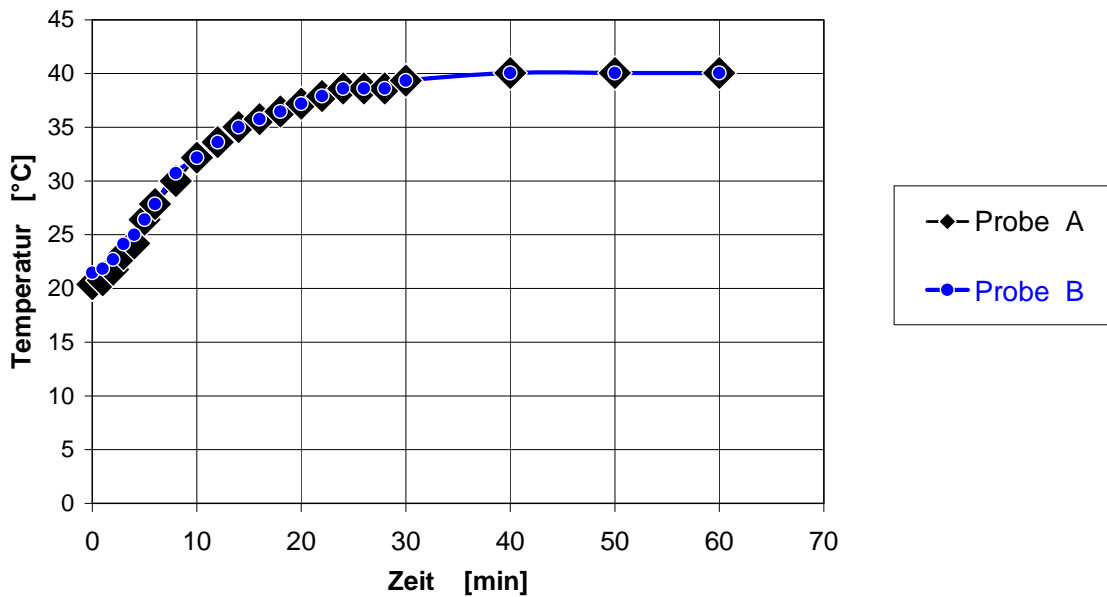


Abb.5.15: Temperaturlausbreitung in Testproben A und B

5.3 Ergebnisse der Triaxialversuche

5.3.1 Ermittelte Spannungs-Dehnungslinien

Im Folgenden sind beispielhaft einige Spannungs-Dehnungslinien der durchgeföhrtten Triaxialversuche (hier: Kompressionsversuche) dargestellt. Man erkennt sowohl in Abb.5.16 als auch in Abb.5.17, dass ab einer Stauchung von ca. 0,15/0,2 [-] trotz steigender Verformungen die Spannung konstant bleibt, zu diesem Zeitpunkt also ein Abscheren erfolgt ist. Die hellgraue Kurve bezeichnet jeweils die effektive Spannung, die schwarze Kurve die totale Spannung. Die Proben sämtlicher durchgeföhrtter Kompressionsversuche wurden bis zu einer axialen Stauchung > 0,2 [-] belastet, um das Erreichen des Bruchzustandes sicher zu gewährleisten, die Proben der Extensionsversuche bis zu einer axialen Dehnung > 0,15 [-].

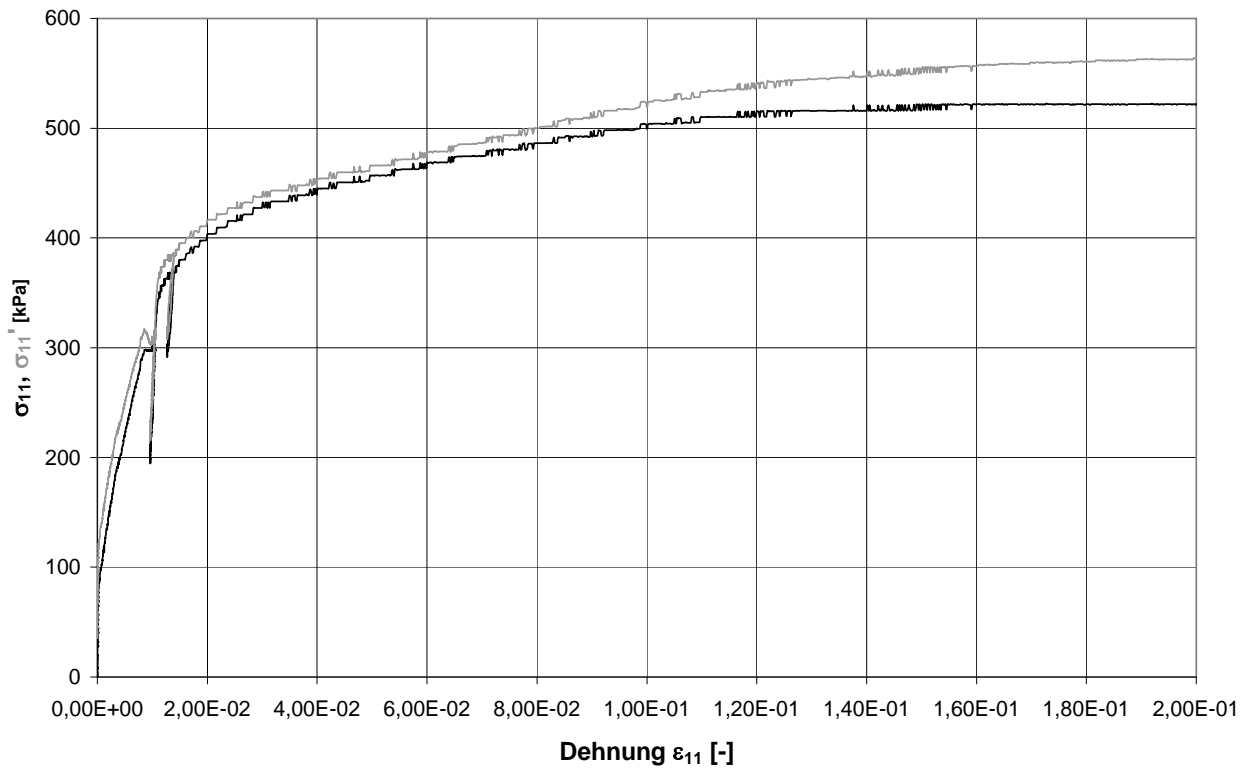


Abb.5.16: Spannungs-Dehnungslinie des Versuchs mit $e_0 = 0,68$, $S_{r0} = 0,9$, $T = 20^\circ\text{C}$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

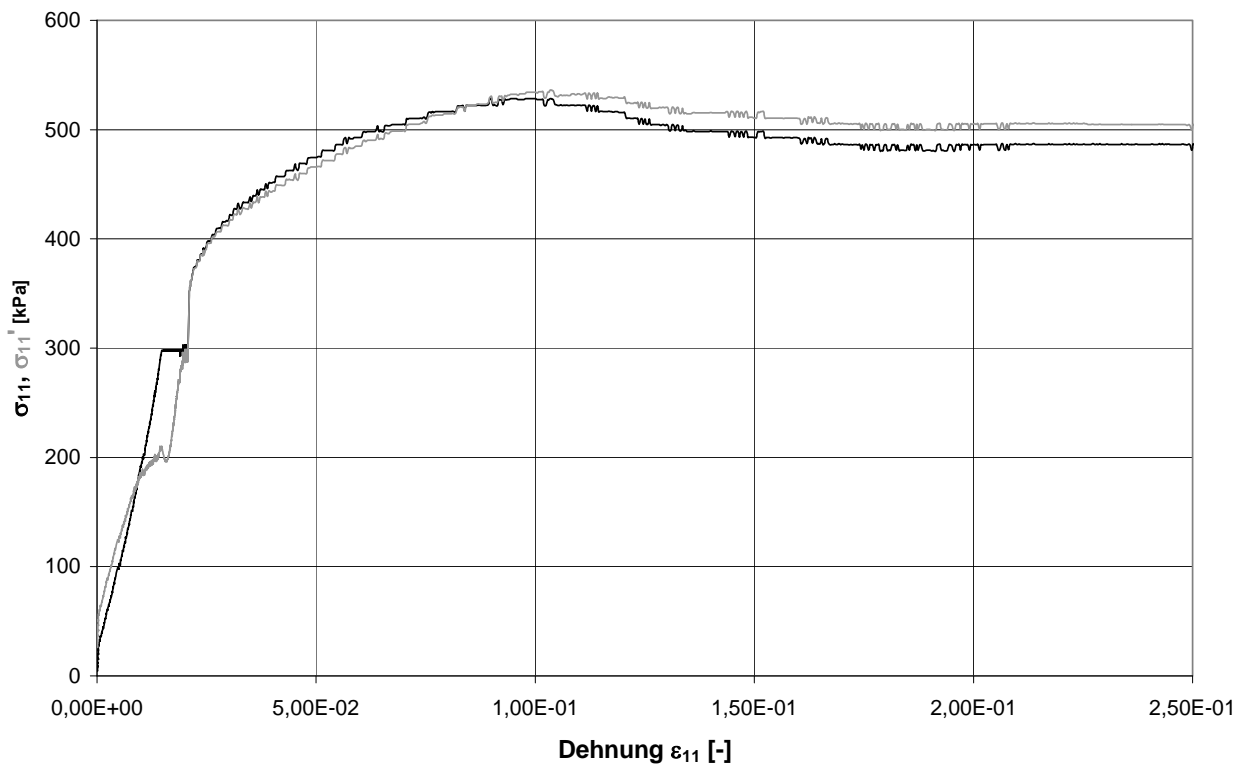


Abb.5.17: Spannungs-Dehnungslinie des Versuchs mit $e_0 = 0,78$, $S_{r0} = 1,0$, $T = 20^\circ\text{C}$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

Die Form der Probenkörper nach dem Abscheren kann der folgenden Abbildung entnommen werden.



Abb.5.18: Fotos von im Triaxialversuch abgescheren Kaolinitproben (verschiedene Einbauparameter)

5.3.2 Ermittlung der Grenzfläche

Die Auswertung der maximal aufnehmbaren Spannungen liefert die Form und Aufweitung der Grenzfläche in Abhängigkeit der Einbauparameter Porenzahl e_0 , Sättigungsgrad S_{r0} und Temperatur T . Durch die Aufbringung verschiedener Konsolidierspannungen konnte der Einfluss des Konsolidierverhältnisses auf den Peakzustand untersucht werden.

Mit steigendem Wassergehalt sowie bei niedrigeren Konsolidierspannungen zeigte sich eine Abnahme der aufnehmbaren Spannung. Die Erhöhung des Konsolidierverhältnisses brachte hingegen eine Spannungszunahme mit sich.

Die Temperatur wirkte sich entgegengesetzt der Erwartung auf das Scherverhalten des Bodens aus. Aufgrund des Einflusses der Temperatur und der daraus resultierenden Ausdehnung des Porenwassers wäre mit einer Abnahme sowohl der Saugspannung als auch der aufnehmbaren

Spannung zu rechnen. Analog zu den Ergebnissen aus der Literatur sank die Saugspannung mit steigender Temperatur, die effektiv aufnehmbare Spannung lag jedoch bei den 40°C-Versuchen über derjenigen der 20°C-Versuche.

Den detaillierten Einfluss der verschiedenen Zustandgrößen auf die Scherspannungen zeigen die folgenden Abb.5.19 bis Abb.5.28, in denen die maximal aufnehmbaren Spannungen in Form der zweiten Spannungsinvarianten $\sqrt{II_s}$ mit der modellierten Approximation der Grenzfläche dargestellt sind. Mit Hilfe dieser Darstellungsweise wurde die Form der Grenzfläche in der Deviatorebene bestimmt, die durch die Parameter B und m definiert ist. Die gesamte Grenzfläche wird durch die Gleichung (4-15) beschrieben.

Es wird angenommen, dass die Fließfläche die gleiche Gestalt wie die Grenzfläche besitzt. Die Aufweitung der Fließfläche bis hin zur Grenzfläche ist über den Parameter A gesteuert. Der Parameter A enthält auch die Einflüsse aus den Zustandsvariablen. Aus den Versuchen werden die Parameter A , B und m von Gleichung (4-15) wie folgt ermittelt.

Für ein zunächst konstant angenommenes A wurden in jeder Deviatorebene und für jeden Einbauparametersatz die Konstanten B und m derart ermittelt, dass sowohl Kompressions- als auch Extensionsversuch durch die Fließfläche hinreichend genau approximiert werden konnten.

B und m zeigen sich unabhängig vom Spannungsniveau, Sättigungsgrad, Porenzahl, Konsolidiergrad, von den plastischen Verformungen und der Temperatur und können somit für die untersuchten Wertebereiche als Konstanten angesehen werden.

Einfluss der Porenzahl und des Spannungsniveaus auf den Peakzustand

Im Folgenden ist die zweite Spannungsinvariante $\sqrt{II_s}$ in der Deviatorebene für verschiedene Anfangsporenzahlen bei konstanter Anfangssättigung und unterschiedlicher Konsolidierspannung dargestellt.

Die Punkte auf den Achsen markieren die Versuchswerte, die Kurven entsprechen der Approximation der Grenzfläche. Die Versuchsbezeichnungen leiten sich aus dem Wert der Anfangsporenzahl (in Abb.5.19: 0,78 bzw. 0,83), der Anfangssättigung (in Abb.5.19: 0,9), der Temperatur (in Abb.5.19: 20°C), des Spannungsniveaus (in Abb.5.19: -300 kPa) sowie des Konsolidierungsgrades (in Abb.5.19: 1) her. Die vorgeschalteten Bezeichnungen „Test“ und „Calc“ beziehen sich auf den Versuch bzw. die Approximation.

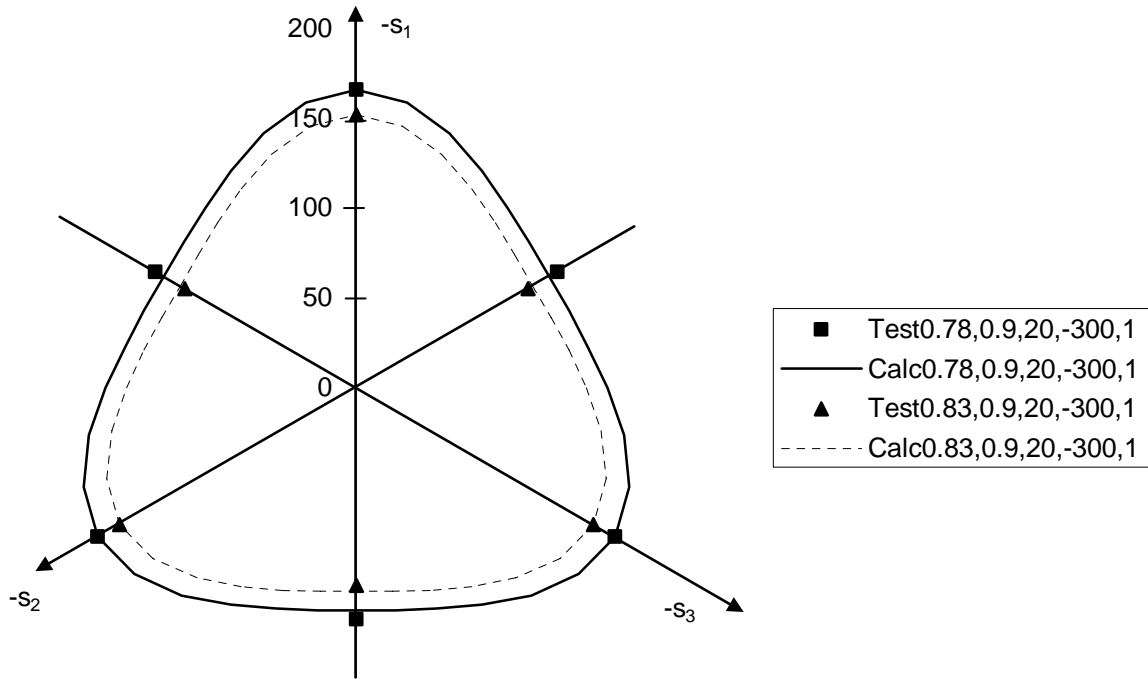


Abb.5.19: Einfluss der Porenzahl auf den Peakzustand bei $S_{r0} = 0,9$, $T = 20^\circ\text{C}$, $I_\sigma = -300$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

Für größere Porenzahlen zeigte sich bei gleichem Sättigungsgrad eine niedrigere aufnehmbare Spannung. Dies ist unter anderem mit dem Einfluss der Saugspannung zu begründen, die ihrerseits bei größeren Porenzahlen sinkt. Bei Vollsättigung entfällt der Saugspannungseffekt, die Proben mit den größeren Porenzahlen verhalten sich dann ausschließlich aufgrund der geringeren Steifigkeiten weicher. Für eine niedrigere Konsolidierspannung wurde ebenfalls eine niedrigere Bruchspannung nachgewiesen. Dieses Ergebnis ist saugspannungsunabhängig und allein auf die mechanische Probenverfestigung während des Versuchs zurückzuführen.

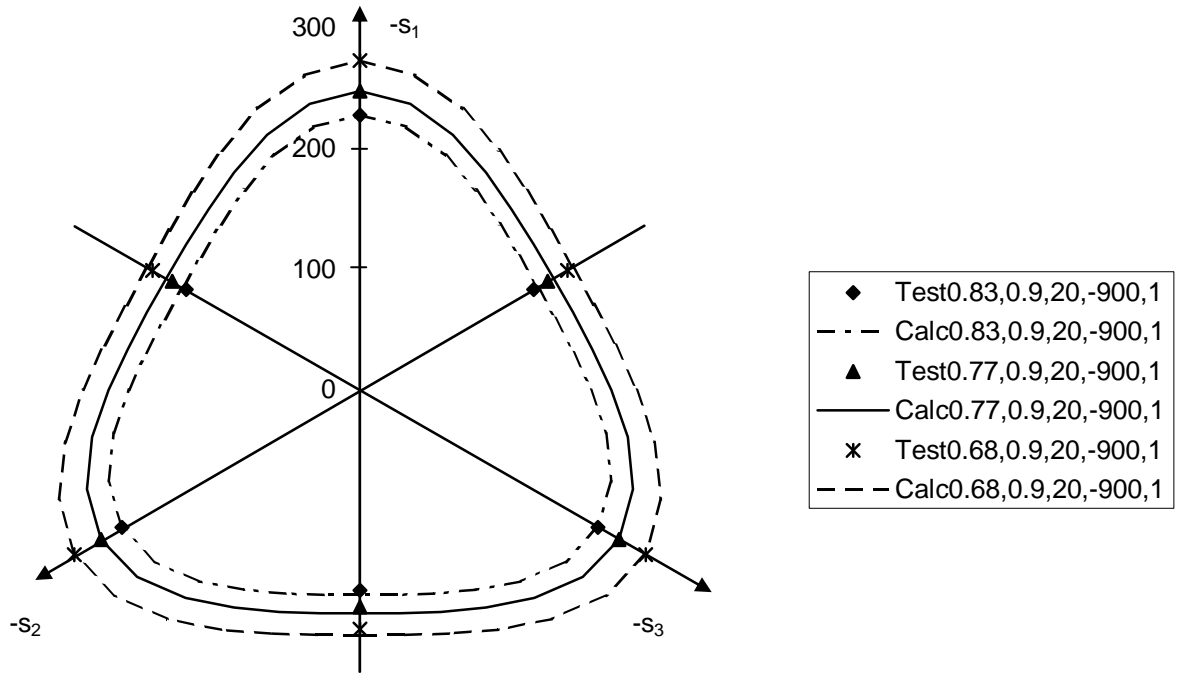


Abb.5.20: Einfluss der Porenzahl auf den Peakzustand bei $S_{r0} = 0,9$, $T = 20^\circ\text{C}$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

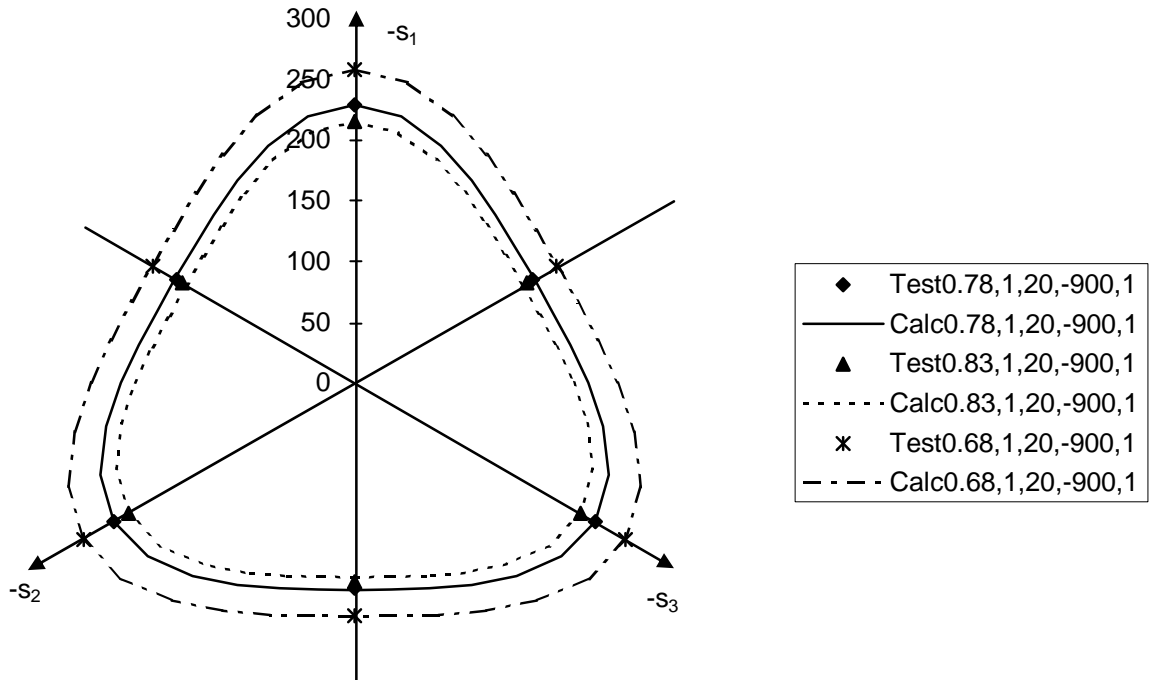


Abb.5.21: Einfluss der Porenzahl auf den Peakzustand bei $S_{r0} = 1,0$, $T = 20^\circ\text{C}$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

Einfluss des Sättigungsgrades auf den Peakzustand

Hier ist die zweite Spannungsinvariante aus den Versuchsergebnissen einer Einbauporenzahl, aber unterschiedlichen Sättigungsgraden dargestellt. Die Kurven beschreiben die Approximation der Versuchswerte.

Die Versuchsbezeichnungen entsprechen wiederum dem Wert der Anfangsporenzahl (in Abb.5.22: 0,83), der Anfangssättigung (in Abb.5.22: 0,85/0,9/1,0), der Temperatur (in Abb.5.22: 20°C), des Spannungsniveaus (in Abb.5.22: -900 kPa) sowie des Konsolidierungsgrades (in Abb.5.22: 1).

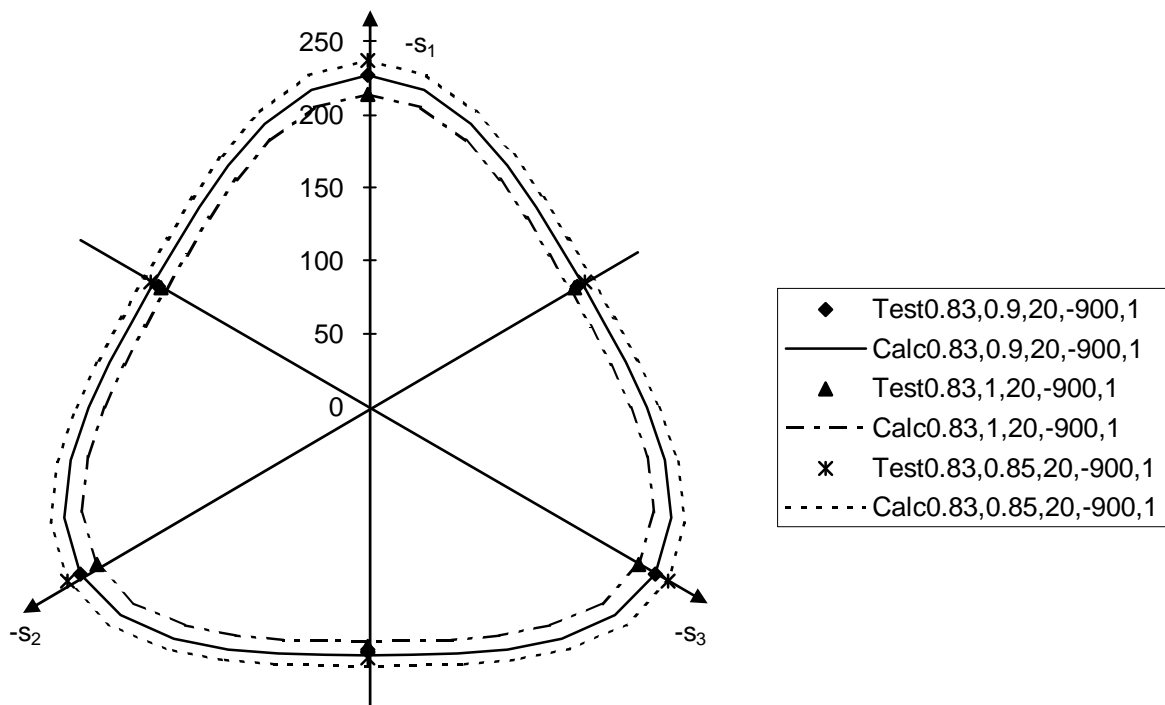


Abb.5.22: Einfluss des Sättigungsgrades auf den Peakzustand bei $e_0 = 0,83$, $T = 20^\circ\text{C}$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

Es zeigt sich, dass die aufnehmbare Spannung bei gleicher Porenzahl und steigendem Sättigungsgrad abnimmt. Dies ist auf den Einfluss der Saugspannung zurückzuführen, die bei steigendem Sättigungsgrad sinkt.

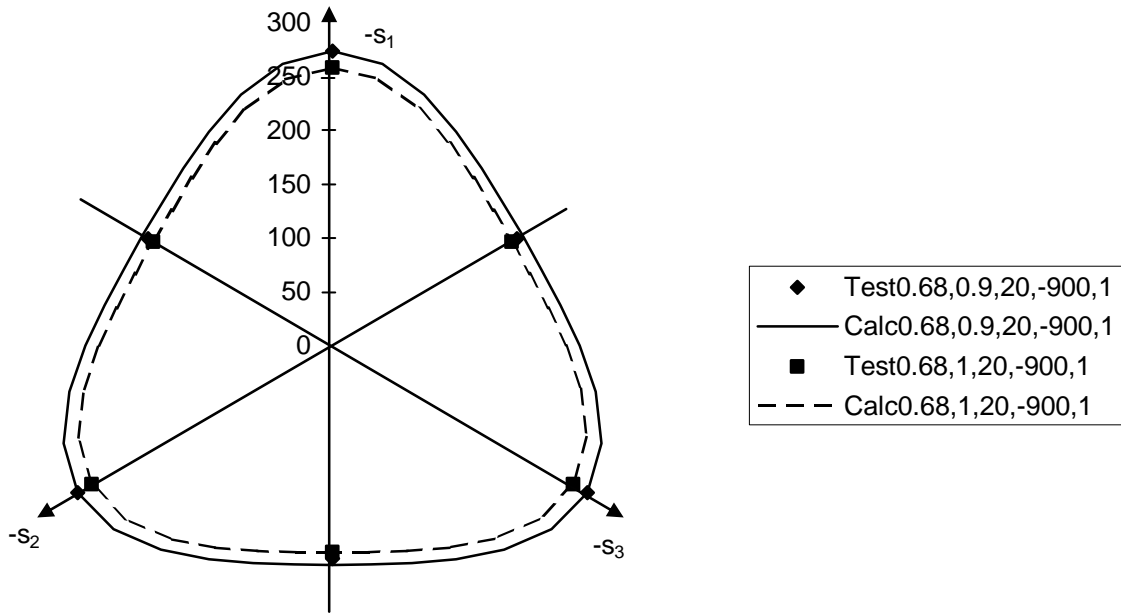


Abb.5.23: Einfluss des Sättigungsgrades auf den Peakzustand bei $e_0 = 0,68$, $T = 20^\circ\text{C}$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

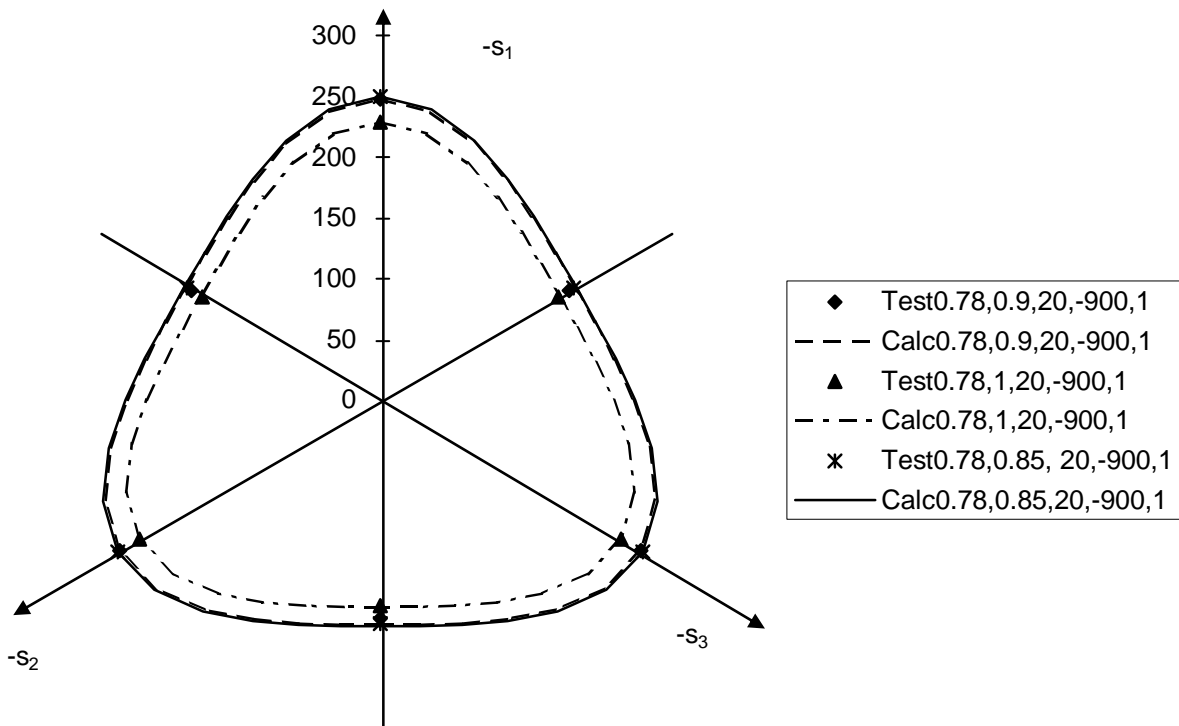


Abb.5.24: Einfluss des Sättigungsgrades auf den Peakzustand bei $e_0 = 0,78$, $T = 20^\circ\text{C}$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

Einfluss des Konsolidierverhältnisses auf den Peakzustand

Der Referenzwert der Konsolidierspannung ($\overline{OCR} = 1$) entspricht $I_\sigma = -900$ kPa. Für verschiedene Porenzahlen bei einem konstanten Einbausättigungsgrad sind die Werte der Deviatorspannung bei $I_\sigma = -900$ kPa bzw. infolge einer 3-fach höheren Konsolidierspannung $I_\sigma = -2700$ kPa in Abb.5.25 aufgetragen.

Die Versuchsbezeichnungen entsprechen dem Wert der Anfangsporenzahl (in Abb.5.25: 0,83/0,78/0,68), der Anfangssättigung (in Abb.5.25: 0,9) sowie der Temperatur (in Abb.5.25: 20°C). Die Referenzspannung $I_\sigma = -900$ kPa ist mit dem \overline{OCR} -Wert von 1 bezeichnet, die Konsolidierspannung $I_\sigma = -2700$ kPa entsprechend mit 3.

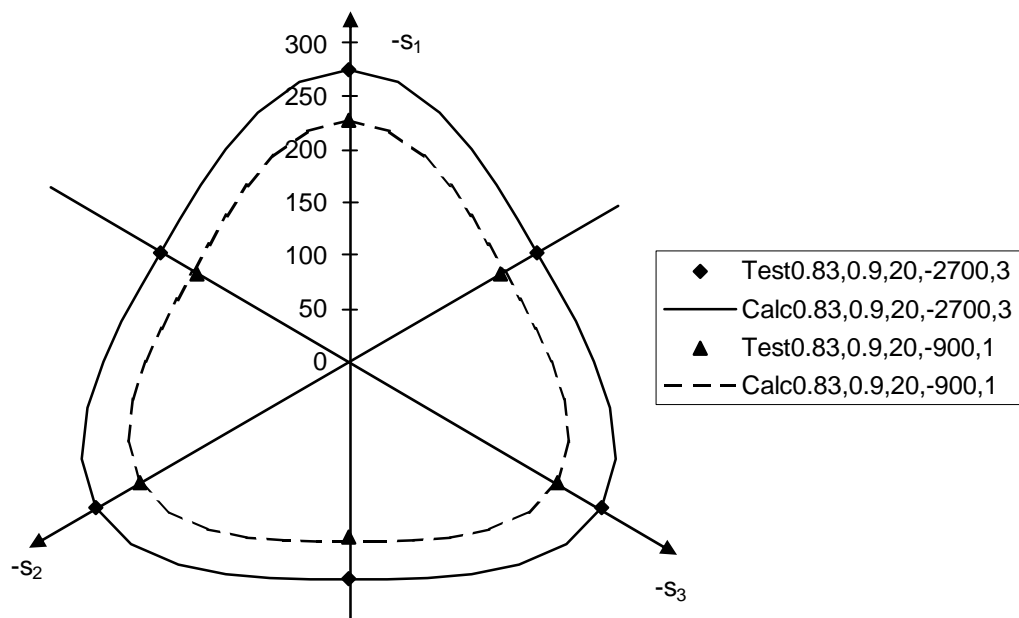


Abb.5.25: Einfluss des Konsolidierverhältnisses auf den Peakzustand bei $e_0 = 0,83$, $S_{r0} = 0,9$, $T = 20^\circ\text{C}$ und $I_\sigma = -900/-2700$ kPa

Die überkonsolidierten Proben ($\overline{OCR} = 3$) zeigen bei $I_\sigma = -900$ kPa eine höhere aufnehmbare Spannung als die normalkonsolidierten Proben. Dieses Ergebnis resultiert aus der Verfestigung während des Konsolidierungsprozesses.

Einfluss der Temperatur auf den Peakzustand

Der Einfluss der Temperatur auf das Scherverhalten ist anhand der Versuche bei 20°C und 40°C in den folgenden Abbildungen dargestellt. Die Art der Auftragung und der Versuchsbezeichnungen entsprechen denen der vorhergehenden Abbildungen.

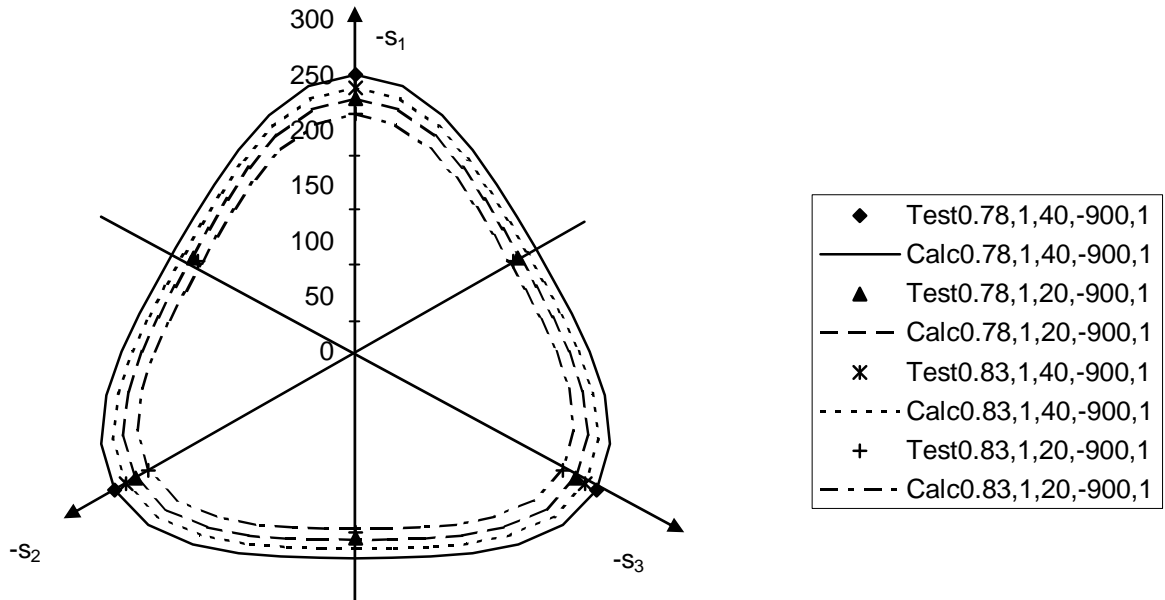


Abb.5.26: Einfluss der Temperatur auf den Peakzustand bei $e_0 = 0,78/0,83$, $S_{r0} = 1,0$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

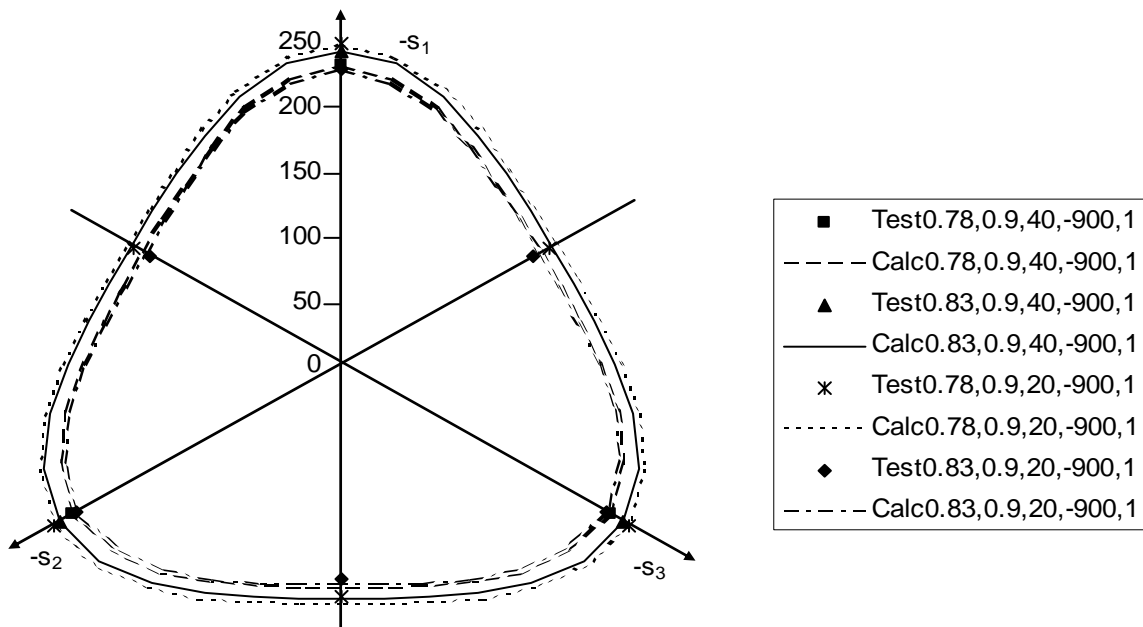


Abb.5.27: Einfluss der Temperatur auf den Peakzustand bei $e_0 = 0,78/0,83$, $S_{r0} = 0,9$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

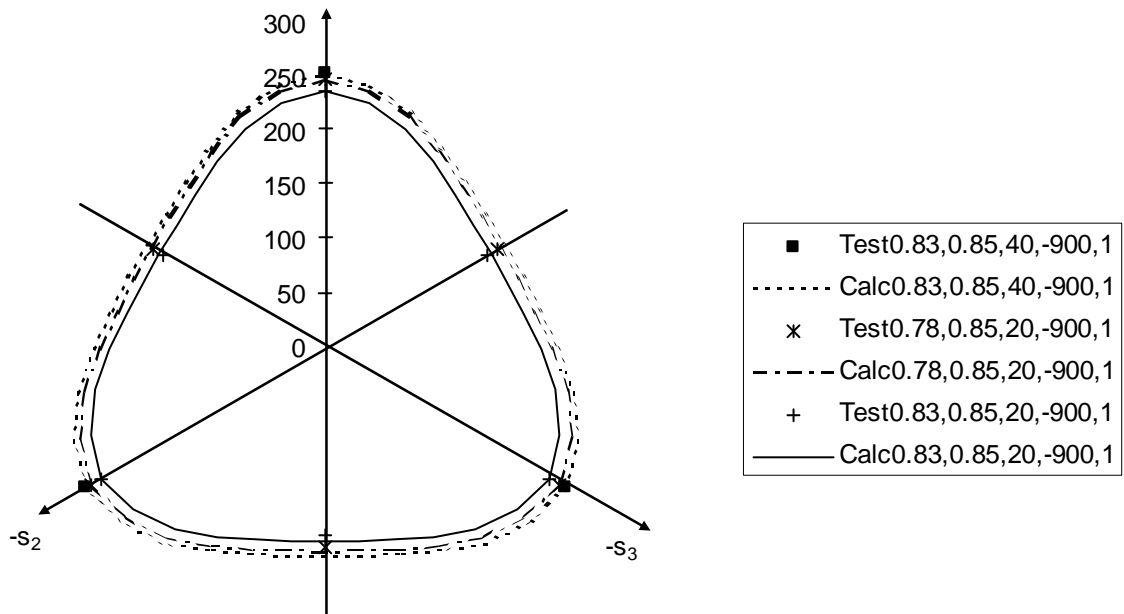


Abb.5.28: Einfluss der Temperatur auf den Peakzustand bei $e_0 = 0,78/0,83$, $S_{r0} = 0,85$, $I_\sigma = -900$ kPa und $\overline{OCR} = 1$

Zwar sinkt der Wert der Saugspannung im Grenzzustand mit steigender Temperatur, die Temperaturerhöhung bewirkte jedoch eine Vergrößerung der aufnehmbaren deviatorischen Spannungen. Der Temperatureinfluss auf Böden ist materialabhängig und es kann sowohl eine Erhöhung als auch eine Verringerung der mechanischen Festigkeit erwartet werden, Ghembaza (2007).

5.3.3 Ermittlung der Kohäsion

Die Ermittlung der Scherparameter erfolgte über die Auswertung von konventionell durchgeführten Triaxialversuchen in Mohr'schen Spannungskreisen.

Die Proben wurden jeweils unter einer Vorlast von $I_\sigma = -600$ kPa für 24 h konsolidiert und anschließend bei verschiedenen Seitendrücken $\sigma_3 = -50, -100$ und -200 kPa unter drainierten Bedingungen abgeschert. Aus der Entlastung der unter $\sigma_3 = -50/-100$ kPa abgescherten Proben ergab sich eine Ent- und Wiederbelastungsschleife. Die in Abb.5.29 festzustellenden Unregelmäßigkeiten in den Arbeitslinien der Versuche bei kleinen Dehnungen resultieren aus der Anfahroutine des Triaxialgerätes.

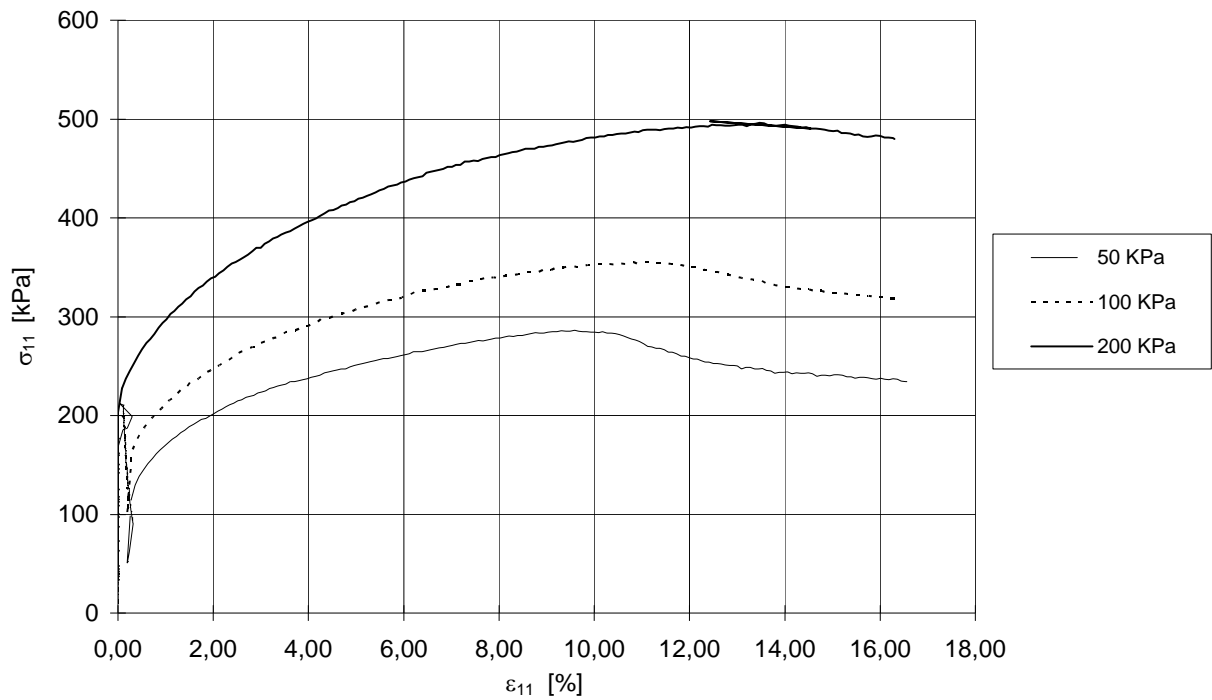


Abb.5.29: Arbeitslinien der konventionell durchgeführten Triaxialversuche

Die Auswertung der Versuche ergab für eine mittlere Porenzahl von $e_0 = 0,78$ und einen Sättigungsgrad $S_{r0} = 0,9$ eine Kohäsion von ca. 60 kPa.

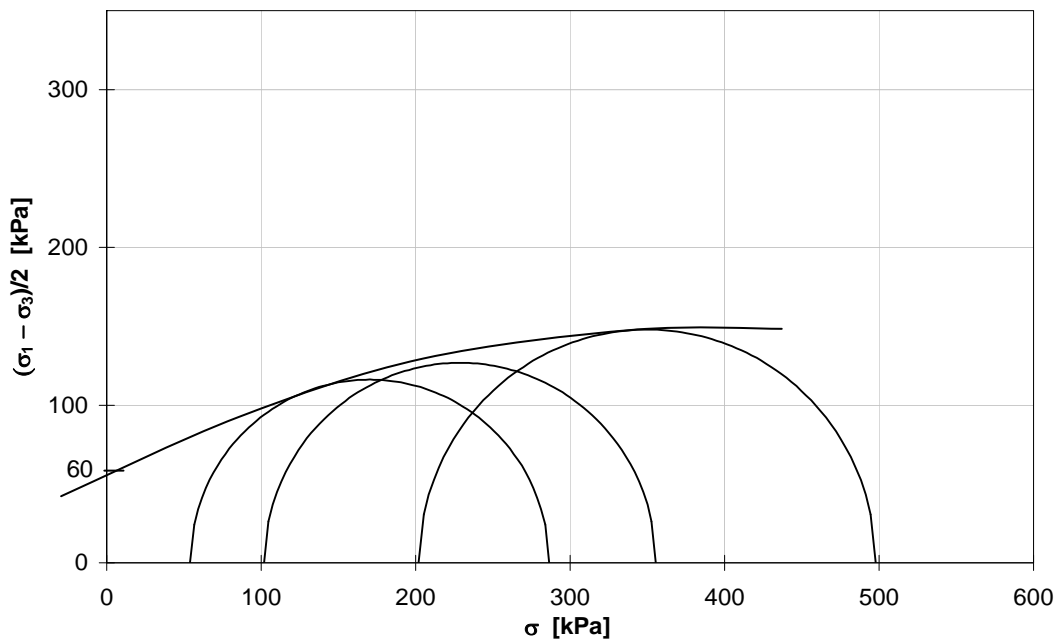


Abb.5.30: Ermittlung der Kohäsion für $e_0 = 0,78$ und $S_{r0} = 0,9$

Unter Verwendung der von Dobrowolsky (2008) ermittelten Kohäsion für einen Sättigungsgrad von $S_{r0} = 0,7$ lässt sich eine Beziehung für die Kohäsion herleiten. Der auf den Atmosphärendruck normierte Wert der Kohäsion kann in Abhängigkeit der Zustandsvariablen Einbausättigungsgrad für die Konsolidierspannung $I_\sigma = -600$ kPa approximiert werden. Der Einfluss der Temperatur sowie der Einbauporenzahl wird hierbei vernachlässigt.

$$c / p_a = 1,23 \cdot S_{r0} - 1,7 \quad (5-1)$$

5.4 Ermittlung der Stoffparameter

Zum Aufbau der Fließfläche muss ein spannungsabhängiger Punkt gefunden werden, an dem das elastische Verhalten in Plastizität übergeht. Dieser Punkt ist nur bei linear-elastischem-linear-plastischem Verhalten eindeutig zu identifizieren, da sich Boden aber hochgradig nichtlinear verhält und die Ermittlung des Fließpunktes durch Ent- und Wiederbelastungszyklen versuchstechnisch sehr aufwändig wäre, muss eine Näherungslösung gefunden werden.

Masin (2004) gibt als mögliche Methoden zur Ermittlung einer Zustandsgrenzfläche die Bilinear-Methode und die Normierungs-Methode an. Mittels der Bilinear-Methode erhält man aus jeder Arbeitslinie einen angenäherten Fließpunkt. Dazu werden die unterschiedlichen Steigungen der Tangentennäherungen zu einem Schnittpunkt gebracht, der auf die Kurve rückprojiziert den gesuchten Fließpunkt ergibt, Abb.5.31. Voraussetzung für diese Methode ist die Annahme eines vollkommen elastischen Materialverhaltens.

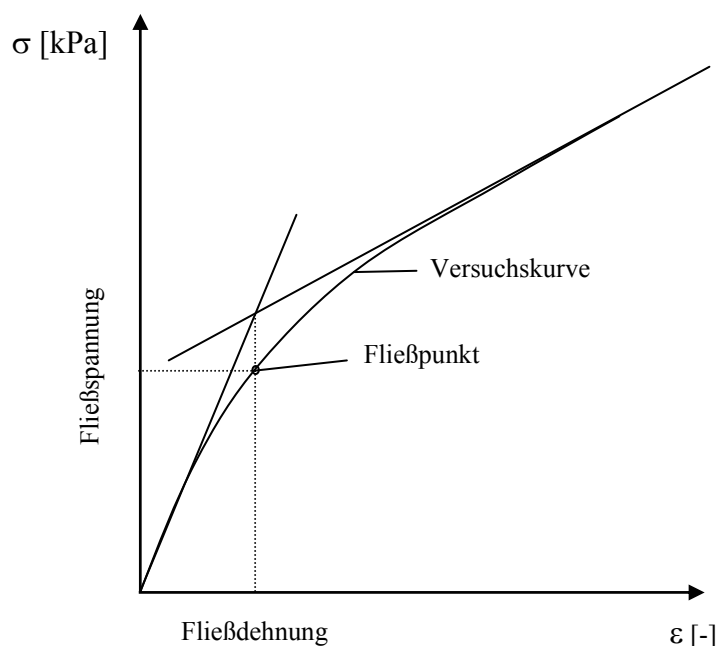


Abb.5.31: Ermittlung der Fließgrenze (nach Callisto & Calabresi, 1998)

5.4.1 Bestimmung der elastischen Parameter

Zur Modellierung des elastischen Materialverhaltens wurden der Schubmodul sowie der Kompressionsmodul aus der Erstbelastungskurve der Versuche unter der Annahme ermittelt, dass die Moduli aus der Erstbelastungskurve denen der Widerbelastungskurve entsprechen.

Die Ergebnisse zeigen, dass sich der Kaolinit mit abnehmender Porenzahl und mit abnehmendem Sättigungsgrad steifer verhält. Die Änderung des Sättigungsgrades hat jedoch nur einen verhältnismäßig geringen Einfluss auf die Steifigkeit des Materials.

Die Erhöhung des Spannungsniveaus von -300 kPa auf -900 kPa hingegen sorgt für eine mechanische Verfestigung und damit zu einem Anstieg der Moduli.

Den Verlauf des auf den Atmosphärendruck normierten Schubmoduls in Abhängigkeit von Einbauporenzahl, –sättigungsgrad, bezogenem Spannungsniveau und Temperatur zeigt Abb.5.32. Die Punkte entsprechen den Versuchswerten, der erste Wert der Legendenbeschriftung bezeichnet den Anfangssättigungsgrad, der zweite die bezogene Spannungssumme. Die Approximationsfunktion ist in Gleichung (5-2) angegeben.

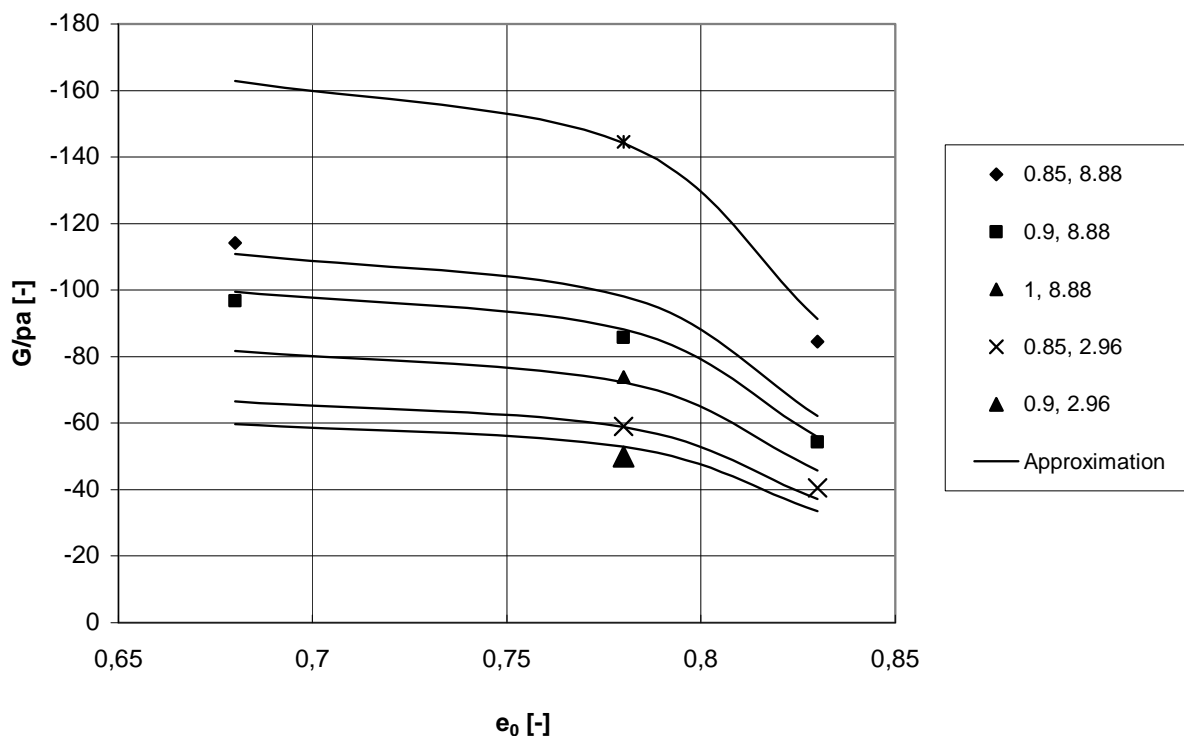


Abb.5.32: Bezogener Schubmodul in Abhängigkeit der Porenzahl, des Anfangssättigungsgrades, der Temperatur und des Spannungsniveaus

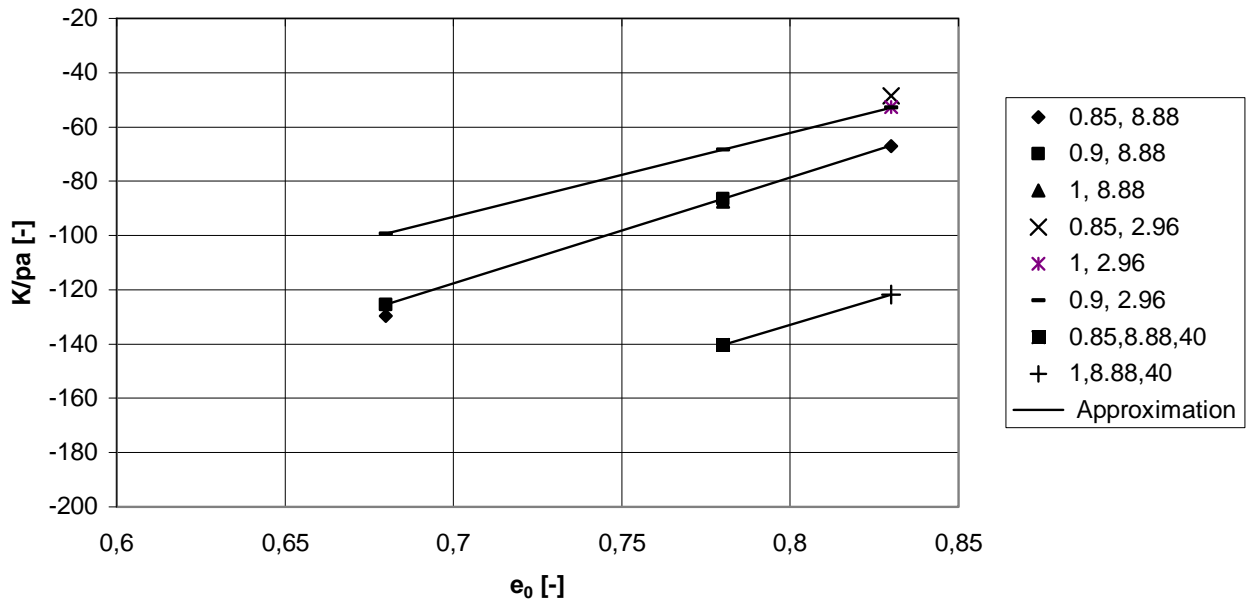


Abb.5.33: Bezogener Kompressionsmodul in Abhängigkeit der Porenzahl, des Sättigungsgrades, des Spannungsniveaus und der Temperatur, Approximationsfunktion in Gleichung (5-3)

Aus Abb.5.33 lässt sich erkennen, dass der Kompressionsmodul unabhängig vom Sättigungsgrad ist, daher liegen alle Punkte für jeweils eine Porenzahl und ein Spannungsniveau im gleichen Bereich. Die Kurven wurden mittels linearer Regression approximiert.

Für den normierten Schubmodul ergibt sich (mit der Temperatur T in $^{\circ}\text{C}$):

$$G_k / p_a = (0,84 \cdot (S_{r0})^{-1,88}) \cdot 115,89 \cdot (2,08 \cdot e_0^2 - 2,97 \cdot e_0 + 1) \cdot (I_a + 5,97) \cdot (0,02 \cdot T + 0,53) \quad (5-2)$$

Die Approximation des normierten Kompressionsmoduls lautet (mit der Temperatur T in $^{\circ}\text{C}$)

$$K / p_a = 13,68 \cdot (e_0 - 1) \cdot (I_a + 19,45) \cdot (3,95 \cdot e_0 - 1,4575)^{(0,05T-1)} \quad (5-3)$$

Zur Berücksichtigung des Konsolidierungsgrades beim Schubmodul wurde ein Ansatz aus der Dynamik herangezogen, der ausschließlich von der Plastizitätszahl I_P des Materials abhängt (Hardin & Drnevich, 1972). Der Konsolidierungsgrad OCR ist hier in seiner klassischen Definition als Quotient aus vertikaler Vorspannung und aktueller Vertikalspannung verwendet.

Für kleine Verformungen gilt:

$$G_{OCR \neq 1} = G_{OCR=1} \cdot f(OCR) \quad (5-4)$$

Die Funktion $f(OCR)$ entspricht

$$f(OCR) = OCR^k \quad (5-5)$$

Mit

$$k = I_p / (1 + 3 \cdot I_p^2)^{0,5} \quad (5-6)$$

Aus den obigen Gleichungen folgt für den normierten Schubmodul:

$$G / p_a = G_k / p_a \cdot OCR^{I_p / \sqrt{(1+3I_p^2)}} \quad (5-7)$$

Über eine konstant angenommene Querdehnzahl ν kann hieraus der Kompressionsmodul $K_{OCR \neq 1}$ berechnet werden.

5.4.2 Bestimmung der plastischen Parameter

Der Parameter A ist für den Ver- und Entfestigungsbereich gültig und wurde aus der Gleichung (4-15) ermittelt. Aus den Abb. 5.19 bis 5.28 wurden B und m zu

$$B = -0,8782 \text{ bzw.}$$

$$m = \frac{0,12}{\log(1 - B / \sqrt{6})} = 0,39$$

bestimmt. Mit

$$\frac{III_s}{II_s^{3/2}} = \cos 3\alpha / \sqrt{6} \quad (5-8)$$

α : Lode-Winkel

sind bis auf A alle Parameter der Gleichung (4-15) bekannt. Bezogen auf die plastische Gestaltänderung $II_{ep}^{0,5}$ ergibt sich der Verlauf von A in Abhängigkeit der Einbauparameter in Abb. 5.34 bis Abb. 5.36. Die Abhängigkeit des Parameters A von der plastischen Gestaltänderung regelt die Aufweitung der Fließfläche mit steigender deviatorischer Verformung.

Für einen normalkonsolidierten Boden bei 20°C Versuchstemperatur ergibt sich die Beziehung für A zu

$$A_k = -\left(II_{ep}^{0,5}\right)^{0,58} \left(-0,2604 \cdot \ln\left(II_{ep}^{0,5}\right) + 0,0961\right) \cdot \left(2,6066 \cdot \exp(-1,1757 \cdot e_0)\right) \cdot \left(1,2494 \cdot \ln(S_{r0}) + 1,0082\right) \cdot \left(1,4652 \cdot \exp((-0,043) \cdot I_a)\right) \quad (5-9)$$

Unter Berücksichtigung der Temperaturvarianz und des Konsolidierungsgrades stellt sich A in der allgemeinen Form

$$A = A_k \cdot \left(\left(-0,1978 \cdot \left(II_{ep}^{0,5}\right) + 0,6441\right) \cdot \left(0,0734 \cdot \exp(3,1607 \cdot e_0)\right)\right)^{0,9102 \ln(OCR)} \cdot 1,106^{(1,4427 \ln(T) - 4,3219)} \quad (5-10)$$

innerhalb der Grenzen der untersuchten Parametersätze dar.

In den Abb.5.34 bis Abb.5.36 ist A über der plastischen Gestaltänderung aufgetragen. Die dicker ausgezogenen Kurven entsprechen den Ergebnissen aus den Versuchen, die dünneren der Approximation. Die Versuchsbezeichnung ergibt sich aus den Einbauparametern Anfangsporenzahl (in Abb.5.34: 0,68/0,78/0,83), der Anfangssättigung (in Abb.5.34: 0,9), der Temperatur (in Abb.5.34: 20°C), des Spannungsniveaus (in Abb.5.34: -900 kPa) sowie des Konsolidierungsgrades (in Abb.5.34: 1).

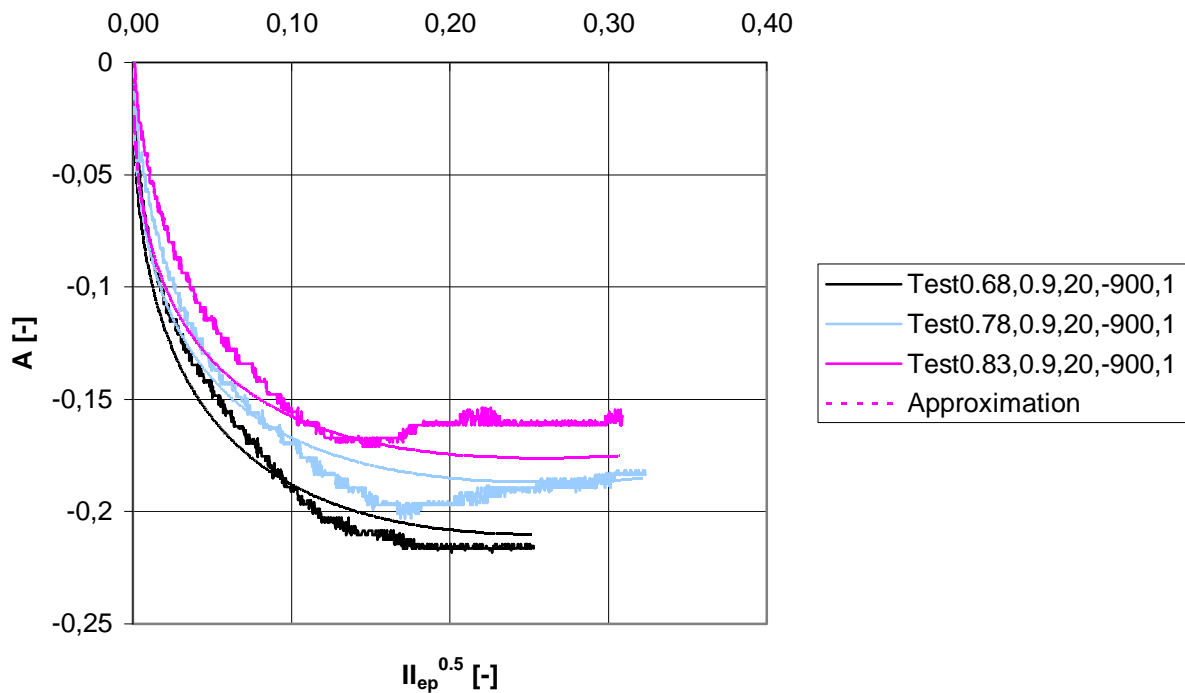


Abb.5.34: Einfluss der Porenzahl auf den Stoffparameter A - Vergleich zwischen Versuch und Approximation

Wie der Abb.5.34 zu entnehmen ist, bewirkt eine geringere Einbauporenzahl einen höheren A -Wert. Der Vergleich von Abb.5.34 und Abb.5.35 zeigt, dass ein niedrigerer Sättigungsgrad zu einer Verringerung von A führt, was durch den erhöhten Anfangswert der Saugspannung bedingt wird. Abb.5.35 verdeutlicht die gute Approximation von A bei $\overline{OCR} = 3$ im Entfestigungsbereich. Abb.5.36 berücksichtigt die Temperaturerhöhung um 20°C und den Einfluss des Spannungsniveaus bei Vollsättigung. Die Temperaturerhöhung hat eine Erhöhung von A zur Folge, ein niedrigeres Spannungsniveau bei $S_{r0} = 1$ erhöht den Wert ebenfalls, da keine Saugspannungsanteile berücksichtigt werden müssen. Hier ist auch zu erkennen, dass eine Verringerung des Spannungsniveaus zu einer Vergrößerung von A führt.

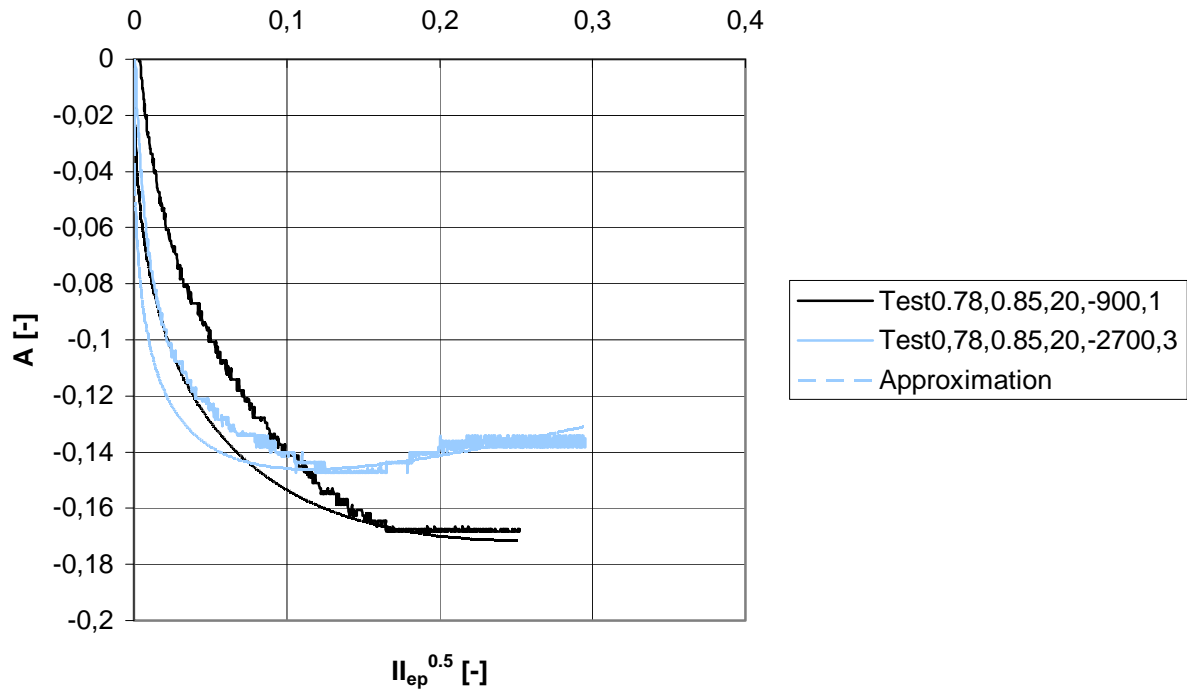


Abb.5.35: Einfluss des Konsolidierverhältnisses auf den Stoffparameter A - Vergleich zwischen Versuch und Approximation

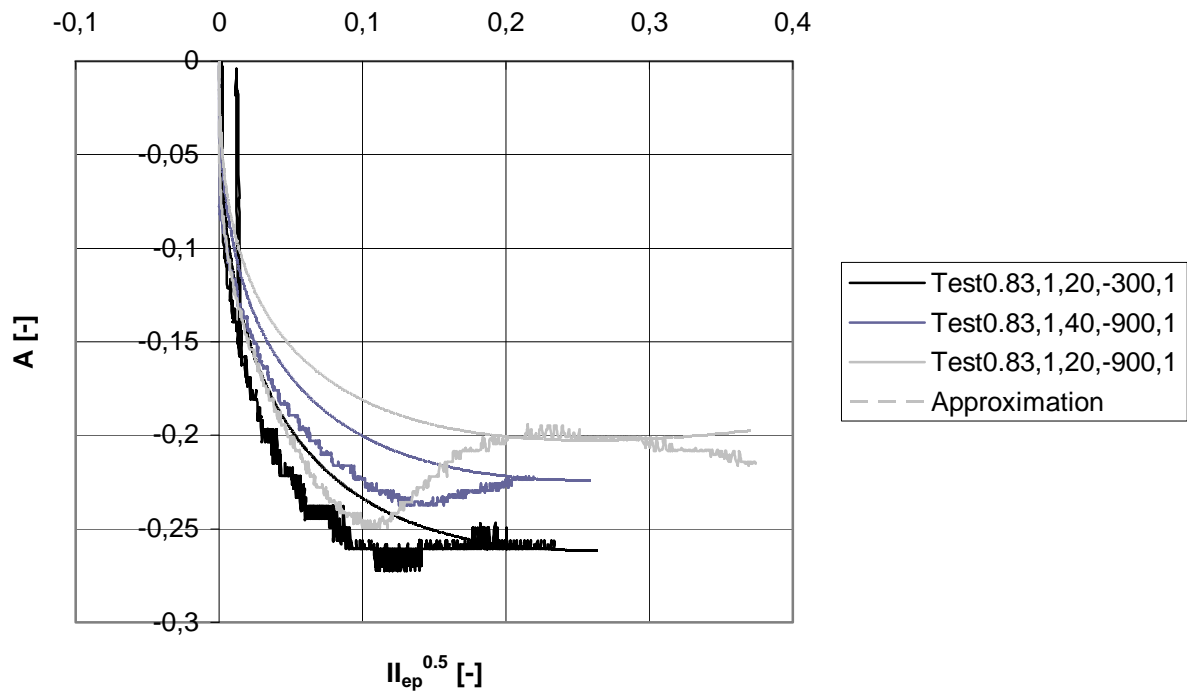


Abb.5.36: Einfluss der Temperatur und der Konsolidierspannung auf den Stoffparameter A - Vergleich zwischen Versuch und Approximation

5.4.3 Volumetrische Verfestigung

Die Verfestigung wurde für eine isotrope Belastung ermittelt. Sie wird durch das Grenzkriterium der Kappe aktiviert und hängt von den plastischen Anteilen der ersten Verzerrungsinvarianten ab. Mit steigender isotroper Verformung verfestigt sich das Material, die Kappe wird in den Bereich höherer Fließspannungen verschoben und markiert somit eine Verschiebung des Fließpunktes. Dieser Fließpunkt ist mit $I_{a,max}$ bezeichnet.

Das Verhältnis von normierter Fließspannung $I_{a,max} = I_{\sigma,max} / p_a$ zu erster Verzerrungsinvariante lässt sich über einen exponentiellen Ansatz approximieren, Abb.5.37 und Abb.5.38.

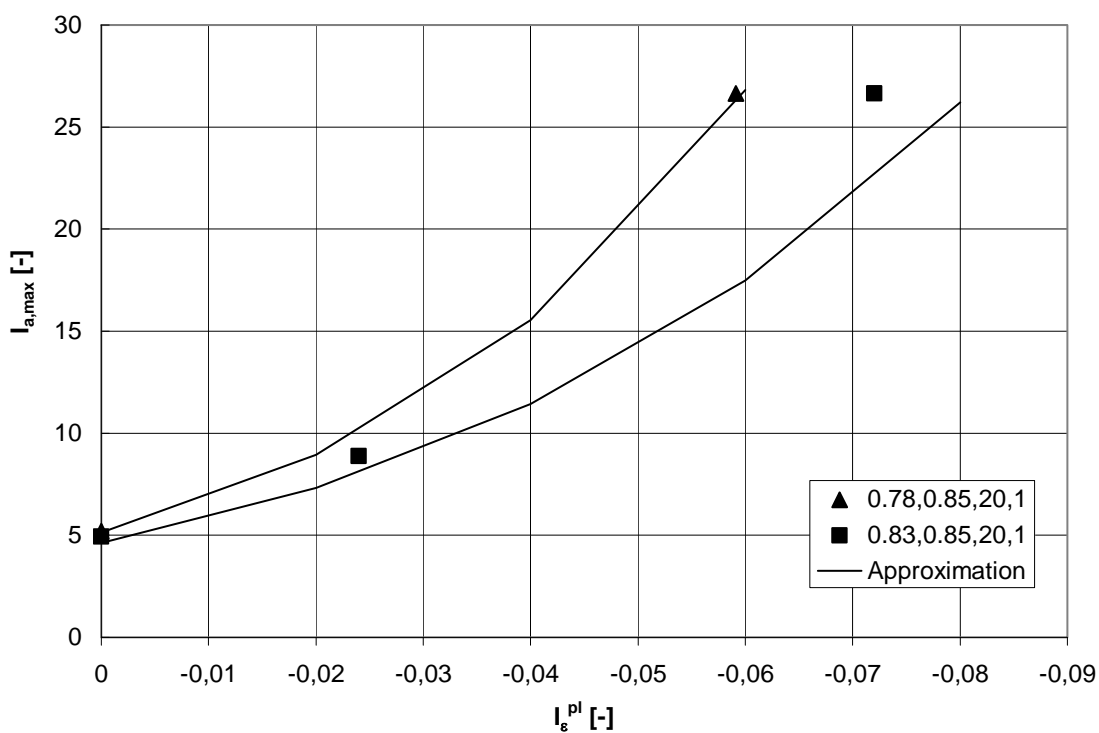


Abb.5.37: Verfestigung in Abhängigkeit der plastischen volumetrischen Verformungen, Einfluss der Anfangsporenzahl bei Anfangssättigungsgrad $S_{r0} = 0,85$, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$ und Konsolidierungsgrad $\overline{OCR} = 1$

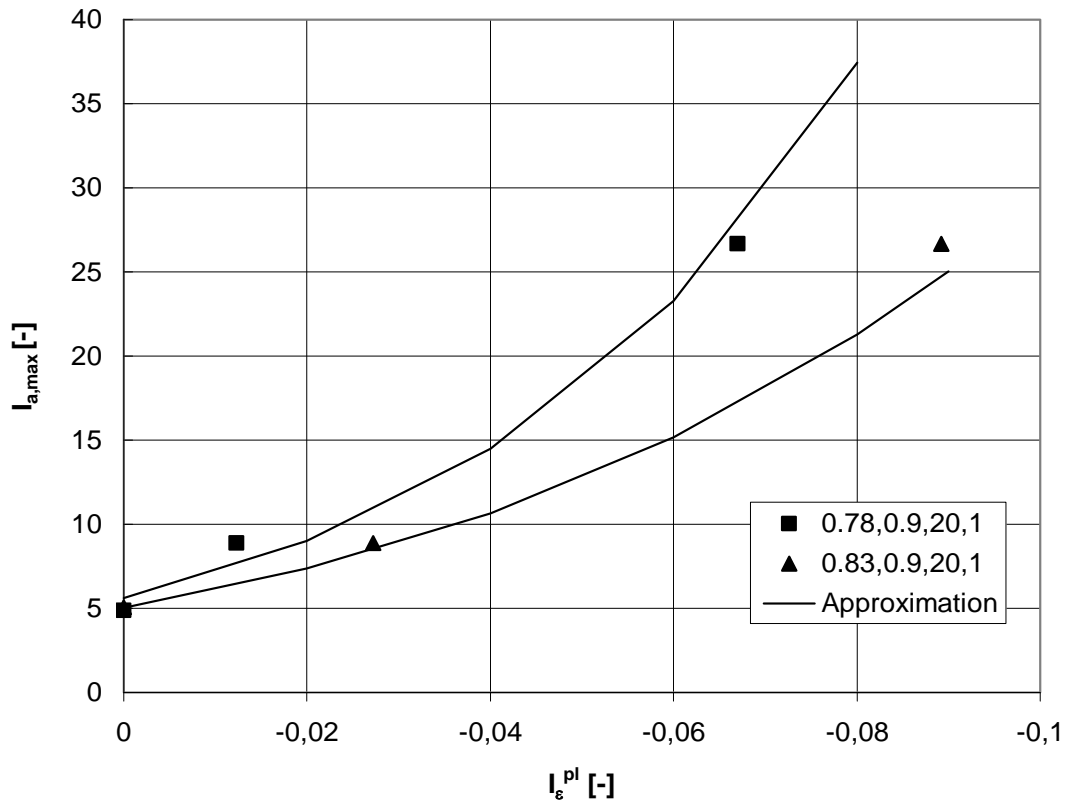


Abb.5.38: Verfestigung in Abhängigkeit der plastischen volumetrischen Verformungen, Einfluss der Anfangsporenzahl bei Anfangssättigungsgrad $S_{r0} = 0,9$, Temperatur $T = 20^{\circ}\text{C}$ und Konsolidierungsgrad $\overline{OCR} = 1$

Die isotrope Verfestigungsfunktion ermittelt sich aus der Gleichung

$$I_{a,max} = 5,6 \cdot \exp(-23,75 \cdot I_{\epsilon}^{pl}) \cdot (0,92 \cdot (-4,29 \cdot I_{\epsilon}^{pl} + 1))^{-20 \cdot S_{r0} + 18} \cdot (0,9 \cdot (4,6 \cdot I_{\epsilon}^{pl} + 1))^{20 \cdot e_0 - 15,6} \quad (5-11)$$

Die Fließspannung ist hierbei auf den Atmosphärendruck normiert.

6 Numerische Simulationen mittels der Finite-Elemente-Methode

6.1 Grundlagen

Die Finite-Elemente-Methode (FEM) stellt neben dem Finite-Differenzen-Verfahren (FDM) und der Randelementmethode (REM) ein gebräuchliches Verfahren zur Analyse numerischer Probleme dar.

Der FEM liegt die Unterteilung des zu untersuchenden Bereichs (Struktur oder Kontinuum) in eine Anzahl endlicher (finiter) Elemente zugrunde. Diese Elemente sind am Rand oder in internen Punkten mit Knoten belegt, die durch gewichtete Ansatzfunktionen miteinander verbunden werden. Diese Ansatzfunktionen verteilen die unbekanntes Zustandgrößen, die am Knoten als Freiheitsgrade definiert werden, über das Element. Durch Differenzieren der Gleichgewichtsbedingung an jedem Knoten und unter Berücksichtigung der jeweiligen Randbedingungen erhält man ein Gleichungssystem. Die Differenzierung einer Gleichgewichtsbedingung ist durch integrale Mittelwertbildung möglich. Die Lösung der Gleichungen kann mit Hilfe des Prinzips der virtuellen Verrückungen bzw. eines Variationsprinzips (z. B. Prinzip vom Minimum der potentiellen Energie) erfolgen.

Im Folgenden soll ein kurzer Überblick über die Theorie der FEM gegeben werden. Eine ausführliche Herleitung der Gleichungen ist z. B. in Knothe & Wessels (1992), Pott & Zdravkovic (1999) oder Cook et al. (1989) zu finden.

Jedes Kontinuum lässt sich nach Art des folgenden Modells darstellen.

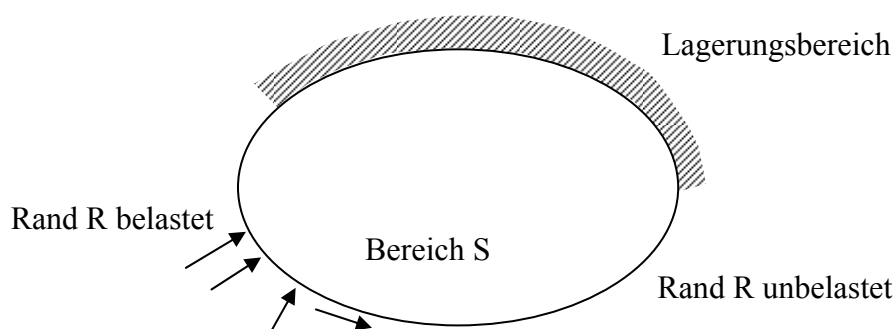


Abb.6.1: Kontinuumsmodell (1D)

Das Kontinuum ist an einer Seite beliebig gelagert, sein Rand R grenzt den inneren Bereich S von der Umgebung ab. Beim Rand R wird zwischen dem belasteten und dem unbelasteten Bereich unterschieden. Die Lösung der Gleichgewichtsbedingungen gestaltet sich in den meisten Fällen schwierig, da neben den geometrischen Nichtlinearitäten gegebenenfalls nichtlineares Materialverhalten auftritt.

Bei der FEM wird das Kontinuumsmodell in eine endliche Anzahl Elemente unterteilt, die miteinander über Knotenpunkte verbunden sind. An jedem Knoten sind in Abhängigkeit des Elementtyps Freiheitsgrade definiert, wobei die Verschiebungsfreiheitsgrade als Primärvariablen zwingend vorhanden sein müssen. Über die Freiheitsgrade und eine stoffgesetzabhängige Elementsteifigkeitsmatrix werden zunächst die Verzerrungen und daraus folgend die Spannungen am jeweiligen Knoten berechnet.

Man erhält Elementgleichungen in der folgenden allgemeinen Form

$$[K] \{u\} = \{R\} \quad (6-1)$$

mit K als Elementsteifigkeitsmatrix, u als Knotenverschiebungen und R als Elementkräfte. Diese Gleichungen werden zunächst auf die globale Ebene transformiert

$$[K]_G \{u\}_G = \{R\}_G \quad (6-2)$$

wo sie mit Hilfe verschiedener Verfahren gelöst werden können.

Die Ergebnisse der Spannungen und Verzerrungen an den Knoten werden durch Ansatzfunktionen über das Element interpoliert.

Die bei einer numerischen Berechnung eines 3D-Kontinuums vorkommenden Zustands- und Belastungsgrößen treten als Vektoren auf und werden in Verzerrungen ε , Verschiebungen u , Spannungen σ und Belastungen p unterteilt. Die Zusammenhänge dieser Zustandsvariablen sind in Knothe & Wessels (1992) dargestellt.

Als Möglichkeit zur Lösung der Grundgleichungen soll das Prinzip der virtuellen Verrückungen beschrieben werden.

Beim Prinzip der virtuellen Verrückungen werden die tatsächlichen Verschiebungen mit einem kleinen, virtuellen Verformungszustand überlagert. Daher muss der virtuelle Verschiebungszustand kinematisch verträglich und auf kleine Verzerrungen beschränkt sein, ohne Störstellen innerhalb des Kontinuums hervorzurufen. Das Prinzip beruht darauf, dass im Gleichgewichtszustand die virtuelle Formänderungsenergie gleich der virtuellen Arbeit der äußeren Kräfte ist.

Nach Knothe & Wessels (1992) sind u. a. die Dimension des Problems, die Elementform und die Knotenanzahl, die Art der Freiheitsgrade und der Typ des mechanischen oder physikalischen Problems mögliche Auswahlkriterien für die Wahl der Elemente und der Ansatzfunktionen.

Durch die Ansatzfunktionen müssen darüber hinaus die geometrischen Rand- und Übergangsbedingungen und die Stetigkeit der Gesamtverformungen eingehalten werden.

Als Beispiele sind zwei 4- bzw. 8-knotige Rechteckelemente mit bilinearem bzw. biquadratischem Ansatz unter Zuhilfenahme der dimensionslosen Koordinaten ξ und η dargestellt. Charakteristisch für die Ansatzfunktion N_i ist, dass sie am Knoten i den Wert eins und an allen anderen Knoten den Wert Null annimmt.

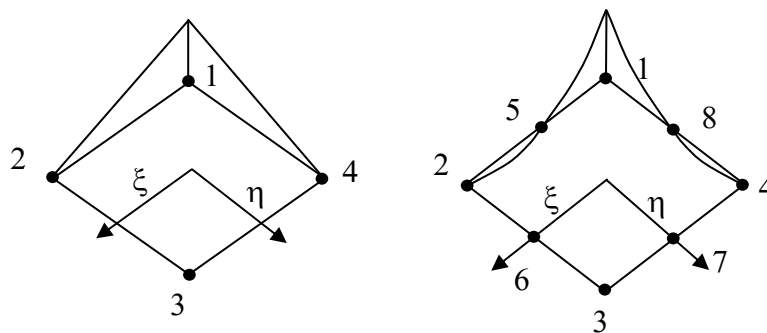


Abb.6.2: Bilineare und biquadratische Ansatzfunktionen eines numerischen Elements

Die Ansatzfunktion im Knoten 1 hat die allgemeine Form $N_1 = g_2(\xi) g_4(\eta)$. Alle Ansatzfunktionen eines Elements können als Matrix bzw. als Produktansatz zusammengefasst werden.

6.1.1 Erfassung der Nichtlinearität

Nichtlinearitäten können verschiedene Ursachen haben. Materielle Nichtlinearitäten treten bei Änderungen im Materialverhalten wie z. B. beim Übergang vom elastischen zum plastischen Verhalten auf, geometrische Nichtlinearitäten haben ihren Ursprung beispielsweise in großen Verschiebungen (Cook et al. 1989).

Da eine tatsächliche nichtlineare Berechnung für ein numerisches Problem im Allgemeinen zu zeitintensiv ist, wendet man eine abschnittsweise lineare Approximation mit anschließender Iteration an, um die Lösung möglichst genau abzubilden. Die Approximation basiert auf einem inkrementellen Algorithmus, der von einem bekannten Gleichgewichtszustand zum Zeitpunkt t ausgeht. Mit einem ausreichend kleinen Inkrement Δt kann dann ebenfalls eine

Gleichgewichtslösung für den Zeitpunkt $t + \Delta t$ berechnet werden. Betrachtet man das Gleichgewicht zum Zeitpunkt t in der Form

$$[K] \{u\} = \{R\}^t \quad (6-3)$$

so erhält man zum Zeitpunkt $t + \Delta t$

$$[K] \{u\} = \{R\}^{t+\Delta t} \quad (6-4)$$

und damit

$$[K] \{u\} = \{R\}^t + \{\Delta R\} \quad (6-5)$$

ΔR wird in mehreren Iterationsschritten so bestimmt, dass sich ein möglichst kleiner Residualwert zwischen exakter Lösung und Näherung ergibt.

Eine gängige Iterationsmethode ist die Newton-Raphson-Methode, alternativ kann auch eine inkrementelle Methode oder die Tangenten-Steifigkeits-Methode angewendet werden. Ausführliche Herleitungen finden sich z. B. in Cook et al. (1989) oder Crisfield (1991).

Die Newton-Raphson-Methode basiert darauf, dass in Abhängigkeit der Verschiebungsintervalle Δu_i die Arbeitslinie durch variable Tangentensteifigkeiten K_t angenähert wird.

Beim modifizierten Newton-Raphson-Verfahren ist die Tangentensteifigkeit als Konstante angesetzt und somit der Rechenaufwand erheblich reduziert, da nicht für jeden Iterationsschritt innerhalb des Inkrements eine neue Steifigkeitsmatrix aufgebaut werden muss. Zum Vergleich der beiden Verfahren dient die Abb.6.3.

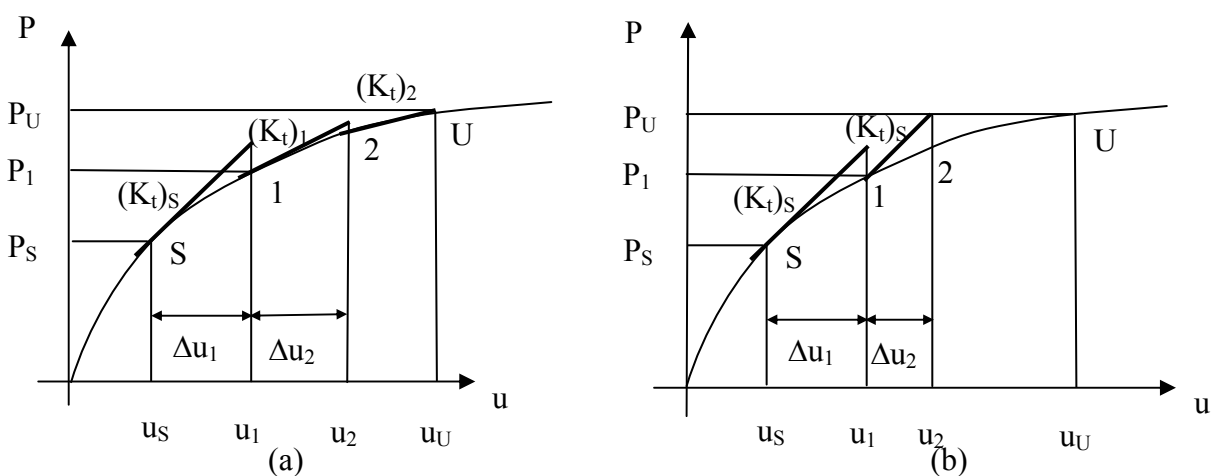


Abb.6.3: (a) Newton-Raphson und (b) modifiziertes Newton-Raphson-Verfahren

6.2 Programmsystem ABAQUS

Das Programmsystem ABAQUS ist ein allgemeines Finite-Element-Programm zur Lösung thermischer, akustischer und strukturmechanischer Probleme, das auch für geotechnische Fragestellungen verwendet werden kann, Hibbit, Karlsson & Sorensen Inc. (2002).

Zu diesem Zweck sind bereits verschiedene bodenmechanische Stoffmodelle und spezifische Elementtypen vom Hersteller implementiert. Die zur Verfügung stehenden Stoffmodelle beinhalten das Mohr-Coulomb Modell, das Modell von Drucker-Prager in der Ursprungsform und in einer modifizierten Form sowie das Cam-Clay Modell. An Elementtypen stehen für die Kontinuumsmodelle 2D- und 3D- sowie axialsymmetrische Elemente zur Verfügung. Die Berechnung von teilgesättigten Zuständen ist durch die Verwendung von effektiven Spannungen berücksichtigt, je nach Analysewahl ist eine gekoppelte Porenwasserdruck-Spannungsberechnung möglich. Darüber hinaus sind Fortran-Schnittstellen für eigene Stoffmodelle, Elemente, Temperaturfelder u. ä. enthalten. Die hier verwendete Schnittstelle ist die Routine UMAT, in die das vorgestellte Stoffmodell implementiert ist.

Statische Probleme werden in der Regel implizit gelöst, für dynamische Probleme ist jedoch auch eine explizite Lösung möglich.

Das Programm gliedert sich in einen Pre- und einen Postprozessor. Mit dem Preprozessor CAE erfolgt der Aufbau des Modells, die Materialzuweisungen und die Vernetzung, der Postprozessor dient zur Aufbereitung der Ergebnisse.

Die Eingaben, die im Preprozessor enthalten sind, werden in einer Input-file gespeichert, die folgenden Aufbau hat.

- Definition der Knotenkoordinaten
- Definition der Elemente über Knotenzuordnungen
- Materialdefinition
- Berechnungsschritte mit verschiedenen Analysemöglichkeiten

Die Analyse in einem so genannten SOILS Schritt koppelt die Porenwasserdrücke und die Spannungsberechnung. Hier kann durch die Zusatzoption CONSOLIDATION ein transientes Materialverhalten vorgegeben werden.

Dabei muss in Abhängigkeit von den Elementabmessungen, der Kapillardruckkurve, der Durchlässigkeit und dem Porenanteil eine untere Grenze für die Zeitinkrementierung angegeben werden, um Oszillationen bei der Berechnung und Konvergenzprobleme zu vermeiden.

Die Inkrementierung kann mittels der UTOL-Option konstant oder lösungsabhängig gewählt werden. Die UTOL-Option gibt die maximal in einem Inkrement erlaubte Änderung des Porenwasserdrucks Δu_w^{\max} an jedem Knoten außer denjenigen mit Randbedingungen an.

Mit Hilfe der SOILS Analyse können folgende Problemtypen gelöst werden:

- Modellierung von Einphasenströmung, gesättigte oder teilgesättigte Strömung in porösen Medien
- Ausgabe der Porenwasserdrücke oder der Porenwasserüberdrücke, je nachdem, ob das Fluideigengewicht berücksichtigt wird
- Lineare oder nichtlineare Berechnung
- Porenwasserdruckkontakte zwischen zwei Körpern können berücksichtigt werden

Zur vergleichenden Betrachtung ausgewählter Simulationsergebnisse wurde eine Studie unter Verwendung der Programmsysteme MUFTE-UG und ABAQUS durchgeführt, Freiboth et al. (2009). Hierbei wurde ein neu entwickeltes Strömungsmodell mit einem phänomenologischen Modell für Strukturänderungen gekoppelt und die Berechnungsergebnisse mit Ergebnissen aus dem vorhandenen Referenzmodell in ABAQUS verglichen. Es zeigte sich eine gute Übereinstimmung der Resultate.

6.3 Implementierung des Stoffmodells

Die Implementierung des Stoffgesetzes erfolgt unter Verwendung der Subroutine UMAT. Obligatorisch für diese Subroutine ist die Definition der Jakobi-Matrix, des Spannungstensors und der lösungsabhängigen Zustandsvariablen, jeweils zu Beginn des Inkrements. Die User-Subroutine wird aus dem ABAQUS-Hauptprogramm aufgerufen, das durch die Input-File kontrolliert wird.

Die UMAT wurde im vorliegenden Fall mit verschiedenen Unterrouتين versehen, um oft verwendete Programmabläufe (Berechnung der Invarianten, Ableitungen der Grenzfunktionen, Berechnung der elastischen Steifigkeitsmatrix, Berechnung und Ableitung des Stoffparameters

A) zu automatisieren. Zur Übergabe von analysespezifischen und lösungsabhängigen Variablen an die Ergebnisfile und an die Grafikdatei wurden die Routinen URDFIL und UVARM verwendet. Die Werte aus der Ergebnisdatei werden zu Beginn jedes neuen Inkrements aufgerufen und übergeben. Der Berechnungsablauf ist ausgehend vom Hauptprogramm auf der folgenden Seite dargestellt.

Zunächst erfolgt das Einlesen der Input-File, die die UMAT initialisiert. Zum Zeitpunkt $t = 0$ wird in der UMAT der Anfangsspannungszustand definiert, der dem Erdruchdruck mit einem Erdruchdruckfaktor von $K_0 = 1 - \sin\varphi = 0,63$ entspricht. Des Weiteren werden die Anfangswerte der Zustandvariablen aus der Input-File übergeben.

Der erste Berechnungsschritt in UMAT wird als rein elastisch angenommen, daher wird die elastische Steifigkeitsmatrix zur Ermittlung des neuen Spannungsinkrements verwendet. Die Spannungen sowie die sonstigen Zustandsvariablen werden als lösungsabhängige Variablen gespeichert und an das nächste Inkrement übergeben. In den weiteren Inkrementen wird jeweils zunächst mittels eines Steuerparameters überprüft, ob der vorausgegangene Berechnungsschritt elastisch oder plastisch war und dann das neue Spannungsinkrement berechnet. Nach einem Spannungsupdate (effektiv und total) sowie der Aktualisierung der Steifigkeitsmatrix wird überprüft, welche Grenzfläche durch den neuen Spannungspunkt aktiviert ist (Fließfläche oder Kappe) und ob der neue Spannungspunkt innerhalb oder außerhalb der entsprechenden Fläche liegt. Liegt er außerhalb, wird die effektive Spannung zunächst in Anlehnung an Meißner (1983) iterativ reduziert, während die Fließfläche eine Verfestigung aus der jeweils letzten reduzierten Spannung erfährt. Mit der Spannung, die die Fließbedingung schließlich erfüllt, wird am Ende des Belastungsschritts das äußere Gleichgewicht hergestellt. Erfährt das Modell eine Entlastung, wird diese als rein elastisch angenommen, eine Entfestigung der Fließflächen ist nicht berücksichtigt.

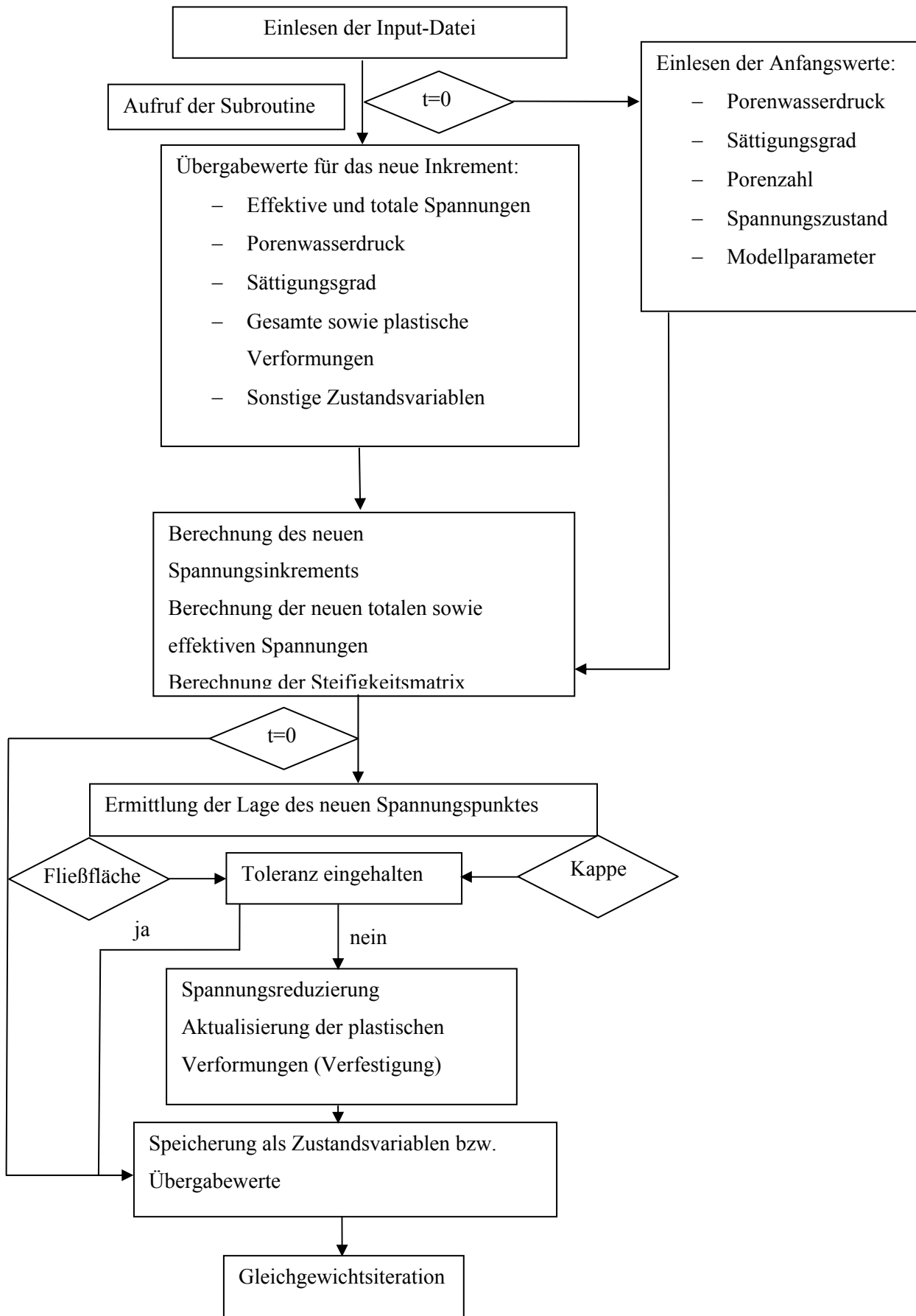


Abb.6.4: Fließdiagramm der Subroutine UMAT

6.4 Simulation von Laborversuchen

Als Validierungsversuche wurden triaxiale Versuche mit der Anfangsporenzahl 0,78 bzw. 0,83 und einem Anfangssättigungsgrad von 0,9 gewählt. Die Versuche wurden wie in Kapitel 5.2.4 beschrieben durchgeführt.

Zur Simulation dieser Versuche müssen die Eingangswerte aus Tabelle 5 angegeben werden. Alle weiteren Modellparameter werden durch die erstellte Material-Subroutine UMAT berechnet. Als Anfangsspannungszustand im elasto-plastischen Modell wirkt der Erdruchdruck, da dieser jedoch in den Laborversuchen zu gering ist, wurde eine Mindestinitialspannung von -100 kPa angesetzt.

Eingangsparameter	Wert
e_0 [-]	0,78 und 0,83
S_{r0} [-]	0,9
u_w [kPa]	-41
\overline{OCR} [-]	1
T [°C]	20 und 40

Tabelle 5: Eingangsparameter des Stoffmodells

Des Weiteren ist die Angabe einer tabellarischen Kapillardruckkurve sowie der ungesättigten Durchlässigkeit notwendig. Diese Werte wurden von Wendling (2004) übernommen.

Das numerische Modell der Triaxialprobe besteht aus 13x30 quadratischen Elementen. Wie bei der Laborprobe betragen die äußeren Abmessungen $h = 6$ cm und $d = 5$ cm. Aus Symmetriegründen und unter Verwendung von axialsymmetrischen Elementen muss nur ein ebenes Segment des Modells berechnet werden. Der untere Rand ist hierbei vertikal unverschieblich gelagert, an den Seiten sind Vertikalverschiebungen zugelassen.

Die verwendeten Elemente (CAX4P) besitzen 4 Knoten mit jeweils 2 bilinearen Verschiebungsfreiheitsgraden und einem Porenwasserdruckfreiheitsgrad.

Die numerische Berechnung gliedert sich in 4 Schritte. Im ersten Schritt erfolgt die isotrope Belastung bis zum Spannungsniveau $I_\sigma = -900$ kPa mit Hilfe einer automatischen Inkrementierung. Die automatische Inkrementierung ist durch die maximal erlaubte Porenwasserdruckänderung gesteuert, die einen gegebenen Wert nicht überschreiten darf. Wird dieser Wert erreicht, verkleinert sich die Größe des Inkrements automatisch. In Abb.6.5 sind die

effektiven vertikalen Spannungen für die Simulation mit den Anfangswerten $e_0 = 0,78$, $S_{r0} = 0,9$ und $T = 20^\circ\text{C}$ zum Ende des ersten Lastschritts nach 5 h Belastungszeit angegeben.

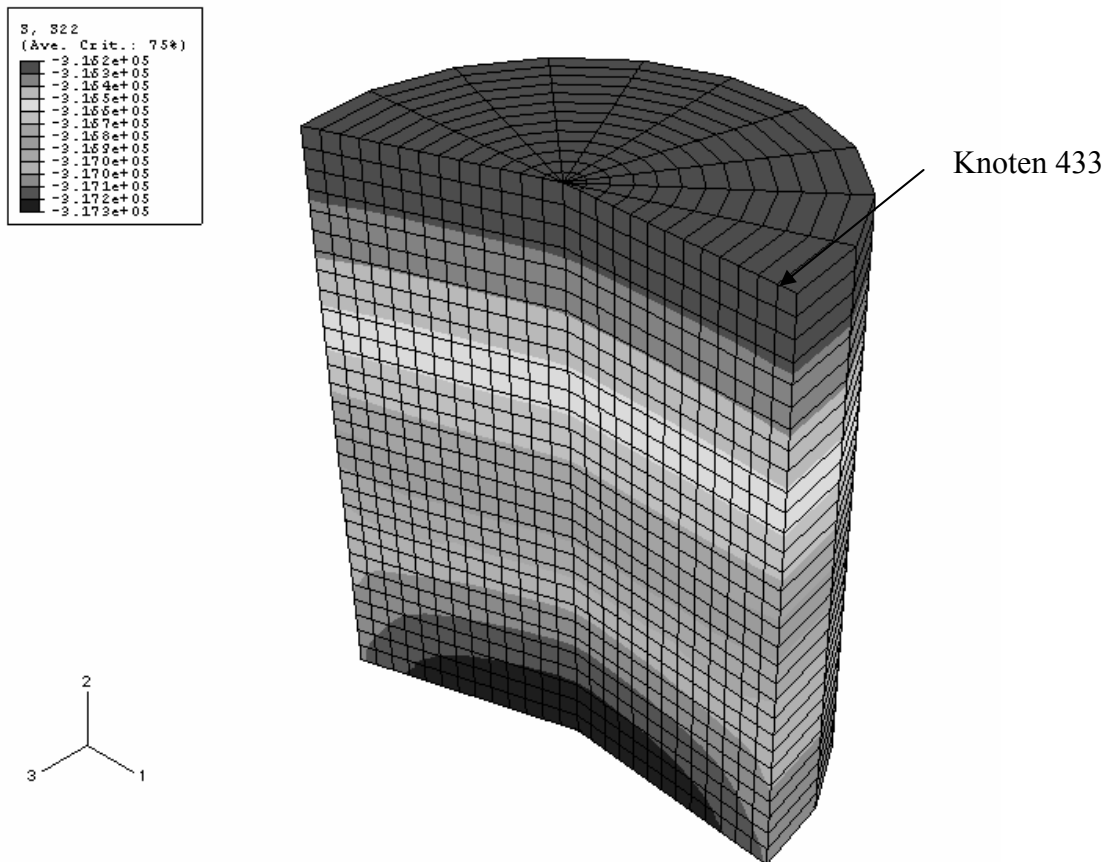


Abb.6.5: Diskretisierung des Modells der Laborversuche und effektive vertikale Spannungen bei $I_\sigma = -900$ kPa (Ausgabe in Pa)

Der zweite Schritt ist durch eine isotrope Entlastungsphase auf $I_\sigma = -600$ kPa gekennzeichnet. Diese Entlastung erfolgt rein elastisch. Nach einer isotropen Wiederbelastung im dritten Belastungsschritt auf $I_\sigma = -900$ kPa erfolgt im letzten Schritt die deviatorische Belastungsphase. Das Modell wird auf eine Axialspannung von -550 kPa belastet, während der Seitendruck auf -175 kPa abnimmt. Bevor diese Werte erreicht werden, tritt ein Versagenszustand auf, der durch negative Steifigkeitskomponenten und Programmabbruch gekennzeichnet ist.

Für die deviatorische Phase ist ein Vergleich zwischen dem Versuchergebnis und der numerischen Simulation in Abb.6.6 angegeben. Für zwei Kompressionsversuche mit unterschiedlichen Porenzahlen ist die zweite Invariante der deviatorischen Spannungsanteile über der zweiten Invarianten der deviatorischen Verformungsanteile aufgetragen, jeweils am

Knoten 433. Die kontinuierlichen Linien entsprechen den Versuchswerten, die Datenpunkte den Simulationsergebnissen.

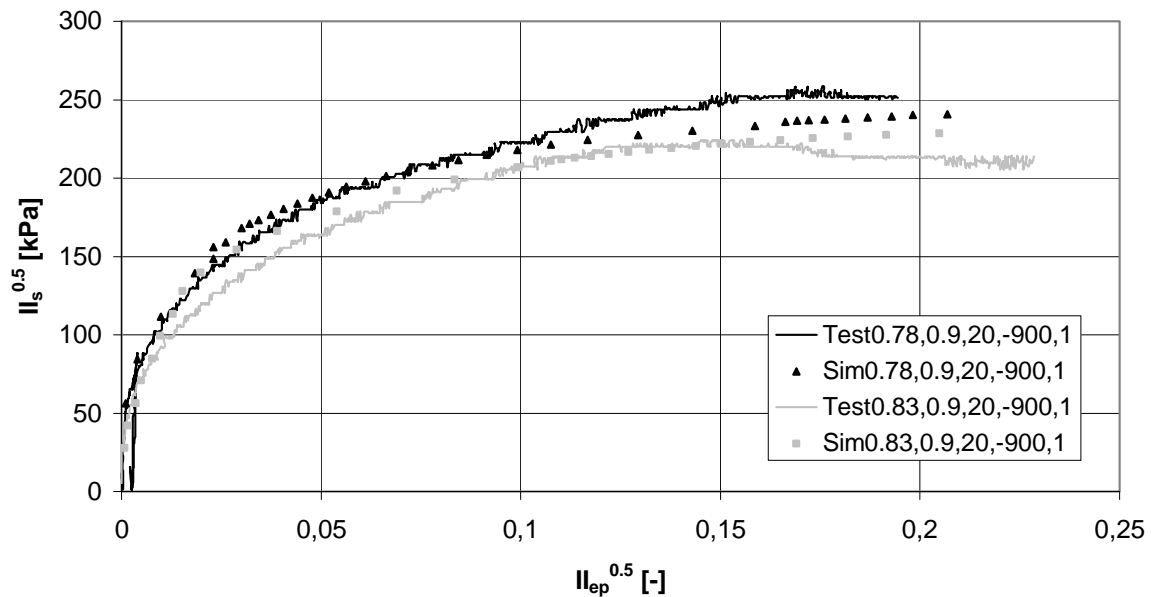


Abb.6.6: Vergleich zwischen durchgeführten Kompressionsversuchen (Test) und simulierten Kompressionsversuchen (Sim), Anfangsporenzahl $e_0 = 0,78/0,83$, Anfangssättigungsgrad $S_{r0} = 0,9$, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Spannungssumme $I_\sigma = -900 \text{ kPa}$, $\overline{OCR} = 1$

Bis zu einem Wert von $II_{ep}^{0.5} = 0,075$ wird die Deviatorspannung durch die Simulation leicht überschätzt, danach zeigt sich vor allem bei einer Porenzahl von 0,78 ein Unterschied von ca. 10% zwischen Versuch und Simulation.

Die Differenzen sind auf die Approximation des Stoffparameters A zurückzuführen, die überwiegend auf Einzelversuchen basiert und somit nur ein hinreichend genaues Ergebnis für den jeweiligen Parametersatz liefert.

Die Simulation des temperaturbeeinflussten Kompressionsversuchs mit $e_0 = 0,83$, $S_{r0} = 0,9$ und $T = 40^\circ\text{C}$ zeigt bessere Übereinstimmung, hier ist nur eine geringe Abweichung zur Versuchskurve festzustellen, s. Abb.6.7.

Insgesamt lässt sich feststellen, dass die Abweichungen zwischen Versuch und Simulation infolge der Vielzahl von Einflussparametern auf das Modell hinreichend genau sind.

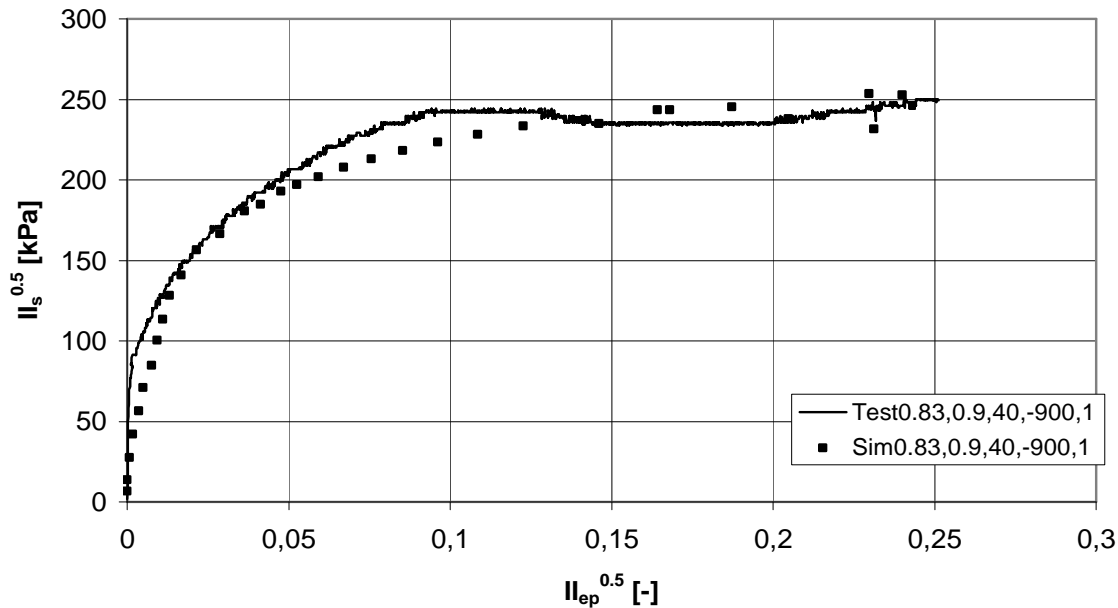


Abb.6.7: Vergleich zwischen durchgeführtem Kompressionsversuch bei 40°C und simuliertem Kompressionsversuch, Anfangsporenzahl $e_0 = 0,83$, Anfangssättigungsgrad $S_{r,0} = 0,9$, Temperatur $T = 40^\circ\text{C}$, Spannungssumme $I_\sigma = -900 \text{ kPa}$, $\overline{OCR} = 1$

6.5 Lösung eines Randwertproblems

Als Randwertproblem wurde ein axialsymmetrisches Fundament ausgewählt, das auf einer homogenen Kaolinitischicht gebettet ist. Die Einwirkung einer länger andauernden Aufsättigung von der Geländeoberkante her soll betrachtet werden.

Das Modell besteht aus einem 8 m breiten und 1 m hohen Fundament, das auf einem Bodenausschnitt mit den Abmessungen 14x44 m aufliegt. Die Bodenschicht ist auf einer inkompressiblen Schicht angeordnet, daher ist der untere Rand vertikal unverschieblich gelagert. Die Symmetrieachse führt durch die Mitte des Modells. Hier sowie am äußeren Rand wird eine vertikale Verschiebung zugelassen. Der berechnete Ausschnitt besteht aus 1232 quadratischen Boden-Elementen (CAX4P-Elemente) und 16 quadratischen Fundament-Elementen (CAX4-Elemente) mit jeweils 4 Knoten. Der Kontakt zwischen dem Fundament und dem Boden ist derart definiert, dass im Kontaktfall zwischen den Oberflächen eine Druckübertragung stattfinden kann, wobei die Knoten jedoch nicht gekoppelt sind. Eine Materialdurchdringung ist in dieser Kontaktdefinition programmseitig weitestgehend ausgeschlossen.

Die Materialeigenschaften des als starr angenommenen Fundaments sind in der folgenden Tabelle angegeben.

Materialparameter Fundament	Wert
E [kPa]	3E+7
ν [-]	0,2
ρ [t/m ³]	2,5

Tabelle 6: Materialeigenschaften Fundament

Abb.6.8 zeigt die Fundamentanordnung und die Randbedingungen des gewählten Untergrundausschnitts.

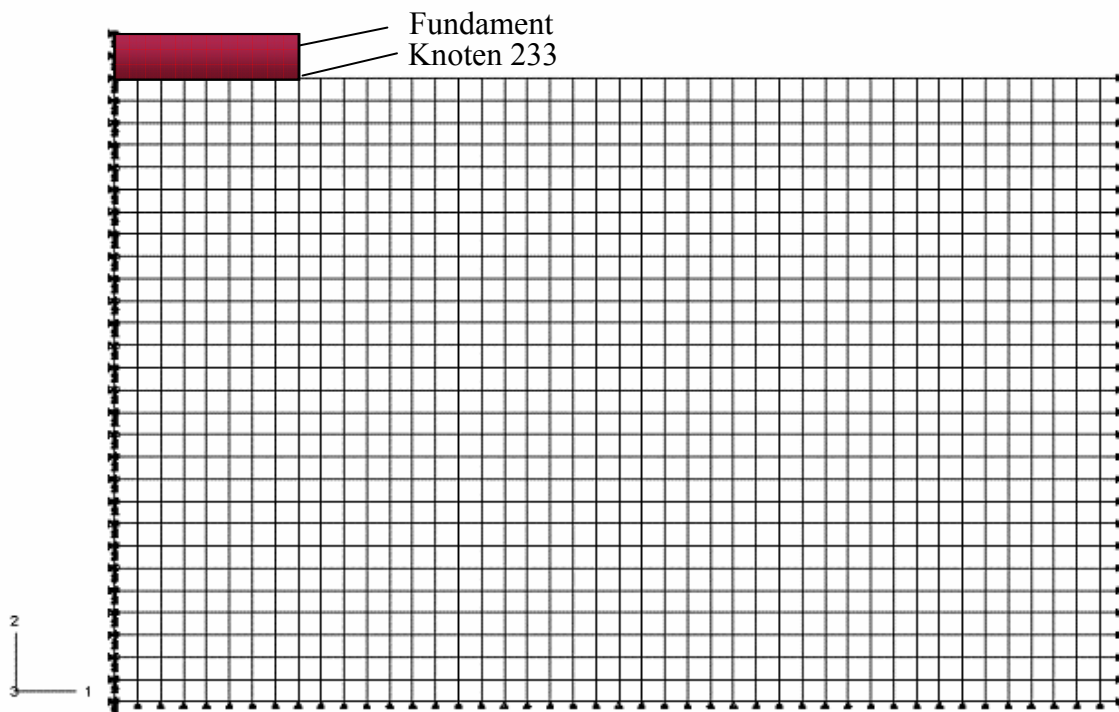


Abb.6.8: FE-Netz und Randbedingungen

Die Berechnungsparameter für das Stoffmodell sind in der folgenden Tabelle angegeben. Als Anfangsspannungszustand ist der Erdruchdruck mit einem Beiwert von $K_0 = 1 - \sin\varphi = 0,63$ gewählt unter der Voraussetzung, dass zu Belastungsbeginn normalkonsolidierte Zustände im Boden vorliegen.

Eingangsparameter	Wert
e_0 [-]	0,78
S_{r0} [-]	0,9
u_w [kPa]	-41
\overline{OCR} [-]	1
T [°C]	20
k_f [m/s]	1E-10
ρ_d [t/m ³]	1,498

Tabelle 7: Eingangswerte der Stoffparameter

Die numerische Berechnung enthält 3 Belastungsschritte. Im ersten Schritt wird das Eigengewicht des Bodens und des Fundaments aufgebracht und ein Gleichgewichtszustand gebildet. Als Belastungsdauer ist eine Zeitspanne von 1000 Sekunden (= 2,8 Stunden) gewählt.

Der Bodenausschnitt wird im 2. Schritt von der Oberfläche her während eines 2,8 Stunden andauernden Regenereignisses aufgesättigt. Die Aufsättigung wird durch die Vorgabe des Porenwasserdrucks an den oberen Randelementen definiert. Im 3. Schritt folgt unter weiterer Aufsättigung eine graduelle Belastung des Fundaments, bis keine weitere Spannung mehr aufgenommen werden kann. Die maximale Belastungsdauer beträgt hier 1000000 Sekunden (= 11,6 Tage) bei einer möglichen Belastung von bis zu 400 kPa. Die Berechnung wird automatisch abgebrochen, sobald die aufnehmbare Spannung überschritten und kein Gleichgewichtszustand mehr erreicht wird. Zur Auswertung sind die vertikalen Verschiebungen sowie die effektiven, vertikalen Spannungen am Ende jedes Belastungsschritts betrachtet. Zunächst folgen die Spannungsdarstellungen in Abb.6.9 bis Abb.6.11.

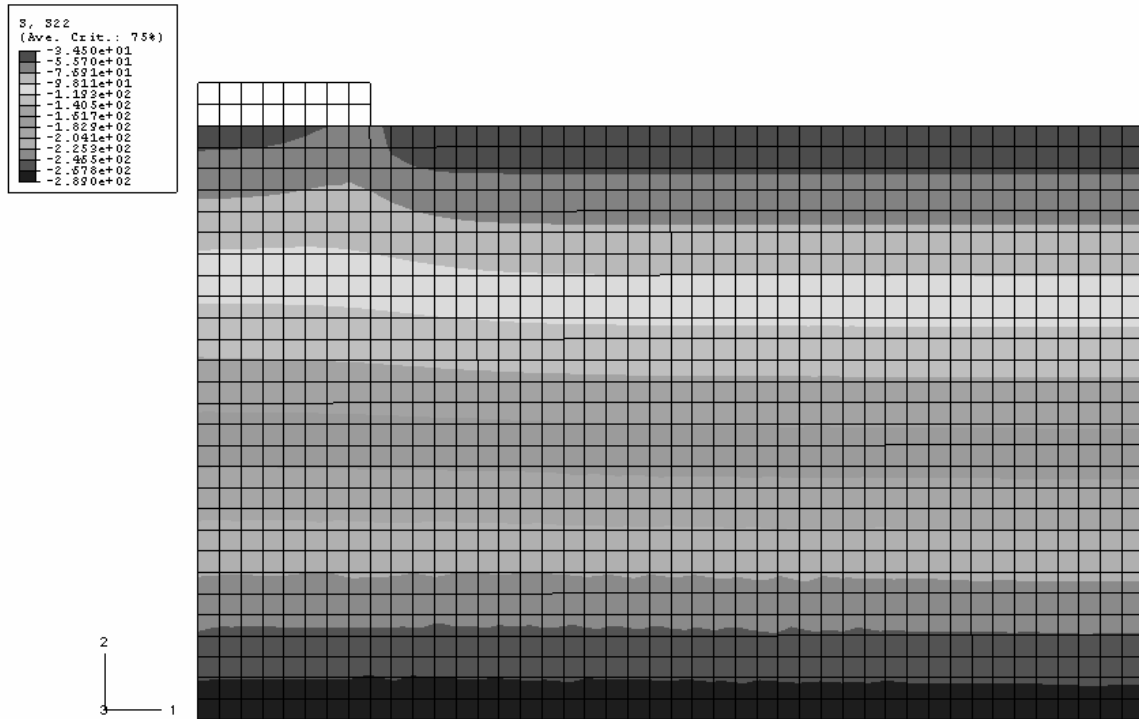


Abb.6.9: Effektive vertikale Spannungen zum Ende des 1. Belastungsschritts

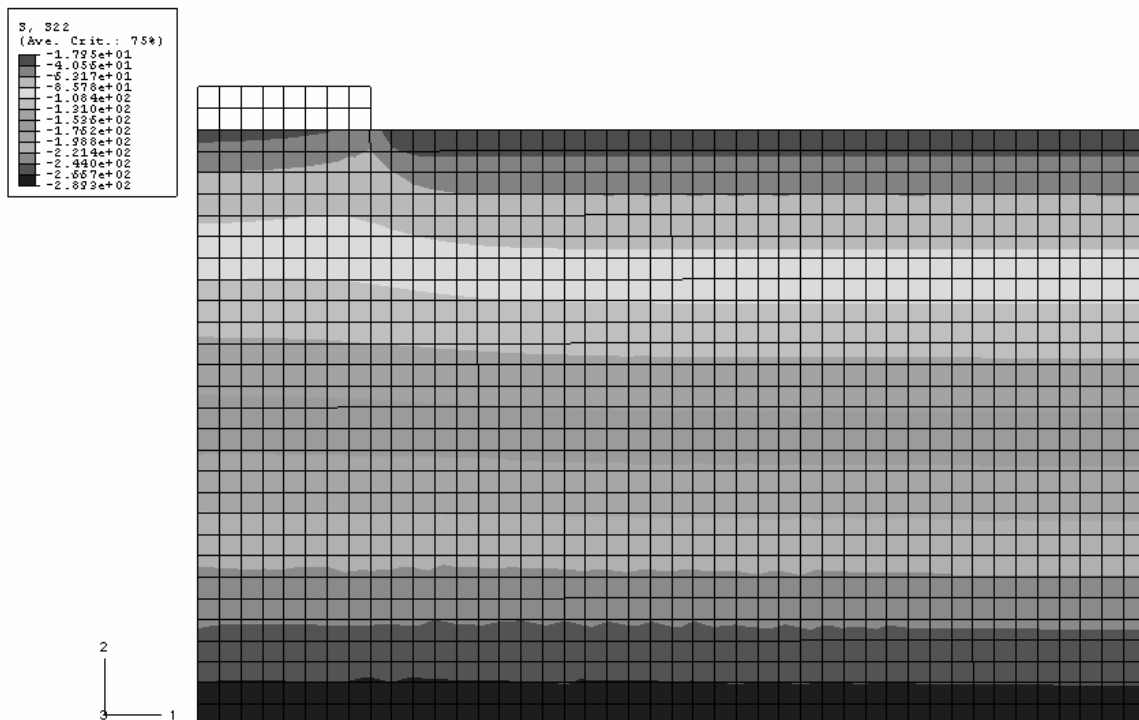


Abb.6.10: Effektive vertikale Spannungen zum Ende des 2. Belastungsschritts

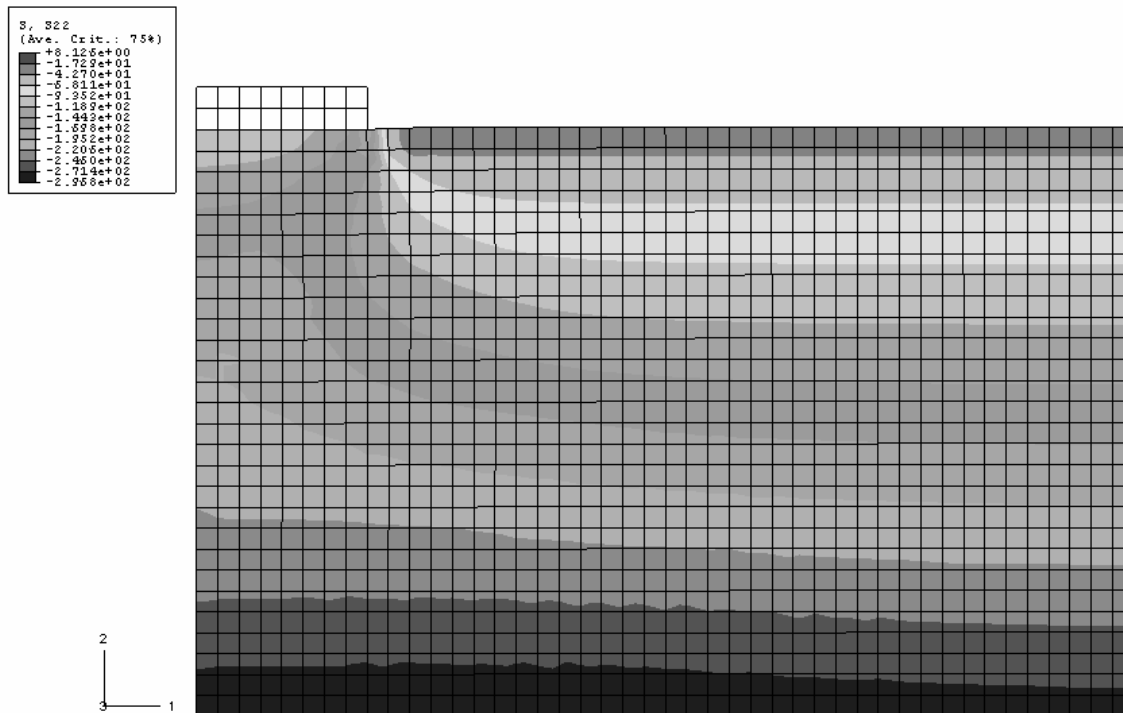


Abb.6.11: Effektive vertikale Spannungen zum Ende des 3. Belastungsschritts

Der Vergleich von Abb.6.9 und Abb.6.10 zeigt, dass die effektiven vertikalen Spannungen durch die Aufsättigung im 2. Berechnungsschritt an der Geländeoberkante (GOK) abnehmen. Die Aufsättigung reicht aufgrund der nur geringen Bodendurchlässigkeit bis ca. 0,5 m unter GOK. Im Fundamentbereich treten aufgrund des Fundamenteigengewichts sowohl nach Schritt 1 als auch nach Schritt 2 geringfügig höhere Spannungen auf als im unbeeinflussten Bereich.

Der Maximalwert der Effektivspannung von -193 kPa unter Einfluss der Fundamentbelastung wird im 3. Schritt unterhalb der Fundamentecke erreicht. Die Effektivspannung an der vom Fundament unbeeinflussten GOK beträgt aufgrund der Aufsättigung Null.

In den folgenden Abbildungen ist die vertikale Verschiebung am Ende des 1. sowie des 3. Berechnungsschritts dargestellt. Die maximale Endsetzung unterhalb des Fundaments beträgt infolge Eigengewicht sowie Fundamentbelastungen rund 22 cm. Davon treten ca. 16 cm bereits im 1. Berechnungsschritt infolge Eigengewicht des Bodens sowie des Fundaments auf. Zur Verdeutlichung enthält Abb.6.12 die vertikale Verschiebungen nach Aufbringen des Eigengewichts, Abb.6.13 die gesamt eingetretenen vertikalen Verschiebungen am Ende des 3. Belastungsschritts.

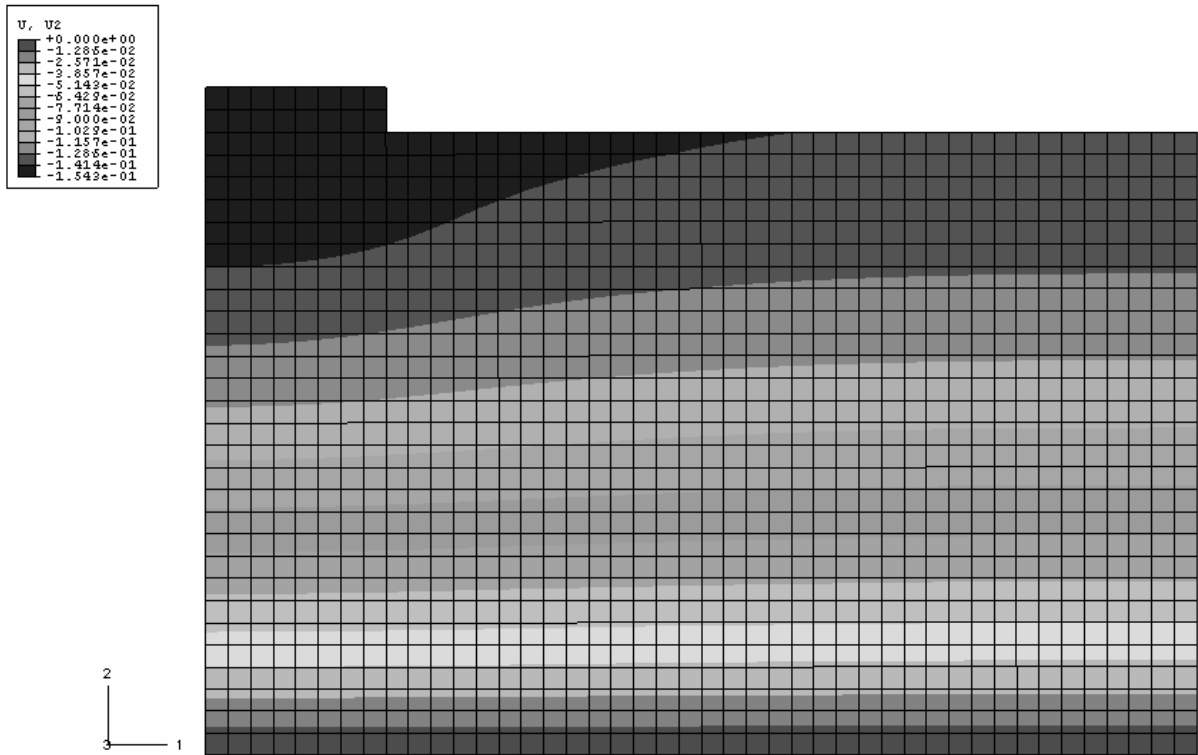


Abb.6.12: vertikale Verschiebungen zum Ende des 1. Belastungsschritts

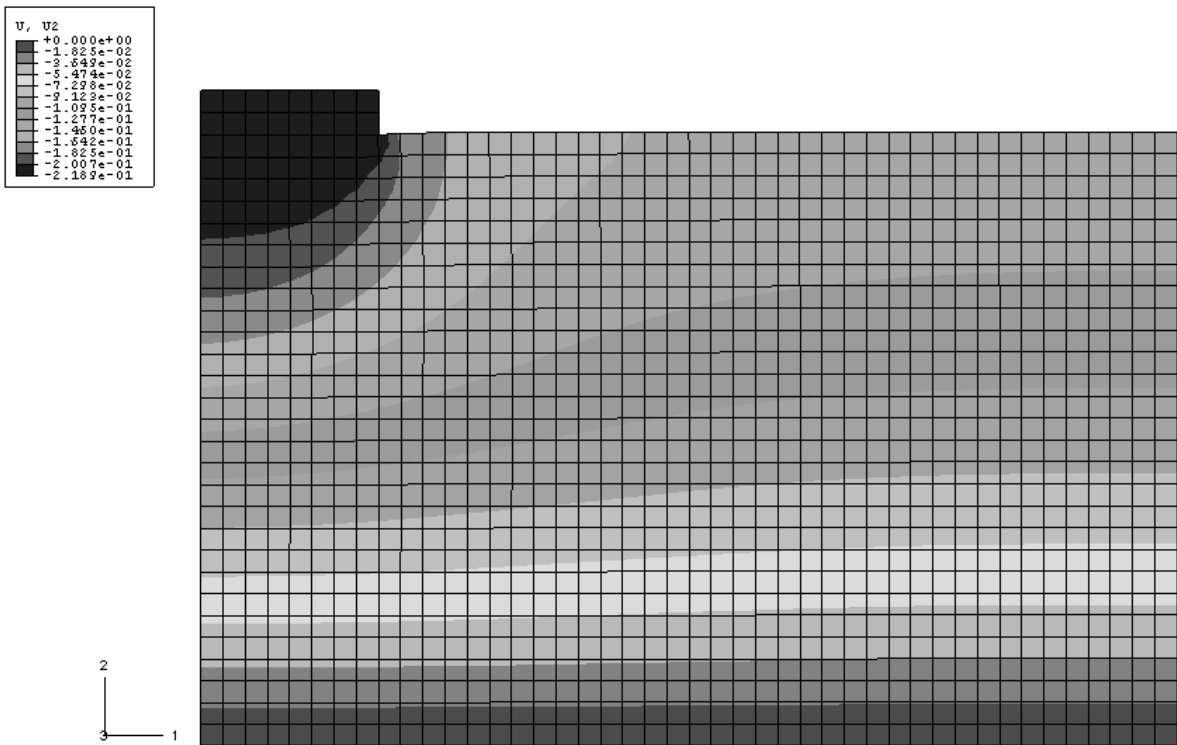


Abb.6.13: vertikale Verschiebungen zum Ende des 3. Belastungsschritts

Die Kraft-Verschiebungskurve für das Fundament im 3. Belastungsschritt ist in Abb.6.14 angegeben.

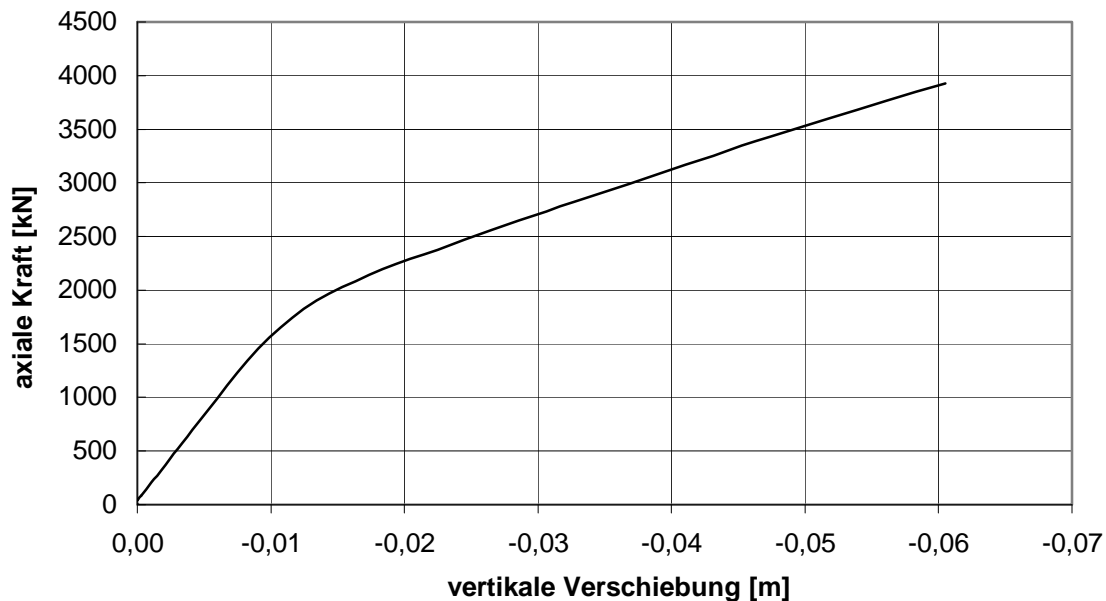


Abb.6.14: Kraft-Verschiebungskurve des Fundaments während des 3. Belastungsschritts

6.5.1 Einfluss des Sättigungsgrades

Um den Einfluss des Sättigungsgrades auf die vorangegangenen Ergebnisse zu verdeutlichen, ist eine Vergleichsrechnung unter gleichen Randbedingungen, jedoch mit einem Anfangssättigungsgrad $S_{r,0} = 0,85$ durchgeführt. Entsprechend wurde die initiale Saugspannung gemäß der verwendeten pF-Kurve auf -70 kPa erhöht. Die übrigen Einbauparameter entsprechen denen von Tabelle 6. Dargestellt sind wiederum die effektiven vertikalen Spannungen sowie die vertikalen Verformungen am Knoten 233 unterhalb der Fundamentecke. Die 3 Belastungsschritte sind auf der Zeitachse kenntlich gemacht.

Die Entwicklung der Effektivspannungen weist aufgrund der unterschiedlichen Anfangssättigungsgrade einen deutlichen Unterschied auf, siehe Abb.6.15.

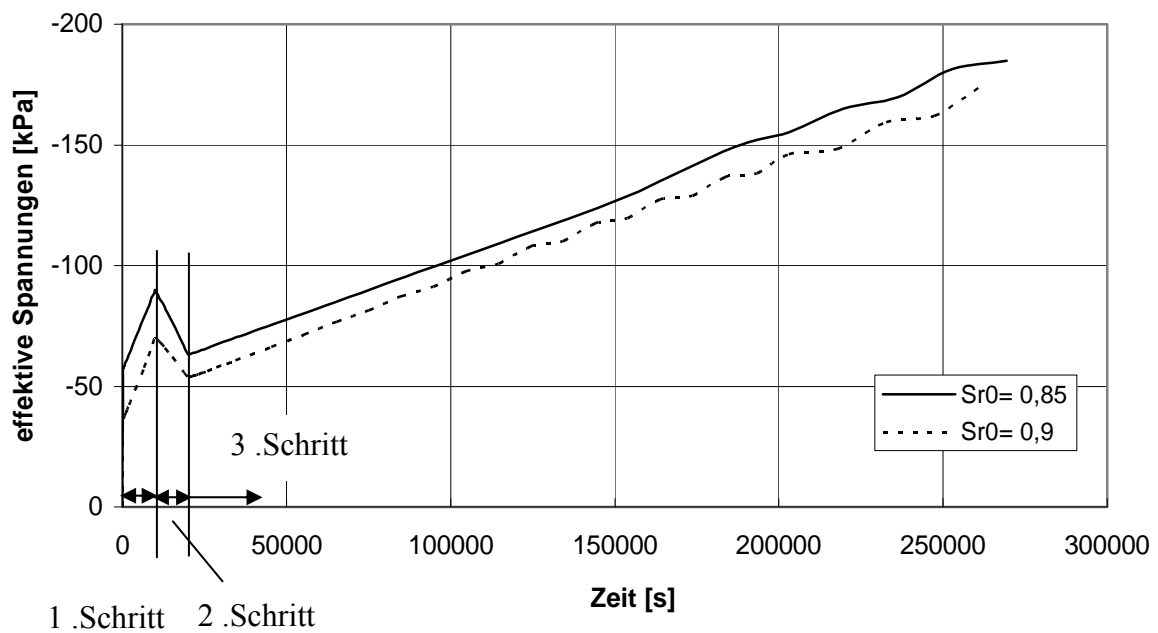


Abb.6.15: Einfluss des Sättigungsgrades auf die effektiven, vertikalen Spannungen am Knoten

233

Im ersten Berechnungsschritt nehmen die Spannungen aufgrund der Belastung aus Eigengewicht zu. Die höhere Anfangsspannung bei der Simulation mit $S_{r0} = 0,85$ resultiert aus der vorgegebenen höheren initialen Saugspannung. Mit steigender Sättigung nehmen die effektiven Spannungen in Schritt 2 ab, bei niedrigerem Sättigungsgrad weist der Spannungsverlauf eine größere Abnahme auf. Ist die Aufsättigung abgeschlossen, steigt die Spannung in beiden Simulationen entsprechend der aufgebrachten Belastung wieder an. Die absolut aufnehmbare Spannung liegt bei niedrigerem Anfangssättigungsgrad erwartungsgemäß höher, der Boden verhält sich analog bei höherem Sättigungsgrad etwas weicher, siehe auch die Versuchsauswertungen in Abb.5.22 bis Abb.5.24.

Bei den vertikalen Verschiebungen zeigen sich bei beiden Berechnungen nur geringe Unterschiede, siehe Abb.6.16. Mit Aufbringen des Eigengewichts steigen die Setzungen bei der Simulation mit geringerem Sättigungsgrad etwas stärker an. Dies resultiert wiederum aus der höheren initialen Saugspannung. Mit steigender Aufsättigung verhält sich der Boden mit höherem Anfangssättigungsgrad etwas weicher und weist daher endeffektiv höhere Setzungen auf.

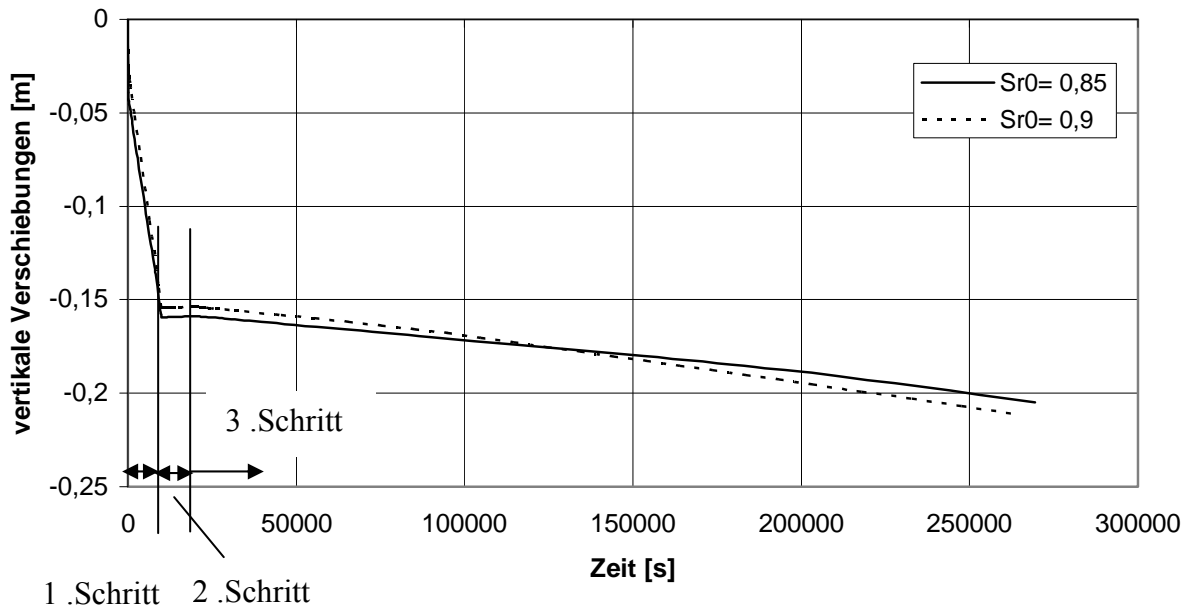


Abb.6.16: Einfluss des Sättigungsgrades auf die vertikalen Verschiebungen am Knoten 233

6.5.2 Einfluss der Porenzahl

Der Einfluss der Porenzahl auf das Randwertproblem wird im Folgenden verdeutlicht. Die Eingangsparameter entsprechen wiederum denen von Tabelle 6, die Anfangsporenzahl wurde in der Vergleichsberechnung auf $e_0 = 0,68$ festgelegt und die Trockendichte entsprechend angepasst. In den folgenden Abb.6.17 und Abb.6.18 sind die Verläufe der effektiven vertikalen Spannungen sowie der vertikalen Verschiebungen unterhalb der Fundamentecke dargestellt.

Die gewählten Porenzahlen weisen im Spannungsverlauf nur geringe Unterschiede auf. Tendenziell verhält sich der Boden mit der geringeren Porenzahl etwas steifer und kann daher größere Spannungen aufnehmen, wie auch aus den Versuchsauswertungen Abb.5.19 bis Abb.5.21 ersichtlich.

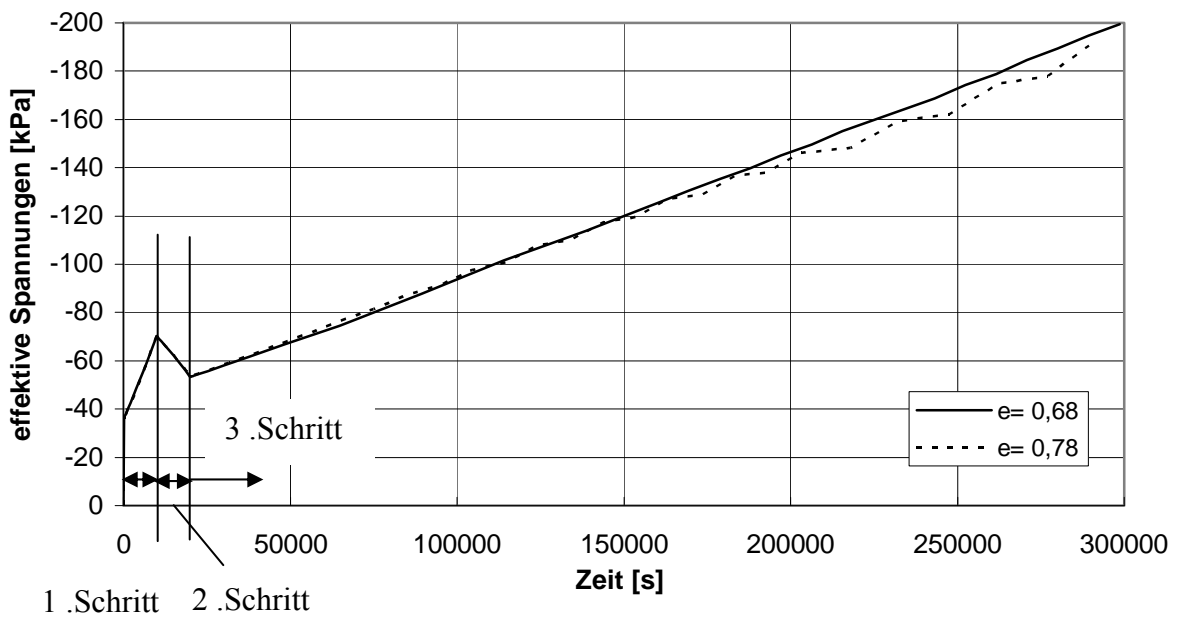


Abb.6.17: Einfluss der Porenzahl auf die effektiven, vertikalen Spannungen am Knoten 233

Betrachtet man die Verläufe der Setzungen, so wird die Tendenz der Versteifung mit niedrigerer Porenzahl klar erkennbar. Nach Aufbringen des Eigengewichts zeigt sich bei geringerer Porenzahl eine deutlich geringere Verschiebung. Darüber hinaus bewirkt die Aufsättigung im Boden mit größerer Porenzahl ebenfalls ein größeres Setzungsinkrement.

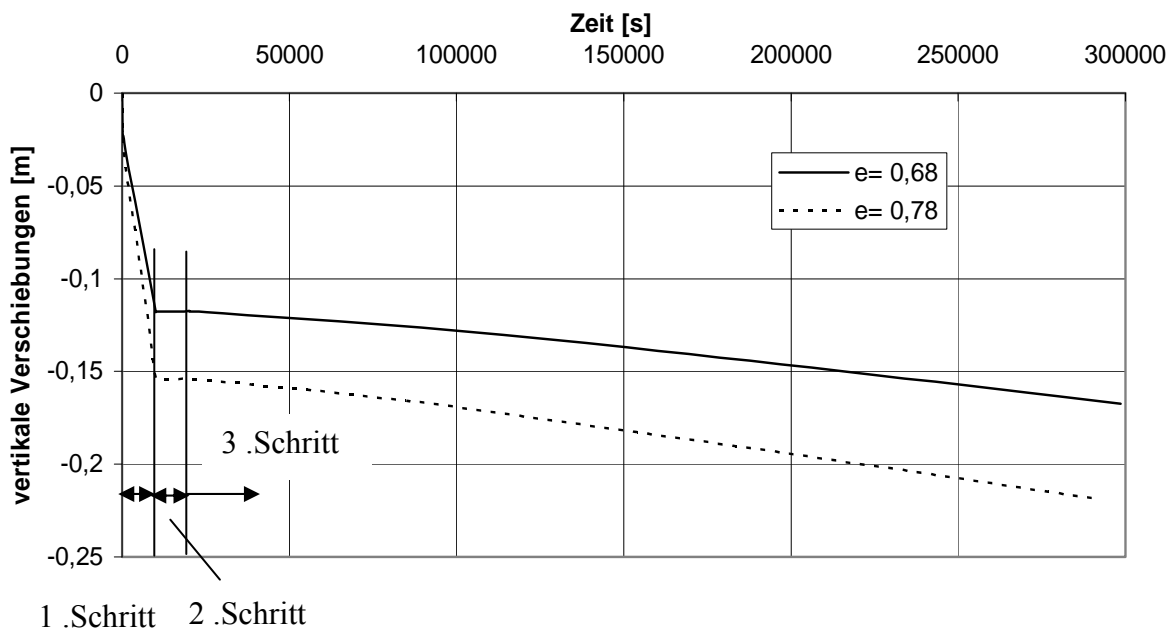


Abb.6.18: Einfluss der Porenzahl auf die vertikalen Verschiebungen im am Knoten 233

6.5.3 Einfluss des Konsolidierungsgrades

Der Einfluss des Konsolidierungsgrades wurde ebenfalls durch eine Vergleichsrechnung untersucht. Die Eingangsparameter entsprechen denen aus Tabelle 6, der Boden soll jedoch vor Berechnungsbeginn bereits eine Vorlast erfahren haben. Dies wird in einem Konsolidierungsgrad $\overline{OCR} = 3$ berücksichtigt. Die Abb.6.19 und Abb.6.20 enthalten den Verlauf der effektiven vertikalen Spannungen sowie der vertikalen Verschiebungen am Knoten 233, aufgetragen über die Belastungsdauer.

Wie auch die Versuchsauswertungen in Abb.5.25 zeigt ein Vergleich der beiden Simulationen in Abb.6.19, dass der überkonsolidierte Boden eine weitaus höhere Spannung aufnehmen kann als der normalkonsolidierte. Die fast deckungsgleichen Spannungsverläufe in den Belastungsschritten 1 und 2 weisen darauf hin, dass dies nicht mit der Entwicklung der Saugspannung zusammenhängt, sondern auf eine Materialversteifung zurückzuführen ist.

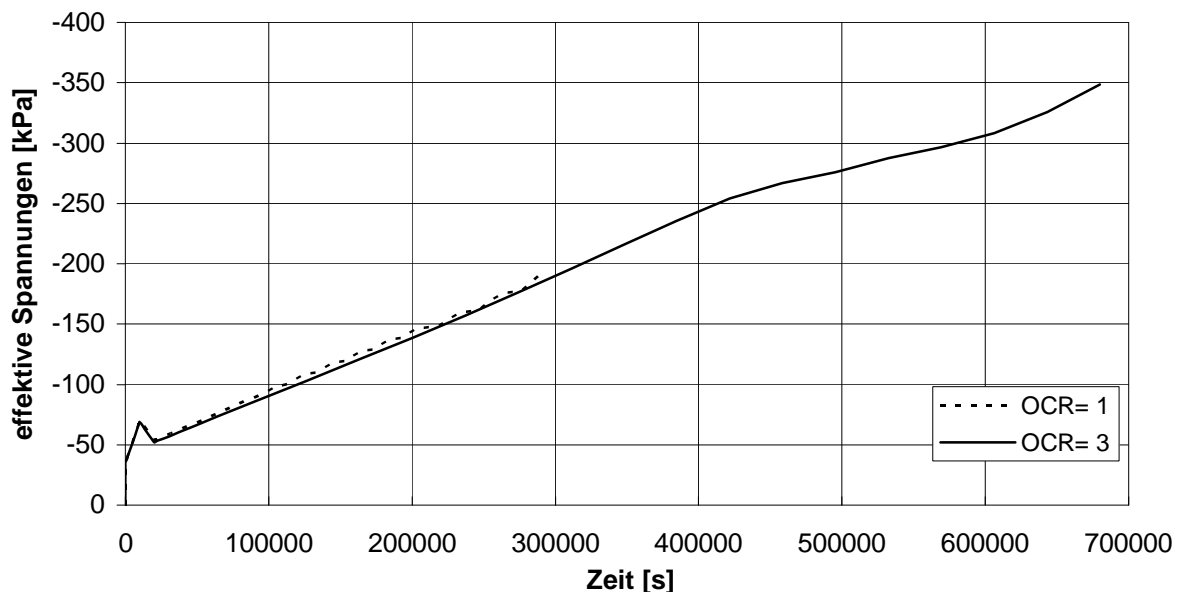


Abb.6.19: Einfluss des Konsolidierungsgrades \overline{OCR} auf die effektiven vertikalen Spannungen am Knoten 233

In der folgenden Abb.6.20 ist für beide Simulationsvarianten die vertikale Verschiebung über die Zeit aufgetragen. Hier zeigt sich beim überkonsolidierten Boden wiederum die Materialversteifung in Form von geringeren Setzungen während aller Belastungsphasen.

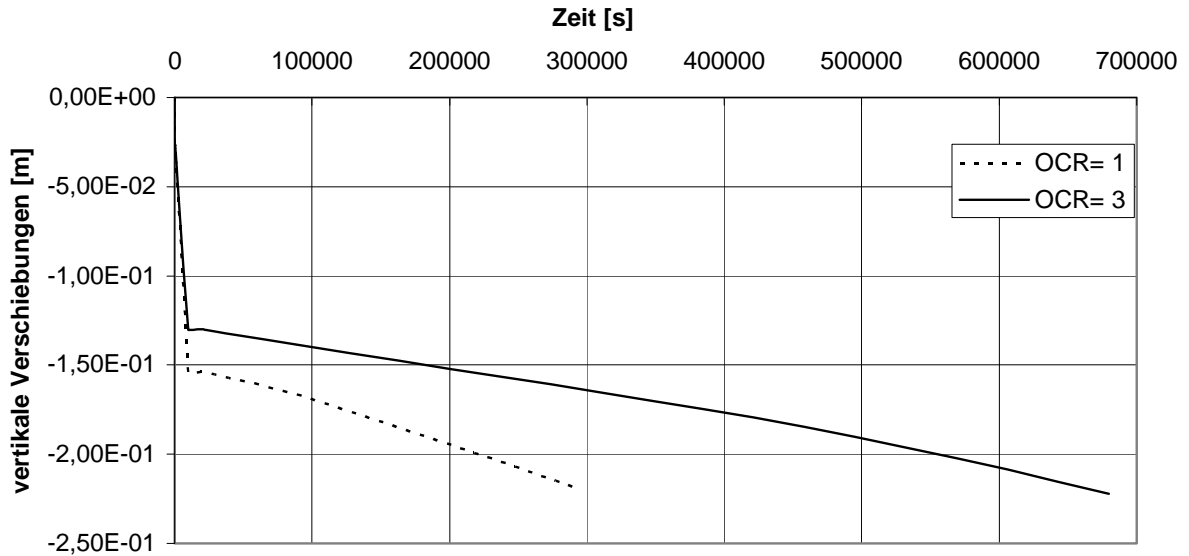


Abb.6.20: Einfluss des Konsolidierungsgrades \overline{OCR} auf die vertikalen Verschiebungen am Knoten 233

6.6 Grenzen des numerischen Modells

Insgesamt konnten die Effekte der Zustandsgrößen auf das Materialverhalten, wie sie sich in den Laborversuchen gezeigt haben, durch die Simulation des gewählten Randwertproblems zutreffend abgebildet werden.

Bei der großmaßstäblichen Übertragung der Parameterwerte zeigte sich jedoch, dass eine Simulation des Randwertproblems unter Vollsättigung ($S_{r0} = 1$) schon bei Aufbringen des Eigengewichts zu einem vorzeitigen Rechenabbruch führte. Daher wurde der Sättigungsgrad exemplarisch bei einer Anfangsporenzahl $e_0 = 0,78$ schrittweise erhöht und so das Modellverhalten im Bereich der numerischen Grenzen untersucht.

In Abb.6.21 sind die vertikalen, aufnehmbaren Spannungen für 4 verschiedene Sättigungsgrade $S_{r0} \geq 0,9$ sowie die sich daraus ergebende Trendlinie dargestellt.

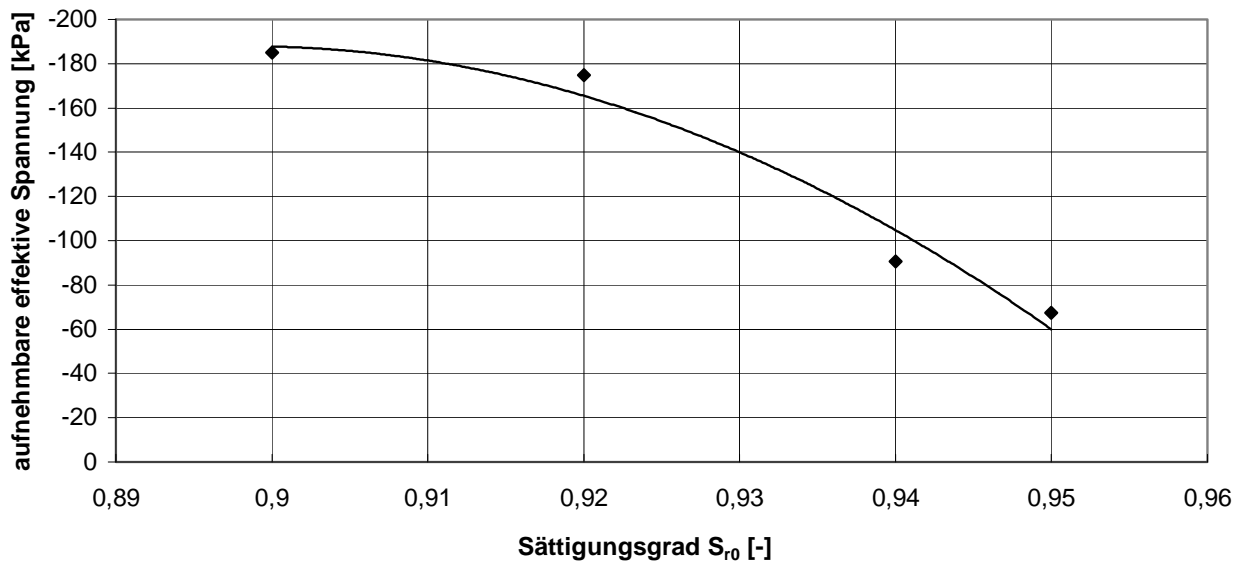


Abb.6.21: Einfluss des Sättigungsgrades auf die effektiven vertikalen Spannungen am Knoten 233 (Grenzbetrachtung)

Die Auswertung zeigt, dass die aufnehmbaren Spannungen nichtlinear mit steigendem Sättigungsgrad abnehmen und dass im numerischen Modell die aufnehmbare Spannung bereits bei einem Sättigungsgrad von ca. $S_{r0} = 0,962$ zu Null wird.

Durch die gewählten Spezifikationen des vorliegenden Randwertproblems (u. a. Mächtigkeit der Tonschicht) ergeben sich innerhalb der im Labor untersuchten Parametersätze engere Grenzen.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, ein elasto-plastisches Stoffmodell für teilgesättigte bindige Böden zu entwickeln. Abweichend von den aus der Literatur bekannten Stoffmodellen für teilgesättigte Böden sollten Änderungen von Zustandsgrößen unmittelbar erfassbar sein. Der Einfluss der Zustandsgrößen Anfangsporenzahl, -sättigungsgrad, Temperatur, Konsolidierverhältnis sowie des Spannungsniveaus auf das mechanische Verhalten eines gängigen, ausgeprägt plastischen Tons wurde untersucht.

Zur Ermittlung der relevanten Stoffparameter wurde eine Reihe aufwändiger Versuche in einem neu entwickelten Triaxialgerät durchgeführt. Dieses Triaxialgerät ist in der Lage, die für teilgesättigte Böden charakteristische Saugspannung während des Versuchs sowohl zu messen als auch zu regeln. Grundlage dafür ist ein spezieller Sockel, auf der eine keramische Platte aufgeschraubt werden kann. Die Platte leitet die im Boden entstehenden Saugspannungen an einen Druckaufnehmer weiter.

Über die Kopfplatte besteht die Möglichkeit, einen definierten Luftdruck aufzubringen, um die Saugspannung zu regeln. Darüber hinaus kann sie auch als Drainageleitung verwendet werden.

Die auftretenden Axialverformungen werden über einen digitalen Wegaufnehmer gemessen und an die Steuereinheit des Triaxialgerätes weitergeleitet. Die Ermittlung der Radialverformungen erfolgt über die Messung der Volumenänderungen des hydraulischen Mediums. Mit Hilfe der bekannten Axialverformung kann die Radialverformung berechnet werden. Um Volumenänderungen des hydraulischen Mediums infolge einer Materialausdehnung der Zellenwand zu minimieren, wurde die Zelle doppelwandig konstruiert.

Die in diesem Triaxialgerät durchgeführten Versuche dienten im überwiegenden Fall zur Ermittlung des deviatorischen Versagenszustandes des Bodens. Die Ergebnisse zeigen, dass eine Erhöhung der Porenzahl zu einer verminderten aufnehmbaren Spannung führte, ebenso eine Erhöhung der Sättigung. Die Erhöhung von Temperatur, Konsolidierungsgrad und Konsolidierspannung bewirkte hingegen eine Versteifung des Bodens und damit eine Vergrößerung der aufnehmbaren Spannungen.

Der Einfluss sämtlicher Zustandsgrößen auf die Grenzfläche des Stoffmodells wurde für den vorliegenden Kaolinit mittels eines Separationsansatzes in einem einzigen Parameter berücksichtigt. Die weiteren Parameter des Modells bleiben für alle Zustände konstant. Das elasto-plastische Stoffmodell wurde in Invariantenform aufgestellt. Kohäsion und

Anfangssaugspannung gehen unmittelbar durch eigene Terme ein. Das Verhalten im elastischen Bereich wird durch Funktionen für Kompressions- und Schubmodul gesteuert, die von den Zustandsgrößen abhängen.

Das volumetrische Verhalten ist durch eine Kappenfunktion erfasst, die an die deviatorische Grenzfläche anschließt.

Das entwickelte Stoffmodell wurde mittels der Schnittstelle UMAT in das FE-Programmsystem ABAQUS implementiert. Zur Validierung des Modells sind verschiedene Laborversuche simuliert. Nachdem diese Simulationen eine zufrieden stellende Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen aufwiesen und somit das Materialverhalten durch das aufgestellte Stoffmodell hinreichend genau beschrieben werden kann, wurde eine geotechnische Problemstellung in Form einer Flachgründung untersucht und die maximal aufnehmbare Spannung bei Aufsättigung durch Beregnung des Bodens aufgezeigt.

Zukünftige Untersuchungen könnten eine Erweiterung der untersuchten Parameterintervalle umfassen, da das Laborequipment prinzipiell für eine größere Bandbreite entwickelt wurde. Hier sei vor allem die Temperaturerhöhung bis in den Bereich der Phasenübergänge zu nennen und die Untersuchung von niedrigeren Sättigungsgraden bzw. Porenzahlen.

Literatur

- Alonso, E.E., Gens, A., Josa, A. (1990): A constitutive model for partially saturated soils, *Géotechnique*, 40 (3), 405-430
- Atkinson, J. H., Bransby, P. L. (1978): *The Mechanics of Soils*, McGraw-Hill, London.
- Bear, J. (1979): *Hydraulics of Groundwater*, McGraw-Hill, London.
- Becker, A. (2002): Stoffmodell und numerisches Modell für zyklisch beanspruchte, teilgesättigte Sande, *Veröffentlichung des Fachgebiets Bodenmechanik und Grundbau der Technischen Universität Kaiserslautern*, Heft 5.
- Bishop, A.W. (1959): The principle of effective stress, *Technish Ukebland*, 106(39), 859 -863.
- Bishop, A.W., Alpan, I., Blight, G.E., Donald, I.B. (1960): Factors controlling the strength of partly saturated cohesive soils, *ASCE Research Conference on Shear Strength of Cohesive Soils*, 503-532.
- Blatz, J. A., Graham, J. (2003): Elastic-plastic modelling of unsaturated soil using results from a new triaxial test with controlled suction, *Géotechnique*, 53 (1), 113-122.
- Loiskandl, W., Strauss-Sieberth, A. (2010): *Skriptum Bodenphysik*, Institut für Hydraulik und landeskulturelle Wasserwirtschaft, Universität für Bodenkultur, Wien.
- Bolzon, G., Schrefler, B.A. (2005): Thermal effects in partially saturated soils: a constitutive model, *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, 29, 861–877.
- Bolzon, G., Schrefler, B. A., Zienkiewicz, O. C. (1996): Elastoplastic soil constitutive laws generalized to partially saturated states, *Géotechnique*, 46 (2), 270–289.
- Borja, R.I., Sama, K.M., Sanz, P.F. (2003): On the numerical integration of three-invariant elastoplastic constitutive models, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 192, 1227–1258.
- Boso, M., Romero, E., Tarantino, A. (2003): The use of different suction measurement techniques to determine water retention curves, *From Experimental Evidence towards Numerical Modeling of Unsaturated Soils*, Schanz, T. (Ed.), Springer, 169-182.
- Brooks, R., Corey, A. (1964): *Hydraulic Properties of Porous Media*, *Hydrology Paper No. 3*. Colorado State University.
- Callisto, L., Calabresi, G. (1998): Mechanical behaviour of a natural soft clay, *Géotechnique*, 48 (4), 495–513.
- Chen, W. F., Mizuno, E. (1990): *Nonlinear Analysis in Soil Mechanics*, Elsevier, Amsterdam.
- Chen, W.F., Baladi, G.Y. (1985): *Soil Plasticity- Theory and Implementation*, *Developments in Geotechnical Engineering*, 38, Elsevier, New York

- Cook, R.D., Malkus, D.S., Plesha, M.E. (1989): *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*, J. Wiley & Sons, New York.
- Crisfield, M.A. (1991): *Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures*, Vol I, II, J. Wiley & Sons, Chichester.
- De Bruyn, D., Thimus, J.-F. (1996): The influence on mechanical characteristics of Boom clay: The results of an initial laboratory programme, *Engineering Geology*, 41, 117-126.
- Dobrowolsky, M. (2008): Quellverhalten teilgesättigter bindiger Böden mit mittlerem Quellpotential, *Veröffentlichung des Fachgebiets Bodenmechanik und Grundbau der Technischen Universität Kaiserslautern*, Heft 13.
- Escario, V., Juca, J.E.T. (1989): Strength and deformation of partially saturated soils, *Proc. 12th Int. Conference Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Rio de Janeiro, Vol. 1, 43-46.
- Fredlund D. G. (2006): Unsaturated soil mechanics in engineering practice, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE*, 132(3), 286-321.
- Fredlund, D.G., Rahardjo, H. (1993): *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*, John Wiley & Sons, New York.
- Fredlund, D.G., Morgenstern, N.R., Widger, R.A. (1978): The shear strength of unsaturated soils, *Canadian Geotechnical Journal* 15, 313 -321.
- Freiboth, S., Class, H., Helmig, R., Graf, T., Ehlers, W., Schwarz, V., Vrettos, C. (2009): A model for multiphase flow and transport in porous media including a phenomenological approach to account for deformation- a model concept and its validation within a code intercomparison study, *Computational Geosciences*, 13, 281-300.
- Gallipoli, D., Gens, A., Sharma, R., Vaunat, J. (2003): An elasto-plastic model for unsaturated soil incorporating the effects of suction and degree of saturation on mechanical behaviour, *Géotechnique*, 53 (1), 123-135
- Gardner, W. (1956): Mathematics of isothermal water condition in unsaturated soils, *Highway Research Board Special Report 40*, 78-87.
- Geiser, F., Laloui, L., Vuillet, L. (2000): Modelling the behaviour of unsaturated silt, *Experimental Evidence and Theoretical Approaches in Unsaturated Soils*, A. Tarantino and C. Mancuso (Eds.), Balkema, 155–175.
- Ghembaza, M.S., Taibi, S., Fleureau, J.-M. (2007): Some aspects of the effect of temperature on the behaviour of unsaturated sandy clay, *Experimental Unsaturated Soil Mechanics*, Schanz, T. (Ed.), Springer, 243-250.
- Hardin, B.O., Drnevich, V.P. (1972): Shear modulus and damping in soils: design equations and curves, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 98(7), 667-692.
- Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. (2003): *ABAQUS / Standard User's Manual*, Version 6.4
- Jennings, J. E. (1960): A revised effective stress law for use in the prediction of the behaviour of unsaturated soils, *Pore Pressure and Suction in Soils*, Butterworths, 26-30.

- Jotisankasa, A., Coop, M., Ridley, A. (2009): The mechanical behaviour of an unsaturated compacted silty clay, *Géotechnique*, 59 (5), 415-428.
- Khalili, N., Geiser, F., Blight, G.E. (2004): Effective stress in unsaturated soils: Review with new evidence, *International Journal of Geomechanics*, 4 (2), 115-126.
- Knothe, K., Wessels, H. (1992): *Finite Elemente*, 2. Aufl., Springer, Berlin.
- Köhler, H. J., Montenegro, H. (2003): Investigations regarding soils below phreatic surface as unsaturated porous media, *From Experimental Evidence towards Numerical Modeling of Unsaturated Soils*, Schanz, T. (Ed.), Springer, 139-158.
- Kolymbas, D. (2007): *Geotechnik. Bodenmechanik, Grundbau und Tunnelbau*, 2. Aufl., Springer, Berlin.
- Lade, P.V., Duncan, J.M. (1975): Elastoplastic stress-strain theory for cohesionless soil, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 101(10), 1037-1053.
- Lade, P.V., Musante, H.M. (1978): Three-dimensional behaviour of remolded clay, *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, 104(2), 193-209.
- Li, T. (2002): Zweiflächen-Stoffmodell für wassergesättigte bindige Böden unter zyklischer Beanspruchung, *Veröffentlichung des Fachgebiets Bodenmechanik und Grundbau der Technischen Universität Kaiserslautern*, Heft 7.
- Loret, B., Khalili, N. (2000): A three-phase model for unsaturated soils, *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, 24, 893-927.
- Lu, N., Likos, W. J. (2004): *Unsaturated Soil Mechanics*, J. Wiley & Sons, Hoboken.
- Masin, D. (2004): *Laboratory and numerical modelling of natural clays*, Dissertation, City University, London.
- Meißner, H. (1983): Tragverhalten axial oder horizontal belasteter Bohrpfähle in körnigen Böden, *Veröffentlichungen des Instituts für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Karlsruhe*, Heft 93.
- Meißner, H., Borm, G. (1988): Construction of a double tunnel with ground windows, *Proc. 2nd International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*.
- Molenkamp, F., Nazemi, A. H. (2003): Interactions between two rough spheres, water bridge and water vapour, *Géotechnique*, 53 (2), 255-264.
- Nuth, M., Laloui, L. (2008): Effective stress concept in unsaturated soils: Clarification and validation of a unified framework, *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, 32, 771-801.
- Oumeraci, H., Richwien, W., Weissmann, R., Möller, J., Schüttrumpf, H. (2001): Belastung der Binnenböschung von Seedeichen durch Wellenüberlauf, *Berichte Leichtweiß-Institut für Wasserbau*, Technische Universität Braunschweig, Nr. 872.

- Peroni, N., Tarantino, A. (2003): Measurement of osmotic suction using the squeezing technique, *From Experimental Evidence towards Numerical Modeling of Unsaturated Soils*, Schanz, T. (Ed.), Springer, 159-168.
- Pott, D.M., Zdravkovic, L. (1999): *Finite Element Analysis in Geotechnical Engineering-Theory*, Thomas Telford, London.
- Prager, W. (1956): A new method of analysing stress and strains in work-hardening solids, *Journal of Applied Mechanics, ASME*, 23, 493-496.
- Richards, G. (1965): Measurement of the free energy of soil moisture by the psychrometric technique using thermistors, *Moisture Equilibria and Moisture Changes in Soils beneath Covered Areas, A Symposium in Print*, Butterworths, Australia, 39-46.
- Ridley A.M., Burland J.B. (1993): A new instrument for the measurement of the soil moisture suction, *Géotechnique*, 43 (2), 321-324
- Ridley, A.M., Wray, W.K., (1995): Suction measurement: A review of current theory and practices, *Proc. First Int. Conference on Unsaturated Soils (UNSAT 95)*, E. E. Alonso and P. Delage (Eds.), Balkema, Vol. 3, 1293-1322.
- Romero, E. (1999): *Characterization and thermo-hydro-mechanical behaviour of unsaturated boom clay: An experimental study*, Dissertation, Universitat Polyècnica de Catalunya
- Romero, E., Gens, A., Lloret, A. (2001): Temperature effects on the hydraulic behaviour of an unsaturated clay, *Geotechnical and Geological Engineering*, 19, 311-332.
- Romero, E., Gens, A., Lloret, A. (2003) Suction effects on a compacted clay under non-isothermal conditions, *Géotechnique*, 53 (1), 65–81
- Samingan, A.S (2005): *An experimental study on hydro-mechanical characteristics of compacted bentonit-sand mixtures*, Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar
- Schachtschnabel, P., Blume, H.-P., Brümmer, G., Hartge, K.-H., Schwertmann, U. (1992): *Lehrbuch der Bodenkunde*, Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart
- Schofield, A.N., Wroth, C.P. (1968): *Critical State Soil Mechanics*, McGraw-Hill, New York.
- Schubert, H. (1982): *Kapillarität in porösen Feststoffsystemen*, Springer-Verlag
- Sharma, R. S. (1998) *Mechanical behaviour of unsaturated highly expansive clays*, Dissertation, University of Oxford
- Sillers, W.S., Fredlund, D.G., Zakerzadeh, N. (2001): Mathematical attributes of some soil-water characteristic curve models, *Unsaturated Soil Concepts and Their Application in Geotechnical Practice*, D.G. Toll (Ed.), Kluwer Academic, 243-283.
- Smith, P.G.C. (2003): *Numerical analysis of infiltration of partially saturated soils slopes*, Dissertation, University of London.
- Tanaka, N., Graham, J., Crilly, Th. (1997): Stress-strain behaviour of reconstituted illitic clay at different temperatures, *Engineering Geology*, 47, 339-350.

- Tarantino, A., Tombolato, S. (2005): Coupling of hydraulic and mechanical behaviour in unsaturated compacted clay, *Géotechnique*, 55 (4), 307-317.
- Tavallali, A., Tang, A.-M., Cui, Y.-J. (2007): Thermo-hydro-mechanical behaviour of compacted bentonite, *Experimental Unsaturated Soil Mechanics*, Schanz, T. (Ed.), Springer, 259-265.
- Terzaghi, K. (1948): *Theoretical Soil Mechanics*, J. Wiley & Sons.
- Thu, T.M., Rahardjo, H., Leong, E.-C. (2006): Effects of hysteresis on shear strength envelopes from constant water content and consolidated drained triaxial test, *Unsaturated Soils 2006*, G.A. Miller, C.E. Zapata, S.L. Houston, D.G. Fredlund (Eds.), ASCE, Vol. 1, 1212-1223.
- van Genuchten, M.T. (1980): A closed form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, *Soil Science Society of America Journal*, 44, 892-898.
- Vanapalli S.K., Fredlund, D. G. (1997): Interpretation of undrained shear strength of unsaturated soils in terms of stress state variables, *Proc. Third Brazilian Symposium on Unsaturated Soils, NSAT'97*, 35-45.
- Vanapalli, S.K., Fredlund D.G., Pufahl, D.E., Clifton, A.W. (1996): Model for the prediction of shear strength with respect to soil suction, *Canadian Geotechnical Journal*, 33, 379-392.
- Vanapalli, S.K., Pufahl, D.E., Fredlund, D.G. (1999): The influence of soil structure and stress history on the soil-water characteristic of a compacted till, *Géotechnique*, 49 (2), 143-159.
- Vaunat J., Romero, E., Jommi, C. (2000): An elastoplastic hydro-mechanical model for unsaturated soils, *Experimental Evidence and Theoretical Approaches in Unsaturated Soils*, A. Tarantino and C. Mancuso (Eds.), Balkema, 121-130.
- Vermeer, P.A., Neher, H.P. (1999): A soft soil model that accounts for creep, *Beyond 2000 in Computational Geotechnics - 10 Years of PLAXIS International*, 249-261, Balkema, Rotterdam.
- Weckbecker, W. (1993): Beitrag zur Berechnung oberflächennaher Tunnel, *Veröffentlichung des Fachgebiets Bodenmechanik und Grundbau der Technischen Universität Kaiserslautern*, Heft 3.
- Wendling, S. (2004): Untersuchungen zur Entstehung von Austrocknungsrisse in mineralischen Deponieabdichtungen, *Veröffentlichung des Fachgebiets Bodenmechanik und Grundbau der Technischen Universität Kaiserslautern*, Heft 10.
- Wheeler, S.J., Sharma, R.S., Buisson, M.S.R. (2003): Coupling of hydraulic hysteresis and stress-strain behaviour in unsaturated soils, *Géotechnique*, 53 (9), 41-54.
- Wheeler, S.J., Sivakumar, V. (1995): An elasto-plastic critical state framework for unsaturated soil, *Géotechnique*, 45 (1), 35-53.

Witte, M. (2003): *Veränderung des Festigkeits- und Verformungsverhaltens bei bindigen Böden aufgrund von Porenwasserspannungen*, Dissertation, Technische Universität Braunschweig.

Ziegler, H. (1959): A modification of Prager's hardening rule, *Quarterly of Applied Mathematics*, 17, 55-65.

Notation

Indizes

a	Atmosphärendruckbezogen
c	kohäsionsbezogen
e	elastisch, deviatorischer Verformungsbezug
g	gasbezogen
ij	Tensorkomponenten (Tensor 2. Stufe)
$ijkl$	Tensorkomponenten (Tensor 4. Stufe)
p	plastisch
s	deviatorischer Spannungsbezug
z	gravitationsbezogen

Lateinische Buchstaben

A	Modellparameter
B	Modellparameter
C_{ijkl}	elastische Steifigkeitsmatrix
C_{ijkl}^{pl}	plastische Steifigkeitsmatrix
c	Kohäsion
E	Elastizitätsmodul
e_0	Anfangsporenzahl
e_{ij}	deviatorische Verformungsanteile
f	Fließfunktion
G	Schubmodul
III_s	dritte Invariante des deviatorischen Spannungstensors
II_s	zweite Invariante des deviatorischen Spannungstensors
I_σ	erste Invariante des Spannungstensors
K	Kompressionsmodul
m	Modellparameter
\overline{OCR}	Konsolidierverhältnis
p	mittlere Spannung
q	Deviatorspannung

Q	Kappenfunktion
s_{ij}	deviatorische Spannungsanteile
S_{r0}	Anfangssättigungsgrad
T	Temperatur
u_a	Porenluftdruck
u_w	Porenwasserdruck

Griechische Buchstaben

α	Benetzungswinkel, Lode-Winkel
ε_{ij}	Verzerrungen
δ_{ij}	Kronecker-Delta
$\delta\lambda$	Proportionalitätsfaktor
γ_{ij}	Scherwinkel, Ingenieurverzerrungen
φ, Φ	Reibungswinkel
ν	Querdehnzahl
σ_{ij}	totale Spannungen
σ'_{ij}	effektive Spannungen
ψ	Saugspannung

Anhang

- Ableitungen des Modellparameters A (s. Kapitel 4.3)

$$\begin{aligned} \frac{\partial A}{\partial \sqrt{II_{ep}}} &= (0,643 \cdot \exp(-1,1757 \cdot e_0 - 0,043 \cdot I_a) \cdot T^{0,1453} \cdot (\exp(3,1607 \cdot e_0) \cdot \\ &(0,6441 - 0,1978 \cdot \ln(\sqrt{II_{ep}})))^{0,9102 \cdot \ln(OCR)} \cdot (1,0082 + 1,2494 \cdot \ln(S_{r0}))) / (\sqrt{II_{ep}}^{0,42} \cdot OCR^{2,377}) - \\ &(1,433 \cdot \exp(-1,1757 \cdot e_0 - 0,043 \cdot I_a) \cdot T^{0,1453} \cdot (0,0961 - 0,2604 \cdot \ln(\sqrt{II_{ep}})) \cdot (\exp(3,1607 \cdot e_0) \cdot \\ &(0,6441 - 0,1978 \cdot \ln(\sqrt{II_{ep}})))^{0,9102 \cdot \ln(OCR)} \cdot (1,0082 + 1,2494 \cdot \ln(S_{r0}))) / (\sqrt{II_{ep}}^{0,42} \cdot OCR^{2,377}) + \\ &(0,445 \cdot \exp(1,98 \cdot e_0 - 0,043 \cdot I_a) \cdot T^{0,1453} \cdot (0,0961 - 0,2604 \cdot \ln(\sqrt{II_{ep}})) \cdot (\exp(3,1607 \cdot e_0) \cdot \\ &(0,6441 - 0,1978 \cdot \ln(\sqrt{II_{ep}})))^{0,9102 \cdot \ln(OCR)-1} \cdot \ln(OCR) \cdot (1,0082 + 1,2494 \cdot \ln(S_{r0}))) / (\sqrt{II_{ep}}^{0,42} \cdot OCR^{2,377}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial A}{\partial I_\sigma} &= (0,106 \cdot \exp(-1,1757 \cdot e_0 - 0,043 \cdot I_a) \cdot \sqrt{II_{ep}}^{0,58} \cdot T^{0,1453} \cdot (0,0961 - 0,2604 \cdot \ln(\sqrt{II_{ep}})) \cdot \\ &(\exp(3,1607 \cdot e_0) \cdot (0,6441 - 0,1978 \cdot \ln(\sqrt{II_{ep}})))^{0,9102 \cdot \ln(OCR)} \cdot (1,0082 + 1,2494 \cdot \ln(S_{r0}))) / OCR^{2,377} \cdot u_a \end{aligned}$$

- Ableitungen der Fließbedingung

Zur Vereinfachung werden zunächst folgende Substitutionen eingeführt:

$$A1 = \frac{3 \cdot B \cdot m \cdot (c \cdot (1 + \frac{B}{\sqrt{6}})^m - p \cdot (1 + \frac{B}{\sqrt{6}})^m + A \cdot I_\sigma)}{II_s^{1,5} \cdot (1 - B \frac{III_s}{II_s^{1,5}})^{1+m}}$$

$$A2 = A1 \cdot \frac{III_s}{II_s}$$

$$A3 = (1 - B \frac{III_s}{II_s^{1,5}})^{-m}$$

$$A4 = \frac{1}{\sqrt{II_s}}$$

Die Ableitung der Fließbedingung

$$f = II_s^{0.5} - II_c^{0.5} + II_p^{0.5} - A \cdot I_\sigma \cdot \left(1 - B \frac{III_s}{II_s^{1.5}}\right)^{-m}$$

erfolgt analog zu Meißner (1983), für die Ableitung nach den Spannungskomponenten gilt folgende Zerlegung:

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial f}{\partial s_{ij}} - \frac{\partial f}{\partial s_{kk}} \frac{\delta_{ij}}{3} + \frac{\partial f}{\partial I_\sigma} \delta_{ij}$$

mit

$$\frac{\partial f}{\partial s_{ij}} = (A2 + A4) \cdot s_{ij} - A1 \cdot s_{il} s_{lj}$$

$$\frac{\partial f}{\partial s_{kk}} = \frac{\partial f}{\partial s_{11}} + \frac{\partial f}{\partial s_{22}} + \frac{\partial f}{\partial s_{33}}$$

$$\frac{\partial f}{\partial I_\sigma} = -A3 \cdot \left(A + \frac{\partial A}{\partial I_\sigma} I_\sigma\right)$$

Zur Bildung der Konsistenzbedingung sind zusätzlich folgende Ableitungen notwendig.

$$\frac{\partial f}{\partial A} = -I_\sigma \cdot A3$$

$$\frac{\partial f}{\partial e_{ij}^p} = \frac{\partial f}{\partial A} \cdot \frac{\partial A}{\partial e_{ij}^p} = \frac{\partial f}{\partial A} \cdot \frac{\partial A}{\partial \sqrt{II_{ep}}} \cdot \frac{\partial \sqrt{II_{ep}}}{\partial e_{ij}^p} = \frac{\partial f}{\partial A} \cdot \frac{\partial A}{\partial \sqrt{II_{ep}}} \cdot \frac{e_{ij}^p}{\sqrt{II_{ep}}}$$

- Ableitungen der Kappenfunktion

$$Q = II_s^{0.5} + (II_c^{0.5} - II_p^{0.5} + A \cdot I_\sigma \cdot \left(1 - B \frac{III_s}{II_s^{1.5}}\right)^{-m}) \cdot \frac{I_\sigma^2}{(I_\sigma/2)^2} -$$

$$2 \cdot (II_c^{0.5} - II_p^{0.5} + A \cdot I_\sigma \cdot \left(1 - B \frac{III_s}{II_s^{1.5}}\right)^{-m}) \cdot \frac{I_\sigma (I_{\sigma,\max} - I_\sigma/2)}{(I_\sigma/2)^2} -$$

$$\left((II_c^{0.5} - II_p^{0.5} + A \cdot I_\sigma \cdot \left(1 - B \frac{III_s}{II_s^{1.5}}\right)^{-m}) - (II_c^{0.5} - II_p^{0.5} + A \cdot I_\sigma \cdot \left(1 - B \frac{III_s}{II_s^{1.5}}\right)^{-m}) \cdot \frac{(I_{\sigma,\max} - I_\sigma/2)^2}{(I_\sigma/2)^2} \right)$$

$$H1 = \frac{(c \cdot (1 + \frac{B}{\sqrt{6}})^m - p \cdot (1 + \frac{B}{\sqrt{6}})^m + A \cdot I_\sigma)}{(1 - B \frac{III_s}{II_s^{1.5}})^m}$$

$$I_{\sigma, \max} = 5,6 \cdot u_a \cdot \exp(-23,75 \cdot I_\varepsilon^{pl}) \cdot (-3,93 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9162)^{-20 \cdot S_{r_0} + 18} \cdot (4,14 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9)^{20 \cdot e_0 - 15,6}$$

$$I_{a, \max} = 5,6 \cdot \exp(-23,75 \cdot I_\varepsilon^{pl}) \cdot (-3,93 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9162)^{-20 \cdot S_{r_0} + 18} \cdot (4,14 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9)^{20 \cdot e_0 - 15,6}$$

$$dI_{\sigma, \max} = \frac{\partial I_{\sigma, \max}}{\partial I_\varepsilon^p} = 5,6 \cdot u_a \cdot \exp(-23,75 \cdot I_\varepsilon^p) \cdot (-3,93 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9162)^{-20 \cdot S_{r_0} + 18} \cdot (4,14)^{20 \cdot e_0 - 15,6} \cdot$$

$$(4,14 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9)^0 + 5,6 \cdot u_a \cdot \exp(-23,75 \cdot I_\varepsilon^p) \cdot (-3,93)^{-20 \cdot S_{r_0} + 18} \cdot (-3,93 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9162)^0 \cdot$$

$$(4,14 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9)^{20 \cdot e_0 - 15,6} - 133 \cdot u_a \cdot \exp(-23,75 \cdot I_\varepsilon^p) \cdot (-3,93 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9162)^{-20 \cdot S_{r_0} + 18} \cdot$$

$$(4,14 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9)^{20 \cdot e_0 - 15,6}$$

$$dI_{a, \max} = \frac{\partial I_{a, \max}}{\partial I_\varepsilon^p} = 5,6 \cdot \exp(-23,75 \cdot I_\varepsilon^p) \cdot (-3,93 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9162)^{-20 \cdot S_{r_0} + 18} \cdot (4,14)^{20 \cdot e_0 - 15,6} \cdot$$

$$(4,14 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9)^0 + 5,6 \cdot \exp(-23,75 \cdot I_\varepsilon^p) \cdot (-3,93)^{-20 \cdot S_{r_0} + 18} \cdot (-3,93 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9162)^0 \cdot$$

$$(4,14 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9)^{20 \cdot e_0 - 15,6} - 133 \cdot \exp(-23,75 \cdot I_\varepsilon^p) \cdot (-3,93 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9162)^{-20 \cdot S_{r_0} + 18} \cdot$$

$$(4,14 \cdot I_\varepsilon^{pl} + 0,9)^{20 \cdot e_0 - 15,6}$$

Unter Verwendung der Substitutionen A1 bis A4 und H1 ergeben sich folgende Ableitungen für die Kappenfunktion:

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial Q}{\partial s_{ij}} - \frac{\partial Q}{\partial s_{kk}} \frac{\delta_{ij}}{3} + \frac{\partial Q}{\partial I_\sigma} \delta_{ij}$$

mit

$$\frac{\partial Q}{\partial s_{ij}} = (A2 + A4) \cdot s_{ij} - A1 \cdot s_{il} s_{lj} + 4 \cdot (-A2 \cdot s_{ij} + A1 \cdot s_{il} s_{lj}) - \frac{1}{I_\sigma} \cdot 8 \cdot A3 \cdot (-A2 \cdot s_{ij} + A1 \cdot s_{il} s_{lj}) +$$

$$\frac{1}{I_\sigma^2} \cdot 4 \cdot A3^2 \cdot (-A2 \cdot s_{ij} + A1 \cdot s_{il} s_{lj})$$

$$\frac{\partial Q}{\partial s_{kk}} = \frac{\partial Q}{\partial s_{11}} + \frac{\partial Q}{\partial s_{22}} + \frac{\partial Q}{\partial s_{33}}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial Q}{\partial I_\sigma} &= -A3 \cdot A + 4 \cdot H1 / I_\sigma + 4 \cdot \left(\frac{I_\sigma}{2} - I_{a,\max} \cdot u_a \right) \cdot H1 / I_\sigma^2 + 8 \cdot \left(-\frac{I_\sigma}{2} + I_{a,\max} \cdot u_a \right) \cdot H1 / I_\sigma^2 - \\ &8 \cdot \left(-\frac{I_\sigma}{2} + I_{a,\max} \cdot u_a \right)^2 \cdot H1 / I_\sigma^3 - A3 \cdot \left(\frac{\partial A}{\partial I_\sigma} I_\sigma \right) + 4 \cdot \left(A3 \cdot \left(A + \frac{\partial A}{\partial I_\sigma} I_\sigma \right) \right) - \frac{1}{I_\sigma} \cdot \\ &\left(8 \cdot \left(-\frac{I_\sigma}{2} + I_{a,\max} \cdot u_a \right) \cdot A3 \cdot \left(A + \frac{\partial A}{\partial I_\sigma} I_\sigma \right) \right) + \frac{1}{I_\sigma^2} \cdot \left(4 \cdot \left(-\frac{I_\sigma}{2} + I_{a,\max} \cdot u_a \right)^2 \cdot A3 \cdot \left(A + \frac{\partial A}{\partial I_\sigma} I_\sigma \right) \right) \end{aligned}$$

und

$$\frac{\partial Q}{\partial A} = \left(3 \cdot I_\sigma - \left(8 \cdot \left(-\frac{I_\sigma}{2} + I_{a,\max} \cdot u_a \right) \right) + \left(4 \cdot \left(-\frac{I_\sigma}{2} + I_{a,\max} \cdot u_a \right)^2 / I_\sigma \right) \right) \cdot A3$$

sowie

$$\frac{\partial Q}{\partial e_{ij}^p} = \frac{\partial Q}{\partial A} \cdot \frac{\partial A}{\partial \sqrt{II_{ep}}} \cdot \frac{e_{ij}^p}{\sqrt{II_{ep}}}$$

Zur Bildung der Konsistenzbedingung werden benötigt:

$$\frac{\partial Q}{\partial I_{\sigma,\max}} = -8 \cdot H1 / I_\sigma + 8 \cdot \left(-\frac{I_\sigma}{2} + I_{a,\max} \cdot u_a \right) \cdot H1 / I_\sigma^2$$

$$\frac{\partial Q}{\partial I_\varepsilon^p} = \frac{\partial Q}{\partial I_{\sigma,\max}} \frac{\partial I_{\sigma,\max}}{\partial I_\varepsilon^p}$$

Veröffentlichungen des Fachgebietes Bodenmechanik und Grundbau der Technischen Universität Kaiserslautern

Herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. habil. H. Meißner

- Nr. 1 Johannes Vogt (1992)
Tragverhalten von Schlitzwandelementen

- Nr. 2 Frank Rogmann (1992)
Untersuchungen zum Stoffverhalten von Kohle im Hinblick auf
Hohlraumstandsicherheiten

- Nr. 3 Wolfgang Weckbecker (1993)
Beitrag zur Berechnung oberflächennaher Tunnel

- Nr. 4 Egbert Adam (2001)
Untersuchungen zum temperaturabhängigen Materialverhalten kristalliner und
sedimentärer Gesteine

- Nr. 5 Andreas Becker (2002)
Stoffmodell und numerisches Modell für zyklisch beanspruchte, teilgesättigte Sande

- Nr. 6 Katja Abel (2002)
Zugspannungen in Kunststoffdichtungsbahnen geneigter Deponiebasisabdichtungen

- Nr. 7 Tao Li (2002)
Zweiflächen-Stoffmodell für wassergesättigte bindige Böden unter zyklischer
Beanspruchung

- Nr. 8 Solomon Taye Abebe (2002)
Foundation pits in saturated highly expansive soils

- Nr. 9 Festschrift anlässlich des 65. Geburtstages von Prof. Dr.-Ing. H. Meißner und dem 20-
jährigen Bestehen des Fachgebietes Bodenmechanik und Grundbau an der Technischen
Universität Kaiserslautern

Herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. habil. C. Vrettos

- Nr. 10 Sanaa Wendling (2004)
Untersuchungen zur Entstehung von Austrocknungsrisse in mineralischen
Deponieabdichtungen
- Nr. 11 Yilei Chen (2006)
Unterfangung belasteter Fundamente durch Bohrpfähle
- Nr. 12 Stefan Jung (2007)
Nichtlinearer horizontaler Bettungsmodulansatz für Trägerbohlwände in mitteldicht
gelagertem Sand
- Nr. 13 Markus Dobrowolsky (2008)
Quellverhalten teilgesättigter bindiger Böden mit mittlerem Quellpotential
- Nr. 14 Viktoria Schwarz (2011)
Mechanisches Verhalten eines teilgesättigten Tons: Experimentelle Untersuchungen,
Stoffmodell und Implementierung