

Analyse von Einflussfaktoren des Widerstands feinkörniger Böden bei hydraulischer Belastung

Dissertation
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieurin

**an der Fakultät Bauingenieurwesen
der
Bauhaus-Universität Weimar**

vorgelegt von
Helen Machaček
(geb. Günther)
aus Mainz

Tag der Disputation: 30. August 2023

Gutachter:
Prof. Dr.-Ing. Karl Josef Witt
Prof. Dr.-Ing. habil. Ivo Herle
Prof. Dr.-Ing. Eugen Perau

Inhaltsverzeichnis

1	Einführung	1
1.1	Motivation	1
1.2	Ziele und Gliederung	3
2	Grundlagen	5
2.1	Hydraulisches Versagen in feinkörnigen Böden	5
2.1.1	Normative Regelungen für nichtbindige Böden	5
2.1.2	Versagensmechanismen in feinkörnigen Böden	7
2.2	Prozesse der Rissentstehung	10
2.2.1	Linear-elastische Bruchmechanik	12
2.2.2	Probabilistische Bruchmechanik	15
2.2.3	Hydraulisch induzierte Risse	18
3	Recherche zur hydraulisch induzierter Rissentstehung	22
3.1	Laborversuche	24
3.2	Theorien der Rissentstehung	35
3.2.1	Empirische Ansätze und Korrelationen	35
3.2.2	Analytische Methoden	37
3.2.3	Numerische Methoden	49
4	Experimentelle Untersuchungen	52
4.1	Materialien	52
4.2	Herstellung der Probekörper	65
4.2.1	Verdichtete Probekörper	65
4.2.2	Konsolidierte Probekörper	67
4.2.3	Strukturuntersuchungen	69
4.3	Modifizierter Triaxialversuch	78
4.3.1	Vorversuche	78
4.3.2	Aufbau der Hauptversuche	92
4.3.3	Versuchsablauf	96

4.3.4	Auswertung und Dokumentation	100
4.4	Laborstudie	105
4.4.1	Versuchsvarianten	105
4.4.2	Versuche an Schluff	107
4.4.3	Versuche an Kaolin	138
4.4.4	Versuche an Bentonit	141
4.4.5	Versuche an proctorverdichteten Proben	141
4.4.6	Rissbild und -fortschritt	143
4.4.7	B-Test	145
4.4.8	Fazit der Untersuchungen zu hydraulisch induzierten Rissen	155
5	Analyse und theoretisches Rissmodell	158
5.1	Vergleich mit der Literatur	158
5.1.1	Laborversuche	158
5.1.2	Rissmodelle	161
5.2	Numerische Analyse	172
5.2.1	Modellbeschreibung und Berechnungsvariationen	173
5.2.2	Auswertung und Diskussion	180
5.3	Entwicklung eines Rissmodells	209
5.3.1	Hypothese zur Rissentstehung	209
5.3.2	Ansätze für ein Berechnungsmodell	212
5.3.3	Gefährdungsbeurteilung einer hydraulisch induzierten Rissentstehung	223
6	Zusammenfassung und Ausblick	228
6.1	Zusammenfassung	228
6.2	Ausblick	230
	Literaturverzeichnis	233
A	Vorversuche	241
B	Versuche zur hydraulisch induzierten Rissbildung	250
B.1	Versuche an Schluffproben	250
B.2	Versuche an Kaolinproben	313
B.3	Versuche an Bentonitproben	334
B.4	Versuche an proctorverdichteten Proben	338
C	Ergänzende Laborversuche	341
C.1	CU-Versuche	341
C.2	B-Test	345

D	Vergleichsrechnungen mit Rissmodellen der Literatur	350
D.1	Rissmodelle mit Zugversagen	350
D.2	Rissmodelle mit Scherversagen	354

Abbildungsverzeichnis

2.1	Hydraulisches Versagen in nichtbindigem und bindigem Boden.	7
2.2	Größenskalen der Rissbetrachtung.	11
2.3	Grundprinzip der SIF in der LEBM.	13
2.4	Weibull-Verteilung für unterschiedliche Formparameter.	17
2.5	Schematische Darstellung der Prozesse bei hydraulisch induzierter Rissentstehung und -ausbreitung.	19
3.1	Versuchseinrichtungen für Fracking-Versuche aus der Literatur.	26
3.2	Analytische Ansätze zur Berechnung des Aufreißdrucks	37
4.1	Korngrößenverteilung und Plastizitätsdiagramm der Probenmaterialien.	55
4.2	Oedometerversuche	58
4.3	Spannungspfade der CU-Versuche an Schluffproben.	60
4.4	Spannungspfade der CU-Versuche an Kaolinproben.	61
4.5	Mohr'sche Spannungskreise der UU-Versuchen	62
4.6	Spannungspfade bei UU-Versuchen.	64
4.7	Herstellungsmethode für verdichtete Probekörper.	66
4.8	Konsolidierungsstand mit allseitiger Drainage und beidseitiger Kompression. . . .	67
4.9	Wassergehaltsverteilung in konsolidierten Probekörpern.	69
4.10	Ergebnisse der Quecksilberporosimetrie an konsolidierten Probekörpern.	70
4.11	Skizze des Aufbaus einer CT-Anlage.	72
4.12	CT-Aufnahme einer vollgesättigten Schluffprobe.	74
4.13	CT-Aufnahme einer vollgesättigten Kaolinprobe.	75
4.14	CT-Aufnahme einer gefriergetrockneten Schluffprobe.	76
4.15	CT-Aufnahme einer gefriergetrockneten Kaolinprobe.	77
4.16	Skizze des Durchlässigkeitsversuchsstandes für die Vorversuche.	80
4.17	Fotodokumentation der Vorversuche im Durchlässigkeitsversuchsstand.	81
4.18	Vorversuche im Durchlässigkeitsversuchsstand.	82
4.19	Skizze und Foto der Kopfplatte mit Kanüle und Filterspitze.	83
4.20	Skizze des Triaxalgeräts mit Doppel-Druck-Volumen-Regler für die Vorversuche. . .	84

4.21	Vorversuche im Triaxialgerät.	87
4.22	CT-Aufnahme einer vorgebohrten, verdichteten Schluffprobe.	88
4.23	CT-Aufnahme eines hydraulisch induzierten Risses in einer verdichteten Probe.	89
4.24	CT-Aufnahme hydraulisch induzierter Mikrorisse in einer verdichteten Probe.	90
4.25	Skizze des modifizierten Triaxialgeräts.	93
4.26	Fotos des modifizierten Triaxialgeräts.	94
4.27	Kapillarkaskade für Testläufe an den Druckerzeugern.	96
4.28	Druckverläufe in den Versuchsphasen im modifizierten Triaxialgeräts.	97
4.29	Übersichtsseite des Versuchs Ibiii.	102
4.30	Diagramme zur Auswertung der hydraulischen Belastungsphase (Versuche Ibiv).	103
4.31	$p - p_{w,fr}$ -Diagramme der Schluffversuche.	110
4.32	Auswertungsdiagramme der Versuchsvarianten Ia, Ib und Ic.	111
4.33	Phasen der hydraulischen Belastung und zugehörige Prozesse in der Probe.	113
4.34	Aufreißdrücke in Abhängigkeit von OCR	118
4.35	Zusammenhang zwischen Volumenzustrom an der Kanüle und OCR	119
4.36	Druck- und Volumenverläufe in Abhängigkeit des v/k -Verhältnisses.	123
4.37	Aufreißdrücke in Abhängigkeit des v/k -Verhältnisses.	124
4.38	Vergleich drainierter und undrainierter Randbedingungen.	128
4.39	Druckregelung bei Belastungssteigerung nach Rissentstehung.	130
4.40	Druck und Volumenverläufe in Abhängigkeit vom Sättigungsdruck.	131
4.41	Reproduzierbarkeit der Aufreißdrücke	133
4.42	Überprüfen der Versuchsergebnisse auf Normalverteilung.	134
4.43	Reproduzierbarkeit von CU-Versuchen und hydraulischen Belastungsversuchen.	137
4.44	Vergleich der hydraulischen Belastung in konsolidierten und verdichteten Proben.	142
4.45	Rissbilder in Schluffproben.	146
4.46	Rissbilder in Kaolinproben.	147
4.47	Rissbilder in Bentonitproben.	148
4.48	Rissbilder in verdichteten Schluffproben.	149
4.49	Druckverläufe in B-Tests für $t = 60$ s.	152
4.50	Druckverläufe in B-Tests für $t \rightarrow \infty$	153
4.51	B-Werte abhängig vom Probenmaterial, $p_{w,0}$ und p	154
5.1	$p - p_{w,fr}$ -Diagramm für Versuchsdaten der Literatur.	159
5.2	Anwendbarkeit analytischer Ansätze zur Bestimmung des Aufreißdrucks.	167
5.3	Numerisches Modell (Maße und Randbedingungen).	173
5.4	Nachrechnung der CU-Versuche mit dem MCC-Modell.	175
5.5	Simulation des B-Tests anhand einer inhomogen verteilten Fluidsteifigkeit.	177
5.6	Verteilung der Anfangsporenzahl und $k(e)$ -Beziehung.	179

5.7	Vergleich der gemessenen und berechneten Volumen- und Druckänderungen. . . .	182
5.8	Plausibilisierung der Hohlraumbildung anhand von Versuch und Simulation. . . .	184
5.9	Auswertungspunkte und -schnitte im numerischen Modell.	186
5.10	Auswertung der Simulation des Referenzversuchs.	187
5.11	Fieldplots der Referenzberechnung zum Zeitpunkt des Aufreißdrucks.	188
5.12	Hauptspannungsrichtungen um die Kanülenspitze in Polarkoordinaten.	189
5.13	Spannungsverläufe und Fieldplots bei unterschiedlichem p	194
5.14	Spannungsverläufe und -verteilungen bei $K < 1$	196
5.15	Spannungsverläufe bei Variation von OCR	203
5.16	Fieldplots der kritischen Bereiche bei Variation von OCR	204
5.17	Spannungsverläufe und -verteilungen bei der Variation von OCR	205
5.18	Spannungsverläufe und -verteilungen bei unterschiedlichen v/k -Werten.	206
5.19	Fieldplots der kritischen Bereiche bei unterschiedlichen v/k -Werten.	207
5.20	Spannungsverläufe bei $p_{w,0} = 300$ und 600 kPa.	207
5.21	Spannungsverläufe mit und ohne Drainage an den Probenenden.	208
5.22	Skizze zur Risshypothese.	210
5.23	Übertragbarkeit der SIF auf die Rissentstehung im Boden.	213
5.24	Variation der SIF mit der Risslänge und -neigung bei einer Spannungsverteilung nach [47].	215
5.25	Kritische Risslängen in den numerischen Spannungsberechnungen.	217
5.26	Anwendungsgrenzen der Weibull-Verteilung auf die hydraulisch induzierte Risse.	219
5.27	Weibullverteilung der normierten Zugfestigkeit.	221

Tabellenverzeichnis

2.1	Teilsicherheitsbeiwerte für die Nachweise HYD und UPL im BSP	8
3.1	Quellen zu hydraulisch induzierter Rissbildung sortiert nach Anwendungsfeld. . .	23
3.2	Quellen mit experimentellen Studien zur hydraulisch induzierter Rissbildung. . .	25
3.3	Quellen mit theoretischen Ansätzen zur Bestimmung des Aufreißdrucks.	36
4.1	Bodenkenngrößen und -parameter der Versuchsmaterialien.	54
4.2	Undrainierte Scherfestigkeit abhängig von der Versuchsart.	62
4.3	Übersicht der Vorversuche im Triaxialgerät.	87
4.4	Versuchsvarianten im modifizierten Triaxialgerät für hydraulische Belastung. . .	106
4.5	Übersicht der Versuchsergebnisse an Schluffproben.	108
4.6	Zusammenstellung der Ergebnisse der Versuchsreihe I	112
4.7	Zusammenstellung der Ergebnisse der Versuchsreihe II.	116
4.8	Zusammenstellung der Ergebnisse der Versuchsreihe III.	119
4.9	Beobachtungen bei Kaolinversuchen	139
4.10	Übersicht der Versuchsergebnisse an Bentonitproben.	141
5.1	Anwendbarkeit des empirischen Ansatzes nach Jaworski [49].	162
5.2	Anwendbarkeit analytischer Ansätze auf die Versuchsergebnisse.	171
5.3	Zusammenstellung der Ergebnisse der numerischen Spannungsanalyse.	193
5.4	Maßgebende Einflussfaktoren auf die hydraulische Rissbildung.	210
B.1	Beurteilung der Rissbildung in Schluffversuchen.	250
D.1	Zusammenstellung der Versuchsergebnisse für den Literaturvergleich.	350

Symbolverzeichnis

In dieser Arbeit wird die Vorzeichenkonvention aus der Bodenmechanik verwendet. Nach dieser steht ein positives Vorzeichen für Druck und ein negatives Vorzeichen für Zug.

Großbuchstaben

A, B	Skempton-Parameter
C	Kompressibilität
E	Elastizitätsmodul
E_s	Steifemodul
E_u	undrainierter Elastizitätsmodul
$F(X), f(X)$	Funktion der Wahrscheinlichkeits- bzw. Dichteverteilung von X
G_k, G_d	charakt. bzw. Bemessungswert der Gewichtskraft unter Auftrieb
I_P	Plastizitätszahl
$K = \sigma_h / \sigma_v$	Spannungsverhältnis
K_I, K_{II}	Spannungsintensitätsfaktor für Modus I bzw. II
K_{IC}, K_{IIC}	kritischer Spannungsintensitätsfaktor für Modus I bzw. II
K_m	Kompressionsmodul des Korngerüsts
K_w	Kompressionsmodul des Wassers
K_{wg}	Kompressionsmodul des Fluids
M_c, M_e	Steigung der CSL im $p - q$ -Diagramm (Kompression bzw. Extension)
$OCR = p_c / p$	Überkonsolidierungsgrad
Q_k	Volumenstrom an der Kanülenspitze
S_k, S_d	charakt. bzw. Bemessungswert der Strömungskraft

S_r	Sättigungsgrad
$S_{r,0}$	Anfangssättigungsgrad bei p_{atm}
V	Volumen
Kleinbuchstaben	
b_c	Risshöhe
c'	effektive Kohäsion
c_u	undrainierte Kohäsion
c_q	Ordinatenabschnitt des Mohr-Coulomb-Kriteriums im $p - q$ -Diagramm
c_v	Konsolidierungsbeiwert
e	Porenzahl
g	Erdbeschleunigung
h	Henry-Konstante
$i = \Delta h / \Delta s$	hydraulischer Gradient
k	hydraulischer Wasserdurchlässigkeitsbeiwert bei $S_r \approx 1$
l_c	Risslänge
l_c^{krit}	kritische Risslänge
m	Formparameter der Weibull-Verteilung
m, n	Materialkonstanten des empirischen Ansatzes nach [49]
n	Anzahl der Einzelversuche
n	Porosität
$p = (\sigma_v + 2\sigma_h) / 3$	effektive mittlere Spannung
p_{atm}	Atmosphärendruck
p_w	Porenwasserdruck
$p_{w,fr} = p_{w,fr}^{tot} - p_{w,0}$	effektiver Aufreißdruck
$p_{w,fr}^{tot}$	totaler Porenwasserdruck bei Risseintritt
$p_{w,0}$	initialer Porenwasserdruck (Sättigungsdruck)
$q = \sigma_v - \sigma_h$	deviatorische Spannung

q_u	einaxiale Druckfestigkeit
r_{M_e}, r_{σ_t}	Radius des kritischen Scher- bzw. Zugbereichs
t	Zeit
t_{fr}	Zeitpunkt des Risseintritts
$var(X)$	Varianz der Variablen X (der Normal- oder Weibull-Verteilung)
$varK(X) = \frac{X\sigma}{X^\mu}$	Variationskoeffizient der Variablen X
$v/k = \Delta p_w / (\gamma_w \cdot \Delta t \cdot k)$	normierte Belastungsgeschwindigkeit
w	Wassergehalt
w_{opt}	optimaler Wassergehalt (Proctorversuch)
w_L	Fließgrenze
w_P	Ausrollgrenze
griechische Buchstaben	
α_K	Kerbfaktor
$\gamma = \rho \cdot g$	Wichte
γ_w	Wichte des Wassers
γ'	Auftriebswichte
$\gamma_{G, stb}, \gamma_{G, dst}, \gamma_H, \gamma_{hyd}$	Teilsicherheitsbeiwerte
$\Delta p_w / \Delta t$	Druckrate an der Kanülenspitze
ε	Dehnung
$\eta = q/p$	Spannungsverhältnis
θ	Polarkoordinate
κ	Kompressionsmodul bei Ent-/Wiederbelastung
λ	Kompressionsmodul bei Erstbelastung
X^μ	Mittelwert der Variablen X (der Normal- oder Weibull-Verteilung)
μ	Viskosität
ν	Poissonzahl
ν_u	Poissonzahl unter undrainierten Verhältnissen

$\rho_K = b_c^2/l_c$	Kerbradius einer Kerbe mit Länge c und Höhe b
ρ	Dichte
ρ_{proc}	Proctordichte
σ_h, σ_v	effektive horizontale bzw. vertikale Spannung
$\sigma_{min}, \sigma_{max}$	minimale und maximale effektive Hauptspannung
σ_r, σ_θ	effektive Radial- bzw. Tangentialspannung
σ_t	effektive Zugfestigkeit
$\sigma^{tot} = \sigma + p_w$	totale Spannung
σ_0	Skalenparameter der Weibull-Verteilung
$\tau = q/2$	Schubspannung
φ	Reibungswinkel
φ_u	Reibungswinkel unter undrainierten Bedingungen
Abkürzungen	
AD	einaxialer Druckversuch
Be	Calciumbentonit Calcigel der Firma Clariant
CSL	Versagenslinie (Critical State Line)
CT	Computertomographie
CU	konsolidierter, undrainierter Triaxialversuch
FEM	Finite Elemente Methode
FS	Flügelsondierung (im Labor)
HA	Hohlraumaufweitung
Ka	Kaolin der Amberger Kaolinwerke
KGV	Korngrößenverteilung
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
MCC	Modified Cam-Clay-Modell
PBM	Probabilistische Bruchmechanik
PTL	Übergang von Kontraktanz zu Dilatanz (Phase Transformation Line)

QSP	Quecksilberporosimetrie
SIF	Spannungsintensitätsfaktor
U	Schluff aus der Grube bei Apolda (Thüringen)
UU	unkonsolidierter, undrainierter Triaxialversuch

1 Einführung

1.1 Motivation

Zu den Aufgaben der Geotechnik beim Bauen im Grundwasser gehören die Identifikation der maßgebenden hydraulischen Versagensmechanismen sowie die Bestimmung der hydraulischen Einwirkungen und der Bodenwiderstände. Diese werden maßgeblich von der Charakteristik des anstehenden Baugrunds bestimmt, die durch die Bodenschichtung, die vorliegenden Bodenarten und die hydraulischen Durchlässigkeiten beeinflusst wird. Nach den in Europa bzw. Deutschland gültigen Normen DIN EN 1997-1 (2009) und DIN 1054 (2010) sind für permanent oder temporär umströmte Bauwerke im Grundwasser die Nachweise gegen hydraulischen Grundbruch, gegen Materialtransport durch Innere Erosion und Piping sowie gegen den Verlust der Lagesicherheit durch Aufschwimmen zu führen. Vor allem der Nachweis gegen hydraulischen Grundbruch kann an Baugruben- oder Kanalspundwänden, an denen es durch Wasserspiegeldifferenzen zu einer nahezu vertikal nach oben gerichteten Strömungskraft am Erdwiderlager der Wand kommt, für die Dimensionierung maßgebend werden. Schadensfälle aufgrund eines hydraulischen Grundbruchs haben meist fatale Folge, da das Versagen plötzlich ohne Vorankündigung durch große Verformungen im Boden oder am Bauwerk eintritt und zu großräumigen Schäden am Bauwerk führen kann. Der Nachweis wird durch ein Grenzgleichgewicht aus der destabilisierenden Strömungskraft und dem stabilisierenden Bodeneigengewicht unter Auftrieb geführt. Dieses Nachweisformat basiert auf dem Phänomen des hydraulischen Grundbruchs, das bei einem homogenen Baugrundaufbau aus einem nichtbindigem Bodenmaterial beobachtet wurde. Dabei kommt es durch die vertikal nach oben gerichtete Strömungskraft lokal zu einem Verlust der effektiven Spannungen, was zu dem plötzlichen Versagen des Erdwiderlagers der Wand durch eine Bodenverflüssigung führen kann.

In bindigen Böden ist aufgrund der Kohäsion durch die Bindungskräfte zwischen den Bodenpartikeln beim Verlust der effektiven Spannungen von anderen hydraulischen Versagensmechanismen als der Bodenverflüssigung auszugehen. Aufgrund des Wissensdefizits im Bereich des Verhaltens gesättigter, feinkörniger Böden unter einer Belastung durch hohe hydraulische Gradienten wird in der DIN EN 1997-1 (2009) unabhängig von der Bodenart der Nachweis gegen hydraulischen Grundbruch gefordert. Für welche Böden und Randbedingungen dies zu einer unwirtschaftlichen

Dimensionierung von umströmten Spundwandbauwerken in bindigem Baugrund führt oder die Sicherheiten gegen ein hydraulisches Versagen unterschätzt, kann mit dem aktuellen Stand der Forschung oder Technik nicht beurteilt werden.

Wudtke [108] untersuchte 2014 die hydraulischen Versagensmechanismen an umströmten Wänden im bindigen Boden und stellte fest, dass ein Versagen durch Aufschwimmen eines Bruchkörpers eintritt. Dieser Bruchkörper bildet sich ausgehend von einer initialen Rissentstehung durch Porenaufweitung im Bereich hoher, lokal wirkender hydraulischer Gradienten am Wandfuß aus. Basierend auf diesen experimentellen Untersuchungen schlägt Wudtke ein zweigeteiltes Bemessungskonzept gegen hydraulisches Versagen in bindigem Boden vor, das alternativ zum Kräftegleichgewicht des klassischen Nachweises im bindigen Baugrund angewendet werden soll. Im ersten Schritt des Nachweises wird eine Rissentstehung im Bereich des Wandfußes geprüft. Im zweiten Schritt wird im Fall einer Rissentstehung der Nachweis gegen Aufschwimmen für einen parabelförmigen Bruchkörper am Erdwiderlager geführt.

Für beide Teile des Nachweises sind die Widerstände bindiger Böden bei einer hydraulischen Belastung zu ermitteln. Nach Wudtke kann der erste Teil des Nachweises anhand eines kritischen hydraulischen Gradienten, bei dem erste Risse entstehen, erfolgen. Bei dem Aufschwimmnachweis im zweiten Schritt sind in den Scherfugen des Bruchkörpers die undrainierten Scherfestigkeiten des „gestörten“ und „ungestörten“ zu berücksichtigen. Weder zur Bestimmung des kritischen Gradienten gegen Rissentstehung noch der angepassten undrainierten Scherfestigkeiten existiert ein etabliertes Verfahren.

Das Materialverhalten und die Widerstände bindiger Böden sind aufgrund des höheren Feinkornanteils in vielerlei Hinsicht komplexer als die nichtbindiger Böden, sodass bei der Ermittlung von Bodenwiderständen Einflussfaktoren wie der Spannungszustand, der Konsolidierungsgrad, die Geschwindigkeit der hydraulischen Belastung und die Drainagebedingungen zu beachten sind. Um das Nachweisverfahren von Wudtke in der Praxis zu etablieren, ist zunächst eine Vorgehensweise zur Bestimmung der Materialwiderstände vorzuschlagen, das die wesentlichen Einflussgrößen erfasst. Das Versagen durch Rissentstehung und das Scherversagen basieren auf unterschiedlichen Prozessen im Boden. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Fokus auf den Nachweis gegen Rissentstehung gelegt. Dieser ist aufgrund des von Wudtke beobachteten schnellen Versagensablaufs nach Rissentstehung und den Unsicherheiten, mit denen die Bestimmung der undrainierten Scherfestigkeiten für den Aufschwimmnachweis einhergeht, als der maßgebende Nachweis gegen den hydraulischen Versagensmechanismus zu betrachten.

Die Entstehung und Ausbreitung von hydraulisch induzierten Rissen in bindigen Böden ist in vielen Bereichen der Geotechnik und Geomechanik bereits seit Jahrzehnten Gegenstand der Forschung. Während etwa beim Fracking in der Erdöl- und Erdgasindustrie oder in der Injektionstechnik die Rissentstehung durch hohe Fluiddrücke provoziert wird, soll die Rissentstehung in Dammdichtungen oder bei der Pfahlherstellung verhindert werden, indem Porenwasserüberdrücke unterhalb eines kritischen Werts bleiben, bei dem Risse eintreten können. Die Prozesse der

Entstehung und Ausbreitung von hydraulisch induzierten Rissen im gesättigten Boden sind von komplexen Wechselwirkungen zwischen Strömungs-, Verformungs und Rissausbreitungsprozessen geprägt. Bisherige Untersuchungen zur Bestimmung des Aufreißdrucks bzw. eines Widerstands gegen hydraulisch induzierte Rissentstehung zeigen, dass die Bodenart und der Bodenzustand, der Spannungszustand im Boden, die hydraulischen und geometrischen Randbedingungen sowie die Art der hydraulischen Belastung eine Rolle spielen. Abhängig von der geotechnischen Fragestellung und den relevanten Einflussgrößen auf die hydraulisch induzierte Rissentstehung werden in der Literatur unterschiedliche Rissmodelle vorgeschlagen, um den Aufreißdruck oder die Rissausbreitung zu bestimmen.

Inwiefern bestehende Rissmodelle auf die Rissentstehung am Fuß einer umströmten Wand im bindigen Baugrund übertragbar sind oder ob neue Methoden zur Bestimmung des kritischen hydraulischen Gradienten für den Nachweis gegen hydraulisches Versagen zu entwickeln sind, wird im Rahmen dieser Arbeit untersucht. Eine solche Beurteilung erfordert fundierte Kenntnisse der Prozesse bei Rissentstehung in feinkörnigen Böden, weshalb im Mittelpunkt der Arbeit experimentelle Untersuchungen zur hydraulisch induzierten Rissentstehung stehen. Diese Untersuchungen sollen die Basis für eine verbesserte Beurteilung der Rissentstehung in feinkörnigen Böden und damit des Nachweises gegen hydraulisches Versagen in feinkörnigen Böden darstellen.

1.2 Ziele und Gliederung

Diese experimentelle Arbeit soll zu einem fundierten Verständnis der Prozesse bei hydraulisch induzierter Rissentstehung in gesättigtem, feinkörnigem Boden beitragen. Die maßgebenden Einflussfaktoren auf die Rissentstehung sollen identifiziert werden, um geeignete Methoden zur Beurteilung der Rissgefährdung abzuleiten.

Zu diesem Zweck wird ein Laborversuch entwickelt, in dem das Verhalten feinkörniger Bodenproben bei hydraulisch induzierter Rissentstehung unter unterschiedlichen Einflussgrößen untersucht werden kann. In diesem neuartigen Versuch sollen im Rahmen einer Laborstudie die relevanten Einflussgrößen auf die Rissentstehung ermittelt werden. Dazu werden systematisch Versuche mit Variation des Probenmaterials und der Probenherstellung, des Spannungszustands oder der Vorbelastungsspannung sowie den hydraulischen Randbedingungen durchgeführt. Aus den Ergebnissen der experimentellen Studie wird eine Risshypothese abgeleitet, die die relevanten Einflussfaktoren auf die Rissentstehung berücksichtigt. Ausgehend von der Risshypothese werden geeignete Rissmodelle vorgeschlagen, auf Basis derer alternative Bemessungskonzepte gegen hydraulisches Versagen entwickelt werden können.

Der Aufbau dieser Arbeit wird nachfolgend beschrieben.

Das Kapitel 2 beschreibt die theoretischen Grundlagen und umfasst zugleich die Beschreibung der normativen Regelungen zum Nachweis gegen hydraulisches Versagen und die Beschreibung

von Prozessen der Rissentstehung in der Bruchmechanik sowie bei hydraulisch induzierten Rissen. In dem ersten Abschnitt zum hydraulischen Versagen werden ausgehend von den Untersuchungen von Wudtke [108] die Defizite des Nachweises gegen hydraulischen Grundbruch hinsichtlich des Verhaltens feinkörniger Böden aufgezeigt. In dem zweiten Abschnitt werden die wesentlichen Aspekte der linear-elastischen Bruchmechanik und das Konzept der Spannungsintensitätsfaktoren sowie das Grundprinzip der probabilistischen Bruchmechanik erläutert. Abschließend werden die Wechselwirkungen zwischen den Prozessen bei hydraulisch induzierten Rissen beschrieben.

In Kapitel 3 sind die Ergebnisse einer Literaturrecherche zu experimentellen Untersuchungen und theoretischen Ansätzen zu hydraulisch induzierten Rissen in Boden oder Festgestein zusammengestellt. Damit umfasst das Kapitel den Stand des Wissens zu hydraulisch induzierter Rissentstehung durch Porenwasserüberdrücke im Baugrund.

Das Kapitel 4 umfasst die die experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit. Dabei werden in den ersten beiden Abschnitten 4.1 und 4.2 die Versuchsmaterialien und die verwendeten Methoden zur Herstellung proctorverdichteter oder konsolidierter Proben beschrieben. Zur Materialbeschreibung liegen neben den Versuchen zur Bestimmung des bodenmechanischen Verhaltens auch Analysen der Bodenstruktur mittels Quecksilberporosimetrie-Untersuchungen und CT-Aufnahmen an den Probekörpern vor. Im Abschnitt 4.3 wird der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte modifizierte Triaxialversuch vorgestellt, in dem ein hydraulisches Rissversagen durch eine Belastung mit einem lokalen Porenwasserüberdruck in der Probenmitte erzeugt wird. Die zur Versuchsentwicklung durchgeführten Vorversuche, der endgültige Versuchsaufbau, der Versuchsablauf vom Probeneinbau bis zum Probenausbau sowie die Auswertung der Versuche werden beschrieben. Die Laborstudie zu hydraulisch induzierten Rissen wird im letzten Abschnitt des Kapitels (4.4) präsentiert, wobei die durchgeführten Versuchsvarianten und die Versuchsergebnisse erläutert werden. Die Ergebnisse an unterschiedlichen Probenmaterialien, die Beurteilung der Rissbilder sowie eine Analyse der ergänzend durchgeführten B-Tests werden dargestellt.

Im Kapitel 5 werden die experimentellen Untersuchungen durch einen Vergleich mit den Literaturdaten sowie durch numerische Simulationen der Versuche analysiert. Basierend auf dieser Analyse wird eine Risshypothese formuliert und die Anwendbarkeit von Rissmodellen aus der Bruchmechanik geprüft. Für praktische Fragestellungen wird die Risshypothese qualitativ auf die in situ-Randbedingungen an einer umströmten Wand in feinkörnigem Baugrund übertragen. In der Zusammenfassung im Kapitel 6 werden die wichtigsten Ergebnisse der experimentellen Untersuchung sowie die daraus resultierende Risshypothese und deren Anwendungsmöglichkeiten dargestellt. Im Ausblick werden die nächsten Schritte zur Entwicklung eines Rissmodells und einem allgemeinen Verfahren zur Bestimmung des Risswiderstands basierend auf den Erkenntnissen dieser Arbeit diskutiert.

2 Grundlagen

In diesem Kapitel werden die im Rahmen der Arbeit relevanten Grundlagen zum hydraulisch bedingten Versagen im feinkörnigen Boden sowie zur Beschreibung der Prozesse bei Rissentstehung zusammengestellt. Der Abschnitt zum hydraulisch bedingten Versagen stellt zunächst die normativen Anforderungen für die Nachweise gegen hydraulisches Versagen in Deutschland dar. Diese sind in der DIN EN 1997-1 (2009) [28] (Eurocode 7) und im nationalen Anhang DIN 1054 (2010) [25] geregelt. Anschließend wird auf die hydraulischen Versagensmechanismen in feinkörnigen Böden eingegangen. Von diesen ausgehend werden die Defizite des Nachweises gegen hydraulischen Grundbruch für bindiges Material aufgezeigt.

Der Fokus dieser Arbeit liegt auf dem hydraulischen Versagen feinkörniger Böden durch Rissentstehung, weshalb im zweiten Teil dieses Kapitels die Grundlagen der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) und der probabilistischen Bruchmechanik (PBM) erläutert werden, welche im Abschnitt 5.3.2 die Basis einer Modellentwicklung darstellen. Abschließend werden die Prozesse bei hydraulisch induzierter Rissentstehung und -ausbreitung beschrieben.

2.1 Hydraulisches Versagen in feinkörnigen Böden

2.1.1 Normative Regelungen für nichtbindige Böden

Die Standsicherheit von um- und unterströmten Erdbauwerken, Baugruben und Gründungen im Grundwasser kann durch unterschiedliche hydraulische Versagensformen gefährdet sein. Nach den aktuell gültigen Normen DIN EN 1997-1 (2009) [28] und DIN 1054 (2010) [25] sind daher für Bauwerke unter einer maßgeblichen Strömungsbelastung die hydraulischen Nachweise (HYD) gegen ein Versagen durch Materialtransport (Innere Erosion, Piping) und hydraulischen Grundbruch sowie der Nachweis der Lagesicherheit durch Aufschwimmen (UPL) zu erbringen.

Der Nachweis gegen Materialtransport wird anhand kritischer hydraulischer Gradienten geführt. Ein Versagen durch Innere Erosion oder Piping kann demnach ausgeschlossen werden, wenn der maximal auftretende hydraulische Gradient kleiner als ein kritischer Gradient ist: $i \leq i_{krit}$. Zur Bestimmung von i_{krit} und das erforderliche Sicherheitsniveau wird in der DIN 1054 (2010) auf die EAU [30] (E116) und die Merkblätter MAK [61] und MSD [62] verwiesen.

Die Nachweise gegen hydraulischen Grundbruch und Aufschwimmen werden anhand des Grenzgleichgewichts aus haltenden (stabilisierenden) und treibenden (destabilisierenden) Kräften geführt.

Im Fall des hydraulischen Grundbruchs wird anhand des Gleichgewichts aus dem Bodeneigengewicht unter Auftrieb G und der Strömungskraft S sichergestellt, dass die vertikal wirkenden effektiven Spannungen für jedes in Frage kommende Bodenprisma größer Null bleiben ($\sigma > 0$). Dies ist schematisch in der Abbildung 2.1 links unten für den Fall einer umströmten Spundwand dargestellt. Das Nachweisverfahren beruht auf unterschiedlichen Untersuchungen an einer umströmten Wand im nichtbindigem Boden. Diesen zufolge treten durch die vertikal nach oben gerichtete Strömungskraft zunächst Hebungen im Abstrombereich auf. Im Versagensfall werden schließlich in einem diskreten Bodenvolumen die Korn-zu-Korn-Spannungen aufgehoben ($\sigma > 0$). Dadurch tritt im Abstrombereich plötzlich eine Art Bodenverflüssigung ein, wodurch das Erdwiderlager versagt (vgl. z.B. [93, 44, 94, 10, 52]). Die Fotos in der Abbildung 2.1 links oben aus Untersuchungen von Knaupe (1972) [52] zeigen die beginnende Bodendeformation und die Verflüssigung am Bodenwiderlager.

Nach DIN EN 1997-1 (2009) kann das Grenzgleichgewicht für den hydraulischen Grundbruch in totalen oder effektiven Spannung formuliert werden:

$$u_{dst,k} \cdot \gamma_{G,dst} = u_{dst,d} \leq \sigma_{stb,d}^{tot} = \sigma_{stb,k}^{tot} \cdot \gamma_{G,stb} \quad (2.1a)$$

$$S_{dst,k} \cdot \gamma_{G,dst} = S_{dst,d} \leq G_{stb,d} = G_{stb,k} \cdot \gamma_{G,stb} \quad (2.1b)$$

Demnach sind für die Bemessung in totalen Spannungen der Porenwasserdruck u_{dst} und die totalen Spannungen σ_{stb}^{tot} oder in effektiven Spannungen die Strömungskraft S_{dst} und das Bodeneigengewicht G_{stb} zu ermitteln. In der DIN 1054 (2010) wird die Verwendung der Gleichung 2.1b empfohlen.

Für die Teilsicherheitsbeiwerte $\gamma_{G,dst}$ und $\gamma_{G,stb}$ werden in DIN EN 1997-1 (2009) Empfehlungen gegeben, die in den nationalen Anhängen angepasst werden können. Die Bestimmung der maßgebenden Strömungskraft geht mit großen Unsicherheiten einher, da einerseits ein geeignetes Modell zur Berechnung der Potentialverteilung im Boden zu erstellen ist und andererseits das maßgebende Bodenprisma für die Gleichung 2.1 festzulegen ist. Zudem kündigt sich das Versagen durch hydraulischen Grundbruch in nichtbindigem Boden meist nicht durch signifikante Verformungen an und zwischen dem Erreichen des Grenzzustands an einer Stelle im Abstrombereich und dem vollständigen Standsicherheitsverlust der umströmten Wand liegt wenig bis keine Zeit, um Gegenmaßnahmen zu einzuleiten. Aufgrund des möglichen Schadenspotentials einerseits und der groben Modellierung andererseits gelten für die hydraulischen Nachweise nach DIN 1054/A2 (2015-11) die Teilsicherheitsbeiwerte, die in der Tabelle 2.1 aufgeführt sind.

Zudem wird im nationalen Anhang [25] für den hydraulischen Grundbruch der Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_{G,dst}$ durch γ_H für die Strömungskraft ersetzt, bei dem zwischen *günstigem* und *ungünstigem*

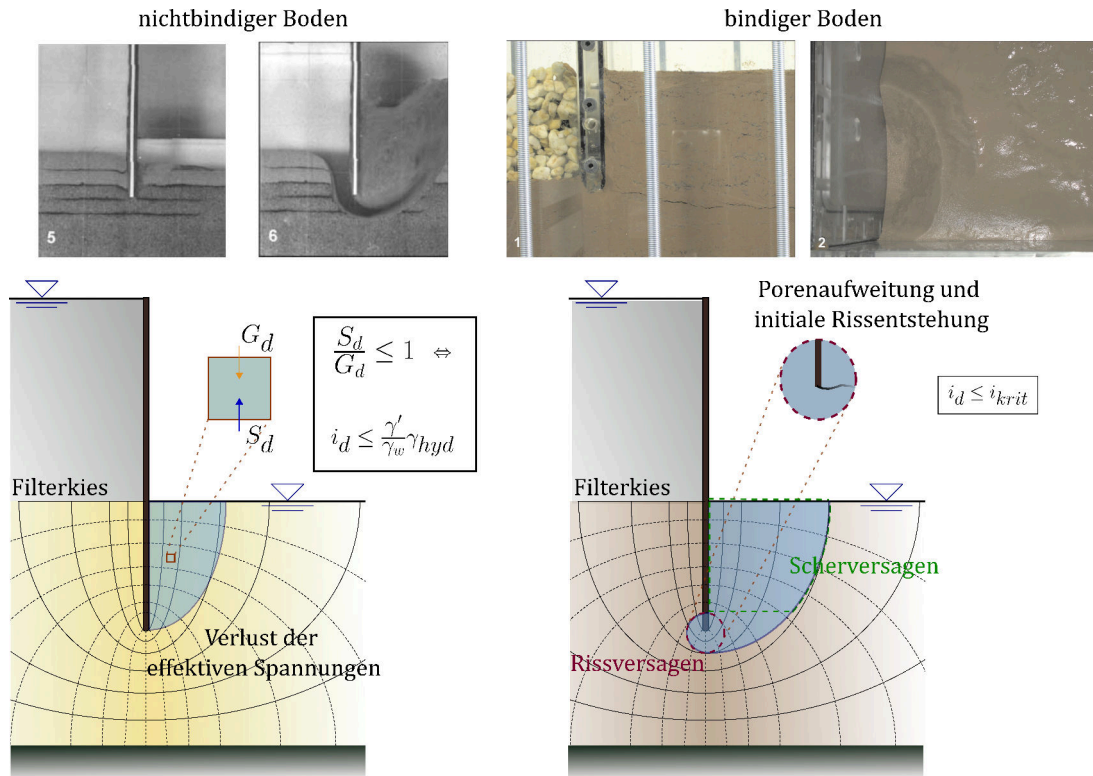


Abbildung 2.1: Gegenüberstellung von hydraulischem Versagen in nichtbindigen (links) und bindigem Boden (rechts). Oben: Fotodokumentation der Versagensmechanismen durch hydraulischen Grundbruch von Knaupe [52] und durch einen Bruchkörper infolge Rissentstehung von Wudtke [108]. Unten: Bemessungsansätze für den Verlust der effektiven Spannungen an der umströmten Wand (vgl. [93]) und das Rissversagen am Wandfuß (vgl. [108]).

Untergrund unterschieden wird. Zu den *günstigen* Böden zählen „Kies, Kiessand und mindestens mitteldicht gelagerter Sand“ sowie „mindestens steifer toniger bindiger Boden“ und zu den *ungünstigen* „locker gelagerter Sand, Feinsand, Schluff und weicher bindiger Boden“ [26]. In beiden Fällen ist γ_H größer als $\gamma_{G,dst}$.

Nach der DIN 1054 (2010) kann die Grenzgleichgewichtsbetrachtung für den Fall der umströmten Wand in einem homogenen Baugrund an dem sog. „Terzaghi-Körper“ erfolgen [94]. Auf alternative Ansätze zur Bestimmung des Kräftegleichgewichts in der Gleichung 2.1b für nichtbindige Böden sowie die geschichtliche Entwicklung des Nachweises gegen hydraulischen Grundbruchs wird in dieser Arbeit nicht weiter eingegangen und stattdessen auf die Arbeit von Wudtke [108] verwiesen.

2.1.2 Versagensmechanismen in feinkörnigen Böden

Da das Grenzgleichgewicht nach den Gleichungen 2.1 auf dem Versagensmechanismus im nichtbindigen Boden basiert, können außer des Bodeneigengewichts keine weiteren haltenden (stabilisierenden) Kräfte berücksichtigt werden [94]. Daher stellt sich die Frage, ob diese Grenz-

Tabelle 2.1: Teilsicherheitsbeiwerte der stabilisierenden und destabilisierenden Kräfte in den Nachweisen gegen hydraulisches Versagen (HYD) und Aufschwimmen (UPL) in der ständigen Bemessungssituation BS-P nach DIN EN 1997-1 (2009) [28] und DIN 1054/A2 [26] .

Einwirkung/Widerstand		HYD		UPL	
		EC 7	DIN 1054	EC 7	DIN 1054
stabilisierend, ständig	$\gamma_{G,stab}$	0,9	0,95	0,9	0,95
destabilisierend, ständig	$\gamma_{G,dst}$	1,35	γ_H	1,00	1,05
Strömungskraft, günstiger Untergrund	γ_H		1,45		
Strömungskraft, ungünstiger Untergrund	γ_H		1,90		
drainierte/undrainierte Kohäsion	γ_{c/c_u}			1,00	1,00
drainierter/undrainierter Reibungswinkel	$\gamma_{\varphi/\varphi_u}$			1,00	1,00

gleichgewichtsbetrachtung für die hydraulischen Versagensmechanismen in einem Boden mit zunehmend bindigen Eigenschaften geeignet ist. Nach der DIN 1054 (2010) [25] können unter der Voraussetzung „besonderer Sachkunde und Erfahrung“ in der Gleichung 2.1b „bei mindestens steifen bindigen Böden (...)“ haltende Kräfte durch „Kohäsion oder Zugfestigkeit“ berücksichtigt werden [25]. Allerdings werden weder Hinweise zur Bestimmung der Materialparameter Kohäsion und Zugfestigkeit noch zu den Scher- oder Trennebenen, an denen diese wirken können, gegeben. Ein Ansatz zur Berücksichtigung zusätzlicher haltenden Kräfte durch Kohäsion und Zugfestigkeit wurde von Davidenkoff (1970) [20] vorgeschlagen, wobei die Grenzgleichgewichtsbetrachtung an einem rechteckigen Bruchkörper im Abstrombereich der Wand erfolgt. In den vertikalen Scherfugen zwischen Wand und Boden sowie im Boden werden die Scherkräfte durch Kohäsion und in der horizontalen Bruchebene die Zugfestigkeit des Bodens angesetzt. Damit wird von einem Starrkörperversagen durch die Strömungsbelastung in einem bindigen Boden ausgegangen, das die Effekte aus Spannungsumlagerung, Verformung und Änderung der Bodenkonsistenz durch die dem Versagen vorausgehende Durchströmung nicht berücksichtigt.

Um die Versagensabläufe in einem bindigen Baugrund zu visualisieren, führte Wudtke (2014) [108] Laborversuche an einer umströmten Wand in lagenweise verdichteten Tonboden in einem Plexiglastkasten mit Abmessungen von $H \times B \times T = 50 \text{ cm} \times 120 \text{ cm} \times 60 \text{ cm}$ durch. In den Versuchen mit stufenweiser Steigerung der Wasserspiegeldifferenz an der Wand, wurde ein sequentieller Versagensablauf beobachtet. Die erste Schädigung entsteht am Wandfuß, wo die maximalen hydraulischen Gradienten auftreten, durch eine Porenaufweitung, die schließlich zur Rissentstehung führt. Dieser Riss breitet sich zunächst horizontal aus und führt zu einer tiefliegenden Bruchebene im Boden. Die Strömungsbelastung führt zu einem kontinuierlichem Wechsel zwischen Rissöffnung und -schließung und es kommt zu deutlichen Hebungen im Abstrombereich. Durch die Risse verringert sich der Strömungsweg im Bodengefüge und der hydraulische Gradient steigt an, was lokal zu einer Zerlegung des Bodens in Aggregate führt. Das Erdwiderlager versagt schließlich

durch einen plötzlichen lokalen Aufbruch der Bodenoberfläche. Der entstandene Aufbruchkörper weist eine annähernd parabolische Form auf, dessen Breite etwa der halben Einbindtiefe der Wand entspricht. Der weitere Druckausgleich führt durch die hohen hydraulischen Gradienten an dem Bruchkörper zu weiteren Erosionserscheinungen.

Der Zeitraum zwischen der ersten Bodenschädigung durch die Rissentstehung und dem Versagen des Erdwiderlagers durch die Bruchkörperbildung ist im Vergleich zu der gesamten Belastungszeit im Versuch kurz. Daher besteht ähnlich wie beim hydraulischen Grundbruch im nichtbindigen Boden kaum Zeit zum Einleiten von Gegenmaßnahmen.

In der Abbildung 2.1 ist rechts oben das Versagen in bindigem Boden durch Fotos der Versuche von Wudtke [108] dargestellt.

Aus den experimentellen Untersuchungen leitete Wudtke [108] einen zweigeteilten Bemessungsansatz gegen hydraulischen Grundbruch an einer Wand in bindigem Boden ab, der in der Abbildung 2.1 rechts unten dargestellt ist. Dabei wird in einem ersten Schritt die Rissentstehung am Wandfuß anhand eines kritischen hydraulischen Gradienten geprüft: $\max(i_{vorh}) \leq i_{krit}$. Im Fall einer Rissentstehung wird im zweiten Schritt des Nachweises durch eine Scherbruchanalyse das Aufschwimmen eines parabolischen Bruchkörpers im Abstrombereich geprüft.

Die Bestimmung des kritischen hydraulischen Gradienten i_{krit} für den Nachweis gegen Rissentstehung kann nach Wudtke abhängig von dem initialen Spannungszustand im Boden und den Bodeneigenschaften erfolgen, wobei die in [108] genannten Zusammenhänge durch Versuche im Triaxialgerät ermittelt wurden, bei denen ein hydraulisches Versagen durch eine lokale Porenwasserdrucksteigerung an der Bodenplatte herbeigeführt wurde. Für die Widerstände gegen Aufschwimmen des Bruchkörpers im zweiten Teil des Nachweises wird die undrainierte Scherfestigkeit im „geschädigten“ und „ungeschädigten“ Bereich der Scherfuge abgeschätzt.

Mit den Untersuchungen von Wudtke konnte gezeigt werden, dass sich die Versagensmechanismen und -abläufe in bindigem Baugrund maßgeblich von denen im nichtbindigen Boden unterscheiden und damit die Nachweisführung des hydraulischen Grundbruchs nach Gleichung 2.1 nicht geeignet ist. Wird für den Nachweis gegen ein Versagen im bindigem Baugrund der erste Teil des Bemessungsansatzes nach Wudtke als maßgebend betrachtet, ist eine Analogiebetrachtung zum Nachweisformat des hydraulischen Grundbruchs durch Umformen der Gleichung 2.1b möglich:

$$\frac{S_{d,dst}}{G_{d,stb}} = \frac{i \cdot \gamma_w}{\gamma'} \frac{\gamma_{G',dst}}{\gamma_{G,stb}} \leq 1 \Leftrightarrow i \leq \frac{\gamma'}{\gamma_w} \gamma_{hyd} \quad (2.2)$$

Dabei stellt γ' die charakteristische Bodenwichte unter Auftrieb und $i = \Delta h / \Delta s$ den ermittelten maßgebenden hydraulischen Gradienten dar. Die Teilsicherheiten für stabilisierende und destabilisierende Kräfte werden zu einem Teilsicherheitsbeiwert für hydraulisches Versagen γ_{hyd} zusammengefasst. Nach [108] ist der für die Rissentstehung erforderliche hydraulische Gradient i_{krit} stets größer als $i = \frac{\gamma'}{\gamma_w}$, bei dem lediglich eine erste Bodenschädigung oder Porenaufweitung auftreten kann.

Unter der Annahme, dass der im bindigen Boden relevante hydraulische Versagensmechanismus durch eine Rissentstehung nachzuweisen ist und der Versagenskörper sich von dem Bodenprisma nach Terzaghi deutlich unterscheidet, ist der Ansatz der Kohäsion oder der Zugfestigkeit als zusätzliche haltende Kräfte in der Gleichung 2.1 physikalisch nicht korrekt. Vielmehr resultiert dadurch bei Verwendung der Gleichung 2.1a in totalen Spannung die für den Aufschwimmnachweis verwendete Gleichung:

$$V_{d,dst} = G_{d,dst} + Q_{d,dst} \leq G_{d,stb} + R_d \quad (2.3)$$

Darin ergeben sich die totalen destabilisierenden Einwirkungen V_{dst} aus permanenten (G_{dst}) und veränderlichen Kräften (Q_{dst}) sowie die stabilisierenden Kräfte aus dem Bodeneigengewicht G_{stb} und zusätzlichen Widerständen R (Scherkräfte, Zugkräfte). Allerdings zählt der Aufschwimmnachweis nicht zu den Nachweisen gegen hydraulisches Versagen (HYD), sondern zu den Nachweisen gegen Verlust der Lagesicherheit durch Aufschwimmen (UPL). Für den Grenzzustand UPL sind geringere Teilsicherheiten anzusetzen als nach für die Grenzzustände HYD (siehe Tabelle 2.1). Im nationalen Anhang DIN 1054 (2010) (A 10.1.1) wird die Vorgabe, dass die hydraulischen Nachweise unabhängig von der Bodenart bei hydraulischer Belastung zu führen sind, gelockert. Ist in „homogenen bindigen Bodenschichten (...) durch eine ausreichend große Kohäsion“, davon auszugehen, dass einzelne Bodenpartikel nicht durch Strömungskräfte ausgetragen werden können, ist nur der Nachweis gegen Aufschwimmen zu führen. Dies ist der Fall, wenn ein „mindestens steifer toniger bindiger Boden ansteht“. Ohne Berücksichtigung haltender Kräfte R resultiert damit für einen bindigen Baugrund bei gleichen Randbedingungen aufgrund des unterschiedlichen Sicherheitsniveaus aus der Gleichung 2.3 ein geringerer Ausnutzungsgrad als aus der Gleichung 2.1a. Ob dieses Sicherheitsniveau in allen Fällen unter dem Aspekt des Versagensmechanismus ausgehend von einer Rissentstehung ausreichend ist, kann auf dem aktuellen Wissensstand zu hydraulisch induzierten Rissen in bindigen Böden nicht beurteilt werden.

2.2 Prozesse der Rissentstehung

Ein Riss oder ein (Trenn-)Bruch ist eine vollständige oder teilweise, irreversible Trennung in einem ursprünglich „ganzen Körper“. Griffith [37] erkannte, dass diese Riss- oder Bruchentstehung auf Inhomogenitäten, Fehlstellen oder Defekten beruht, da die Materialfestigkeit, die sich in einem „perfekt homogenen“ Materialgefüge aus den atomaren Bindungen berechnen lässt deutlich über der empirisch ermittelten Bruchfestigkeit liegt. An solchen Fehlstellen entstehen durch Zug- oder Scherbeanspruchungen im Kontinuum lokal sehr hohe Spannungsintensitäten, von denen aus der Riss sich beim Überschreiten der Materialfestigkeit ausbreitet.

Bruchmechanische Modelle zur Beschreibung der Rissentstehung bzw. -ausbreitung verwenden eine vereinfachte Darstellung der initialen Fehlstellen. In jedem Körper liegen Inhomogenitäten vor, wobei für die Modellbildung relevant ist, auf welcher Größenskala diese Defekte betrach-

tet werden. Die Betrachtungsebenen von Defekten sind in der Abbildung 2.2 bezogen auf den Werkstoff Boden in der Geotechnik dargestellt. Auf der kleinsten, atomaren Skala in Nanometer-

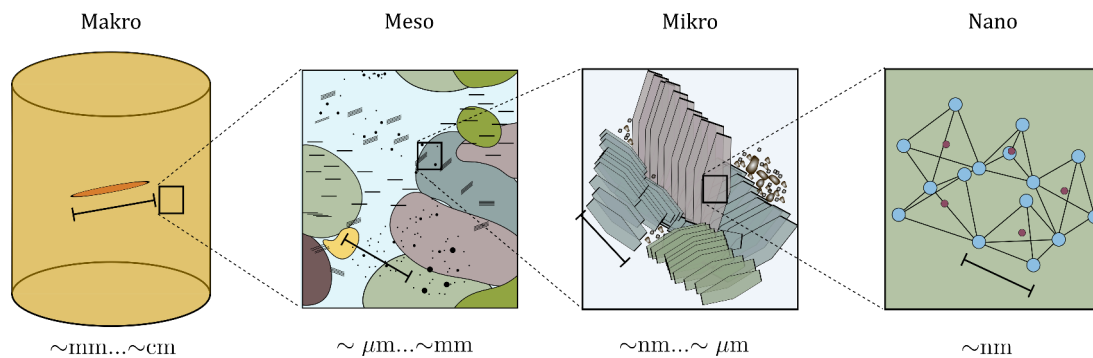


Abbildung 2.2: Größenskalen der Rissbetrachtung von der Makro- zur Mikroebene.

bereich stellen Defekte Versetzungen in der kristallinen Struktur des Material dar. Für praktische Anwendungen in der Geotechnik sind diese nicht relevant. Auf der Mikroebene spielen Defekte im Mikrometerbereich eine Rolle, die im Boden oder Festgestein etwa durch Kornbruch oder das Auflösen von Wasserstoffbrücken oder van-der-Waals-Kräften vorliegen. Die Mechanismen auf der Mikroskala werden in der Geotechnik meist nur durch deren Auswirkungen auf das Materialverhalten auf der Makroebene berücksichtigt. Auf der Mesoebene wird die Interaktion zwischen einzelnen Körnern und Aggregaten betrachtet. Abhängig von der Bodenart sind Defekte im Mikro- bis Millimeterbereich relevant. Auf dieser Ebene kann etwa Materialtransport analysiert werden, indem die an einzelnen Körnern oder Aggregaten angreifenden Strömungskräfte betrachtet werden. Bei der Betrachtung auf der Makroebene wird das Bodenmaterial als Kontinuum betrachtet, in dem einzelne Defekte im Milli- bis Zentimeterbereich vorliegen. Solche Defekte können Makroporen, Einschlüsse von Fremdmaterial oder Mikrorisse durch initiale Zug- oder Scherverformungen sein, durch die der Boden lokal nicht mehr als Kontinuum zu betrachten werden kann. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Bodenstruktur und das Materialverhalten auf der Mesoebene analysiert. Eine Interpretation und Modellbildung der hydraulisch induzierten Risse erfolgt auf der Makroebene.

Bei der Betrachtung der Defekte auf der Makroebene eignet sich die Bruchmechanik zur Analyse der Rissentstehung und der Rissausbreitung, die sich mit der Entwicklung von Ingenieurmodellen zur Entstehung von Brüchen in der Kontinuumsmechanik beschäftigt. 1920 begründete Griffith [37] die Bruchmechanik mit der Einführung des energetischen Bruchkonzepts, welches auf einer Energiebilanz zur Beurteilung der Rissausbreitung basiert. Die Anwendung der Bruchmechanik beschränkte sich zunächst auf Glas, Keramik und Metall. Mittlerweile hat die Bruchmechanik Anwendung in vielen Bereichen gefunden, wie umfassend in Gross & Seelig [40] beschrieben wird. Die Rissanalyse im Rahmen dieser Arbeit beschränkt sich auf die linear-elastische Bruchmechanik (LEBM) mit der Anwendung des Konzepts der Spannungsintensitätsfaktoren (SIF) sowie die probabilistische Bruchmechanik (PBM), weshalb deren relevanten Aspekte nachfolgend

zusammengefasst werden.

2.2.1 Linear-elastische Bruchmechanik

Die Basis der lineare-elastischen Bruchmechanik (LEBM) ist die Beschreibung der im Nahfeld eines Defekts in einem Kontinuumsmodell auftretenden Spannungsintensitäten durch Spannungsintensitätsfaktoren (SIF), die mit K_{I-III} bezeichnet werden, die erstmals von Irwin 1951 [48] eingeführt wurden und bis heute fester Bestandteil der Rissanalyse in der Forschung und Praxis sind. Für die Anwendung der SIF wird der Defekt im Kontinuum vereinfacht als Riss dargestellt und es wird von einem linear-elastischen, sprödem Materialverhalten in der Prozesszone des Risses ausgegangen (nichtlineare Vorgänge im Bereich der Risssspitze müssen vernachlässigbar gering sein). Aus der rein flächenhaften Trennung durch den Riss resultieren in der dreidimensionalen Darstellung zwei Rissoberflächen (2D: Rissufer), die an der Rissfront (2D: Risssspitze) zusammenlaufen. Physikalisch betrachtet liegt an der Rissfront (bzw. -spitze) ein Kerbradius $\rho_K > 0$ vor, der zur Bestimmung der SIF für die idealierten Rissfront gegen null strebt ($\rho_K \rightarrow 0$). Zur Bestimmung der Spannungen im Bereich einer Kerbe mit $\rho_K \neq 0$ wird der Kerbfaktor α_K verwendet, auf den später eingegangen wird.

Zur Beschreibung der Spannungsspitzen anhand der SIF wird je nach Relativbewegung der Rissoberflächen unterschieden zwischen den drei Rissmoden I, II und III, die in der Abbildung 2.3 b) dargestellt sind. Im Modus I öffnet sich der Riss senkrecht zur Rissoberfläche durch eine Zugbeanspruchung. In den Schermoden II und III verschieben sich die Rissoberflächen senkrecht bzw. parallel zur Rissfront. Die SIF zur Beschreibung der Spannungsfelder der jeweiligen Rissmoden werden entsprechend mit K_I , K_{II} und K_{III} bezeichnet. Der Modus III spielt im Rahmen dieser Arbeit keine Rolle.

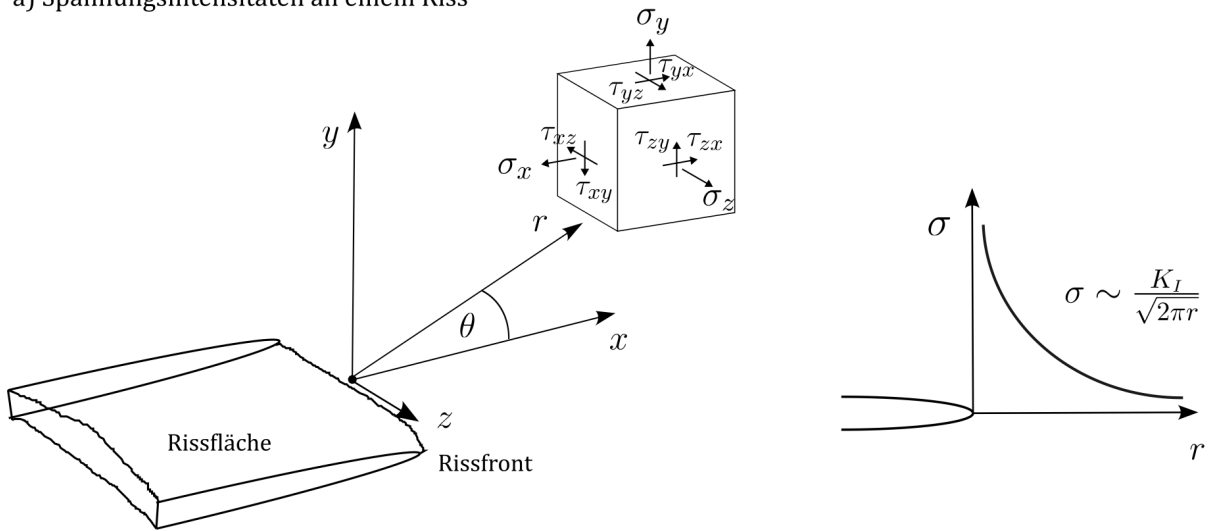
Unter Verwendung der Polarkoordinaten r und θ kann das Spannungsfeld an der Risssspitze eines Risses der Länge l_2c in einer unendlich ausgedehnten Scheibe (2D), in der senkrecht zum Riss die Zugspannung σ wirkt (siehe Abbildung 2.3 c)), durch den SIF K_I beschrieben werden [48]:

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos(\theta/2) \begin{pmatrix} 1 - \sin(\theta/2) \sin(3\theta/2) \\ 1 + \sin(\theta/2) \sin(3\theta/2) \\ \sin(\theta/2) \cos(3\theta/2) \end{pmatrix} \quad (2.4)$$

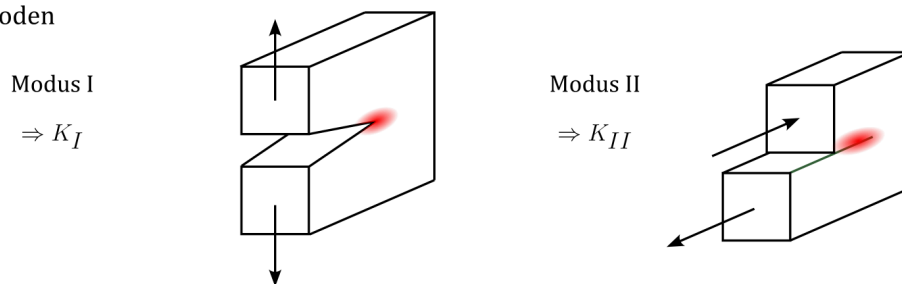
Unter einer reinen Scherbelastung auf die Scheibe durch τ gilt analog mit K_{II} :

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos(\theta/2) \begin{pmatrix} -\sin(\theta/2)[2 + \cos(\theta/2) \cos(3\theta/2)] \\ \sin(\theta/2) \cos(\theta/2) \cos(3\theta/2) \\ \cos(\theta/2)[1 - \sin(\theta/2) \sin(3\theta/2)] \end{pmatrix} \quad (2.5)$$

a) Spannungsintensitäten an einem Riss



b) Rissöffnungsmoden



c) Scheibe unter reiner Zug-/Scherbelastung

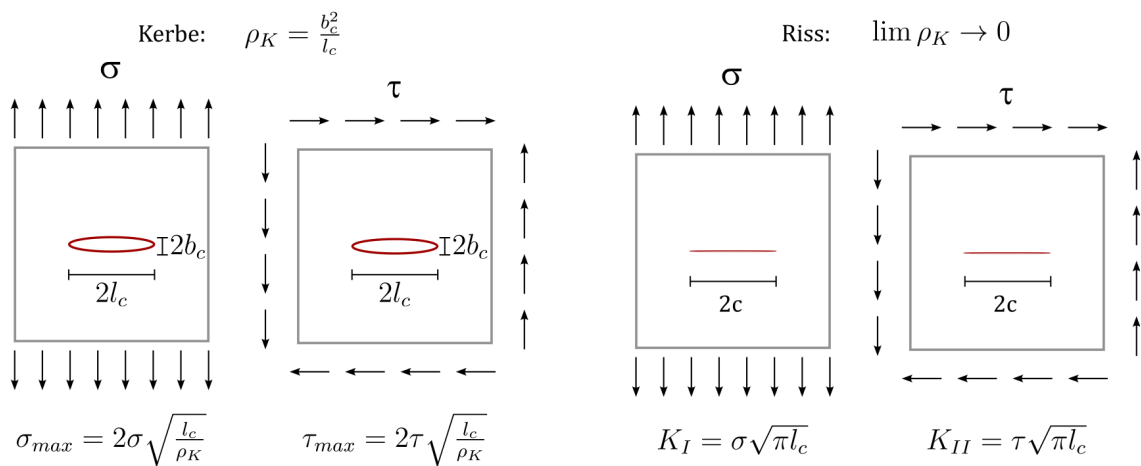


Abbildung 2.3: a) Bruchmechanische Beschreibung der Spannungen an einer Fehlstelle im Kontinuum. b) Rissmoden I und II für einen Zug- und einen (ebenen) Scherriss. c) Spannungen an einer Kerbe bzw. einem Riss der Länge $2l_c$ in einer unendlichen Scheibe unter reiner Zug- bzw. Scherbeanspruchung.

Die Spannungsfelder werden demnach durch die SIF bestimmt, für die nach Umstellung der Gleichungen 2.4 bzw. 2.5 mit $\theta = 0$ folgt:

$$\begin{Bmatrix} K_I \\ K_{II} \end{Bmatrix} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \begin{Bmatrix} \sigma_y(r) \\ \tau_{xy}(r) \end{Bmatrix} \quad (2.6)$$

K_I und K_{II} müssen für ein gegebenes Randwertproblem abhängig von der Geometrie des Körpers und des Risses sowie der Belastung bestimmt werden, sodass sich allgemein die Beziehungen $K_I = \sigma \sqrt{\pi l_c} \cdot Y_I$ und $K_{II} = \tau \sqrt{\pi l_c} \cdot Y_{II}$ ergeben. Dabei wird durch die Geometriefaktoren Y der Einfluss der Proben- und Rissgeometrie sowie Art und Lage der Lasteinleitung berücksichtigt. Zur Bestimmung der K -Faktoren eignen sich je nach Randwertproblem analytische oder numerische Methoden [92, 53, 40].

Das Prinzip der SIF kann als Bruchkriterium verwendet werden unter Annahme, dass Rissausbreitung ausgehend von dem initialen Riss der Länge l_c , eintritt, wenn K_I oder K_{II} einen kritischen, materialspezifischen Wert erreichen:

$$K_I = K_{Ic} \quad (2.7a)$$

$$K_{II} = K_{IIc} \quad (2.7b)$$

Die Bruchzähigkeit K_{Ic} bzw. K_{IIc} sind Materialkonstanten, die experimentell in der Regel anhand der Bruchlast in genormten Versuchen ermittelt werden können (ASTM E399-90(1997): Kompakt-Zug-Probe, Dreipunkt-Biegeprobe). Da die Rissmoden im allgemeinen Fall selten getrennt auftreten, können auch kombinierte (*mixed-mode*) Risskriterien anstelle der Gleichungen 2.7a verwendet werden.

Das Bruchkriterium der SIF und das Konzept der Energiefreisetzung durch Rissausbreitung nach Griffith sind in der LEBM gleichwertig, weshalb auf Basis der K -Faktoren auch das Rissausbreitungsverhalten beurteilt werden kann. Der Riss breitet sich aus, solange die treibende Kraft größer ist als die haltende, d.h. solange $K_I \geq K_{Ic}$ bzw. $K_{II} \geq K_{IIc}$ gilt. Es wird unterschieden zwischen stabilem, instabilem und indifferentem Risswachstum. Zur Beurteilung werden der Rissausbreitung K_I und K_{II} nach der Risslänge l_c differenziert:

$$\frac{\partial K_{I/II}}{\partial l_c} \begin{cases} < \frac{\partial K_{Ic/IIc}}{\partial l_c} \\ = \frac{\partial K_{Ic/IIc}}{\partial l_c} \\ > \frac{\partial K_{Ic/IIc}}{\partial l_c} \end{cases} \begin{cases} \text{stabil} \\ \text{indifferent} \\ \text{instabil} \end{cases} \quad (2.8)$$

Im stabilen Fall ist eine Belastungssteigerung auf den Probekörper für die Rissausbreitung erforderlich, da der SIF mit zunehmender Risslänge l_c langsamer als der Risswiderstand ansteigt (Energieverbrauch für die Rissausbreitung \rightarrow Zähbruch). Im instabilen Fall steigt umgekehrt der SIF schneller als der Widerstand und der Riss breitet sich ohne weitere Laststeigerung aus

(Energiefreisetzung durch die Rissausbreitung \rightarrow Sprödbruch).

Schließlich sei noch auf die Analogie des K -Konzepts zur Kerbspannungstheorie hingewiesen. Wird ein Defekt nicht als Riss idealisiert, sondern weist an der Front eine Kerbradius $\rho_K \neq 0$ auf, sind die Spannungen unmittelbar am Rand des Defekts endlich. Für eine reine Zug- bzw. Scherbeanspruchung in einer Scheibe ergeben sich an einer Kerbe mit der Länge $2l_c$, der Höhe $2b_c$ und dem Kerbradius $\rho_K = b_c^2/l_c$ die maximalen Spannungen:

$$\sigma_{max} = 2\sigma \sqrt{\frac{l_c}{\rho_K}} \quad (2.9a)$$

$$\tau_{max} = 2\tau \sqrt{\frac{l_c}{\rho_K}} \quad (2.9b)$$

Für $\rho_K \rightarrow 0$ werden die Spannungen in an der Kerbe unendlich groß und können anhand der SIF beschrieben werden. Demnach werden mit $\rho_K \rightarrow 0$ die Gleichungen 2.9 zu den Gleichungen 2.6 (vgl. [40]).

Auf die Verwendung der SIF zur Beurteilung hydraulisch induzierter Rissentstehung wird im Abschnitt 3.2 durch Anwendungsbeispiele eingegangen.

2.2.2 Probabilistische Bruchmechanik

Mit der Grundannahme der Bruchmechanik, dass eine Rissentstehung Inhomogenitäten voraussetzt, ist es naheliegend den Versagenseintritt anhand einer statistischen Verteilung von Defekten zu beurteilen. Tatsächlich erkannte Weibull [105] 1939 schon vor der Einführung der SIF, dass unter der Annahme statistisch verteilter Fehlstellen in einem Probekörper die experimentell ermittelte Streuung der Bruchlast abgebildet werden kann. Nach der klassischen Festigkeitstheorie hingegen versagt ein Probekörper beim Erreichen des spannungs- oder dehnungsbasierten Bruchkriteriums stets bei der gleichen Last, was nicht den experimentellen Beobachtungen entspricht. Das probabilistischen Modell von Weibull, welches auch als *weakest-link*-Theorie bezeichnet wird und aus der schließlich die Weibull-Verteilung resultiert, wird nachfolgend erläutert. Durch Erweiterungen des Bruchkonzepts nach Weibull ist ein weites Anwendungsfeld der für die Weibull-Verteilung entstanden, weshalb auch die Anwendbarkeit auf hydraulisch induzierte Risse denkbar ist (siehe Abschnitt 5.3).

Zunächst wird in [105] ein isotroper, elastischer Metallstab mit der Länge L und dem Querschnitt A betrachtet, in dem unter einer Zugkraft Z die homogen verteilte Zugspannung σ wirkt und der unter Zug spröde versagt. Der klassischen Festigkeitstheorie zufolge tritt in diesem Fall das Zugversagen genau dann ein, wenn die Zugfestigkeit des Materials bei $\sigma = \frac{Z}{A} = \sigma_t$ erreicht wird. Stattdessen wird in [105] angenommen, dass der Riss bei einer Spannung σ mit der Wahrscheinlichkeit F eintritt und die Wahrscheinlichkeitsfunktion $F(\sigma)$ monoton von 0 bis 1 ansteigt. Die Wahrscheinlichkeit, dass unter der Spannung σ kein Versagen eintritt, beträgt demzufolge

$1 - F$. Wirkt die Spannung σ in n parallel oder in Reihe geschalteten Stäben, für die jeweils die gleiche Verteilung $F = F(\sigma)$ gilt, reduziert sich die Wahrscheinlichkeit, dass kein Riss eintritt zu $(1 - F)^n$.

Physikalisch kann der probabilistische Ansatz so interpretiert werden, dass das Versagen in dem spröden Zugstab unter der Spannung σ eintritt, bei der als Erstes an der maßgebenden Fehlstelle in dem Stab die Materialfestigkeit überschritten wird (*weakest link*) [105]. Somit wird durch die Wahrscheinlichkeitsfunktion die statistische Verteilung der Fehlstellen in dem Stab wiedergegeben. Verallgemeinert kann ein spröder Probekörper unter Zug mit dem Volumen V und der Fehlstellenverteilung $F(\sigma)$ betrachtet werden, für den folglich mit zunehmendem Probenvolumen die Wahrscheinlichkeit steigt, dass eine Fehlstelle vorliegt, an der es unter einer Spannung σ zum Versagen kommt.

Mit der Wahrscheinlichkeitsverteilung F_0 für das Einheitsvolumen V_0 lässt sich die Wahrscheinlichkeitsverteilung für ein beliebiges Probenvolumen aus $\log(1 - F_V) = V \log(1 - F_0)$ ermitteln. Damit hängt F_V allein von dem Volumen V und einer Funktion $F_0 = F_0(\sigma)$ ab. Aus der differentiellen Betrachtung der Gleichung für ein sehr kleines Volumenelement dV resultiert $-\log(1 - F_0)dV$, wobei $n(\sigma) = -\log(1 - F_0)$ eine materialspezifische Funktion abhängig von σ ist. Damit lautet die Wahrscheinlichkeitsverteilung allgemein $F = 1 - e^{-\int n(\sigma)dV}$. In [105] wird der empirische Ansatz $n(\sigma) = \left(\frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m$ (für $\sigma > \sigma_u$, sonst = 0) gewählt, woraus sich die allgemein bekannte dreiparametrische Weibull-Wahrscheinlichkeitsverteilung und die zugehörige Dichtefunktion ergeben:

$$F(\sigma) = 1 - e^{\left(-V \frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m} \quad (2.10a)$$

$$f(\sigma) = \frac{m}{\sigma_0} \left(\frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^{m-1} e^{-\left(\frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m} \quad (2.10b)$$

Durch den Parameter σ_u wird die Bruchspannung nach unten begrenzt. Ist eine Untergrenze nicht bekannt, resultiert aus den Gleichungen 2.10a mit $\sigma_u = 0$ die zweiparametrische Weibull-Verteilung. Der Formparameter m und der Skalenparameter σ_0 lassen sich nach [105] aus den Ergebnissen einer Versuchsreihe mit N Einzelversuchen anhand einer linearen Regression bestimmen. Dazu werden die Versuchsdaten nach der Größe der Bruchspannung σ sortiert und in einem Diagramm mit doppellogarithmischer Achsenskalierung aufgetragen ($\log \sigma - \log[(1 - i/(N + 1))]$). Die Steigung der linearen Regression ist die Konstante m und aus dem Ordinatenabschnitt y_0 ergibt sich der Skalenparameter zu $\sigma_0 = e^{-y_0/m}$.

Der Mittelwert σ^μ und die Varianz $var(\sigma)$ der Bruchspannung σ für die zweiparametrische Weibull-Verteilung berechnen sich zu:

$$\sigma^\mu = \sigma_0 V^{-1/m} \Gamma(1 + 1/m) \quad (2.11a)$$

$$var(\sigma) = \sigma_0^2 V^{2/m} (\Gamma(1 + 2/m) - [\Gamma(1 + 1/m)]^2) \quad (2.11b)$$

Dabei ist Γ die Gammafunktion. Die Standardabweichung ergibt sich aus $(\text{var}(\sigma))^2$.

Für den Mittelwert und die Varianz der Bruchspannung ergibt sich für Probekörper eines Materials ein Zusammenhang mit dem Probenvolumen. Für die mittleren Bruchspannungen σ_1^μ und σ_2^μ sowie die zugehörigen Varianzen $\text{var}(\sigma_1)$ und $\text{var}(\sigma_2)$ zweier Probekörper mit den Volumina V_1 und V_2 gilt unabhängig vom Spannungszustand (vgl. [40]):

$$\frac{\sigma_1^\mu}{\sigma_2^\mu} = \left(\frac{V_2}{V_1}\right)^{1/m} \quad (2.12a)$$

$$\frac{\text{var}(\sigma_1)}{\text{var}(\sigma_2)} = \left(\frac{V_2}{V_1}\right)^{2/m} \quad (2.12b)$$

So gilt etwa bei $m = 2$ und Volumenverhältnissen von $V_2/V_1 = 4$, dass $\sigma_1^\mu = 2\sigma_2^\mu$ und $\text{var}(\sigma_1) = 4\text{var}(\sigma_2)$. Damit nimmt sowohl die mittlere Bruchspannung als auch die Streuung der Bruchspannung mit zunehmendem Probenvolumen ab. Ist die mittlere Bruchspannung von Probekörpern unterschiedlicher Volumina bekannt, lässt sich anhand der Gleichung 2.12a der Parameter m bestimmen.

Die zweiparametrische Weibull-Verteilung ist in der Abbildung 2.4 für unterschiedliche Werte der Parameter m und σ_0 dargestellt. Die Weibull-Dichtefunktion ist im Gegensatz zur der Normalverteilung unsymmetrisch (siehe Abbildung 4.42).

Der hier beschriebene probabilistische Ansatz gilt nur für einen Spröbruch unter einer homo-

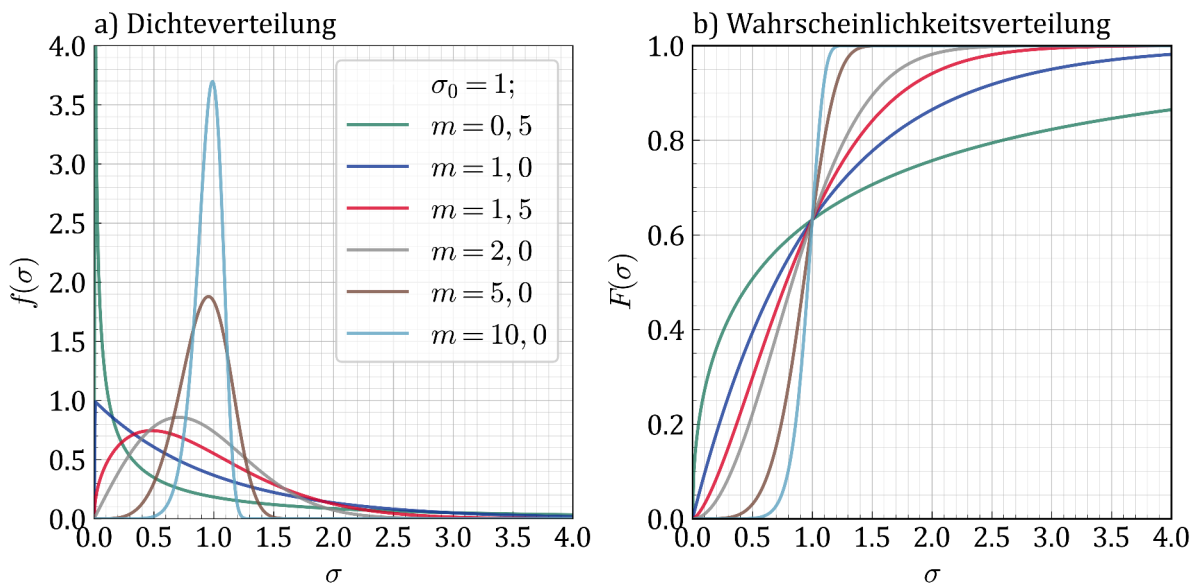


Abbildung 2.4: Zweiparametrische Weibullverteilung mit $\sigma_0 = 1$ und unterschiedlichen Formparametern m . a) Dichtefunktion (Gl. 2.10b) und b) Wahrscheinlichkeitsverteilung (Gl. 2.10a).

genverteilten einachsigen Zugbeanspruchung. In [105] wird der Ansatz für beliebige Spannungszustände und -verteilungen im Probekörper erweitert. Für eine inhomogene Spannungsverteilung

wird die Probe in n Volumenelemente ΔV_i zerlegt, in denen jeweils die Spannung σ_i wirkt. Mit $n_i = n(\sigma_i)$ ergibt sich die Bruchwahrscheinlichkeit aus der Summe aller Teilvolumina zu $F = 1 - e^{-n_1\Delta V_1} e^{-n_2\Delta V_2} e^{-n_3\Delta V_3} e^{-n_4\Delta V_4} \dots = 1 - e^{-\sum n_i\Delta V_i}$. Gilt unverändert $n(\sigma) = \left(\frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m$ ergibt sich durch Integration über das Probenvolumen:

$$F(\sigma) = 1 - e^{\left(-\int_V \frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m dV} \quad (2.13)$$

Für die Anwendung auf unterschiedliche Spannungsverteilungen wird auf [97, 40, 90] verwiesen.

2.2.3 Hydraulisch induzierte Risse

Die Entstehung von hydraulisch induzierten Rissen ist im Vergleich zu einer Rissentstehung unter mechanischer Belastung komplexer, da die Rissprozesse in einem mehrphasigen Medium zu betrachten sind. Ein Porenwasserüberdruck wird an einem Punkt im Porenraum, der sog. Injektionsstelle, appliziert. Für die nachfolgende Beschreibung der Rissmechanismen werden einige Annahmen getroffen:

- Der intakte Boden ohne Defekte oder Mikrorisse wird als zweiphasiges Kontinuum aus Korngerüst und Porenfluid betrachtet. Es wird von einem quasi-gesättigten Zustand ausgegangen, sodass die Gasphase im Porenfluid vernachlässigbar ist.
- Als dritte Phase wird das induzierte Fluid bezeichnet. Haben das induzierte und das Porenfluid identische Eigenschaften, handelt es sich um ein zweiphasige Rissmodell.
- Die hydraulisch induzierte Rissentstehung setzt analog zur bruchmechanischen Rissbetrachtung Defekte im Boden voraus.
- In einem Defekt wirkt zunächst der Porenwasserdruck, der sich aus der Kontinuumsbetrachtung des Bodens an der Stelle des Defekts ergibt.
- Entstehen ausgehend von der Injektionsstelle Mikrorisse, fällt der Rissinnendruck mit zunehmendem Abstand von der Injektionsstelle ab.
- Das Risskriterium wird in effektiven Spannungen formuliert: $\sigma = \sigma^{tot} - p_w$.
- In dem intakten Boden wird ein gekoppeltes der Strömungs-Verformungs-Verhalten betrachtet.

Zur Erläuterung der bei hydraulisch induzierten Rissen relevanten Mechanismen sind diese vereinfacht in der Abbildung 2.5 an einem hydraulisch induzierten Riss dargestellt. Unmittelbar an der Injektionsstelle entspricht der Rissinnendruck dem für die Rissausbreitung erforderliche Aufreißdruck $p_{w,fr}$. Dieser Druck fällt über die Risslänge ab und im Riss wirkt vereinfacht der Druck p_w . In ausreichender Entfernung zu dem Riss liegt im Porenraum des porösen Mediums

der Porenwasserdruck $p_{w,0}$ vor.

Zunächst werden die Wechselwirkungen zwischen dem injizierten Fluid und dem Porenfluid

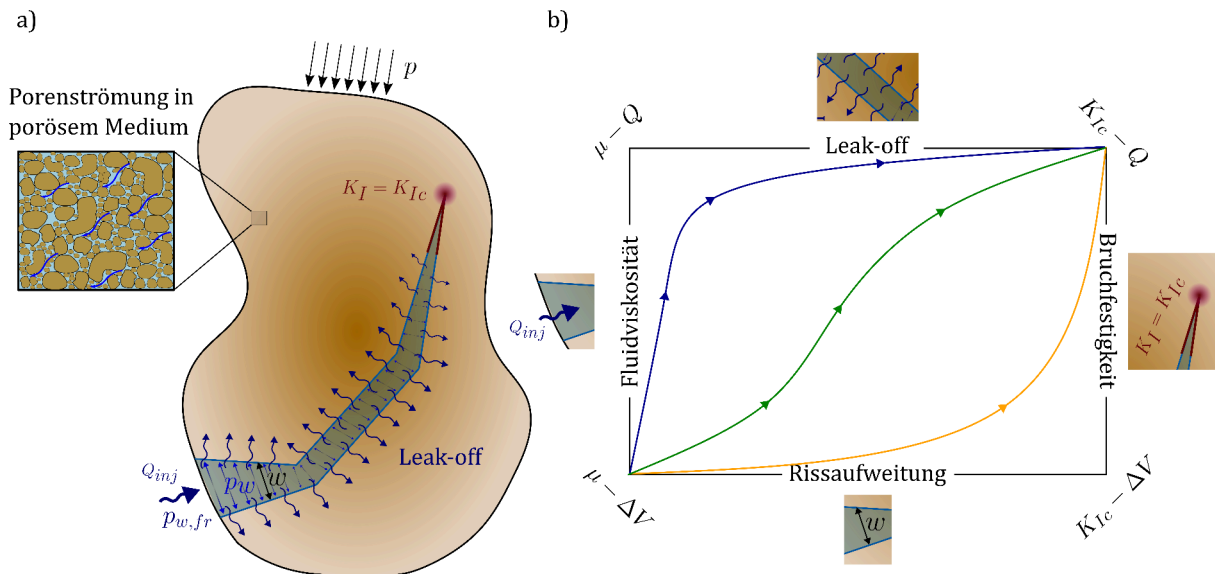


Abbildung 2.5: a) Skizze der gekoppelten Mechanismen bei hydraulischer Rissentstehung. b) *Scaling* der maßgebenden Faktoren bei der hydraulisch induzierten Rissentstehung nach [34]

betrachtet. Da $p_{w,fr} > p_{w,0}$ kann aufgrund der hydraulischen Gradienten das injizierte Fluid über die Rissoberfläche in den Porenraum strömen. Dieser Zustrom wird im Bereich des Fracking als „Leak-off“ bezeichnet. Wie hoch der Leak-off ist, wird durch das Verhältnis der Druckrate des injizierten Fluids $\Delta p_w / \Delta t$ zur hydraulischen Durchlässigkeit k des umgebenden Porenraums bzw. dessen Permeabilität K für das injizierte Fluid bestimmt. Mit steigender Druckrate $\Delta p_w / \Delta t$ reduziert sich der Leak-off, da bei einer kurzen Belastungszeit quasi undrainierte Verhältnisse vorliegen. Mit steigender Permeabilität des porösen Mediums für das injizierte Fluid, steigt hingegen auch der Leak-off. Die Druckrate kann auch als Wasserstandsänderung (mWS) pro Zeit beschrieben werden, sodass sich die Belastungsgeschwindigkeit $v = \Delta p_w / (\gamma_w \cdot \Delta t)$ in mWS/s ergibt. Ist das Injektionsfluid Wasser ergibt sich mit dem Wasserdurchlässigkeitsbeiwert k das dimensionslose Verhältnis v/k zur Beurteilung des Leak-offs.

Als Nächstes werden die Wechselwirkungen zwischen Rissaufweitung und Rissausbreitung betrachtet. Bei vernachlässigbar geringem Leak-off führt der Zustrom des injizierten Fluids in den Riss einerseits zu einer Aufweitung des Rissquerschnitts und andererseits zur Rissausbreitung an der Rissfront, sodass das Rissvolumen stets dem Zustromvolumen entspricht. Das Verhältnis von Aufweitung zu Wachstum wird durch die Bodensteifigkeit und die Materialfestigkeit bestimmt. Analog zur LEBM breitet sich der Riss weiter aus, wenn an der Risspitze die Spannungsintensität die Bruchfestigkeit des Materials überschreitet. Die Spannungsintensitäten werden in effektiven Spannungen formuliert und sind damit abhängig von der Porenwasserdruckverteilung im Nahfeld des Risses sowie von der Spannungs-Dehnungs-Beziehung des intakten Bodens. Durch die volumetrische Verformung im Bereich der Risspitze kann die hydraulische Durchlässigkeit zunehmen,

wodurch wiederum der Leak-off steigt. Dies zeigt, dass die Prozesse Leak-off, Rissaufweitung und Rissausbreitung in direkter Wechselwirkung stehen.

Zur Erstellung von Modellen für hydraulisch induzierte Risse werden daher stets vereinfachte Annahme getroffen und nicht alle Faktoren gleichermaßen berücksichtigt. Garagash & Detournay [34] verwenden ein *Scaling*-Verfahren, um für unterschiedliche Anwendungsfälle die jeweils dominierenden Einflussgrößen auf die hydraulische Rissentstehung zu identifizieren und somit geeignete Annahmen für vereinfachte, analytische oder numerische Modelle zu treffen. Aufgrund der Komplexität wird auf die unterschiedlichen Modelle in dieser Arbeit nicht eingegangen, jedoch lassen sich durch das *Scaling*-Verfahren die zuvor beschriebenen Wechselwirkungen bei hydraulischer Rissentstehung und -ausbreitung veranschaulichen. Nach [34] gibt es vier maßgebende Einflussfaktoren auf die Rissentstehung und -ausbreitung:

- 1) die Bruchfestigkeit des Materials (K_{Ic}),
- 2) die Viskosität des injizierten Fluids (μ),
- 3) den Leak-off (Q) und
- 4) die Rissaufweitung (ΔV).

Dabei konkurrieren zwei energiedissipierenden Prozesse durch Fluidviskosität (Reibungsverlust bei Injektion) und Bruchfestigkeit (Rissausbreitung) sowie zwei Prozesse der Volumenbilanz durch den Leak-off (Volumen strömt aus dem Riss in die Probe) und die Rissaufweitung (Rissvolumen vergrößert sich). Je höher die Fluidviskosität, desto weniger Energie verbleibt für die Rissausbreitung. Je höher der Leak-off, desto weniger injiziertes Volumen führt zur Rissaufweitung bzw. je geringer die Materialsteifigkeit, desto höher ist die Rissaufweitung bevor das injizierte Volumen in den Boden strömt.

Daraus lässt sich, wie in dem Nomogramm in Abbildung 2.5 dargestellt, die hydraulische Rissentstehung und -ausbreitung je nach dominierendem Energie- bzw. Volumendissipationsmechanismus in vier Systeme unterteilen: (I) Rissaufweitung-Fluidviskosität ($\Delta V - \mu$), (II) Rissaufweitung-Bruchfestigkeit ($\Delta V - K_{Ic}$), (III) Leak-off-Fluid-Viskosität ($Q - \mu$) und (IV) Leak-off-Bruchfestigkeit ($Q - K_{Ic}$). Für die Zuordnung eines Risses in dem Nomogramm, müssen die Eingangsdaten K_{Ic}, μ , die Materialsteifigkeit E für die Aufweitung sowie k und die Belastungsrate für den Leak-off normiert werden.

In [23] wird mit dem *Scaling*-Verfahren eine zeitabhängige Rissausbreitung betrachtet. Mit der Belastungsdauer kann sich der Riss an der Risspitze fortsetzend im Querschnitt aufweiten, was wiederum den Leak-off und die Energiedissipation durch die Fluidviskosität beeinflusst. Daher können, wie qualitativ durch die drei Kurven in dem Nomogramm der Abbildung 2.5 dargestellt, unterschiedliche Rissausbreitungssystem eintreten. Die untere gelbe Kurve zeigt eine Rissausbreitung, bei dem das injizierte Fluid maßgeblich zu einer Rissaufweitung führt, wodurch die Reibungsverluste durch die Viskosität des Fluids nicht relevant sind. Die obere blaue Kurve

zeigt einen Verlauf, in dem der Leak-off dominiert, und die Fluidviskosität daher im kleinen Rissquerschnitt zu einer hohen Energiedissipation führt.

Im Rahmen dieser Arbeit spielt die Energiedissipation durch die Fluidviskosität keine Rolle, da Wasser als Injektionsfluid verwendet wird. Damit reduziert sich das Nomogramm zu einer Dreiecksdarstellung.

3 Recherche zur hydraulisch induzierter Rissentstehung

Hydraulisch induzierte Risse sind seit einigen Jahrzehnten in verschiedenen Bereichen der Geotechnik Gegenstand der Forschung. Meist ist die erste Assoziation das Fracking in der Erdgas- und Erdölindustrie, wo das Aufreißen des Untergrunds seit 1948 [47] erfolgreich eingesetzt wird, um die Förderraten zu verbessern. Die Bestimmung des Aufreißdrucks, also des erforderlichen Drucks für Rissinitiierung im Boden, und der Rissausbreitung ist essentiell für ein erfolgreiches Wirtschaften in der Branche. Daher wird die Entwicklung geeigneter Rissmodelle mit zunehmendem Einsatz numerischer Methoden aufgrund der gestiegenen Rechenkapazität bis heute forciert.

Seit den 60ern investiert auch der Bereich der Injektionstechnik in die Forschung zur Rissentstehung, wobei man sich mit dem Aufreißdruck und der Rissausbreitung in Abhängigkeit von der Wasserdurchlässigkeit des Untergrunds und der Viskosität des Injektionsguts beschäftigt. In der Injektionstechnik ist zwischen Verdichtungs- und Aufbruchinjektionen zu unterscheiden. Während bei der Verdichtung zur Reduktion der Wasserdurchlässigkeit oder Stabilisierung des Bodens der Aufreißdruck durch den Injektionsdruck nicht überschritten werden darf [59], wird das Aufreißen des Bodens durch das Injektionsmittel zur Setzungskompensation und zur Erzeugung einer Vorspannung z.B. im Tunnelbau eingesetzt [91].

Ähnliche Fragestellungen ergeben sich bei der insitu-Bestimmung der Permeabilität oder der Horizontalspannung im Boden. Um die Wasserdurchlässigkeit einer Bodenschicht bei der Bestimmung durch Einpressversuche nicht durch Rissentstehung zu erhöhen, muss der Druck unterhalb des Aufreißdrucks liegen [51]. Zur Bestimmung des Hauptspannungsverhältnisses $K = \sigma_h/\sigma_v$ insitu wird der Boden hingegen bis zur Rissentstehung belastet und die kleinere Hauptspannung durch Korrelation mit dem erforderlichen Porenwasserdruck zur Rissöffnung bei Wiederbelastung berechnet [112].

Die Rissentstehung bei der Bohrpfahlherstellung wurden u.a. von Massarsch [60] und Andersen et al. [5] untersucht, da diese Auswirkungen auf die Dissipation von herstellungsbedingten Porenwasserüberdrücken und damit auf die Pfahltragfähigkeit haben.

Im Bezug auf hydraulisches Versagen wird Rissentstehung seit dem Versagen des Teton Dammes in Idaho 1976 intensiv im Dammbau untersucht [49]. Um zu beurteilen, ob Setzungsrisse oder

hydraulisch induzierte Risse in Dammdichtungen zu fortschreitenden Versagensmechanismen führen können, wurde experimentell und zunehmend auch numerisch die Rissentstehung und -ausbreitung in geringdurchlässigen Böden untersucht.

Hydraulisch induzierte Risse als Auslöser für ein Versagen an umströmten Baugrubenwänden oder Bauwerken im Grundwasser in feinkörnigem, geringdurchlässigem Baugrund wurde nach eigener Recherche bisher nur im Rahmen der Dissertation von Wudtke [108] untersucht.

Die Versuche und Modelle zu hydraulisch induzierten Rissen aus anderen Bereichen der Geotechnik sind nur teilweise auf diese Fragestellung übertragbar. Die für Planung, Vergleich und Analyse der eigenen Laborstudie relevanten Quellen zur experimentellen und theoretischen Rissuntersuchung sind in der Tabelle 3.1 sortiert nach Themengebiet zu finden. Die Fußnoten kennzeichnen, ob in der Quelle Labor-, insitu-Versuche oder theoretische Rissmodelle zu finden sind und ob ein Vergleich mit den eigenen Versuchsdaten durchgeführt wurde.

Tabelle 3.1: Zusammenstellung der Quellen zu hydraulisch induzierter Rissbildung in feinkörnigen Böden sortiert nach Anwendungsfeldern.

Forschungsgebiet	Quellen
Erdöl- und Erdgasförderung	Hubbert & Willis ^{L,T} (1957) [47], Haimson & Fairhurst ^{L,T} (1967/69) [42, 43], Hassani et al. ^L (1985) [46]
K_0 -Bestimmung	Zoback et al. ^{L,T} (1977) [112], Schmitt & Zoback ^T (1989) [85] Lefebvre et al. ^I (1991) [56]
Permeabilitätsbestimmung	Kennard ^T (1970) [51], Bjerrum et al. ^{L,T,I} (1972)[16]
Injektionstechnik	Morgenstern & Vaughan ^T (1963)[66], Mori & Tamura ^L (1987) [67], Panah & Yanagisawa ^{L,T} (1989) [75], Mori et al. ^L (1990) [68], Yanagisawa & Panah ^T (1984) [110], Alfaro & Wong ^L (2001) [4], Marchi et al. ^I (2014) [59], Soga et al. ^{L,I} (2004) [91], Xu et al. ^S (2015) [109]
Pfahlherstellung	Andersen et al. ^{L,S} (1994) [5]
Dammbau	Nobari et al. ^L (1973) [72], Jaworski et al. ^{L,E} (1981) [49], Widjaja ^{L, T} (1984) [107], Lo & Kaniaru ^{L,T} (1990) [58], Mhach ^{L,T} (1991)[63], Ghanbari & Rad ^L (2013) [36], Djarwadi et al. ^L (2015) [29]
Allgemein/ Sonstige	Massarsch ^T (1978) [60], Decker & Clemence ^{L,T} (1981) [22], Murdoch ^{L,T} (1992) [69], Reed & Dusseault ^{L,I} (1997) [79], Yu ^{T,S} (2000) [111], Nagaso ^S (2019) [71]

^L Laborversuche ^I insitu-Versuche ^E empirischer Ansatz ^T analytischer Ansatz ^S numerische Simulation

3.1 Laborversuche

Die Laborversuche zu hydraulisch induzierten Rissen in Bodenproben in den ausgewählten Literaturstellen wurden alle nach dem gleichen Prinzip durchgeführt. In einem Probekörper wird mittig, meist über ein Bohrloch, eine hydraulische Belastung aufgebracht, die bis zur Rissentstehung gesteigert wird. Einige der entwickelten Versuchsapparaturen sind in der Abbildung 3.1 dargestellt. Je nach Themengebiet variieren das Probenmaterial, die Probenherstellung, sowie die Anfangs- und die Randbedingungen um den Rahmenbedingungen der jeweiligen Fragestellung zu entsprechen. So ist für die Erdölförderung das Aufreißen von Festgestein von Interesse (vgl. [47, 42]), für die Injektionstechnik steht der Einfluss der verschiedener Injektionsmittel oder die Anzahl der Injektionspunkte auf die Injektionseffizienz im Fokus (vgl. [75, 59, 91]) und für das hydraulische Versagen von Dammdichtungen ist die Rissgefährdung proctorverdichteter Tonproben relevant (vgl. [72, 107, 36]).

Um die Erkenntnisse der Laborstudien zu konsolidieren, wurden die Quellen nach den untersuchten Einflussfaktoren auf die Rissentstehung sieben Schwerpunkten zugeordnet: dem Spannungszustand sowie der Vorbelastung (p_0 , OCR , K_0), der Probengeometrie und -abmessungen (kubisch, zylindrisch, Verhältnis Probendurchmesser/ Bohrlochdurchmesser), den Proben (Material, Herstellung), dem Injektionsfluid (von Wasser bis hochviskoses Fluid oder Luft), der Belastung (druck- oder durchflussgesteuert, Geschwindigkeit), der Vorschädigung (Größe und Richtung) sowie dem Rissbild (Orientierung, Intensität). Eine Übersicht dieser Schwerpunkte ist in Tabelle 3.2 zu sehen. Über die Fußnoten hinter den Quellen sind zusätzliche Informationen zu dem verwendeten Probenmaterial und der Probenherstellung gegeben. Im Folgenden werden die wesentlichen Schlussfolgerungen aus den Laboruntersuchungen untergliedert nach diesen Schwerpunkten zusammengefasst.

Quelle	Spannungszustand	Abmessungen	Proben	Injektionsfluid	Belastung	Vorschädigung	Rissbild
Hubbert & Willis [47]						✓	
Haimson & Fairhurst [43]	✓	✓			✓		✓
Bjerrum et al. [16] ^{U/T}						✓	
Zoback et al. [112] ^F	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
Nobari et al. [72] ^{U/T,P}					✓		

Tabelle 3.2 – Fortsetzung

Mori & Tamura [67] ^{T/U, k}	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
Jaworski et al. [49] ^{U/T, p}	✓		✓		✓	✓	✓
Decker & Clemence [22] ^{U/T, p}	✓					✓	
Widjaja [107] ^{U/T, p}	✓	✓	✓		✓	✓	✓
Hassani et al. [46] ^{U/T, p}	✓		✓		✓		
Panah & Yanagisawa [75] ^{U/T, p}	✓						✓
Mori et al. [68] ^{U/T, p}	✓			✓	✓		
Lo & Kaniaru [58] ^{U/T, p}	✓						
Mhach [63] ^{U/T, k}	✓	✓		✓	✓	✓	
Murdoch [69] ^{U/T, p}			✓			✓	✓
Andersen et al. [5] ^{U/T, k}	✓		✓	✓			
Yanagisawa & Panah [110] ^{U/T, p}	✓					✓	✓
Reed & Dusseault [79] ^S							✓
Alfaro & Wong [4] ^{SU/T, p, k}	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
Soga et al. [91] ^{U/T, k}	✓	✓		✓	✓		✓
Ghanbari & Rad [36] ^{U/T, p}	✓		✓				✓
Djarwadi et al. [29] ^{U/T, p}	✓		✓				
Xu et al. [109] ^{U/T, k}	✓	✓			✓		✓

Tabelle 3.2: Schwerpunkte der experimentellen Untersuchungen zum hydraulischen Versagen (chronologisch sortiert).

^p proctorverdichtete Proben ^k konsolidierte Proben ⁱ insitu-Proben ^S Versuche an Sand
^{U/T} Versuche an Schluff (U) und/oder Ton (T) ^F Versuche an Fels

Probenmaterial und -herstellung

Für die mitunter ersten Frackingversuche verwendeten Hubbert [47] 1957 Gelatineproben und Haimson & Fairhurst 1969 [43] Gipsproben, da in diesen die Rissentstehung und -ausbreitung vergleichsweise leicht beobachtet und interpretiert werden konnten.

Festgestein ist vor allem im Bereich der Erd- und Erdgasförderung von Interesse, da hier in

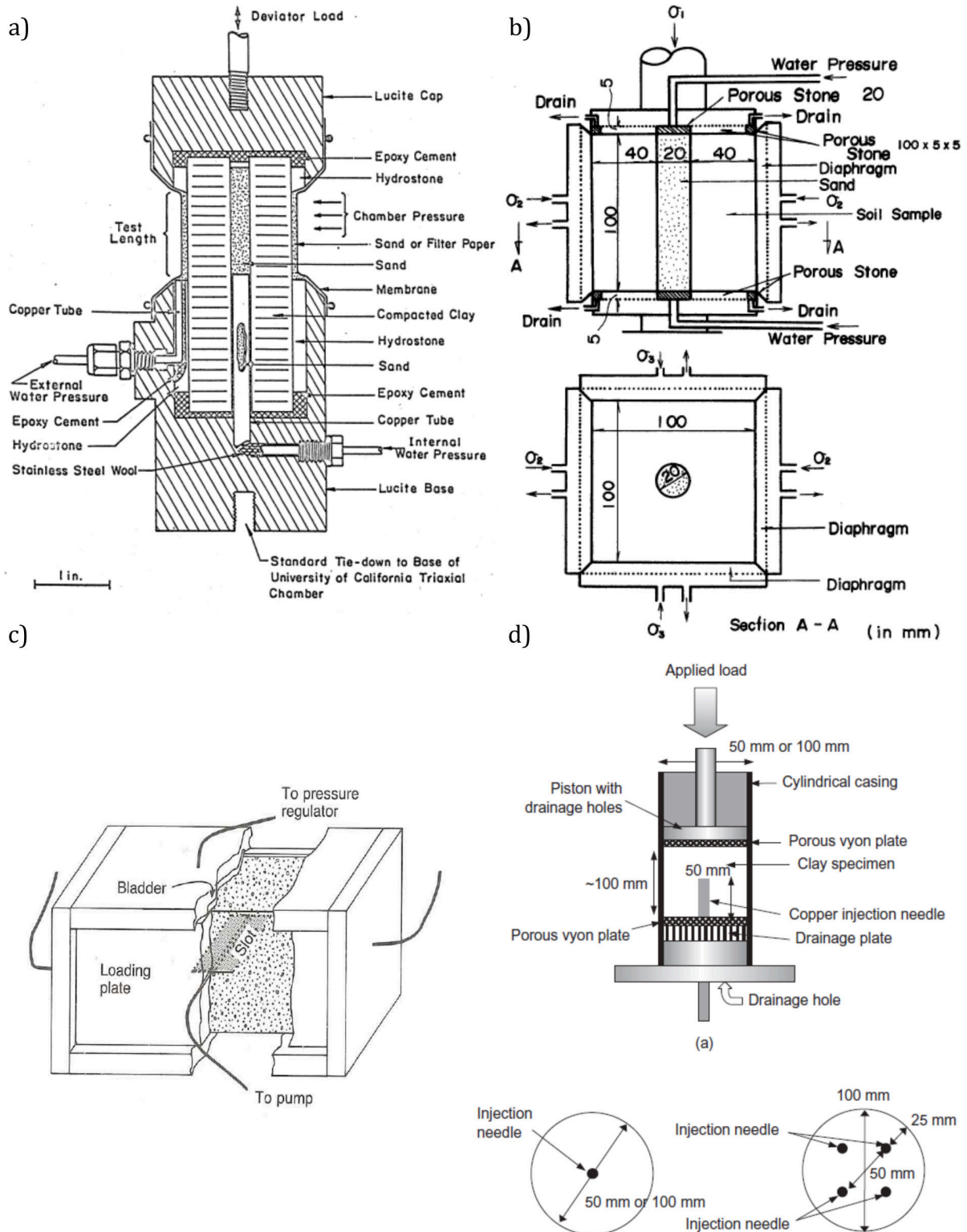


Abbildung 3.1: Unterschiedliche Versuchseinrichtungen für Fracking-Versuche im Labor: a) Nobari [72]: Wasserdruckbelastung im Hollowzylinder auf proctorverdichtetes Dammmaterial, b) Yanagisawa & Panah [110]: Fluiddruck über eine Sandsäule auf kubische Ton- und Gipsmischungen unter echtem triaxialen Spannungszustand c) Murdoch [69]: Untersuchung der Rissausbreitung bei initialem Schlitz in kubischen, proctorverdichteten Tonproben und d) Soga et al. [91]: Einfluss der Anordnung von ein oder mehreren Injektionsnadeln in einer zylindrischen Tonprobe.

großen Tiefen anstehender Fels gefrackt wird. Nur wenige Aspekte dieser Versuche sind auf die Laborstudie dieser Arbeit an Schluff und Ton übertragbar. Bereits die Herstellung eines homogenen Probekörpers mit einem Injektionsbohrloch ohne Vorschädigung im Bohrbereich erweist sich in einer standfesten Felsprobe im Vergleich zu einer Lockergesteinsprobe als einfacher. Auch die Beurteilung des Rissbilds nach Ausbau der gefrackten Felsprobe stellt keine Schwierigkeit dar, da eine Risschließung oder Rissheilungsprozesse in dem kurzen Versuchszeitraum im Festgestein nicht eintreten. Außerdem können in Versuchen an Festgestein zerstörungsfreie Methoden zur Rissdetektion während des Versuchablaufs zu verwenden, wie etwa die akustische Emissionsmessung [112]. Die linear-elastische Bruchmechanik (LEBM) für einen Spröbruch findet aufgrund des größtenteils elastischen Verhaltens des Festgesteins bis zur Rissentstehung häufig Anwendung, wohingegen beim Lockergestein die Übertragbarkeit der Gesetze und Modellvorstellungen der Rissmechanik nur bedingt möglich ist. Letztendlich ist ein quantitativer Vergleich der Versuchsdaten aus Felsversuchen mit denen dieser Arbeit aufgrund der unterschiedlichen Druckbereiche nicht zielführend. Gemein haben die Versuche an Fest- und Lockergestein, dass der Aufreißdruck mit der effektiven mittleren bzw. minimalen Spannung ansteigt und die Risse meist orthogonal zur minimalen Hauptspannung verlaufen [112, 6].

In nichtbindigem Böden wurden Frackingversuche unter dem Aspekt des hydraulischen Versagens von Dämmen und der Injektionstechnik durchgeführt [77, 79]. Nichtbindige Böden wie Sand und Kies weisen im Vergleich zu feinkörnigen Böden wie Schluff und Ton eine hohe Wasserdurchlässigkeit auf, sodass bei Frackingversuchen mit Wasser als Injektionsfluid der Leak-off und die Strömungsgeschwindigkeiten im Porenraum der Proben hoch sind. Da zwischen den Sandkörnern keine Zug- oder Kohäsionskräfte wirken, treten durch die hohen hydraulischen Gradienten anstelle von Rissen Versagensmechanismen durch Materialtransport auf [79]. Mit zunehmender Viskosität des Injektionsfluid nimmt die hydraulische Durchlässigkeit für das Injektionsmaterial ab und eine Entstehung von hydraulisch induzierten Rissen im nichtbindigen Boden ist möglich. Reed & Dusseault [79] zeigten durch Injektionsversuche mit hochviskosem Injektionsfluid in trockenem Sand, dass eine Rissentstehung nur möglich ist, wenn nicht bereits bei geringen Injektionsdrücken, begünstigt von Hohlräumen und Kontaktzonen, Piping- oder Infiltrationprozesse auftreten. Auch in den Versuchen von Mori & Tamura [68] konnte durch die Injektion von hochviskosem Fluid in wassergesättigte Sandproben nicht immer eine Rissentstehung erzielt werden. Die alternativen Versagensmechanismen werden jedoch nicht geschildert.

Die zahlreichen Versuchsstudien zu Fracking in schluffigen bis tonigen Material stammen größtenteils aus den Bereichen des Dammbaus und der Injektionstechnik (z.B. [49, 36, 107, 75, 91, 4]). Die verwendeten bindigen Probekörper können hinsichtlich der Herstellung in ungestörte Proben, die insitu entnommen wurden, und künstlich hergestellte Proben, die entweder aus einer Schlämme konsolidiert oder beim gewünschten Wassergehalt statisch oder dynamisch verdichtet wurden, eingeteilt werden. Die künstlich hergestellten Proben werden in dieser Arbeit als „konsolidiert“ bzw. „verdichtete“ Proben bezeichnet.

Unabhängig vom Probenmaterial zeigt sich in allen Studien aus Tabelle 3.2 eine Zunahme des für die Rissentstehung erforderlichen Aufreißdrucks mit der initialen minimalen Hauptspannung in der Probe. Versuche in Festgestein [112] weisen vor Erreichen des Aufreißdrucks einen Initiationsdruck durch die Entstehung von Mikrorissen auf, aus denen sich schließlich der Makroriss formiert. Ein Vergleich verschiedener Präparationsmethoden [49, 69, 4] zeigt, dass der Aufreißdruck bei homogenen, konsolidierten Proben höher ist als bei proctorverdichteten oder insitu-entnommenen Proben. Die größte Streuung der Aufreißdrücke wurde bei insitu-Proben festgestellt [49]. Als Grund für den geringeren Risswiderstand bzw. die schlechte Reproduzierbarkeit der Versuche werden Inhomogenitäten und Schwachstellen in den Probekörpern angesehen, die eine Rissentstehung begünstigen [49, 4]. Die größte Homogenität liegt bei den konsolidierten Proben und die geringste bei den ungestörten insitu-Proben vor. Besonders reproduzierbare Ergebnisse erreichten Lo & Kaniaru [58] mit Probekörpern aus verschiedenen Mischungen von Ton, Bentonit, Gips und Wasser.

Jaworski et al. [49] stellten für proctorverdichtete Proben eine Zunahme des Aufreißdrucks mit der eingebrachten Verdichtungsenergie fest. Gleichzeitig wurde eine Abnahme des Aufreißdrucks mit zunehmendem Wassergehalt bei der Probenherstellung beobachtet (siehe auch [69, 46]). Murdoch [69] beurteilt neben dem Aufreißdruck das Rissbild in verdichteten Proben. Während bei einem geringem Anfangswassergehalt eine deutliche Grenze zwischen den Rissoberflächen und dem intaktem Probenmaterial zu erkennen ist, verschwindet diese Grenze mit zunehmendem Wassergehalt.

Die Literatur zu Fracking-Versuchen an bindigem Material weist auf einen deutlichen Einfluss des Probenmaterials und der -herstellung auf den Risswiderstand hin. Dieser wird zum Teil durch Korrelationen zwischen dem Aufreißdruck und den Probenkenn- oder Zustandsgrößen wiedergegeben. Eine Untersuchung der Mikrostruktur der Probekörper und damit eine Betrachtung der Rissentstehung auf der Mikroebene (vgl. Abschnitt 2.2) erfolgt in keiner der experimentellen Arbeiten. Für einen Einblick in derartige Rissanalysen wird auf Santamarina [82] verwiesen.

Abmessungen: Geometrie, Größe, Verhältnis Bohrloch-/Probenradius

Ein Rissversagen entsteht lokal im Bereich des aufgebrauchten hydraulischen Gradienten, sodass bei ausreichend großen Probenabmessungen davon ausgegangen wird, dass die Geometrie der Probekörper keinen Einfluss mehr auf den Aufreißdruck hat. Unter dieser Annahme sind Versuche an zylindrischen Triaxialproben und kubischen Probekörpern (z.B. für echte Triaxialversuche) hinsichtlich des Aufreißdrucks vergleichbar [112, 63]. Die Richtung der Rissausbreitung wird hingegen durch einen dreiaxialen Spannungszustand in kubischen Proben beeinflusst [110].

Für die ausreichende Probengröße ist der Bereich der Druckausbreitung ausgehend von der Injektionsstelle bis zur Rissentstehung zu bestimmen, der maßgeblich vom Verhältnis der Belas-

tungsgeschwindigkeit zur hydraulische Durchlässigkeit der Proben (v/k -Verhältnis) bestimmt wird. Dieser Bereich sollte nicht durch die geometrischen Randbedingungen beeinflusst werden. Daher ist das Verhältnis von Probendurchmesser zu Bohrlochdurchmesser entscheidend, welches in [67, 107, 109, 63] untersucht wurde. Nur bei Widjaja et al. [107] wurde eine leichte Abnahme des Aufreißdrucks mit steigendem Bohrlochdurchmesser bei konstantem Probendurchmesser in den Versuchen mit einem der untersuchten Probenmaterialien festgestellt. In allen anderen Versuchen wurde kein Einfluss gemessen. Die Untersuchungen zeigen, dass die Randeinflüsse nur bei hoher Probendurchlässigkeit oder großem Bohrlochdurchmesser im Vergleich zum Probendurchmesser die Druckausbreitung beeinflussen.

Bei Xu et al. [109] wurde an konsolidierten Kaolinproben allerdings ein deutlicher Einfluss des Verhältnisses von Bohrloch- zu Probendurchmesser auf das Rissbild beobachtet. Bei niedrigem OCR traten bei kleinem Bohrlochdurchmesser horizontale und bei großem Durchmesser vertikale Risse ein. Bei schneller Belastung oder hohen OCR -Werten hingegen breiteten sich die Risse unabhängig von der Geometrie horizontal aus.

Die Untersuchungen in [41, 56, 107] zeigten, dass die Länge der Injektionsstrecke im Gegensatz zum Bohrlochdurchmesser einen sehr deutlichen Einfluss auf den Aufreißdruck hat. Je länger das Bohrloch, desto geringer ist der gemessene Aufreißdruck. Bezüglich der Rissausbreitungsrichtung stellte Lefebvre [56] bei insitu-Versuchen fest, dass bei längeren Injektionsstrecken vertikale Risse und bei kurzen Injektionsstrecken und damit vergleichsweise kleinem Druckbereich horizontale Risse entstanden.

Spannungszustand

Schon in den Arbeiten von Hubbert & Willis (1957) [47], Haimson & Fairhurst (1969) [43] sowie Bjerrum et al. (1972) [16] wurden die grundsätzlichen Zusammenhänge zwischen Rissentstehung und -ausbreitungsrichtung und dem Spannungszustand im Fest- und Lockergestein mit analytischen Methoden untersucht. Demnach breitet sich ein Riss orthogonal zur minimalen Hauptspannung aus, was durch Laborversuche belegt wurde [47, 43]. Allerdings ist der Einfluss durch den Spannungszustand auf die Rissentstehung nicht auf den Zusammenhang mit der minimalen Hauptspannung im Baugrund zu reduzieren. In weiteren Laborversuchen wurde der Einfluss des Spannungsverhältnisses $K = \sigma_h/\sigma_v$, der mittleren effektiven Spannung p , des Überkonsolidierungsgrads OCR oder des initialen Porenwasserdrucks $p_{w,0}$ betrachtet. Wie unter dem Stichpunkt Probenmaterial und -herstellung beschrieben, zeigen alle Laborstudien einen Anstieg des Aufreißdrucks mit zunehmendem Anfangsspannungszustand. Auf die empirischen und analytischen Ansätze, die auf der linearen Korrelation des Aufreißdruck ($p_{w,fr}$) und der effektiven minimalen oder mittleren Anfangsspannung (σ_{min} bzw. p) basieren, wird im Abschnitt 3.2.1 eingegangen.

In [42, 16, 67] wurde die Orientierung der Rissoberflächen in Abhängigkeit vom Spannungsverhält-

nis $K = \sigma_h/\sigma_v$ betrachtet, wobei σ_h die effektive Horizontal- und σ_v die effektive Vertikalspannung ist. Für normalkonsolidierten Böden gilt $\sigma_v \geq \sigma_h$ und damit $K \leq 1$, sodass sich eine vertikale Rissoberfläche bei einer Ausbreitung orthogonal zur minimalen Hauptspannung bildet [47, 43, 16]. Im Fall $K = 1$ entstehen nach [16] und [67] horizontale Risse oder [4] zufolge viele unterschiedlich orientierte Risse statt eines großen Risses. Werte von $K \geq 1$ sind in überkonsolidierten Böden ($OCR \geq 1$) zu erwarten [56], wodurch eine horizontale Rissausbreitung eintreten kann, wie die Laborversuche an überkonsolidierten Kaolinproben in [109] belegen. Bei hohen OCR -Werten traten ausschließlich horizontale Risse auf, bei geringeren OCR -Werten war die Orientierung der Rissoberflächen abhängig vom Verhältnis von Bohrloch- zu Probendurchmesser. Horizontalen Risse bei $OCR \approx 1$ sind unter Umständen den Randeinflüssen auf die Druckausbreitung geschuldet (siehe Stichpunkt Abmessungen).

Mhach [63] untersuchte den Aufreißdruck in konsolidierten Tonproben bei Variation von OCR . Durch Normierung des Aufreißdrucks $p_{w,fr}$ durch die effektive Radialspannung σ_r am Bohrlochrand wurde ein linearer Zusammenhang zwischen $p_{w,fr}/\sigma_r$ und $\ln(OCR)$ festgestellt. In den Versuchen mit OCR -Variation in [5] konnte ab $OCR \geq 4$ keine Rissentstehung mehr festgestellt werden. Es wurde angenommen, dass bei hohen Vorbelastungsspannungen eine Hohlraumaufweitung durch die hydraulische Belastung eintritt, die nicht zur Rissentstehung führt.

Als weitere Spannungsvariation wird an dieser Stelle der initiale Porenwasserdruck genannt. Durch einen höheren initialen Porenwasserdruck kann die Wassersättigung erhöht werden, weshalb er auch als Sättigungsdruck bezeichnet wird. Hassani [46] beobachtete in seinen Versuchen eine Abnahme des Aufreißdrucks mit zunehmendem Sättigungsgrad der Proben, konnte allerdings keinen Einfluss der Höhe des Sättigungsdrucks bei vollgesättigten Proben feststellen. Bei Lo & Kaniaru [58] wurden Proben mit drei Versuchsserien mit verschiedenen Kombinationen aus Konsolidierungsspannung und Sättigungsgrad verglichen: gesättigt-konsolidiert, ungesättigt-konsolidiert und gesättigt unkonsolidiert. Es wurde eine Abnahme der gemessenen Aufreißdrücke in der genannten Reihenfolge der Kombinationen beobachtet. Versuche von Mhach [63] bestätigen ebenso die Abnahme des Aufreißdrucks mit dem Anstieg des Sättigungsgrads. Bei Vollsättigung spielt die Kapillarkohäsion, die den Risswiderstand des Bodens erhöht, keine oder eine deutlich geringere Rolle. Daher tritt das Versagen infolge Rissentstehung in Böden mit hohem Sättigungsgrad bei geringeren Injektionsdrücken ein als in teilgesättigten Böden mit zusätzlicher Zugfestigkeit aus der Kapillarkohäsion.

Injektionsfluid, Belastungsart und Belastungsdauer

In diesem Abschnitt wird unterschieden zwischen Versuchen mit durchfluss- und druck geregelter Belastung sowie zwischen Injektion mit gering oder hochviskosen Fluiden, wobei Fluide mit höherer Viskosität als Wasser (1cP) als viskos bezeichnet werden. Fluide mit höherer Viskosität kommen zur Untersuchung der Injizierbarkeit von Böden zum Einsatz [67, 68, 63, 91]. Tatsächlich

ist nicht die Fluidviskosität sondern die hydraulische Durchlässigkeit der Probe für das Fluid, die Permeabilität K , entscheidend. Je höher die Viskosität des Fluids, desto geringer ist die hydraulische Durchlässigkeit und desto weniger Fluid strömt bei gleichem hydraulischen Gradienten in den Probekörper. Dieser Zustrom wird als „Leak-off“ bezeichnet (s. Abschnitt 2.2.3 oder auch [17]). Im Extremfall, wenn die hydraulische Durchlässigkeit zu gering ist für ein Zustrom des Fluids in den Porenraum im Belastungszeitraum, tritt kein Leak-off auf. In den Versuchen in [67] oder [91] wurde dieser Fall mithilfe einer Abdeckung der Injektionsstelle mit einem Latexballon, der den Leak-off verhindert, simuliert. Durch die hydraulische Belastung bläst sich dieser Ballon auf und verdrängt den Boden in radialer Richtung. In diesen Versuchen ohne Leak-off wurden wesentlich höhere Aufreißdrücke gemessen, die mit der Theorie der Hohlräumaufweitung [99] nachvollzogen werden können (s. Abschnitt 3.2). In [68] wurde in sandigen sowie kohäsiven Böden ein Anstieg des Aufreißdrucks mit zunehmender Viskosität des Injektionsfluids festgestellt, wobei in grobkörnigen Böden mit vergleichsweise hoher Permeabilität nur geringe Unterschiede gemessen wurden. Bei sehr hochviskosem Injektionsgut konnte der Aufreißdruck in kohäsivem Material ebenso gut unter Verwendung der Theorie der Hohlräumaufweitung bestimmt werden. In [67] wurde hingegen aufgrund der sehr schnellen Belastungsgeschwindigkeit kein Einfluss der Fluidviskosität festgestellt. Bei der Verwendung von Paraffin als Injektionsfluid wurde in [63] festgestellt, dass große Rissoberflächen in Tonproben erzeugt werden, da das Paraffin mit seiner im Vergleich zu Wasser wesentlich höheren Viskosität nicht in den Porenraum eindringen kann. Alle o.g. Studien weisen darauf hin, dass der Leak-off die Höhe des Aufreißdrucks maßgeblich beeinflusst: Je geringer der Leak-off, desto höher ist der Aufreißdruck. Die Höhe des Leak-offs in den Porenraum der Probe wird durch die hydraulische Durchlässigkeit k bezogen auf das Injektionsfluid sowie die Belastungsgeschwindigkeit v und damit durch das Verhältnis v/k bestimmt. Dieser Zusammenhang gilt ebenso in Festgestein, wie in [112] für Sandstein und Gabbro mit verschiedenen Injektionsfluiden gezeigt wird.

Um den Effekt kurzer und langer Belastungszeiten zu untersuchen wurden in [112, 107, 49, 67, 51, 46, 109] die Raten der Drucksteigerung variiert. Die Mehrheit der Untersuchungen [67, 51, 46, 63] zeigt eine Abnahme des Aufreißdrucks bei geringeren Druckraten bzw. langen Belastungszeiten. Begründet wurde dies in den Studien durch den hohen Leak-off in diesen Versuchen. In dem durch den Zustrom aufgeweichten Probenbereich ist der für die Rissentstehung erforderliche Injektionsdruck geringer. Im Gegensatz dazu stehen die Beobachtungen in [49] an proctorverdichteten Ton- und Schluffproben aus dem Material des Teton Damms, denen zufolge der Aufreißdruck bei sehr langen Belastungszeiten zunimmt. Später wurden in [107] an den gleichen Dammmaterialien Versuche mit Druckraten von 20 bis hin zu 0,027 kPa/min durchgeführt und festgestellt, dass im Schluff der Aufreißdruck bis zu einer Versuchsdauer von 500 min zunimmt. Bei längeren Belastungszeiten wurde keine Zeitabhängigkeit des Aufreißdrucks mehr beobachtet. Bei Ton hingegen wurde auch bei sehr langer Belastung noch eine Zunahme des Aufreißdrucks festgestellt, was mit Spannungsumlagerungen und Zeiteffekten im Ton begründet wurde.

Ein Vergleich von druck- und durchflussgesteuerter Belastung ist nur in [112] und [68] dokumentiert. Während bei der Belastung von kohäsiven Proben mit Mörtel als Injektionsgut kein Unterschied zwischen Durchfluss- und Drucksteuerung festgestellt wurde [68], wurde an Festgesteinsproben ein geringerer Aufreißdruck bei durchflussgesteuerten Versuchen beobachtet [112]. Das Festgestein wies vor der Entstehung von Makrorissen, die durch den Druckabfall gekennzeichnet war, Mikrorisse auf, die durch die Druckbelastung entstanden waren. Darin besteht der Unterschied zwischen Druck- und Durchflussregelung. Während die Druckregelung trotz kleiner Druckabfälle durch Mikrorisse fortgesetzt wurde, führten diese bei der Durchflussregelung schon zu einem Druckabfall, der zur Beendigung des Versuchs führte [112].

Vorschädigung und Wiederbelastung

Der Einfluss einer Vorschädigung auf den Aufreißdruck oder die Orientierung der Rissoberflächen wurde durch einen initialen Schlitz an der Injektionsstelle in [69, 110, 67, 4] oder in Form einer Wiederbelastung nach erstmaliger Rissentstehung in [49, 63] untersucht. Während in [4] eine Reduktion des Aufreißdrucks bei Versuchen mit Vorschädigung dokumentiert wurde, wurde in [110] keine Auswirkung der eingebrachten Fehlstelle festgestellt. In [67] wurden Versuche mit vertikal oder horizontal eingebrachten Schlitzen an der Injektionstrecke bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten durchgeführt. Nur bei sehr langsamer Belastung setzte die Vorschädigung den Aufreißdruck herab, da hierbei das Fluid in den Schlitz eindringen und die Probe dadurch weiter aufweichen konnte. Bei schnelleren Belastungen wurde kein Unterschied gemessen. In [69] wurden alle Versuche mit Vorschädigung in Form eines initialen Schlitzes durchgeführt. Der Fokus der Untersuchung lag auf dem Rissbild und der Rissausbreitung bei einer durchflussgesteuerte Belastung. Bei Betrachtung des zeitlichen Verlaufs des Injektionsdrucks bei Variation der initialen Schlitzlänge, war zu erkennen, dass kurze Schlitze zu einem steilen Anstieg zu Beginn mit deutlichem Peak und lange Schlitze zu einem eher flachen Verlauf der Injektionskurve führen. Auf Basis der unterschiedlichen Vorschädigungslängen konnten Spannungsintensitätsfaktoren für das Probenmaterial abgeleitet werden, wie in Abschnitt 3.2 beschrieben wird.

In [49] und [63] wurden in den Wiederbelastungsversuchen wesentlich kleinere Aufreißdrücke gemessen als bei der Erstbelastung zur Rissentstehung gemessen. In [63] wurden nach kurzer Wartezeit Aufreißdrücke gemessen, die der minimalen Hauptspannung entsprachen ($p_{w,fr} = \sigma_{min}$). Nach längerer Wartezeit lag der Aufreißdruck der Wiederbelastung weiterhin unter dem der Erstbelastung, war jedoch größer als die minimale Hauptspannung, was auf eine Rissheilung hinweist. Auch in [49] wurde bei der Wiederbelastung der Zusammenhang $p_{w,fr} = \sigma_{min}$ festgestellt und auch durch Aufbringen höherer Auflastspannungen nach erstmaliger Rissentstehung wurde der Aufreißdruck bei wiederholter Belastung nicht gesteigert. Diese Beobachtung rechtfertigt das Vorgehen in [56], bei dem die Wiederbelastung zur Bestimmung der Horizontalspannung im Boden verwendet wird.

Die Auswirkungen von Vorschädigungen auf den Aufreißdruck fallen somit sehr unterschiedlich aus und sind von weiteren Einflussfaktoren wie der Belastungsart abhängig. Nach einem vollständigen Aufreißen des Bodens ist jedoch eine dauerhafte Schwachstelle in der Probe geschaffen und der erneuten Rissöffnung steht nur die minimale Hauptspannung als Widerstand entgegen.

Rissdetektion und Rissbild

In den meisten Studien ist der Widerstand gegen Rissentstehung und damit der Aufreißdruck bei Rissentstehung von Interesse. Dieser Aufreißdruck wird in allen hier genannten Laboruntersuchungen als der maximale Druck im Bohrloch vor dem Druckabfall durch Rissentstehung definiert. Mit der Rissentstehung geht ein Zustrom vom Bohrloch in die Probe einher, sodass der Aufreißdruck entweder zum Zeitpunkt des Druckabfalls oder der plötzlichen Zunahme des Volumenstroms definiert wird. Dabei wurde in [112] und [67] festgestellt, dass nur bei Druckregelung in allen Fällen ein deutlicher Druckabfall zu sehen ist und bei Belastungen durch konstanten Durchfluss die Druckkurve oft nur langsam abflacht. Eine Rissvisualisierung während des Versuchs um die Rissentstehung bei Druckabfall optisch zu verifizieren würde in Lockergesteinsproben aufwendige Technologien wie hochauflösende CT-Aufnahmen erfordern. In Festgestein hingegen können Methoden wie die akustische Emissionsmessung verwendet werden, um die Entstehung von Rissen in den Proben während des Versuchs zu erkennen [112]. Diese Messungen wiesen etwa in [112] schon vor dem Druckabfall auf die Entstehung erster Mikrorisse hin, sodass ein Initiationsdruck bei der ersten Rissentstehung und ein Aufreißdruck bei Druckabfall („Breakdown“) definiert wurde. Während bei Druckregelung ein deutlicher Unterschied zwischen Initiations- und Aufreißdruck gemessen wurde, sind diese bei Versuchen mit konstantem Durchfluss annähernd gleich. Dies wurde auf das Eintreten von stabiler oder instabiler Rissausbreitung zurückgeführt (siehe Abschnitt 2.2.1).

In Lockergesteinsproben wird das Rissbild meist durch Einfärben des injizierten Fluids [69, 110, 58, 67, 22, 49, 109] oder auch durch aushärtende Fluide [47, 91] nach dem Probenausbau visualisiert. Dadurch sind Aussagen über die Anzahl, die Länge und die Richtung der Risse möglich. Die meisten Untersuchungen bestätigen die theoretischen Modelle der Rissmechanik nach der sich Risse orthogonal zur minimalen Hauptspannung ausbreiten [47, 42, 66, 107, 4]. In normal-konsolidierten Böden gilt meist $K < 1$, d.h. die Horizontalspannung die kleinste Hauptspannung, sodass sich die Risse vertikal ausbreiten. In überkonsolidierten Böden hingegen ist $K \geq 1$ möglich, weshalb hier horizontal orientierte Risse auftreten können. Bei isotrop konsolidierten Probekörpern wurden in [67] horizontale Risse und in [4] unterschiedlich orientierte Einzelrisse anstelle eines deutlichen Risses beobachtet. Untersuchungen an vorgeschädigten Proben [110, 4] zeigen, dass das Spannungsverhältnis und nicht die Richtung der Vorschädigung über die Orientierung der Rissausbreitung entscheidet. Versuche unter isotropen Spannungszuständen mit initialem Schlitz in [69] zeigten scheinbar willkürliche Richtungen der Rissausbreitung unabhängig von der Orien-

tierung der Vorschädigung. Nach [109] sind die Probenabmessung, der Überkonsolidierungsgrad OCR und die Belastungsgeschwindigkeit für die Rissorientierung maßgebend. Bei hohem OCR sowie sehr schnellen Drucksteigerungen traten horizontale Risse auf, während bei kleinem OCR nur bei kleinem Probendurchmesser horizontale Risse und bei großem Durchmesser vertikale Risse beobachtet wurden. Die Korrelation mit OCR entspricht der Theorie, dass sich Risse orthogonal zur minimalen Hauptspannung ausbreiten. Die Korrelationen mit der Belastungsgeschwindigkeit und dem Probendurchmesser sind durch Randeinflüsse bedingt. Murdoch betrachtete das Rissbild abhängig von dem Wassergehalt bei der Probenherstellung und der Länge des Startschlitzes. Die nach dem Probenausbau freigelegten Rissoberflächen zeigten einen glatten Bereich, in der sich das injizierte, gefärbte Fluid ausgebreitet hatte. Je nach Wassergehalt wurde eine raue oder ebenso glatte Zone an der voranschreitenden Rissfront beobachtet. Bei geringen Wassergehalten und damit aufgrund der Teilsättigung negativen Porenfluiddrücken im Porenraum traten vollständig eingefärbte, glatte Rissoberflächen ein. Bei höheren Wassergehalten hingegen wurden die längsten rauen Rissfronten, die nicht vom Injektionsfluid eingefärbt waren, beobachtet. Bei nahezu gesättigten Probekörpern nahm die Länge der nicht eingefärbten Rissfront wieder ab. Während in den Probekörpern sehr geringer Sättigung aufgrund des negativen Porenfluiddrucks das Injektionsfluid bis in die Risspitze fließt, dringt bei höherer Sättigung und höheren Porenfluiddrücken eine Mischung aus Porenfluid und Luft in die Rissfront, was die längsten rauen Rissfronten aufwies. Je weniger Luft im Porenraum vorhanden ist, desto kürzer zeigten sich diese Rissfronten. Festzuhalten ist an dieser Stelle, dass das Spannungsverhältnis maßgebend für die Rissorientierung ist, der gemessene Druckabfall nicht zwingend die erste Rissinitiation kennzeichnet und je nach Sättigung der Probekörper unterschiedliche Prozesse an der Risspitze den Riss vorantreiben.

3.2 Theorien der Rissentstehung

In diesem Abschnitt werden ausgewählte Theorien aus der Literatur zur Bestimmung des Aufreißdrucks für hydraulisch induzierte Risse präsentiert. Die Risstheorien werden nachfolgend eingeteilt in empirische, analytische und numerische Methoden. Die analytischen Methoden sind weiter untergliedert in die Anwendung der Elastizitätstheorie, der Hohlraumauflöschung und der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) durch Spannungsintensitätsfaktoren (SIF). Einige dieser Rissmodelle wurden anhand der Ergebnisse der Laborstudien in dem vorherigen Abschnitt 3.1 validiert. Die Tabelle 3.3 bietet eine Übersicht der nachfolgend präsentierten Risstheorien. Dazu sind jeweils die verwendete Methode, die Annahmen zum Eintreten eines Zug- oder Scherversagens, die Berücksichtigung eines Zustroms des injizierten Fluids in den Porenraum (Leak-off) und die erforderlichen Bodenparameter zur Bestimmung des Aufreißdrucks angegeben.

3.2.1 Empirische Ansätze und Korrelationen

Wie im Abschnitt 3.1 beschrieben, wird in den Versuchen zu hydraulisch induzierten Rissen eine Zunahme des Aufreißdrucks $p_{w,fr}$ mit steigender effektiver oder totaler Anfangsspannung in der Probe festgestellt. Jaworski [49] stellte einen linearen Zusammenhang zwischen der effektiven Anfangsspannung σ_0 und dem Aufreißdruck her:

$$p_{w,fr} = m \cdot \sigma_{min} + n \quad (3.1)$$

Die Materialkonstanten m und n bestimmte er mittels linearer Regression anhand von Versuchsdaten. Die Steigung m liegt nach [49] abhängig vom Wassergehalt bei Probenherstellung zwischen $m = 1,5$ und $1,8$. Für den Ordinatenabschnitt n sollte ein Zusammenhang mit der Zugfestigkeit der Proben aus Brazilian Tests in Anlehnung an Vaughan [98] hergestellt werden. Allerdings waren die aus der linearen Regression ermittelten Werte für n deutlich höher als die aus den Zugversuchen bestimmten Festigkeiten.

Ghanbari [36] versuchte die Parameter m und n anhand seiner Laborstudie an unterschiedlichen Dammmaterialien in Abhängigkeit von der Korngrößenverteilung, den Scherparametern, dem Wassergehalt und dem Verdichtungsgrad zu bestimmen. Daraus resultierten in [36] Werte von $m = 1,0$ bis $1,2$ sowie $n = 20$ bis 40 kPa, wobei wiederum keine Korrelation mit der Zugfestigkeit der Versuchsmaterialien hergestellt werden konnte.

Mori & Tamura [67] bestimmten an kohäsiven, unkonsolidierten Probekörpern die Steigung $m = 1$ und stellten fest, dass n etwa der einaxialen Druckfestigkeit q_u der Proben entspricht. Während in [98, 49, 36] von einem Zugversagen bei Rissentstehung ausgegangen wird, führt nach [67] und [75] ein Scherversagen durch die Porenwasserdruckbelastung zur Rissentstehung. Bei

Tabelle 3.3: Übersicht der theoretischen Ansätze zur Bestimmung des Aufreißdrucks.

Quelle	Methode ¹	Kriterium ²	Leak-off ³	Parameter ⁴
Hubbert & Willis [47]	ElTh	Z	✗	σ_t
Scheidegger [83]	ElTh	Z	✗	σ_t
Scheidegger [84]	ElTh	Z	✓	σ_t
Morgenstern & Vaughan [66]	ElTh	S	✗	φ, c
Haimson & Fairhurst [43]	ElTh	Z	✓	$\sigma_t, \nu, C_{mf}, C_m$
Bjerrum et al. et al.[16]	HA	Z		$\sigma_t, \varphi, E, \nu$
Massarsch [60]	HA	Z	✗	c_u, E, ν, A
Jaworski et al. [49]	Emp	Z		m, n
Widjaja [107]	ElTh/HA	Z	✓	ν, σ_t, k, n
Davis [21]	HA	-	✗	$\varphi/c_u, E, \nu, OCR$
Mori & Tamura [67]	ElTh	Z/S	✗	c_u, σ_t
Carter et al. [17]	HA	-	✗	φ, c, ψ, E, ν
Rummel [81]	LEBM	Z	✗	K_{Ic}
Panah & Yanagisawa [75]	ElTh	S	✗	c_u, φ_u
Schmitt & Zoback [85]	ElTh	Z	✓	$[84]/ [43]+\beta$
Mori & Tamura [68]	Emp	Z/S	✓	c_u, σ_t, k, μ^5
Lo & Kaniaru [58]	ElTh	Z	✗	σ_t, φ, c
Mhach [63]	ElTh	Z/S	✓	$\varphi, c/c_u, c_v$
Murdoch [69]	LEBM	Z	✗	K_{Ic}
Yanagisawa & Panah [110]	ElTh	S	✗	c_u, φ_u
Andersen et al. [5]	Num(/HR)	Z	✗	$OCR, c_u, (\sigma_t)$
Yu 2000 [111]	HA/Num			
Ghanbari & Rad [36]	Emp	Z	✗	m, n
Marchi et al. [59]	Emp	Z/S		
Wang [102]	LEBM(/Num)	Z	✗	K_{Ic}, K_{IIc}
Xu et al. [109]	Num			
Nagaso et al. [71]	Num			

¹ Emp = Empirischer Ansatz, ElTh = Elastizitätstheorie (Hohlzylindermodell), HA = Hohlraumaufweitung, LEBM = Linear Elastische Bruchmechanik, Num = Numerische Methode ² Rissentstehung durch Zug- (Z) oder Scherbelastung (S) ³ Modell berücksichtigt Leak-off (Zustrom des Injektionsfluids in den Porenraum) ⁴ Für das Modell erforderliche Materialparameter. ⁵ Viskosität des injizierten Fluids μ

rein elastischem Verhalten stellt n bei reinem Zugversagen die Zugfestigkeit dar und die Steigung ist $m = 1$ [67]. Nach Marchi et al. [59] tritt bei $m = 1$ hingegen Scherversagen bei plastischen Materialverhalten ein, das bei Böden plastischer Konsistenz zu beobachten ist. Bei der linearen Regression mit Versuchsdaten an Böden mit negativen Konsistenzzahlen resultiert stattdessen $m = 2$, woraus in [59] auf Zugversagen geschlossen wird.

3.2.2 Analytische Methoden

Durch Vereinfachung der Probengeometrie, des Materialverhaltens und der Drainagebedingungen können analytische Lösungen verwendet werden, um die Spannungen bei Rissentstehung durch die Steigerung des Bohrlochinnendrucks zu ermitteln. Unter Annahme eines spannungsbasierten Grenzkriteriums kann somit der Bohrlochinnendruck bei Rissentstehung (Aufreißdruck $p_{w,fr}$) analytisch hergeleitet werden. Die analytischen Ansätze zur Bestimmung des Aufreißdrucks werden nachfolgend untergliedert nach der Anwendung der Elastizitätstheorie, der Hohlraumaufweitung oder der Spannungsintensitätsfaktoren aus der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM). Die Grundprinzipien dieser drei Ansätze sind in der Abbildung 3.2 skizziert. Je nach Anwendungsge-

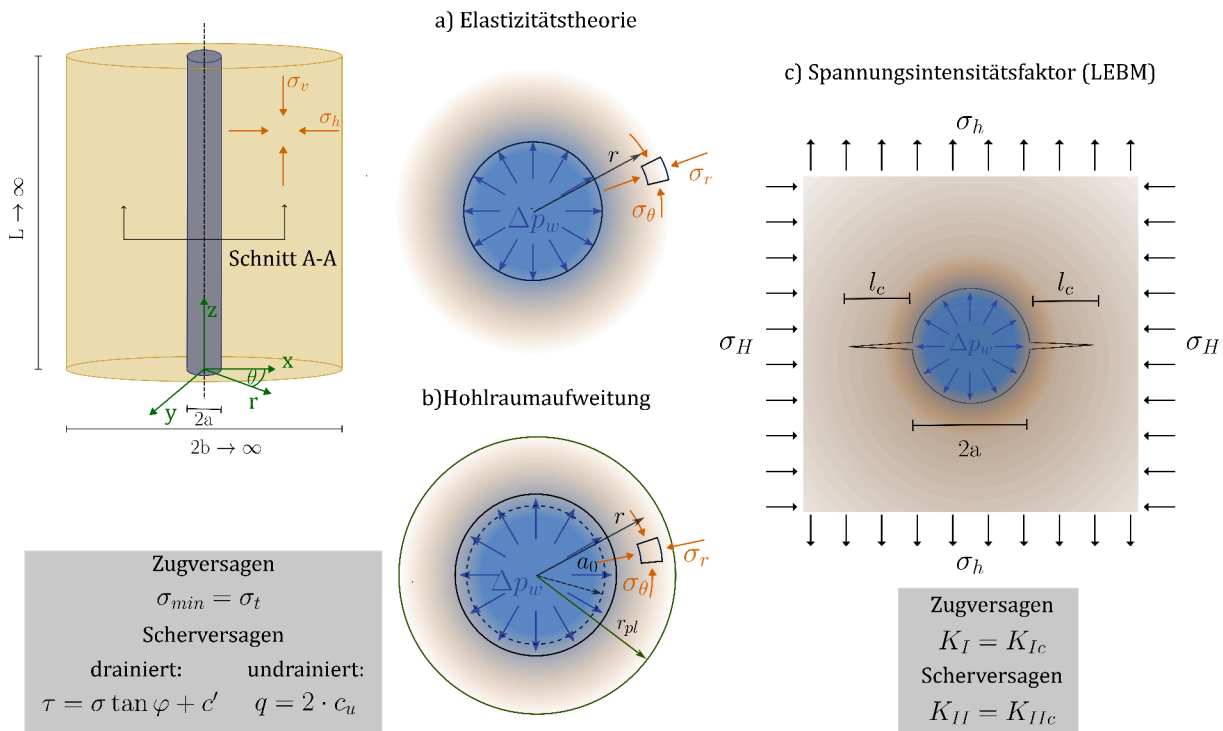


Abbildung 3.2: Vereinfachte Modelle zur Berechnung des Aufreißdrucks. Links: 3D-Skizze des Hohlzylinders. Mittig: 2D-Modelle des Hohlzylinders für die Elastizitätstheorie und die Hohlraumaufweitung. Rechts: Modell zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren für einen initialen Riss durch das Bohrloch.

biet werden in der Literatur unterschiedliche Begriffe für das Bohrloch, den Bohrlochinnendruck Δp_w , den Ausreißdruck $p_{w,fr}$ und den Zustrom aus dem Bohrloch in den Porenraum („Leak-off“) zu finden. Nachfolgend werden jedoch immer die genannten Bezeichnungen gewählt. Auch die Notation aus den Quellen wurde nicht übernommen und stattdessen werden die für die Abbildung 3.2 gewählten Termini verwendet. Unabhängig von der Vorzeichenkonvention der Quelle ist in dieser Arbeit Druck positiv und Zug negativ.

Bei der Elastizitätstheorie und der Hohlräumeaufweitung wird für das Bohrloch im Boden oder in der Bodenprobe das Randwertproblem eines dickwandigen Hohlzylinders betrachtet. Der Innenradius a des Zylinders stellt das Bohrloch dar, in dem der Bohrlochinnendruck Δp_w wirkt. Die Länge L des Zylinders geht bei einer zweidimensionalen Betrachtung des Bohrlochs gegen unendlich ($L \rightarrow \infty$). Wenn das Hohlzylindermodell ein Bohrloch im Boden darstellt, ist der Außenradius b im Vergleich zum Innenradius a sehr groß ($a \ll b$) und unbelastet. Als Modell einer Bodenprobe entsprechen a und b den Probenabmessungen und auf den äußeren Rand $r = b$ wirkt die Auflast (Konsolidierungsspannung) σ^{tot} . Das initiale Spannungsverhältnis im Boden oder in der Bodenprobe wird mit der effektiven Vertikalspannung σ_v und den effektiven Horizontalspannungen $\sigma_H \geq \sigma_h$ bezeichnet. Das initiale Spannungsverhältnis ist somit $K_0 = \sigma_h/\sigma_v$ oder σ_h/σ_H . Die (effektiven) Hauptspannungen in dem Hohlzylinder lassen sich in Zylinderkoordinaten schreiben. Die Radialspannung σ_r und die Tangentialspannung σ_θ sind abhängig vom Radius r und die Vertikalspannung σ_z unabhängig von r .

Die Ansätze der Elastizitätstheorie und der Hohlräumeaufweitung unterscheiden sich insofern, dass bei der Hohlräumeaufweitung die Spannungsänderungen von einer radialen Bodenverschiebung am Bohrlochrand abhängen. Diese Annahme einer Hohlräumeaufweitung ist vor allem bei einer „schnellen“ (im Vergleich zur hydraulischen Durchlässigkeit), undrainierten Belastung durch den Bohrlochdruck Δp_w gerechtfertigt, da in diesem Fall kein Fluid aus dem Bohrloch in den Boden strömt und Δp_w wie eine mechanische Auflast auf den inneren Radius a wirkt.

Des Weiteren können die analytischen Modelle anhand der hydraulischen Randbedingung am Bohrlochrand a in zwei Gruppen unterteilt werden. Bei den Ansätzen ohne „Leak-off“ wird angenommen, dass kein Zustrom des Bohrlochfluids in den Porenraum des Boden stattfindet. Bei den Ansätzen mit „Leak-off“ werden vereinfachte Modellvorstellungen verwendet, um den Zustrom in den Porenraum während der Belastung bei der Bestimmung des Aufreißdrucks zu berücksichtigen.

Bei dem dritten Ansatz wird die Theorie der Spannungsintensitätsfaktoren aus der LEBM auf die hydraulisch induzierte Rissentstehung übertragen. Dazu wird angenommen, dass bereits ein initialer Riss vorhanden ist und sich der Boden an der Risspitze bei einer weiteren Rissausbreitung linear-elastisch verhält. Die Spannungsintensitätsfaktoren K_I bzw. K_{II} dienen der Beschreibung des Spannungsfelds im Bereich der Risspitze für eine reine Zug- (Modus I) bzw. eine reine Scherbeanspruchung (Modus II), da Spannungen unmittelbar an der Risspitze unendlich groß werden ($\lim_{r \rightarrow 0} \sigma = \infty$). Überschreiten die Spannungsintensitätsfaktoren die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren $K_{I,c}$ bzw. $K_{II,c}$ führt dies zu einer Rissausbreitung.

tensitätsfaktoren des Materials K_{Ic} bzw. K_{IIc} , breitet sich der Riss aus (siehe Abschnitt 2.2. Die Schwierigkeit bei der Anwendung der LEBM auf boden- oder geomechanische Fragestellungen besteht in der Bestimmung von K_I und K_{II} , die von der Proben- und Rissgeometrie und der Belastungsrandbedingung abhängen, und der Materialkonstanten K_{Ic} und K_{IIc} .

Elastizitätstheorie

1957 verwendeten Hubbert & Willis [47] das zweidimensionale Randwertproblem eines elastischen, dickwandigen Hohlzylinders nach Timoshenko [95] ($L \rightarrow \infty$), um den für eine Rissentstehung erforderlichen Bohrlochinnendruck Δp_w im Boden zu bestimmen ($b \gg a$, $\sigma^{tot} = 0$). Nach [95] berechnet sich die Änderung der effektiven Radial- bzw. Tangentialspannung durch Δp_w abhängig vom Radius r zu

$$\Delta\sigma_r = +\Delta p_w \frac{a^2}{r^2} \quad (3.2a)$$

$$\Delta\sigma_\theta = -\Delta p_w \frac{a^2}{r^2}, \quad (3.2b)$$

wenn kein Fluid radial aus dem Bohrloch in den Zylinder strömt (kein Leak-off) [47]. Die axiale Spannung im Boden σ_z ist hingegen unabhängig von Δp_w ($\Delta\sigma_z = 0$). Die Spannungsverteilung um das Bohrloch nach der Bohrlochherstellung bei einem Spannungsverhältnis im Boden von $K_0 = \sigma_h/\sigma_H$ werden in [47] durch eine Superposition des initialen Spannungszustands und der Spannungsänderungen nach den Gleichungen 3.2 berücksichtigt. Eine Rissentstehung tritt nach [47] ein, wenn durch den Bohrlochinnendruck die minimale Spannung am Bohrlochrand die Zugfestigkeit erreicht: $\sigma_{min}(r = a) = \sigma_t$. Der Theorie von [47] zufolge steigt der für die Rissentstehung erforderliche Aufreißdruck $p_{w,fr}$, wenn entgegen der Annahme für die Gleichungen 3.2 Leak-off eintritt. Der Bohrlochdruck Δp_w , bei dem bestehende Risse geöffnet werden, ist jedoch unabhängig vom Leak-off [47].

1962 erweiterte Scheidegger [84] die Gleichungen aus [47] um die Zugfestigkeit σ_t des Bodens. Außerdem unterschied er bei der Ermittlung des Aufreißdrucks für vertikale Risse in Fels bei $\sigma_v > \sigma_H > \sigma_h$ zwischen dem undrainierten Fall ohne und dem drainierten Fall mit Leak-off:

$$p_{w,fr} = 3\sigma_h - \sigma_H + \sigma_t \quad (\text{ohne Leak-off}) \quad (3.3a)$$

$$p_{w,fr} = \frac{1}{2}(3\sigma_h - \sigma_H + \sigma_t) \quad (\text{mit Leak-off}) \quad (3.3b)$$

Ist der Aufreißdruck hingegen größer als die Vertikalspannung ($p_{w,fr} < \sigma_v$) treten nach [84] horizontale Risse auf. Zur Validierung der Gleichungen 3.3 dienten insitu-Messungen von Aufreißdrücken bei der Bohrlochherstellung.

Alternativ zu der zweidimensionalen Hohlzylinderbetrachtung ermittelte Scheidegger in [83]

die Spannungsänderungen ausgehend von einer Drucksteigerung Δp_w in einem kugelförmigen Hohlraum im Boden. Laut [83] stellt die punktförmige Belastung ein realitätsnäheres Modell für die Porenwasserdruckausbreitung in einem Bohrloch dar und die insitu gemessenen Aufreißdrücke können ohne eine Zugfestigkeit des Festgesteins nachvollzogen werden. Der dreidimensionale Ansatz mit einer punktförmigen Quelle wurde in den nachfolgend präsentierten Modellen nicht mehr aufgegriffen.

1963 betrachteten Morgenstern & Vaughan [66] die Rissentstehung in Felsformationen basierend auf dem elastischen Ansatz von [47] für normal- und überkonsolidierte Spannungszustände. Die Gleichungen für das Rissversagen basiert in [66] auf den Annahmen, dass weder die Bohrlochherstellung noch Leak-off die Spannungen im Boden um das Bohrloch beeinflussen. Für das Risskriterium wird ein Scherversagen nach Mohr-Coulomb mit dem Reibungswinkel φ und der effektiven Kohäsion c' sowie der minimalen bzw. maximalen Hauptspannung σ_{min} und σ_{max} verwendet:

$$\frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \sin \varphi = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} - c' \cos \varphi \quad (3.4)$$

Bei normalkonsolidierten Böden stellen initial die Horizontalspannung die minimale Hauptspannung ($\sigma_h = \sigma_{min}$) und die Vertikalspannung die maximale Hauptspannung ($\sigma_v = \sigma_{max}$) dar, sodass das Spannungsverhältnis $K_0 = \sigma_h/\sigma_v < 1$. In überkonsolidierten Böden hingegen liegt häufig ein Spannungszustand mit $\sigma_v = \sigma_{min}$ und $\sigma_h = \sigma_{max}$ und somit $K_0 > 1$ vor. Desweiteren wrd angenommen, dass beide Hauptspannungen gleichermaßen um den Bohrlochdruck Δp_w reduziert werden ($\sigma_{min} = \sigma_{v/h} - \Delta p_w$, $\sigma_{max} = \sigma_{h/v} - \Delta p_w$), sodass sich der Aufreißdruck $p_{w,fr}$ aus der Gleichung 3.4 durch Einsetzen der um $p_{w,fr}$ reduzierten Hauptspannungen ergibt:

$$p_{w,fr} = \frac{\sigma_v(1 + K_0)}{2} - \frac{\sigma_v(1 - K_0)}{2 \sin \varphi} + c' \cot \varphi \quad (3.5)$$

Die Schlussfolgerungen aus dem Mohr-Coulomb-Rissmodell in [66] lauten: Der Fels oder der Boden besitzt kohäsive Kräfte, wenn die gemessenen Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ höher als die Überlagerungsspannung σ_v sind. Und je geringer die σ_v desto größer ist der Einfluss der Kohäsion c' bei Rissentstehung. Aufgrund der unterschiedlichen Fels- und Klufformationen sind stets verschiedene Risskriterien zu betrachten.

1967 leiteten Haimson & Fairhurst [42] aus einer analytischen Lösung für eine thermoelastische Belastung eines Hohlzylinders mit $L \rightarrow \infty$ und $a \ll b$ in [95] einen poroelastischen Ansatz ab, mit dem auch Leak-off berücksichtigt wird. Für das poroelastische Verhalten sind die Poissonzahl ν und der Porositätsparameter nach Biot [12] $\alpha = 1 - C_m/C_{m,f}$ aus der Kompressibilität des Korngerüsts (Matrix - C_m) und des Bodens (Matrix und Fluid - $C_{m,f}$) zu bestimmen. Die effektiven Spannungen abhängig vom Radius r werden durch die Superposition der resul-

tierenden Spannungsfelder aus der Bohrlochherstellung, durch den Bohrlochinnendruck und durch den Leak-off ermittelt. Zur Bestimmung der Spannungsverteilung abhängig von r muss die radiale Abnahme des Porenwasserdrucks im Boden $p_w(r)$ aufgrund des Leak-offs ausgehend von $p_w(r = a)\Delta p_w$ bekannt sein. Die effektiven Spannungen σ_r , σ_θ und σ_z direkt am Bohrlochrand ($r = a$) können jedoch unabhängig von $p_w(r)$ berechnet werden:

$$\sigma_r = \Delta p_w \quad (3.6a)$$

$$\sigma_\theta = [\sigma_v - \sigma_h + 2(\sigma_v - \sigma_h) \cos 2\theta] - \alpha \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu} \Delta p_w \quad (3.6b)$$

$$\sigma_z = 0 \quad (3.6c)$$

Demzufolge treten Zugspannungen nur tangential zum Bohrloch auf ($\sigma_\theta < 0$). Die kleinste Tangentialspannung liegt bei $\theta = \{0; \pi\}$:

$$\sigma_\theta = \left(2 - \alpha \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu}\right) \Delta p_w - 3\sigma_h + \sigma_v \quad (3.7)$$

Mit der Annahme, dass Rissentstehung eintritt, wenn die effektive Tangentialspannung die Zugfestigkeit des Materials erreicht $\sigma_\theta = \sigma_t$, resultiert aus der Gleichung 3.7 für den Aufreißdruck:

$$p_{w,fr} = \frac{\sigma_t + 3\sigma_h - \sigma_v}{2 - \alpha \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu}} \quad (3.8)$$

Ohne Berücksichtigung des Leak-offs durch die Poroelastizität entspricht die Gleichung 3.8 der Gleichung 3.3a in [84].

1984 verwendete Widjaja [107] eine analytische Lösung des elastischen, dickwandigen Hohlzylinders zur Interpretation seiner Versuchsreihe an Hohlzylinderproben mit einer stufenweisen Porenwasserdrucksteigerung im Bohrloch. Im Gegensatz zu den bisher präsentierten Elastizitätstheorien ist in [107] der Außenradius b endlich und σ^{tot} entspricht der Radialspannung auf die Probe (siehe Abbildung 3.2). Die initiale Spannungsverteilung in der Probe nach der Bohrlochherstellung und vor der Steigerung des Bohrlochinnendrucks wird nach der Lösung in [95] berücksichtigt:

$$\sigma_r = \frac{1 - a^2/r^2}{1 - a^2/b^2} \sigma_h \quad (3.9a)$$

$$\sigma_\theta = \frac{1 + a^2/r^2}{1 - a^2/b^2} \sigma_h \quad (3.9b)$$

In [107] wird Leak-off berücksichtigt, in dem das Hohlzylindermodell in einen „durchströmten“ Bereich um das Bohrloch mit dem Radius r_s und einem „nicht durchströmten“ Bereich ab $r > r_s$ eingeteilt wird. Für die Berechnung des durchströmten Bereichs werden die Probendurchlässigkeit k und die Rate der Bohrlochdrucksteigerung $\Delta \dot{p}_w$ verwendet. Durch den Volumenzustrom kommt

es in dem durchströmten Bereich zu einer Aufweitung. Durch die Kompatibilitätsgleichungen am Übergang zwischen durchströmten und nicht durchströmten Bereich $r = r_s$ können die Spannungen um das Bohrloch berechnet werden. Eine Rissentstehung tritt nach [107] ein, wenn durch die Drucksteigerung im Bohrloch die Tangentialspannung die Zugfestigkeit der Probe erreicht ($\sigma_\theta \geq \sigma_t$). Mit dem Modell nach [107] lässt sich der Aufreißdruck nur iterativ berechnen. Mit einem Bohrlochinnendruck und der zugehörigen Belastungszeit $\Delta t = \Delta \dot{p}_w \cdot \Delta p_w$ wird der durchströmte Bereich r_s ermittelt. Aus den Kompatibilitätsgleichungen ergibt sich daraus $\sigma_\theta(\Delta p_w, r = a)$. Für $\sigma_\theta < \sigma_t$ ist die Berechnung mit einem höheren Bohrlochinnendruck zu wiederholen, für $\sigma_\theta \leq \sigma_t$ entspricht $\Delta_p \geq p_{w,fr}$.

1989 prüften Schmitt & Zoback [85] die Anwendbarkeit der Gleichungen 3.3a und 3.8 von Scheidegger bzw. Haimson & Fairhurst auf Versuche zur hydraulisch induzierten Rissen in Festgestein. Während die Gleichung 3.3a nur für den Fall ohne Leak-off gilt, wird in der Gleichung 3.8 Leak-off durch den Parameter α der Poroelastizität nach Biot berücksichtigt. Die aus den Gleichungen resultierenden Aufreißdrücke stellten beim Vergleich mit den Versuchen in [85] eine Ober- bzw. Untergrenze für die gemessenen Aufreißdrücke dar. Die Aufreißdrücke in geringporösen Festgesteinsproben konnten weder mit der Gleichung 3.3a noch mit der Gleichung 3.8 nachvollzogen werden. Zur Verbesserung der Ansätze wurde in [85] die Berechnung der effektiven Spannungen in den Gleichungen 3.3 und 3.8 durch den Koeffizienten β modifiziert. Mit

$$\sigma = \sigma^{tot} - \beta p_w \quad (3.10)$$

werden die Gleichungen 3.3a und 3.8 zu:

$$p_{w,fr} = 3\sigma_h^{tot} - \sigma_v^{tot} + \sigma_t - \beta p_w \quad (3.11a)$$

$$p_{w,fr} = \frac{2\sigma_h - \sigma_v + \sigma_t - \alpha \frac{1-2\nu}{1-\nu} p_w}{1 + \beta - \alpha \frac{1-2\nu}{1-\nu}} \quad (3.11b)$$

α wurde experimentell nach [73] und [19] bestimmt. β wurde in [85] durch die gemessenen Aufreißdrücke an Festgesteinsproben anhand der Gleichung 3.11 berechnet. Mit der Gleichung 3.11b konnte in [85] eine bessere Übereinstimmung der gemessenen und der berechneten Aufreißdrücke in geringporösen Festgesteinsproben erzielt werden. Zudem sind mit der Erweiterung um β die Ansätze nach [84] und [42] konsistent, da für $\alpha = 0$ und $\beta = 0$ aus der Gleichung 3.11 die Gleichung 3.3 resultiert.

1989 leiteten Panah & Yanagisawa [75] den Aufreißdruck aus der analytischen Lösung für die zweidimensionale Betrachtung ($L \rightarrow \infty$) des elastischen Hohlzylinders mit endlichem Außenradius b und einem Risskriterium nach Mohr-Coulomb her. Zur Validierung des Ansatzes dienten Laborversuche an Hohlzylinderproben unter undrainierten Randbedingungen, weshalb für das

Mohr-Coulomb-Kriterium totale Spannungen und die undrainierten Scherparameter c_u und φ_u verwendet werden. Der Aufreißdruck ergibt sich somit zu:

$$p_{w,fr} + p_{w,0} = \frac{b^2(1 + \sin \varphi_u)}{b^2 + a^2 \sin \varphi_u} \sigma^{tot} + \frac{(b^2 - a^2) \cos \varphi_u}{b^2 - a^2 \sin \varphi_u} c_u \quad (3.12)$$

1994 erweiterten Yanagisawa & Panah [110] diesen Ansatz für einen dreidimensionalen Spannungszustand um ein Bohrloch im Boden mit den Hauptspannungen $\sigma_3 < \sigma_2 < \sigma_1$ und der Bohrlochachse in Richtung der maximalen Hauptspannung σ_1 . Die Spannungsverteilung um das Bohrloch wurden nach [96] für das Randwertproblem eines Lochs in einer unendlichen Scheibe hergeleitet. Für den Aufreißdruck resultiert aus der Spannungsverteilung und dem Mohr-Coulomb-Kriterium:

$$p_{w,fr} + p_{w,0} = (1,5\sigma_3^{tot} - 0,5\sigma_2^{tot})(1 - \sin \varphi_u) + 2c_u \cos \varphi_u \quad (3.13)$$

In [110] konnten mit diesem Ansatz die Aufreißdrücke in kubischen Probekörpern unter dreidimensionalem Spannungszustand wiedergegeben werden. Mit $\varphi_u = 0$ und $\sigma_3 = \sigma_2$ reduziert sich die Gleichung 3.13 zu $p_{w,fr} + p_{w,0} = \sigma_h^{tot} + 2c_u$. Dies entspricht dem Ansatz nach Mori & Tamura [67], die zur Validierung dieser Gleichung anhand ihrer Laborversuche die undrainierte Scherfestigkeit aus der einaxialen Druckfestigkeit bestimmten ($c_u = q_u/2$).

Die Kombination aus der analytischen Lösung für den Hohlzylinder mit $L \rightarrow \infty$ und dem Versagenskriterium nach Mohr-Coulomb wurde auch 1990 von Lo et al. [58] verwendet, wobei das Scherversagen mit den effektiven Scherparametern φ und c' um die Zugfestigkeit σ_t erweitert wurde. Dadurch resultiert für den Aufreißdruck:

$$p_{w,fr} = \left(\frac{b^2}{b^2 + a^2 \sin \varphi} \right) \left(\left(1 - \frac{a^2}{b^2} \right) \left((1 + \sin \varphi) \frac{\sigma_t}{2} + c' \cos \varphi \right) + (1 + \sin \varphi) \sigma_h \right) \quad (3.14)$$

Für $a \ll b$ reduziert sich die Gleichung zu:

$$p_{w,fr} = c' \cos \varphi + (1 + \sin \varphi) \frac{\sigma_t}{2} + (1 + \sin \varphi) \sigma_h \quad (3.15)$$

Bei der Validierung der Gleichung 3.14 anhand der gemessenen Aufreißdrücke an gesättigten, konsolidierten Proben wurde in [58] eine gute Übereinstimmung festgestellt. Die Aufreißdrücke in ungesättigten und unkonsolidierten Proben wurden mit der Gleichung 3.14 überschätzt.

Hohlraumaufweitung

1972 leiteten Bjerrum et al. [16] anhand des Hohlzylindermodells einen analytischen Ansatz zur Bestimmung des Aufreißdrucks her, bei dem der initiale Spannungszustand durch die Bohrloch-

herstellung berücksichtigt und von einem Rissversagen bei $\sigma_\theta = \sigma_t$ am Bohrlochrand ($r = a$) ausgegangen wird. Die Anfangsspannungen nach der Bohrlochherstellung betragen bei $r = a$ $\sigma_r = (1 + \beta)\sigma_h$ und $\sigma_\theta = (1 - \alpha)\sigma_h$, wobei α und β Funktionen des Reibungswinkels φ , des Elastizitätsmoduls E und der Poissonzahl ν sind. Bei der Bestimmung des Aufreißdruckes $p_{w,fr}$ wird zwischen einem Rissversagen vor und nach einer radialen Bodenverschiebung bei $r = a$ durch den Innendruck Δp_w unterschieden. Diese Bodenverschiebung entspricht einer Hohlräumeaufweitung am Bohrlochrand, die in den nachfolgenden Modellen die Grundlage zur Berechnung von $p_{w,fr}$ darstellt. Nach [16] tritt eine Hohlräumeaufweitung vor dem Rissversagen ein, wenn

$$\left(\frac{1}{\nu} - 1\right) \left[(1 - \alpha)K + \frac{\sigma_t}{\sigma_v} \right] \leq (1 + \beta)K \quad (3.16)$$

mit dem Spannungsverhältnis $K = \sigma_h/\sigma_v$ und der Zugfestigkeit σ_t gilt. Für ein Rissversagen nach der Hohlräumeaufweitung lautet die Gleichung für den Aufreißdruck:

$$p_{w,fr} = \sigma_v(1 - \nu) \left[(2 + \beta - \alpha)K + \frac{\sigma_t}{\sigma_v} \right] \quad (3.17)$$

Tritt das Rissversagen vor der Hohlräumeaufweitung ein, gilt:

$$p_{w,fr} = \sigma_v \left(\frac{1}{\nu} - 1\right) \left[(1 - \alpha)K + \frac{\sigma_t}{\sigma_v} \right] \quad (3.18)$$

1978 beschäftigte sich Massarsch [60] mit der Rissentstehung in kohäsiven Böden bei undrainierten Bedingungen. Zur Berechnung der Spannungsänderung durch die Bohrlochherstellung verwendete er die Theorie der Hohlräumeaufweitung von Bishop et al. [14] in einem Hohlzylinder mit $a \ll b$ und erweiterte diese für ein elastoplastisches Materialverhalten mit der undrainierten Scherfestigkeit c_u . Aufgrund der undrainierten hydraulischen Randbedingungen werden zunächst die totalen Spannungsänderungen durch die Hohlräumeaufweitung ermittelt und die effektiven Spannungsänderungen anhand der Porenwasserdruckänderungen berechnet ($\Delta\sigma = \Delta\sigma^{tot} - \Delta p_w$). Bei einem Bohrlochinnendruck von

$$\Delta p_w = c_u \ln \left[\frac{1,36E}{c_u(1 + \nu)} \right] \quad (3.19)$$

kommt es bei $r = a$ zu einer Hohlräumeaufweitung um Δr , wodurch sich eine plastische Zone mit dem Radius r_{pl} bildet. Die effektiven Spannungsänderungen können in der plastifizierten Zone in Abhängigkeit von den Materialparametern E , ν , c_u sowie dem Skempton Parameter A [88]

berechnet werden:

$$\Delta\sigma_r = c_u(1,577 - 1,733A) \quad (3.20a)$$

$$\Delta\sigma_\theta = c_u(-0,428 - 1,733A) \quad (3.20b)$$

$$\Delta\sigma_z = c_u(0,577 - 1,733A) \quad (3.20c)$$

Für die Herleitung dieser Gleichungen wird auf [60] verwiesen. Die effektiven Spannungen um das Bohrloch werden durch die Superposition der initialen Spannungen im Boden σ_v und σ_h mit der Spannungsänderungen nach den Gleichungen 3.20 ermittelt. Für $A > 0,33$ werden die Tangential- und die Vertikalspannung reduziert. Unter der Annahme, dass der Riss bei der ersten Zugspannung eintritt ($\sigma_t = 0$), wird das Risskriterium als Erstes für die Horizontalspannung erreicht ($\sigma_h - \Delta\sigma_\theta = 0$). Damit ergibt sich aus den Gleichungen 3.19 und 3.20 der Aufreißdruck zu:

$$p_{w,fr} = \sigma_h \frac{\ln \left[\frac{1,359E}{c_u(1+\nu)} \right]}{1,73A + 0,43} \quad (3.21)$$

Diese Gleichung gilt für vertikale Risse bei $K_0 < 1$. Horizontale Risse treten ein, wenn zuerst die Vertikalspannung zu Null wird. In diesem Fall resultiert der Aufreißdruck aus der Gleichung 3.20c zu:

$$p_{w,fr} = \sigma_v \frac{\ln \left[\frac{1,359E}{c_u(1+\nu)} \right]}{1,73A - 0,577} \quad (3.22)$$

Die aus der Hohlräumeaufweitung resultierenden Aufreißdrücke wurden 1987 von Mori & Tamura [67] durch Aufblasen eines Latexballon in kohäsiven Probekörpern bestätigt. Für Frackingversuche ohne Latexballon ergaben sich in ihrer Laborstudie allerdings auch bei undrainierter Belastung geringere Aufreißdrücke als nach den Gleichungen 3.21 oder 3.22.

1984 entwickelten Davis et al. [21] eine Lösung für die Hohlräumeaufweitung mit einem ratenabhängigen (hypoelastischen) Stoffmodell. Zur Bestimmung der Spannungs- und Porenwasserdruckänderungen durch die Aufweitung eines zylindrischen Hohlraums ausgehend von einem Radius $r_0 = 0$ sind in [21] Nomogramme angegeben. Eingangsdaten für diese Nomogramme sind der Reibungswinkel φ oder die undrainierte Scherfestigkeit c_u , die effektive mittlere Konsolidierungsspannung p_c , der Überkonsolidierungsgrad OCR und das Spannungsverhältnis K_0 . Die Validierung des vergleichbar komplexen Modells anhand von insitu-Messungen bei der Pfahlherstellung ist in [21] nicht zufriedenstellend.

1991 verwendete Mhach [63] die analytische Lösung für den elastischen Hohlzylinder für drainierte Randbedingungen in effektiven Spannungen und für undrainierten Randbedingungen in

totalen Spannungen. Für die drainierten Bedingungen wird unter Verwendung des Mohr-Coulomb-Kriteriums mit dem Reibungswinkel φ und $c' = 0$ zwischen zwei Kriterien zur Rissentstehung unterschieden:

1. $\sigma_\theta(r = a) = 0$
2. $\frac{\sigma_\theta(r=a)}{\sigma_r(r=a)} = K_0$ mit $K_0 = \frac{1-\sin\varphi}{1+\sin\varphi}$

Die zugehörigen Aufreißdrücke lauten:

$$p_{w,fr} + p_{w,0} = \frac{1}{1 + \frac{a^2}{b^2}} \left(2\sigma_h^{tot} - \left(1 - \frac{a^2}{b^2} \right) p_{w,0} \right) \quad (3.23a)$$

$$p_{w,fr} + p_{w,0} = \frac{1}{K_0 - K_0 \frac{a^2}{b^2} + 1 + \frac{a^2}{b^2}} \left(2\sigma_h^{tot} - p_{w,0} \left(1 - \frac{a^2}{b^2} - K_0 + K_0 \frac{a^2}{b^2} \right) \right) + p_{w,0} \quad (3.23b)$$

Bei undrainierten Bedingungen werden unter Verwendung des Tresca-Kriterium mit der undrainierten Scherfestigkeit c_u drei Risskriterien betrachtet:

1. $\sigma_\theta^{tot}(r = a) = 0$
2. $\sigma_r^{tot}(r = a) - \sigma_\theta^{tot}(r = a) = 2c_u$ (Erreichen der Fließgrenze am Bohrlochrand)
3. $\sigma_r^{tot} - \sigma_\theta^{tot} = 2c_u$ für $r \leq b$ (Plastifizierung über ganzen Radius)

Damit berechnen sich die zugehörigen Aufreißdrücke zu:

$$p_{w,fr} + p_{w,0} = \sigma_h^{tot} \left(1 + \frac{1 - a^2/b^2}{1 + a^2/b^2} \right) \quad (3.24a)$$

$$p_{w,fr} + p_{w,0} = c_u \left(1 - \frac{a^2}{b^2} \right) + \sigma_h^{tot} \quad (3.24b)$$

$$p_{w,fr} + p_{w,0} = 2c_u \ln \left[\frac{b}{a} \right] + \sigma_h^{tot} \quad (3.24c)$$

Zur Validierung der Ansätze wurden in [63] c_u und φ abhängig von OCR aus Triaxialversuchen ermittelt. Um die Reduktion des Aufreißdrucks bei drainierten Bedingungen durch Leak-off zu berücksichtigen, wird in [63] eine 1D-Konsolidierungstheorie verwendet. Es wird angenommen, dass durch den Zustrom in die Probe ein aufgelocketer Bereich mit dem Radius a_{cv} um das Bohrloch entsteht, der sich mithilfe des Konsolidierungsbeiwerts c_v näherungsweise nach [8] für die Belastungsdauer t bestimmen lässt:

$$a_{cv} = a + \sqrt{\left(\frac{3}{4} \cdot c_v \cdot t \right)} \quad (3.25)$$

Zur Berechnung des Aufreißdrucks unter Berücksichtigung des Leak-offs ersetzt a_{cv} in den Gleichungen 3.23 den ursprünglichen inneren Radius a .

2000 wurden von Yu [111] analytische und numerische Lösungen für unterschiedliche Randwertprobleme der Hohlräume aufweitung zusammengestellt. Betrachtet werden kugelförmige und zylindrische Hohlräume im endlichen oder unendlichen Raum, die sich unter einem Innendruck ausdehnen. Für die Spannungs-Verformungsberechnung werden elastisches und elastisch-plastisches Materialverhalten mit Versagenskriterien nach Mohr-Coulomb und Tresca sowie Stoffmodelle mit kritischen Zustand für Ton oder Sand verwendet. Für zeitabhängiges Materialverhalten werden Lösungen mit Visko-Elastizität und -Plastizität sowie mit Konsolidierungsberechnungen betrachtet. Auch die Berechnung der Hohlräume aufweitung mit der Finite Elemente Methode wird vorgestellt.

Nur bei für die Hohlräume aufweitung in einem rein elastischen Material kann die analytische Lösung für die Beziehung zwischen dem Bohrlochinnendruck Δp_w und der radialer Aufweitung Δr sowie die Spannungsverteilung um den Hohlraum für Δp_w in geschlossener Form präsentiert werden. Bereits für ein elastisch-perfekt plastisches Materialverhalten sind zur Bestimmung der $\Delta p_w - \Delta r$ -Beziehung iterative Verfahren erforderlich. Damit wird die Anwendung der in [111] vorgestellten analytischen Lösungen vergleichsweise komplex und zeitintensiv, sodass für die Anwendung im Rahmen dieser Arbeit kein Vorteil der analytischen Ansätze der Hohlräume aufweitung im Vergleich zu einer FE-Berechnung besteht. Ein Vergleich der Versuchsergebnisse mit Lösungen aus [111] wird daher im Abschnitt 5.1 nicht präsentiert.

Spannungsintensitätsfaktor

1987 wandte Rummel [81] die LEBM auf die hydraulisch induzierte Rissentstehung in Festgestein an, indem er den Spannungsintensitätsfaktor (SIF) K_I für einen Zugriss ausgehend von einem initialen Riss der Länge l_c durch ein Bohrloch des Radius a in einer unendlichen Platte mit den initialen Horizontalspannungen $\sigma_h \leq \sigma_H$ ermittelte. Dazu wurden die SIF $K_I(\sigma_H)$, $K_I(\sigma_h)$, $K_I(\Delta p_w)$ und $K_I(\Delta p_{w,c})$ aus den initialen Spannungen σ_H und σ_h , dem Bohrlochinnendruck Δp_w und dem Druck im Riss $\Delta p_{w,c}$ getrennt ermittelt und K_I für das Gesamtmodell durch deren Superposition bestimmt. Unter der Annahme, dass zum Zeitpunkt der Rissausbreitung bei $K_I = K_{Ic}$ der Druck im Bohrloch dem Druck im initialen Riss entspricht ($\Delta p_w = \Delta p_{w,c} = p_{w,fr}$), gilt für den Aufreißdruck:

$$p_{w,fr} = \frac{1}{f_1(g) + f_2(g)} \left(\frac{K_{Ic}}{\sqrt{a}} + \sigma_H \cdot f_3(g) + \sigma_h \cdot f_4(g) \right) \quad (3.26)$$

Die Funktionen f_1 bis f_4 sind in [81] abhängig von $g = 1 + c/a$ angegeben.

1992 verwendete Murdoch [69] ebenso den SIF K_I für das Modell eines initialen Risses durch ein Bohrloch, wozu er die Lösungen in [92] für K_I für einen Riss durch ein Bohrloch in einer unendlichen Scheibe und für einen Riss durch einen endlichen rechteckigen Körper superponierte.

Auf Basis der gemessenen Aufreißdrücke in mehreren Versuchsreihen an proctorverdichteten, kubischen Proben mit einem Schlitz als initiale Schädigung bestimmte er die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren K_{Ic} aus der Gleichung für K_I zu:

$$K_{Ic} = p_{w,fr} \sqrt{l_c \pi} \cdot f(b) \quad (3.27)$$

Der Faktor $f(b)$ berücksichtigt die Geometrie und wurde in [69] vereinfacht zu Eins gesetzt, da mit den Abmessungen der verwendete Probekörper durch $f(b)$ nur Änderungen $< 5\%$ für K_{Ic} entstehen. K_{Ic} ist ein Materialparameter, der in [69] mit dem Wassergehalt bei Probenherstellung sowie der Konsolidierungszeit vor der hydraulischen Belastung variiert (siehe Abschnitt 3.1). Der Konzept der SIF wird in [69] erweitert zur Bestimmung der Bohrlochinnendruck für eine stabile Rissausbreitung. Da die Rissausbreitung in dieser Arbeit nicht im Fokus steht wird für weitere Informationen auf [69] verwiesen.

2014 bestimmte Wang [102] die kritischen SIF K_{Ic} und K_{IIc} für Zug- und Rissversagen für proctorverdichtete Probekörper aus Dammdichtungsmaterial anhand direkter und indirekter Zugversuche. Im Gegensatz zu [69] oder [81] wird in [102] angenommen, dass eine Kombination aus Zug- und Scherbelastung zur Rissausbreitung führt. Ein geeignetes Risskriterium für linear-elastische Rissentstehung in kohäsiven Böden wurde mit

$$\left(\frac{K_I}{K_{Ic}}\right)^2 + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIc}}\right)^2 = 1 \quad (3.28)$$

gefunden. Zur Bestimmung der SIF K_I und K_{II} für einen Riss in einem Bodenelement, auf den die Hauptspannungen σ_x und σ_y wirken, wurde vereinfacht eine zweidimensionale Betrachtung eines Risses der Länge $2l_c$ in einer unendlichen Scheibe gewählt, der um den Winkel β zur x-Achse geneigt ist. Somit wirken auf den Riss die Normalspannung $\sigma_n = \frac{1}{2}[(\sigma_y + \sigma_x) + (\sigma_y - \sigma_x) \cos 2\beta]$ und die Schubspannung $\tau = \frac{1}{2}(\sigma_y - \sigma_x) \sin 2\beta$, für die sich nach [5] die SIF

$$K_I = -\sigma_n \sqrt{\pi l_c} \quad (3.29a)$$

$$K_{II} = \tau \sqrt{\pi l_c} \quad (3.29b)$$

für Modus I bzw. Modus II ergeben. Wirkt in dem Riss der Porenwasserdruck p_w gilt:

$$K_I = \sigma_n - p_w \sqrt{\pi l_c} \quad (3.30a)$$

$$K_{II} = \tau \sqrt{\pi l_c} \quad (3.30b)$$

K_{II} ändert sich durch den Porenwasserdruck nur unter der Annahme eines „offenen“ Risses nicht, da keine Schubspannungen über die Rissoberflächen übertragen werden können. Die Gleichungen

für K_{II} für „geschlossene“ Risse, in denen eine reduzierte Schubspannung wirkt, sind in [102] zu finden.

Anhand der Gleichungen 3.30 für K_I und K_{II} unter Porenwasserdruckbelastung können die Maximalwerte für $\sqrt{(K_I^2 + K_{II}^2)}$ bei steigendem Porenwasserdruck p_w abhängig von der Rissneigung β bestimmt werden.

Zur Beurteilung der Rissgefährdung von Dammdichtungen anhand $\sqrt{(K_I^2 + K_{II}^2)}$ wurde der Ansatz zur Bestimmung der SIF auf eine dreidimensionale Betrachtung mit $\sigma_v > \sigma_H > \sigma_h$ erweitert. Es kann gezeigt werden, dass horizontale Risse in der $\sigma_H - \sigma_h$ -Ebene und vertikale Risse in der $\sigma_v - \sigma_H$ -Ebene bei geringen Porenwasserdrücken die höchsten Werte für $\sqrt{(K_I^2 + K_{II}^2)}$ aufweisen und damit die höchste Rissgefährdung darstellen.

3.2.3 Numerische Methoden

Numerische Ansätze werden mit steigender Rechenkapazität und zunehmender Benutzerfreundlichkeit der Software immer häufiger zur Bestimmung des Aufreißdrucks und der Rissausbreitung in Böden verwendet. Ein großer Vorteil der numerischen Methoden im Vergleich zu den empirischen und analytischen ist, dass eine größere Anzahl von Einflussfaktoren auf die Rissentstehung gleichzeitig berücksichtigt und an einem Modell unterschiedliche (hydraulische) Randbedingungen untersucht werden können.

Bei den numerischen Modellen kann unterschieden werden zwischen theoretischen Untersuchungen der Rissprozesse (z.B. der Versagenskriterien, des Aufreißdruck oder der Rissausbreitung) und Modellen zur Rissentstehung bei praktischen Fragestellungen (z.B. Rissentstehung in einer Dammdichtung unter hydraulischer Belastung). In dem ersten Anwendungsfall stehen die verwendete numerische Methode zur Simulation der Rissentstehung oder Rissausbreitung sowie die Implementierung eines Risskriteriums im Vordergrund. Für den zweiten Verwendungszweck wird fast ausschließlich die Finite Elemente Methode gewählt. In den zwei nachfolgend vorgestellten Arbeiten wurden anhand numerischer Methoden Aspekte der hydraulischen Rissentstehung untersucht, die für die Versuche dieser Arbeit relevant sind.

1994 erstellten Andersen et al. [5] ein rotationssymmetrisches Modell eines Bohrlochs um die Spannungsänderungen durch Vertikalbohrungen im Meeresboden zu bestimmen. In dem Modell werden die totalen Spannungsänderungen um das Bohrloch durch die Steigerung des Bohrlochinnendruckes Δp_w basierend auf einem nichtlinearen Stoffmodell berechnet, wobei die erforderlichen Stoffmodellparameter aus direkten Scherversuchen an Tonproben unterschiedlicher Überkonsolidierungsgrade OCR ermittelt wurden. Die Änderung der effektiven Spannung durch den Bohrlochinnendruck ergibt sich aus der Differenz der totalen Spannungsänderung und dem Porenwasserdruckänderung, welche in [5] aus den Änderungen durch den Anstieg der mittleren totalen Spannung und durch die Scherspannung berechnet wird. Beide Anteile der Porenwasser-

druckänderung werden anhand der Porenwasserdruckentwicklung in den direkten Scherversuchen ermittelt.

Unter der Annahme, dass der Boden keine Zugfestigkeit besitzt ($\sigma_t = 0$ kPa), tritt die Rissentstehung ein, wenn durch die effektive Spannungsänderungen entweder die effektive Tangentialspannung (vertikaler Riss) oder die Vertikalspannung (horizontaler Riss) am Bohrlochrand zu Null wird ($\sigma_\theta = 0$ bzw. $\sigma_v = 0$).

Ist die scherspannungsbedingte Porenwasserdruckänderung niedrig, kann die Reduktion der effektiven Spannungen so gering sein, dass keines der Risskriterien erreicht wird bevor der Bohrlochinnendruck den nach der Gleichung 3.22 erforderlichen Druck für eine Hohlraum aufweitung erreicht. Dieser Fall tritt nach [5] vor allem in Böden mit $OCR \geq 4$. Durch die Hohlraum aufweitung kann das Injektionsfluid am Bohrlochrand entlang nach oben abströmen.

In [5] sind Nomogramme angegeben, mit denen die Rissentstehung nach dem numerischen Ansatz abhängig von OCR auch ohne Durchführung von direkten Scherversuchen untersucht werden kann. In diesen werden die effektiven Spannungsänderungen abhängig von dem Bohrlochinnendruck normiert durch die undrainierte Scherfestigkeit für unterschiedliche OCR -Werte dargestellt ($\Delta p_w/c_u, \Delta \sigma_\theta/c_u, \Delta \sigma_v/c_u$). Für $OCR \geq 4$ ergibt sich aus den Nomogrammen keine maßgebliche Änderung der effektiven Spannungen mehr, sodass mit der Gleichung 3.22 der maximale Bohrlochinnendruck durch die Hohlraum aufweitung bestimmt wird.

Xu et al. [109] erweiterten 2015 den FE-Code *RFPA^{2D}* für gekoppelte Strömungs-Verformungs-Berechnungen, um anhand einer Schädigungsvariable D die Rissentstehung und -ausbreitung zu simulieren. Zur Validierung des Modells wurden Versuche an normal- und überkonsolidierten Kaolinproben verwendet, bei denen die Rissausbreitung abhängig von dem Verhältnis von Bohrloch- zu Probendurchmesser und der Belastungsgeschwindigkeit betrachtet wurde (siehe Abschnitt 3.1). Um die Inhomogenität des Probenmaterials zu berücksichtigen, wurde als Anfangszustand eine heterogen verteilte Scherfestigkeit vorgegeben, die auf der Weibull-Verteilung basiert.

Wird die Zugfestigkeit σ_t des Materials in einem Element erreicht, so ändern sich dessen Materialeigenschaften hinsichtlich Scherfestigkeit, Steifigkeit und Durchlässigkeit entsprechend der skalaren Schädigungsvariable D , die abhängig von der Zugdehnung ε_t definiert ist. Vor Erreichen der Zugfestigkeit beträgt $D = 0$ und steigt mit Zunahme von ε_t bis $D = 1$ an. Die Rissentstehung tritt somit bei Erreichen der Zugfestigkeit ein. Ein vollkommen geöffneter Riss liegt in Elementen vor, die bei $D = 1$ keine Scherkräfte mehr übertragen und lediglich eine Reststeifigkeit aufweisen. Mit der Kopplung zwischen dem Schadensmodell für Rissentstehung und der Strömungs-Verformungs-Berechnung konnte die Orientierung der Rissoberflächen in den Kaolinversuchen, die von OCR , K , der Probengeometrie und der Belastungsrate abhängt, sehr gut wiedergegeben werden.

2019 verwendeten Nasago et al. [71] die Discrete Element Method (DEM) zur Simulation hydraulisch induzierter Risse in Festgesteinsproben. Auch in diesem numerischen Modell wurde

die Heterogenität der Proben durch eine statistische Streuung der Materialparameter anhand der Weibull-Verteilung berücksichtigt. Im Vergleich zu den Rissimulationen in einem kontinuumsbasierten Modell wie mit der FEM in [109], kann mit Partikelmethode die Rissentstehung und -ausbreitung durch einen Kontaktverlust zwischen den Partikeln beim Überschreiten des Risskriteriums simuliert und der Riss damit als Diskontinuität dargestellt werden. (Ein ähnliches Vorgehen ist in der FEM nur durch XFEM möglich, siehe [45].)

4 Experimentelle Untersuchungen

Im Fokus dieser Arbeit steht die Entwicklung eines modifizierten Triaxialversuchs sowie die experimentellen Untersuchungen zum Widerstand unterschiedlicher Böden gegen Rissentstehung infolge einer lokalen hydraulischen Belastung. In diesem Kapitel werden in den Abschnitten 4.1 und 4.2 die verwendeten Probenmaterialien, die Herstellung der Probekörper sowie die daraus resultierende Bodenstruktur der Probekörper beschrieben. Der darauf folgende Abschnitt 4.3 enthält eine Beschreibung der Versuchsentwicklung, des endgültigen Versuchsaufbaus und -ablaufs sowie des Auswertungsverfahrens. Im letzten Abschnitt des Kapitels wird schließlich die Laborstudie, die alle Versuche zu den hydraulisch induzierten Rissen umfasst, präsentiert. Hierzu wird eine Übersicht der Versuchsvariationen gegeben und anschließend werden die Versuchsergebnisse vorgestellt und diskutiert.

4.1 Materialien

Das Verhalten feinkörniger Böden wird maßgeblich durch die Zusammensetzung (Feinkornanteil, Art der Tonminerale), die Struktur (Aggregatgröße, Porenraum) und den Zustand (Spannung, Belastungsgeschichte, Sättigungsgrad) bestimmt. Zur Untersuchung des hydraulischen Widerstands gegen Rissentstehung wurden drei Bodenmaterialien mit möglichst unterschiedlichen aber eindeutigen Eigenschaften gewählt: ein Schluff, ein Kaolin und ein Bentonit. Jeder der drei Böden wurde in ähnlicher Zusammensetzung bereits in anderen Forschungsprojekten zum Verhalten feinkörniger Böden verwendet [108, 9, 70, 106], deren Ergebnisse als Referenz für einige der in dieser Arbeit durchgeführten Versuche dienen. Die Kenngrößen und bodenmechanischen Eigenschaften dieser Böden werden nachfolgend erläutert. Letztere beziehen sich, wenn nicht anders angegeben, auf das Verhalten der durch Konsolidierung hergestellten Probekörper, die im darauffolgenden Abschnitt 4.2 vorgestellt wird.

Bei dem Schluff handelt es sich um einen natürlichen Schluff aus einer Tongrube bei Apolda (Thüringen), der bereits in den Versuchen von Wudtke [108] verwendet wurde. Je nach Charge des Schluffes ist eine Variation der Korngrößenverteilung (KGV) festzustellen, wobei der Feinkorn-

bzw. Tonanteil zwischen 9 und 20 % schwankt. Für die folgenden Versuche wurde die Charge auf ein Größtkorn von $d_{max} = 2$ mm abgeseibt. Der Sandanteil beträgt 20 %, sodass circa 68 % im Schluffkornbereich von 0,002 mm bis 0,063 mm liegen. Die Korngrößenverteilungen der drei Probenmaterialien sind in Abbildung 4.1 dargestellt. Der Schluff Apolda grenzt sich deutlich von den beiden verwendeten Tonböden ab, da der Hauptbestandteil im Schluffbereich liegt und der Anteil plättchenförmiger Tonminerale gering ist.

Das verwendete Amberger Kaolin ist ein Industrieprodukt und stammt von den Amberger Kaolinwerken. Die Anlieferung erfolgte als trockene Mahlware. In der Natur kommt Kaolin vergleichsweise selten vor, dennoch wird es häufig in Laborstudien zur Untersuchung des grundlegenden Verhaltens von Ton bzw. Tonmineralen verwendet. Hauptbestandteil des Kaolins ist das Tonmineral Kaolinit (beim verwendeten Amberger Kaolin 76 %), ein bei Verwitterung von Feldspat entstehendes Aluminiumsilikat. Aluminiumsilikat besteht aus Tetraeder- und Oktaederschichten in Wechselfolge, die aufgrund von elektrostatischen Anziehungskräften, van-der-Waals Kräften und Wasserstoffbindungen fest miteinander verbunden sind [64]. Auf Zusammenhänge zwischen den Tonmineralen und dem bodenmechanischen Verhalten wird in der experimentellen Arbeit von Baille [9] eingegangen, in der Spergauer Kaolin verwendet wurde. Aufgrund der guten Übereinstimmung bezüglich der KGV und der Konsistenzgrenzen des Spergauer Kaolin mit denen der Amberger Kaolin Werke, eignet sich dieses Kaolin als Referenzmaterial für die folgenden Untersuchungen.

Bentonit entsteht durch die Verwitterung von Vulkanasche. Hauptbestandteil von Bentonit ist das Dreischichtsilikat Montmorillonit, das der Smectit-Gruppe zuzuordnen ist. Eine Einheit dieses Tonminerals besteht aus einer Oktaederschicht, eingeschlossen zwischen zwei Tetraederschichten. Die Bindungen zwischen diesen Tonmineralen beruhen hauptsächlich auf van-der-Waals Kräften und sind somit wesentlich schwächer als die des Kaolinit. Daher können sich z.B. Wassermoleküle zwischen den Schichten einlagern [64], wodurch das Material quellfähig ist bzw. eine hohe Wasseraufnahmekapazität aufweist. Bentonit wurde somit als Kontrast zu dem nicht quellfähigen Kaolin gewählt. Bei dem verwendeten Material handelt es sich um den in trockener Pulverform angelieferten Calciumbentonit Calcigel der Firma Clariant. Calciumbentonit gehört ebenso zu den von Baille [9] untersuchten Tonen.

Korngrößenverteilung, Korndichte und Konsistenzgrenzen

Eine Übersicht der Bodenkenngößen der drei Materialien ist in Tabelle 4.1 gegeben.

Tabelle 4.1: Zusammenstellung der Bodenkenngrößen und -parameter der konsolidierten Probestkörper aus Schluff, Kaolin und Bentonit.

		Schluff (U) UL	Kaolin (Ka) UA	Bentonit (Be) TA
Bodenart nach DIN 18196: 2011-05				
Korndichte	ρ_s in g/cm ³	2,71	2,64 ²	2,65 ³
Feinkornanteil	$<2\mu$ in %	12	45 ²	53 ³
Konsistenzgrenzen nach DIN EN ISO 17892-12				
Fließgrenze	w_L in %	29,6	57,3 ²	178 ³
Plastizitätsgrenze	w_P in %	17,1	40,5 ²	56,0 ³
Plastizitätszahl	I_P in %	12,5	16,8 ²	122 ³
Aktivitätszahl	I_A	1,04	0,37	2,30
Proctorversuch nach DIN 18127				
Proctordichte	$\rho_{d,opt}$ in g/cm ³	1,81 ¹	1,38 ²	1,19 ³
opt. Wassergehalt	w_{opt} in %	15,0 ¹	30,2 ²	40,0 ³
Steifigkeiten nach DIN EN ISO 17892-5				
Kompressionsbeiwert	λ	0,057	0,185	1,88 ³
Schwellbeiwert	κ	0,004	0,070	0,26 ³
Steifemodul Erst-/Wiederbelastung				
($\sigma_v = 50$ kPa)	E_s in MPa	3,3/38,1	1,5/3,9	
($\sigma_v = 200$ kPa)	E_s in MPa	5,7/56,1	2,64/5,6	-
($\sigma_v = 500$ kPa)	E_s in MPa	10,5/92,1	4,9/9,0	
undrainierte Steifigkeit				
($p = 200$ kPa)	E_u in MPa	0,5	1,0	8,4
($p = 400$ kPa)	E_u in MPa	4,2	7,3	-
Durchlässigkeit nach DIN EN ISO 17892-11				
Wasserdurchlässigkeitsbeiwert	k in m/s	$3,4 \cdot 10^{-10}$	$2,7 \cdot 10^{-9}$	$2,8 \cdot 10^{-11}$
Scherfestigkeiten nach DIN EN 17892-7/-8 und -9				
drainierte Scherfestigkeit aus CU-Versuchen				
Reibungswinkel	φ in °	35,0	16,0	-
effektive Kohäsion	c' in kPa	0,0	0,0	-
undrainierte Scherfestigkeit bei $p_c = 200$ kPa				
aus UU-Versuchen	$c_{u(UU)}$ in kPa	35,1	17,0	-
aus einaxialen Druckversuchen	$c_{u(AD)}$ in kPa	18,6	22,8	73,0
aus Flügelsondierungen	$c_{u(FS)}$ in kPa	31,8	36,2	45,8

¹ nach Wudtke [108] ² Versuche an der RUB ³ für Calcigel nach Baille [9]

Die mittels Siebung und Sedimentationsanalyse ermittelten Korngrößenverteilungen sind in Abbildung 4.1 dargestellt. Ebenfalls in der Abbildung dargestellt ist die Einordnung der Böden

Abbildung 4.1: Korngrößenverteilungen (oben) und Einordnung ins Plastizitätsdiagramm nach Casagrande (unten) der verwendeten Probenmaterialien.

in das Plastizitätsdiagramm nach Casagrande, wonach die Böden als leichtplastischer (Schluff Apolda), mittelplastischer Schluff (Amberger Kaolin) und ausgeprägt plastischer Ton (Bentonit) einzuordnen sind. Nachfolgend werden die Materialien in Kurzform mit „Schluff“ (U), „Kaolin“ (Ka) und „Bentonit“ (Be) bezeichnet.

Mineralogie

Die mineralogische Zusammensetzung des Schluffs ist nicht bekannt, es ist allerdings davon auszugehen, dass der Hauptbestandteil Quarz ist und keine quellfähigen Tonminerale enthalten sind. Für die Beschreibung der Mineralogie des Kaolins und des Bentonits wird auf Baille [9] verwiesen. Mit 76 % Kaolinit, 16 % Illit und 8 % Quartz ist der Kaolin als sehr rein einzustufen. Bei dem verwendeten Calcigel weichen die Herstellerangaben von denen in [9] ab. Hauptbestandteil ist mit 65 % bzw. 78 % das quellfähige Tonmineral Montmorillonit. Die weiteren Bestandteile sind laut Hersteller Quartz (7,5 %), Glimmer (3,5 %) sowie Feldspat und Kaolinit, während bei Baille mit 8 % Illit und dann mit absteigendem Anteil Quartz, Calcit und Kaolinit genannt werden. Für eine Vergleichbarkeit der bodenmechanischen Eigenschaften ist von einer ausreichenden Ähnlichkeit auszugehen.

Hydraulische Durchlässigkeit

Der hydraulische Durchlässigkeitsbeiwert k der Probekörper wurde durch Durchlässigkeitsversuche bei konstanter Druckhöhe bestimmt. Diese wurden an intakten Probekörpern nach Sättigung und Konsolidierung (und ggf. Entlastung) im Triaxialgerät durchgeführt indem zwischen Kopf- und Fußplatte eine Druckdifferenz aufgebracht wurde. Das Ventil zur Kanüle (siehe Abschnitt 4.3.2) wurde geschlossen. Die Wasserdurchlässigkeitsversuche wurden mit einem konstanten hydraulischen Gradienten von $i = 30$ und einem Sättigungsdruck von 600 kPa durchgeführt.

Für den Schluff wurde der Durchlässigkeitsbeiwert in 25 Versuchen an konsolidierten Probekörpern ermittelt. Bei Variation der mittleren Konsolidierungsspannung p_c von 100 bis 400 kPa wurde keine Abnahme von k mit zunehmender Spannung p_c festgestellt. Im Mittel ergibt sich für die isotrop konsolidierten Schluffprobekörper im Bereich von $p_c = 100$ bis 400 kPa bzw. bei Porenzahlen von $e = 0,65$ bis 0,45 eine Wasserdurchlässigkeit von $k = 3,4 \cdot 10^{-10}$ m/s, was für einen Schluff als sehr gering einzustufen ist.

Bei (statisch) verdichteten Probekörpern (siehe Abschnitt 4.2.1) hängt die Wasserdurchlässigkeit

maßgeblich vom Wassergehalt bei der Verdichtung ab. Zur Bestimmung von k an den statisch verdichteten Schluffprobekörpern wurden zwölf Versuche an Probekörpern mit Trockendichten von 95 bis 100 % der Proctordichte und entsprechenden Wassergehalten auf dem nassen und trockenen Ast durchgeführt. Der Sättigungsdruck betrug dabei 400 kPa und der konstante hydraulische Gradient $i = 30$. Die höchsten k -Werte wurden auf dem trockenen Ast mit 2 bis $4 \cdot 10^{-7}$ m/s ermittelt. Auf dem nassen Ast waren die Durchlässigkeitsbeiwerte mit $k = 1,5 \cdot 10^{-10}$ m/s wesentlich niedriger. Diese stimmen gut mit denen von Wudtke [108] an dynamisch verdichteten Schluffprobekörpern ermittelten Werten überein.

Für die konsolidierten Kaolinprobekörper konnte ebenfalls kein Einfluss der isotropen Konsolidierungsspannung auf die hydraulische Wasserdurchlässigkeit im Spannungsbereich von 100 bis 300 kPa festgestellt werden. Im Mittel wurde der Beiwert zu $k = 2,7 \cdot 10^{-9}$ m/s bestimmt. Damit ist das Kaolin trotz des wesentlich höheren Feinkornanteils durchlässiger als der Schluff. Als Referenz dienen die Versuche von Baille [9] an gesättigten, proctorverdichteten Kaolinprobekörpern. Hier wurde eine größere Bandbreite der Konsolidierungsspannung von $p_c = 25$ kPa bis 21 MPa untersucht, wobei eine Beziehung zwischen k und p_c hergestellt werden konnte. Dem in [9] gegebenen Porenzahl-Durchlässigkeits-Diagramm ist zu entnehmen, dass im Spannungsbereich von $p_c = 100$ bis 400 kPa keine Änderung der Wasserdurchlässigkeit zu erwarten ist, was die Ergebnisse dieser Untersuchung bestätigt.

Für den Bentonit wurde an Probekörpern mit $e = 1,65$ bis $1,72$ bei $p_c = 200$ kPa ein Wasserdurchlässigkeitsbeiwert von $k = 2,8 \cdot 10^{-11}$ m/s ermittelt, wobei die Bestimmung mittels konstantem Gradienten, bedingt durch den geringen Durchlässigkeitsbeiwert, sehr lange dauerte. Trotz annähernd konstanter Temperatur im Labor, machten sich geringe Schwankungen in den Messdaten bemerkbar. In Baille [9] beträgt k an gesättigten Bentonitprobekörpern im gleichen Porenzahlbereich 10^{-11} bis $5 \cdot 10^{-12}$ m/s.

Somit unterscheiden sich die Wasserdurchlässigkeitsbeiwerte der drei Materialien jeweils um den Faktor 10, wobei Kaolin die höchste, Bentonit die geringste Wasserdurchlässigkeit aufweist.

Proctordichte

Im Rahmen dieser Arbeit wurde, hauptsächlich aus zeitlichen Gründen, in den Vorversuchen mit verdichteten Probekörpern aus Schluff gearbeitet. Wenige weitere Versuche an proctorverdichteten Probekörpern wurden im endgültigen Versuchsstand im Rahmen der Laborstudie durchgeführt, um den Einfluss der Bodenstruktur auf die Rissentstehung zu untersuchen. Die Proctordichten $\rho_{d,opt}$ und zugehörigen optimalen Wassergehalte w_{opt} der verwendeten drei Materialien sind in der Tabelle 4.1 zusammengestellt.

Steifigkeit

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Kompressibilität der konsolidierten Schluff- und Kaolinprobekörper in einaxialen Kompressionsversuchen (Oedometerversuchen) untersucht. Für Bentonit wird auf die Untersuchungen von Baille [9] verwiesen und das Kompressionsverhalten von verdichteten Schluffprobekörper wurde von Wudtke [108] dokumentiert.

Es wurden für beide Materialien je zwei einaxiale Kompressionsversuche an zuvor auf $\sigma_{v,c} = 100$ kPa vorkonsolidierten Probekörpern (siehe Abschnitt 4.2) in Ödometertöpfen mit einem Durchmesser von 70 mm durchgeführt. Die Probekörper wurden in Stufen bis auf etwa 1 MPa belastet, anschließend entlastet und wiederbelastet. Jede Laststufe wurde bis zum Abklingen der Setzung konstant gehalten. Die Versuche wurden unter quasi-gesättigten Bedingungen durchgeführt. Die Versuchskurven sind in Spannungs-Dehnungs- ($\sigma_v - \varepsilon_v$) und Spannungs-Porezahl-Diagrammen ($\ln \sigma_v - e$) in Abbildung 4.2 dargestellt. Anhand der $\ln \sigma_v - e$ -Diagramme wurden die Kompressionsbeiwerte λ der Erstbelastung und die Schwellbeiwerte κ für die elastische Ent- und Wiederbelastung ermittelt. Für die Kompressionsbeiwerte wurde die Erstbelastungskurve ab 100 kPa betrachtet, da die Vorkonsolidierung bis $\sigma_{v,c} = 100$ kPa erfolgte. Aus der Anpassung der linearen Gleichung in Abbildung 4.2 ergeben sich für den Schluff $\lambda = 0,057$ und $\kappa = 0,004$ sowie für den Kaolin $\lambda = 0,185$ und $\kappa = 0,070$ ¹.

Aus den Spannungs-Dehnungs-Diagrammen kann der Steifemodul E_s je Laststufe bestimmt werden und ein Zusammenhang mit der Vertikalspannung σ_v für $E_s = f(\sigma_v)$ hergestellt werden. Für Schluff wird der Steifemodul während der Erstbelastung durch die lineare Gleichung $E_s = 0,016 \cdot \sigma_v$ (kPa) + 2530 kPa angenähert. Für den elastischen Bereich ergibt sich aus der Wiederbelastung im Mittel $E_s = 0,12 \cdot \sigma_v$ (kPa) + 32100 kPa. Für Kaolin resultieren entsprechend für Erst- und Wiederbelastung die Gleichungen $E_s = 0,0075 \cdot \sigma_v$ (kPa) + 1140 kPa und $E_s = 0,0113 \cdot \sigma_v$ (kPa) + 3330 kPa.

Ein Vergleich der Steifemoduln für Erst- und Wiederbelastung der konsolidierten Schluffprobekörper mit denen in Wudtke [108] für verdichtete Probekörper ermittelten Werten zeigt, dass die konsolidierten Probekörper in der Erstbelastung ein weiches und in der Wiederbelastung ein steiferes Verformungsverhalten aufweisen. Das weichere Verhalten bei Erstbelastung ist neben der herstellungsbedingten Strukturunterschiede durch eine geringere Trockendichte beim Einbau zu erklären. Die Wiederbelastung erfolgt jedoch bei ähnlichen Trockendichten, sodass von einem höheren Steifemodul im elastischen Bereich bei konsolidierten Probekörpern auszugehen ist.

Ergänzend zur drainierten Steifigkeit aus den Ödometerversuchen (Steifemodul E_s) kann die undrainierte Steifigkeit E_u ($\nu \approx 0,5$) bei unbehinderter Seitendehnung aus einaxialen Druckversuchen ermittelt werden. Einaxiale Druckversuche wurden an allen drei Materialien durchgeführt. Zur Berechnung wird der Bereich zwischen 40% und 60% der maximal erreichten Vertikalkraft

¹Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit den Steifigkeitsbeiwerten von Spergauer Kaolin in [9] und [70]: $\lambda = 0,26/0,30, \kappa = 0,10/0,066$

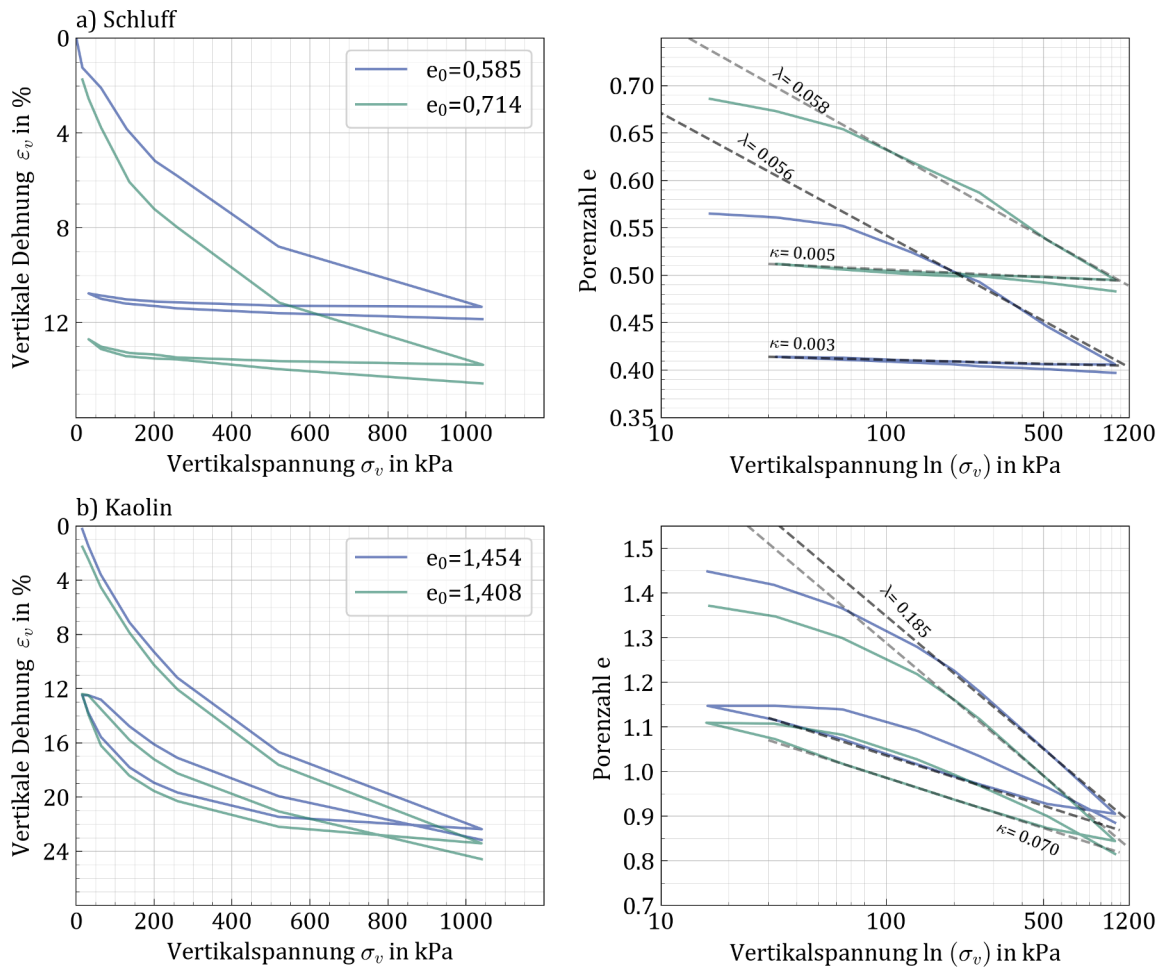


Abbildung 4.2: Ergebnisse der Oedometerversuche an konsolidierten Schluff- und Kaolinproben. Links: Vertikale Dehnung ε_v über Auflast σ_v . Rechts: Porenzahl e über $\ln(\sigma_v)$ mit linearisierten Kompressions- und Schwellbeiwerten λ und κ .

betrachtet, d.h. in der Regel vor der Scherfugenbildung. Die Steifigkeit berechnet sich aus

$$E_u = \frac{(\sigma_{v,60\%} - \sigma_{v,40\%})}{(\varepsilon_{1,60\%} - \varepsilon_{1,40\%})}, \quad (4.1)$$

wobei σ_v jeweils die axiale Spannung und ε_1 die axiale Dehnung bei 40% bzw. 60% der Bruchlast bezeichnen. Für den Schluff ergibt sich im Mittel bei Probekörpern mit $p_c = 200$ kPa eine Steifigkeit von $E_u = 0,45$ MPa und mit $p_c = 400$ kPa von $E_u = 4,2$ MPa. Für das Kaolin wurden Versuche bei $p_c = 100$ kPa und 200 kPa durchgeführt, woraus Werte von $E_u = 1,0$ MPa und $7,3$ MPa ermittelt wurden. Für Bentonit beträgt $E_u = 8,4$ MPa bei $p_c = 200$ kPa.

Scherparameter

Zur Bestimmung der drainierten und undrainierten Scherfestigkeit wurden an Schluff- und Kaolinprobekörpern undrainierte Triaxialversuche (CU, UU), einaxiale Druckversuche (AD) und Scherversuche mit der Laborflügelsonde (FS) durchgeführt. An Bentonit wurde nur die undrainierte Scherfestigkeit durch einaxiale Druckversuche und mit der Laborflügelsonde bestimmt. Die undrainierte Festigkeit c_u weist eine starke Abhängigkeit von der Versuchsart und der gewählten Auswertung ab. Eine Korrelation zwischen undrainierter Scherfestigkeit und Rissfestigkeit, auf denen einige Rissmodelle in Abschnitt 3.2 basieren, erscheint daher eher zufällig als durch Materialeigenschaften bestimmt.

Für die Ermittlung des Reibungswinkels φ und der effektiven Kohäsion c' aus konsolidierten-undrainierten Triaxialversuchen (CU) liegen für den Schluff Versuchsreihen an Probekörpern mit Überkonsolidierungsgraden von $OCR = 1, 2, 4$ und 6 vor. Eine Versuchsreihe bestand aus vier Einzelversuchen mit unterschiedlicher isotroper mittlerer Anfangsspannung p . Aufgrund der kleinen Abmessungen der Probekörper für die CU-Versuche in herkömmlichen Triaxialversuchsgeräten ($h/d = 72 \text{ mm}/36 \text{ mm}$) konnten die vier Einzelprobekörper aus einem vorkonsolidierten Probekörper herausgearbeitet werden. Die Versuchsreihe mit $OCR = 2$ wurde zur Analyse der Reproduzierbarkeit dreimal durchgeführt, d.h. hier liegen insgesamt zwölf Einzelversuche vor. Zusätzlich wurden zwei Triaxialversuche mit $OCR = 2$ im Labor des Instituts für Boden- und Felsmechanik (IBF) des KIT durchgeführt. Einer der Versuche wurde analog zu den eigenen Versuchen als triaxialer Kompressions- und der zweite als triaxialer Extensionsversuch durchgeführt. Die Abmessung der Probekörper betrug in beiden Fällen $h/d = 50 \text{ mm}/50 \text{ mm}$ und die Versuche erfolgten mit Endflächenschmierung.

Die Abbildung 4.3 zeigt die Spannungsverläufe der CU-Versuche an Schluffproben mit unterschiedlichen OCR -Werten in $p-q$ -Diagrammen.² In den Diagrammen sind jeweils die zugehörige Linie des kritischen Zustands (Critical State Line: CSL), die Phasentransformationslinie (Phasentransformation Line: PTL) für den Wechsel von kontraktantem zu dilatantem Verhalten sowie die Punkte des maximalen Porenwasserdrucks $p_{w,max}$ und des maximalen Spannungsverhältnisses $\eta_{max} = \max\{q/p\}$ eingezeichnet. Da bei dem Schluff von einem Boden ohne echte Kohäsion ($c' = 0$) ausgegangen wird, geht die CSL durch den Ursprung und es wird für alle OCR -Werte aus der Steigung der Geraden ein effektiver Reibungswinkel von $\varphi = 35^\circ$ bestimmt. Normalkonsolidierte Schluffprobekörper sowie die Probekörper mit geringer Überkonsolidierung zeigen zunächst ein kontraktantes und dann mit dem Abknicken auf die CSL ein dilatantes Verhalten. Dadurch entsteht bei $OCR = 1$ und 2 ein deutlicher Peak im Porenwasserdruckverlauf (siehe Abbildungen C.1 und C.2). Die PTL verläuft entsprechend durch die Punkte des maximalen Porenwasserdrucks. Bei höheren OCR -Werten verhalten sich die Probekörper ausschließlich dilatant und der Poren-

²Ergänzend sind in Anhang A je Versuchsreihe in den Abbildungen C.1, C.2, C.3 und C.4 die Verläufe von Porenwasserdruck, Deviatorspannung und Spannungsverhältnis über die axiale Dehnung zu finden.

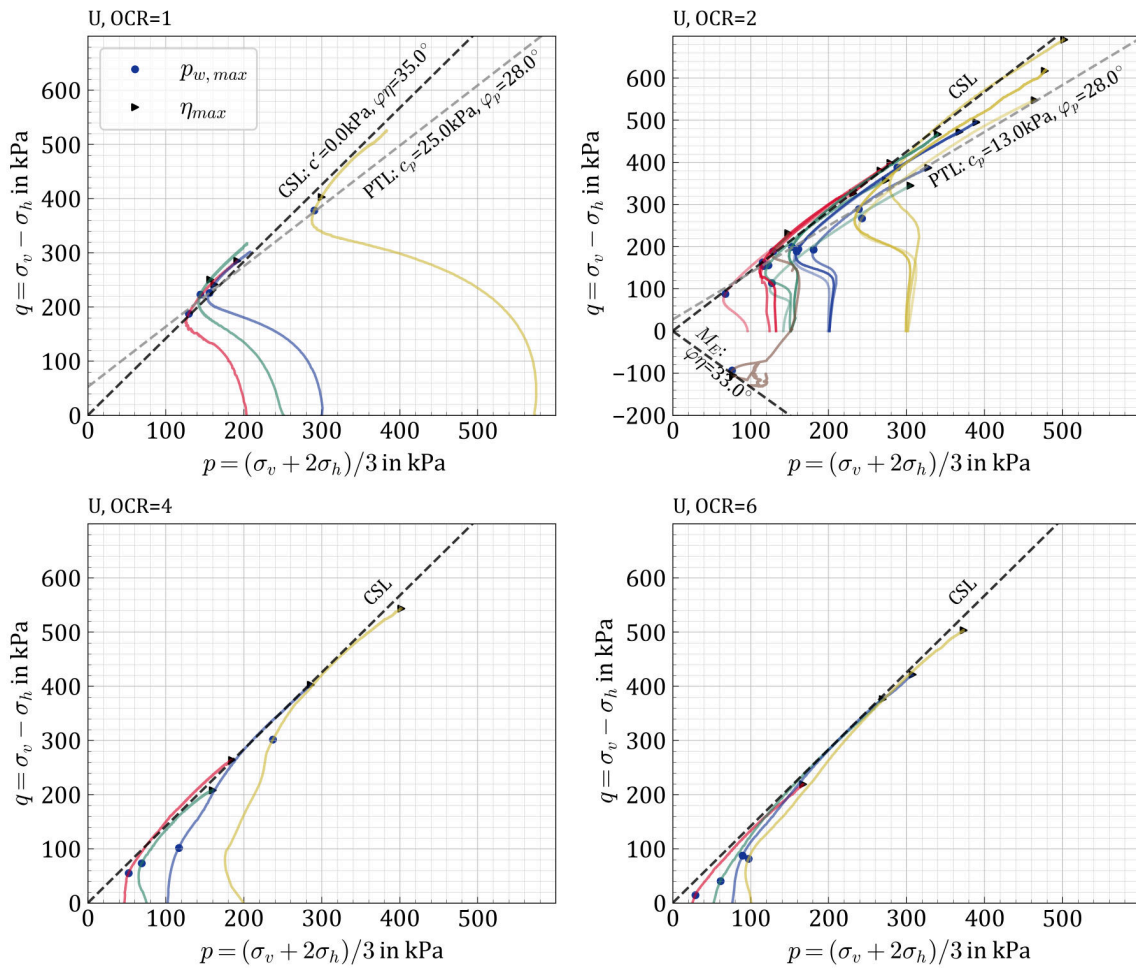


Abbildung 4.3: Spannungspfade aus CU-Versuchen an konsolidierten Schluffproben mit unterschiedlichen OCR -Werten mit eingezeichneter Versagenslinie (CSL) und Phasentransformationslinie (PTL).

wasserdruck sinkt nach einem minimalen Anstieg unter den Wert des Sättigungsdrucks (siehe Abbildungen C.3 und C.4). Unabhängig vom Grad der Überkonsolidierung zeigen die Versuche an Schluff keinen Peak im Verlauf der Deviatorspannung oder des Spannungsverhältnisses. Der am IBF durchgeführte triaxiale Kompressionsversuch zeigt keinen Peak im Porenwasserdruck. Eine mögliche Ursache hierfür sind die unterschiedlichen Abmessungen der Probekörper und die unterschiedlichen Randbedingungen. Der triaxiale Extensionsversuch zeigt einen sehr deutlichen Wechsel von Kontraktanz zu Dilatanz und ein Maximum im Porenwasserdruckverlauf. Aus dem triaxialen Extensionsversuch lässt sich ein Reibungswinkel von $\varphi_{ext} = 33^\circ$ für den Zugbereich abschätzen.

Für Kaolin liegt jeweils eine Reihe von CU-Versuchen mit $OCR = 1, 2$ und 4 vor. In Abbildung 4.4 sind die Spannungspfade im $p - q$ -Diagramm dargestellt, die abgesehen von einem kurzen kontraktantem Bereich bei $OCR = 1$ ausschließlich dilatantes Verhalten zeigen. Mit zunehmenden-

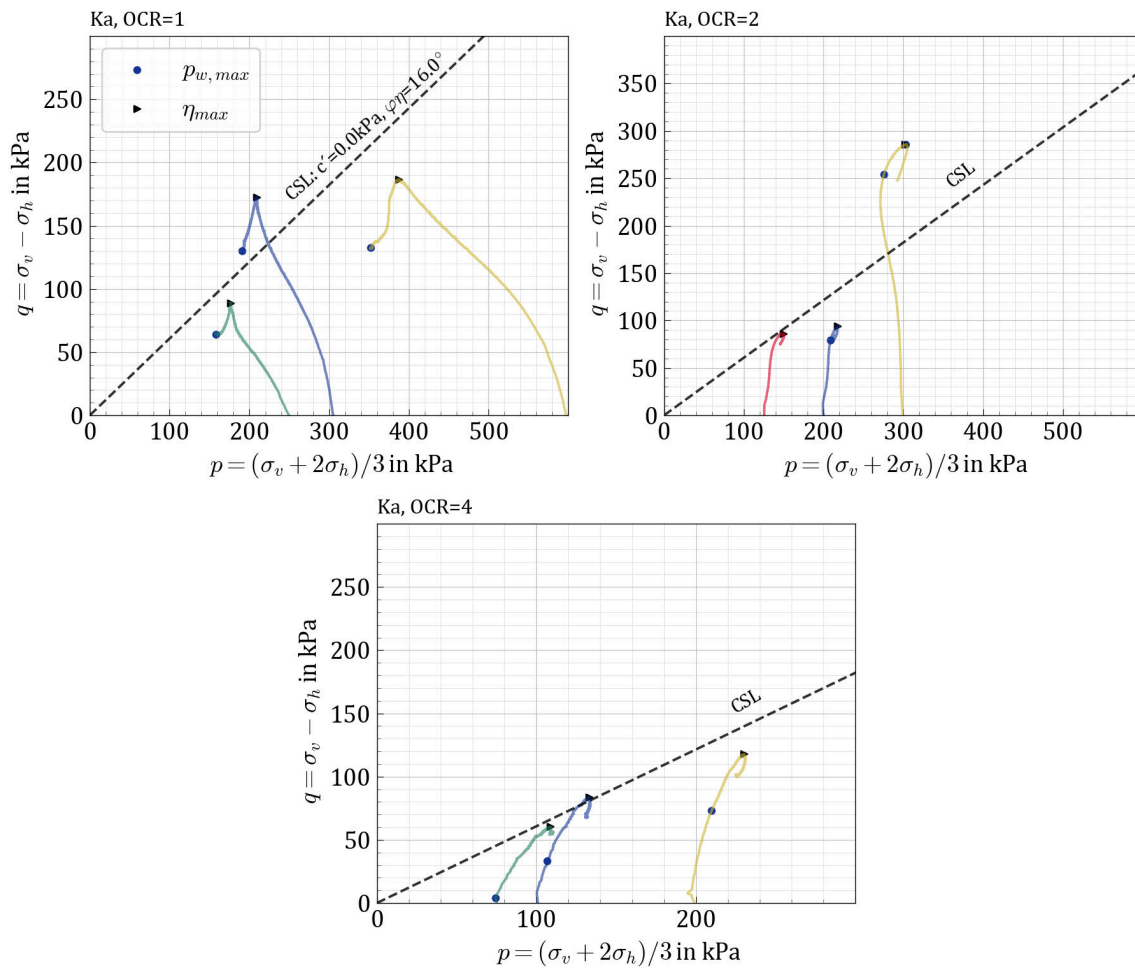


Abbildung 4.4: Spannungspfade aus CU-Versuchen an konsolidierten Kaolinproben mit unterschiedlichen OCR -Werten mit eingezeichneter Versagenslinie (CSL).

dem Überkonsolidierungsgrad verlaufen die Spannungspfade stärker nach rechts geneigt. Beide Beobachtungen entsprechen denen von Wichtmann [106] an konsolidierten Kaolinprobekörpern. Da durch das dilatante Verhalten kein Maximum im Porenwasserdruckverlauf entsteht, wird die Scherfestigkeit an der CSL bei maximalem Spannungsverhältnis ausgewertet. Mit einem mittleren Reibungswinkel von $\varphi = 16^\circ$ ist die effektive Scherfestigkeit somit geringer als beim Schluff.

Die undrainierte Scherfestigkeit c_u wurde anhand von unkonsolidierten, undrainierten Triaxialversuchen, einaxialen Druckversuchen und Laborflügelsondenversuchen bestimmt. Während FS und AD an konsolidierten Probekörpern aller drei Versuchsmaterialien vorliegen, wurden die UU-Versuche nur an Schluff- und Kaolinprobekörpern durchgeführt. FS-Versuche und AD-Versuche wurden nach der hydraulischen Belastung an den intakten, rissfreien Bereichen der Probekörper durchgeführt. Für die UU-Versuche wurden wie bei den CU-Versuchen die Probekörper mit $h/d = 72\text{mm}/35\text{mm}$ einer Versuchsreihe aus einem vorkonsolidierten Probekörper

herausgeschnitten.

Die undrainierte Scherfestigkeit c_u wird bei FS und AD anhand des maximalen Drehmoments M_{max} ($c_u = 6 \cdot M_{max} / (7 \cdot \pi \cdot d^3)$) bzw. der maximalen axialen Druckkraft $F_{1,max}$ ($c_u = q_u / 2 = F_{1,max} / (2 \cdot A_{korrr})$) auf den Probekörper berechnet. Beim UU-Versuch hingegen kann c_u aus den totalen Spannungen zum Zeitpunkt des maximalen Porenwasserdrucks $p_{w,max}$ oder des maximalen Spannungsverhältnisses η_{max} berechnet werden. Die Mohr'schen Spannungskreise der UU-Versuche für beide Auswertungskriterien sind in Abbildung 4.5 dargestellt und die c_u -Werte aller Versuchsarten (FS, AD, UU) sind in Tabelle 4.2 zusammengestellt. Es sind jeweils der Mittelwert μ , die Standardabweichung σ und der Variationskoeffizient $varK = \sigma / \mu$ aus n Einzelversuchen je Versuchsmaterial angegeben. Die Zusammenstellung zeigt, dass die undrainierte Scherfestigkeit stark von der Versuchsart abhängt und die Ergebnisse der Versuchsvarianten eine deutliche Streuung aufweisen. Da c_u im Rahmen dieser Arbeit für Korrelationen

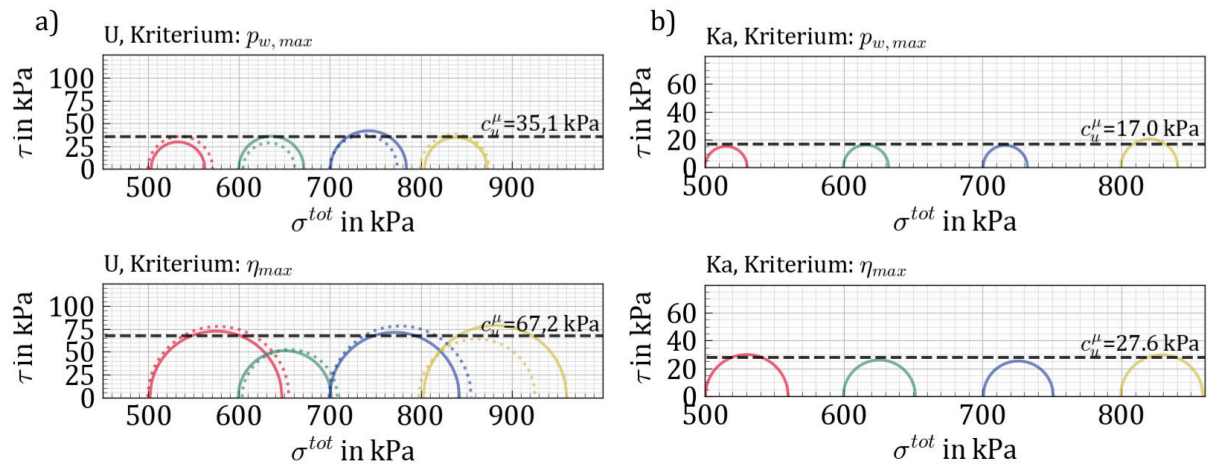


Abbildung 4.5: Mohr'sche Spannungskreise aus UU-Versuchen an Schluff- (a) und Kaolinproben (b). Auswertung zum Zeitpunkt des maximalen Porenwasserdrucks (oben) und des maximalen Spannungsverhältnisses (unten). (Für den Schluff liegen zwei Versuchsreihen vor, weshalb eine mit gestrichelten Linien dargestellt ist.)

Tabelle 4.2: Mittelwerte μ und Standardabweichung σ der undrainierten Kohäsion an Probekörpern mit $\sigma_v = 200$ kPa je nach Versuchsart.

Material	Laborflügelsonde			einaxialer Druckversuch			UU-Triaxialversuch			
	U	K	B	U	K	B	U		K	
Kriterium	F_{max}			F_{max}			$p_{w,max}$	η	$p_{w,max}$	η
μ in kPa	31,8	36,2	45,8	18,6	22,8	73,0	35,1	67,2	17,0	27,6
σ in kPa	5,5	4,9	6,3	1,2	0,4	7,9	4,1	10,4	1,2	2,6
$varK$ %	17,3	13,5	13,8	6,4	1,6	10,8	11,8	15,7	7,5	9,5
n Einzelversuche	6	2	2	4	4	2	8		4	

mit dem Risswiderstand verwendet wird, wird im Folgenden nur die Auswertung der UU-Versuche anhand $p_{w,max}$ näher erläutert. Während beim maximalen Porenwasserdruck die erste Störung

der Struktur der Probekörper durch die Scherbelastung stattfindet, bezieht sich c_u bei η_{max} auf die Scherfestigkeit im kritischen Zustand. Da Rissversagen ein lokales Versagen darstellt und kein Abscheren über eine Scherfuge eintritt, ist nur eine Korrelation mit c_u bei $p_{w,max}$ sinnvoll. Bei FS und AD ergibt sich durch die Auswertung bei M_{max} bzw. F_{max} ebenso ein c_u für den Beginn der Scherfugenbildung und nicht im kritischen Zustand.

Für Schluff stimmen die c_u -Werte aus den FS und den UU-Versuchen mit 32 bzw. 35 kPa gut überein. Dieser Wert kann auch anhand der empirischen Korrelation für die normierte undrainierte Scherfestigkeit

$$\frac{c_u}{\sigma_v} = 0,11 + 0,0037 \cdot I_P \text{ in } \% \quad (4.2)$$

anhand des Plastizitätsindex I_P nach Skempton [89] bestätigt werden. Hier ergibt sich mit $\sigma_v = 200$ kPa für Schluff $c_u = 31,3$ kPa. Aus dem AD ergibt sich mit $c_u \approx 19$ kPa eine deutlich geringere Festigkeit. Eine Korrektur der c_u -Werte wie etwa nach Bjerrum [15] ist nicht erforderlich, da es sich um einen Vergleich von Laborergebnissen an Probekörpern gleicher Herstellung handelt. Bei Kaolin hingegen weist die FS mit 36 kPa den höchsten c_u -Wert und der UU-Versuch mit 17 kPa den geringsten Wert für c_u auf. Nach Gleichung 4.2 ergibt sich für den Kaolin $c_u = 35$ kPa, was wiederum zu den Ergebnissen der FS passt. Aus den Bentonitversuchen resultieren im Vergleich zu Schluff und Kaolin mit $c_u = 46$ und 73 kPa wesentlich höhere undrainierte Scherfestigkeiten. Durch die Korrelation mit I_P wird c_u mit 112,3 kPa überschätzt.

Für die deutliche Abhängigkeit der undrainierten Scherfestigkeit von der Versuchsart gibt es mehrere Gründe. Einerseits unterscheiden sich die Versuchstypen hinsichtlich des Spannungszustandes und des Versagensmechanismus. Andererseits ist c_u abhängig von der Schergeschwindigkeit [57], die bei der FS an der Außenseite der Flügel 1,3 mm/min, beim AD 0,72 mm/min bzw. 1,0 %/min und beim UU-Versuch 0,16 mm/min bzw. 0,222 %/min beträgt. Bei der FS wird die Lage der Scherfuge durch die Sonde vorgegeben und ist orthogonal zur Vorkonsolidierungsrichtung. Bei AD und UU hingegen stellt sich eine Scherfuge unter einem Winkel von etwa 30° zur Konsolidierungsrichtung an der schwächsten Stelle des Probekörpers ein. Teilweise versagen Probekörper auch bei größeren axialen Dehnungen durch mehrere sich kreuzende Scherfugen. Die korrigierte Querschnittsfläche A_{kor} für die Berechnung der einaxialen Druckfestigkeit bzw. axialen Spannung im Triaxialversuch entspricht je nach Scherfugenbildung nicht immer dem Querschnitt des Probekörpers im Versuch.

Grundsätzlich ist die undrainierte Scherfestigkeit eines Materials abhängig von der Vorbelastungsspannung und wird daher in situ meist in Abhängigkeit der Tiefe dargestellt. Die bisherigen Versuche mit FS, AD und UU beziehen sich auf Probekörper mit einer Vorbelastungsspannung von $\sigma_v = 200$ kPa. Für c_u als Funktion der mittleren effektiven Vorbelastungsspannung ($c_u = f(\sigma_v)$ bzw. $f(p)$) kann eine Auswertung zum Zeitpunkt des maximalen Porenwasserüberdrucks in den

CU-Versuchen mit

$$c_u = q_{max(p_w)}/2, \quad (4.3)$$

erfolgen [101]. Für Schluff bei $OCR = 1$ ergibt sich so anhand der PTL in den Abbildung 4.3

$$c_u(p_c) = 0,56 \cdot p_c + 12,5 \text{ (in kPa)}. \quad (4.4)$$

Damit ist die undrainierte Scherfestigkeit aus den CU-Versuchen deutlich höher als aus den übrigen Laborversuchen. Die höheren undrainierten Scherfestigkeiten nach der isotropen Konsolidierung im CU-Versuch sind nach Wahls [101] vor allem auf die Änderungen des Spannungszustands, des Wassergehalts und der Belastungsgeschwindigkeit zurückzuführen. Zum Vergleich der UU- und CU-Versuche werden in Abbildung 4.6 auch die effektiven Spannungspfade der UU-Versuche betrachtet und denen der CU-Versuche gegenübergestellt. Während beim Schluff $q_{p_w, max}$ in den

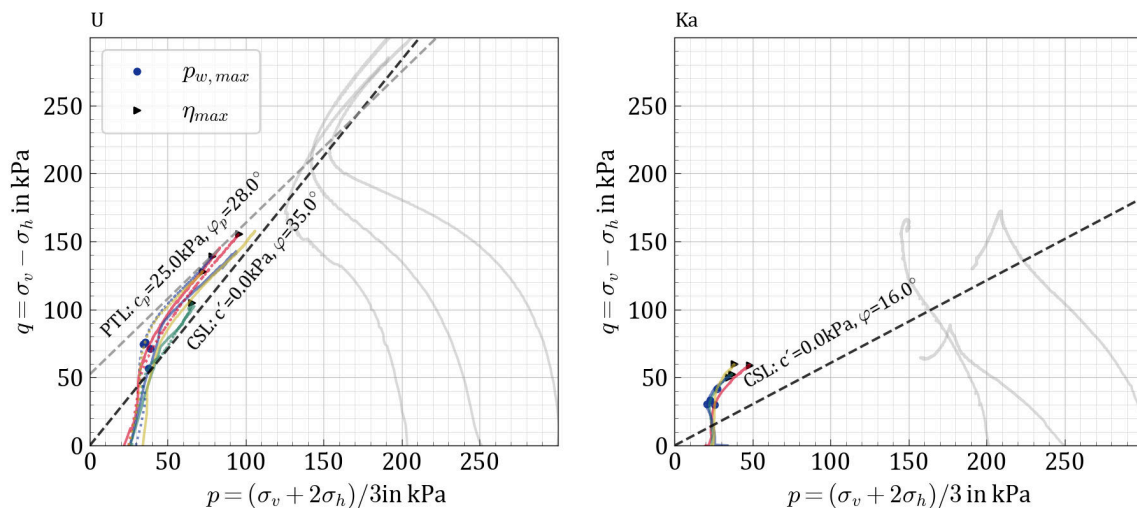


Abbildung 4.6: Effektive Spannungspfade der UU-Versuche. (Für den Schluff liegen zwei Versuchsreihen vor, weshalb eine mit gestrichelten Linien dargestellt ist; Zusätzlich eingezeichnet sind CSL und PTL sowie in Grau die Spannungspfade der CU-Versuche.)

UU-Versuchen unterhalb der PTL liegt, die aus den CU-Versuchen ermittelt wurde, liegen diese für Kaolin oberhalb der PTL. Diese Beobachtung weist darauf hin, dass die lineare Beziehung für $c_u = f(p)$ den Bereich geringer Spannungen nicht adäquat wiedergeben kann und die CU-Versuche an Kaolin eine zu große Streuung zur Bestimmung der PTL aufweisen.

Insgesamt zeigen die Untersuchungen zur Bestimmung der undrainierten Scherfestigkeit, dass diese bodenmechanische Größe von zahlreichen Faktoren beeinflusst wird und daher mit großen Unsicherheiten belegt ist. Festgestellte Korrelationen mit c_u , wie etwa der Rissfestigkeit eines Materials (siehe Abschnitt 3.2) sind potentiell mit großen Unsicherheiten behaftet. Eine Diskussion hierzu folgt in Abschnitt 5.1.2. Weiterführende Untersuchungen zum Einfluss verschiedener Versuchsarten auf c_u , unter anderem in Abhängigkeit von der Probenkonsistenz, sind in [101, 55,

50] zu finden.

4.2 Herstellung der Probekörper

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei Herstellungsmethoden für die Probekörper angewandt. Bei der ersten Methode wurden Probekörper mit einem ausgewählten Wassergehalt auf die zugehörige Trockendichte der Proctorkurve verdichtet. Bei der zweiten Methode wurden die Probekörper aus einer Schlämme konsolidiert. Im Folgenden werden die beiden Herstellungsmethoden beschrieben und die resultierende Struktur und der Grad der Homogenität untersucht. Im Folgenden werden die Probekörper entsprechend des Herstellungsverfahrens als *verdichtete* oder *konsolidierte* Probekörper bezeichnet.

4.2.1 Verdichtete Probekörper

Eine einfache und schnelle Methode reproduzierbare Probekörper aus feinkörnigem Material herzustellen stellt die dynamische, lagenweise Verdichtung bei einem bestimmten Wassergehalt bis zur gewünschten Trockendichte dar. Das Vorgehen hierbei erfolgt analog zum Proctorversuch nach DIN 18127, wobei die erzielte Dichte und die Bodenstruktur bei gleichbleibender Verdichtungsenergie vom Wassergehalt abhängen. Hierbei ist zu beachten, dass durch die lagenweise Verdichtung ein geschichteter, inhomogener Probekörper entsteht, bei dem die Schichtgrenzen zwischen den etwa 2 cm mächtigen Lagen Schwachstellen darstellen. Zudem weisen die unteren Bodenschichten durch die zunehmende Verdichtungsarbeit eine höhere Trockendichte als die oberen Schichten auf.

Insbesondere für den in dieser Arbeit entwickelten neuartigen Triaxialversuch zur Untersuchung des hydraulisch induzierten Versagens in feinkörnigen Böden ist ein homogener Probekörper Voraussetzung für reproduzierbare Versuchsergebnisse. Im Gegensatz zu konventionellen Triaxialversuchen wird die (hydraulische) Belastung in dem neuartigen Versuch in der Mitte des Probekörpers über die Spitze einer Kanüle erzeugt. Dies entspricht einer lokalen Belastung, welche an Schwachstellen des Probekörpers zum Versagenseintritt führt. Um dabei den Materialwiderstand gegen hydraulische Belastung zu bestimmen und nicht die Festigkeit der herstellungsbedingten Schwachstellen, wurde in dieser Arbeit eine alternative Herstellungsmethode zur dynamischen lagenweisen Verdichtung entwickelt.

Bei dieser werden die Probekörper am Stück langsam unter einer Presse im Metallring eines Proctortopfs verdichtet. Die hierbei verwendete Apparatur aus einem in vertikaler Richtung auf Federn gelagerten Proctorrings ist in Abbildung 4.7 dargestellt. In horizontaler Richtung ist der Proctorrings fixiert. Im unbelasteten Zustand befindet sich die Unterkante des Proctorrings etwa 4 cm über der Fußplatte. Unter dem Ring befindet sich ein Metallzylinder, der mit dem unteren Rand des Topfes bündig ist. Um die Reibung zwischen der Wandung des Proctorrings und dem

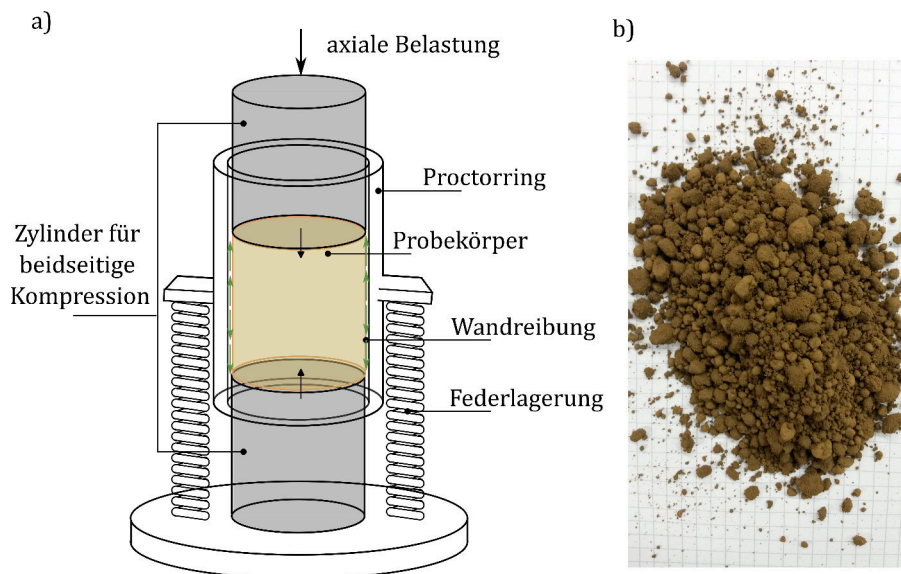


Abbildung 4.7: Herstellungsmethode für statisch verdichtete Probekörper. a) Skizze des auf Federn gelagerten Proctorrings für eine statische Kompression des Probenmaterials unter einer Presse. b) Schluffmaterial vor dem Einbau mit deutlicher Aggregatbildung bei einem Wassergehalt auf dem trockenen Ast von $w = 11,7\%$.

Probekörper während der Kompression zu reduzieren, wird der Proctorring von Innen gefettet. Anschließend wird das abgewogene Probenmaterial nach Homogenisierung des Wassergehalts in den Ring gefüllt, wobei der untere Zylinder als Ersatzboden das Herausfallen verhindert. Die Oberfläche wird mit einem Lineal begradigt und ein Metallzylinder zentrisch wenige Zentimeter in den Aufsatz des Proctorrings gedrückt. Die weitere Kompression des Materials erfolgt in der Presse des einaxialen Druckversuchs mit einer Geschwindigkeit von $4,7 \text{ mm/min}$.

Die Verdichtung des Probekörpers tritt bis zum Erreichen einer gewissen Probenfestigkeit nur von oben ein. Aufgrund der Lagerung des Proctorrings auf den Federn drückt sich jedoch bei zunehmender Wandreibung auch der untere Metallzylinder fast vollständig in den Proctorring, wodurch eine beidseitige Verdichtung erfolgt. Der Weg der Presse ist entsprechend der gewünschten Trockendichte zu berechnen, wobei die Eindringtiefe des unteren Zylinders berücksichtigt werden muss.

Untersuchungen zur Verteilung der Trockendichte innerhalb des Probekörpers nach Verdichtung zeigten mit einem Variationskoeffizienten von $\text{var}K = 1,6\%$ für den Verwendungszweck zufriedenstellende Ergebnisse. Die Herstellungsmethode stellt für Probekörper mit Durchmessern von 100 mm und Höhen von 100 mm bis 120 mm eine sehr gute Alternative zur dynamischen Verdichtung in Lagen dar. Bei Verhältnissen von $h/d \geq 2$ könnten sich jedoch größere Dichteunterschiede zwischen Enden und der Mitte des Probekörpers einstellen.

Die entwickelte Verdichtungsmethode bietet die Möglichkeit in vergleichsweise kurzer Zeit reproduzierbare Probekörper herzustellen. Die Vorversuche haben für die lokale hydraulische Belastung jedoch gezeigt, dass die Bodenstruktur die hydraulisch induzierte Rissentstehung

maßgeblich beeinflusst (siehe Abschnitt 4.3.1). Bei den verdichteten Probekörpern entstehen je nach Verdichtung auf dem trockenen oder dem nassen Ast der Proctorkurve unterschiedliche Aggregatsgrößen und Porenraumstrukturen (vgl. [64]). Ziel dieser Arbeit ist es die Festigkeit natürlich sedimentierter Schluffe und Tone zu untersuchen, bei denen Aggregatbildung lediglich in geringem Ausmaß auftritt. Um Probekörper herzustellen, die diesen konsolidierten Böden möglichst nahe kommen, wurde ein weiteres Verfahren verwendet, das im Folgenden beschrieben wird.

4.2.2 Konsolidierte Probekörper

Für die konsolidierten Probekörper der Laborstudie zu hydraulisch induzierten Rissen wurde ein spezielles Konsolidierungsverfahren verwendet, um einen möglichst hohen Grad der Homogenität der Mikrostruktur der Probekörper zu erreichen. Um die Aggregatstrukturen des Materials aufzuspalten wird zunächst eine Schlämme bei 2,5-facher Fließgrenze w_L angerührt (Ausnahme: Bentonit bei $1,5 \cdot w_L$). Diese wird in einen Topf gefüllt, in dem sie unter Vakuum (100 mbar) mindestens 24 Stunden lang gerührt wird. Anschließend wird die Schlämme vorsichtig in einen speziellen Konsolidierungsstand gegossen und in Stufen konsolidiert.

Das Prinzip des Konsolidierungsstands entspricht dem von der RWE Power AG verwendeten Verfahren und ist in Abbildung 4.8 dargestellt. Die Besonderheit liegt in der Verwendung ei-

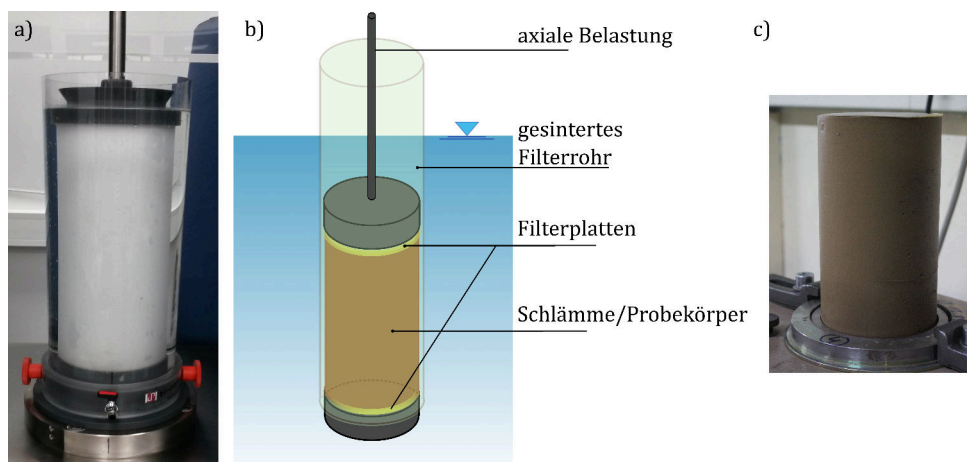


Abbildung 4.8: Konsolidierungsstand mit allseitiger Drainage und Kompression von oben und unten durch Eindringen der Kopf- und Fußplatte. a) Foto und b) Skizze des Konsolidierungsstandes. c) Schluffprobekörper nach Ausdrücken aus dem Filterrohr.

nes durchlässigen, gesinterten Kunststoffrohr mit einem Innendurchmesser von 100 mm, das - zusätzlich zum vertikalen - einen radialen Abstrom während der Konsolidierung ermöglicht. Um einen möglichst druckfreien Abstrom zu gewährleisten, wird das Filterrohr mit der Probe in einen wassergefüllten Plexiglaszylinder gestellt. Für den vertikalen Abstrom sind die Kopf- und die Fußplatten des Konsolidierungsstandes mit gesinterten Metallfilterplatten versehen.

Ähnlich wie bei der statischen Verdichtung wird eine beidseitige Kompression ermöglicht. Dazu

wird das Filterrohr zu Beginn der Konsolidierung auf bewegliche Halbschalen gestellt, die bei einer Konsolidierungsspannung von 50 kPa seitlich gezogen werden können. Während der folgenden Konsolidierungsstufen wird das Rohr durch die Reibung zwischen Probe und Filterrohr gehalten. Dadurch kann durch Eindringen der Fußplatte eine Kompression von unten erfolgen.

Die axiale Spannung wurde in Stufen von $\sigma_v = 5, 12, 25, 50, 100$ und 200 kPa gesteigert, wobei alle Laststufen, abgesehen von der ersten und letzten, 24 Stunden lang gehalten wurden. Bei Schluff und Kaolin klangen die Setzungen in dieser Zeit ab. Die erste Laststufe wurde langsam weggesteuert bis zum Erreichen der 5 kPa angefahren und die Konsolidierung manuell fortgesetzt, da die Schlämme für eine Kraftregelung keine ausreichende Steifigkeit besaß. Die höchste Laststufe betrug im Regelfall 200 kPa und in Ausnahmen 100 kPa und wurde mindestens 72 Stunden gehalten.

Für das Herausdrücken der fertig konsolidierten Probekörper aus dem Filterrohr wurde die hydraulische Presse für den Ausbau von Proctorversuchen aus dem Proctortopf verwendet.

Die Masse der eingefüllten Schlämme wurde so gewählt, dass die Höhe der vorkonsolidierten Probekörper bei dem Durchmesser von $d = 100$ mm $h = 120$ bis 140 mm betrug. Bis zur weiteren Verwendung in dem modifizierten Triaxialversuch wurden die Probenkörper luftdicht in Metallzylindern bei konstanter Raumtemperatur gelagert.

Die Homogenität der konsolidierten Probekörper wurde durch Korngrößenanalysen und die Verteilung des Wassergehalts untersucht.

Um zu prüfen, ob es während der Konsolidierung durch die schnellere Sedimentation schwerer Körner zu einer Entmischung kommt, wurde an Teilproben aus den Enden und dem Mittelteil eines vorkonsolidierten Schluffprobekörpers kombinierte Sieb- und Schlämmanalysen durchgeführt. Die drei resultierenden Korngrößenverteilungen waren nahezu identisch, sodass eine schnellere Sedimentation schwerer Körner ausgeschlossen werden kann. Die Bandbreite der Korngrößen ist bei Kaolin und Bentonit geringer als beim Schluff, weshalb auch hier nicht von einer Entmischung auszugehen ist.

Zur Untersuchung von Wassergehaltsunterschieden wurden auf $\sigma_v = 200$ kPa vorkonsolidierte Schluff- und Kaolinprobekörper entsprechend der Skizze in Abbildung 4.9 aufgeteilt in „Oben“, „Mitte“, „Unten“ sowie „Außen“ und „Innen“. Die Bestimmung der Wassergehalte erfolgte durch Ofentrocknung. Die Ergebnisse sind in den Balkendiagrammen in Abbildung 4.9 dargestellt. Der Variationskoeffizient $varK$ der Wassergehalte beträgt für Schluff 3,3% und für Kaolin 3,5%. Die höchsten Wassergehalte wurden wie erwartet überwiegend im Inneren der Probekörper und in der Mitte ermittelt.

Die hydraulische Belastung erfolgt an Probekörpern, die nach der Vorkonsolidierung auf $\sigma_v = 200$ kPa im modifizierten Triaxialgerät bei einem Sättigungsdruck von $p_{w,0} = 600$ kPa gesättigt und isotrop auf $p = 200$ kPa konsolidiert wurden. Daher wurde die Wassergehaltsverteilung an solchen Probekörpern nach einer isotropen Konsolidierung auf $p = 200$ kPa im Triaxialgerät

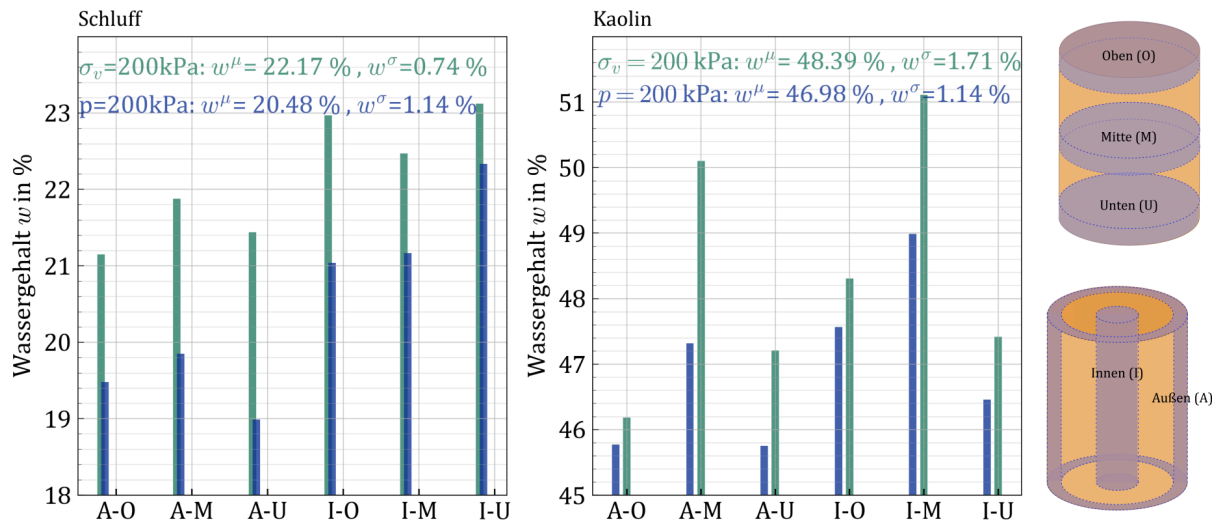


Abbildung 4.9: Variation des Wassergehalts in vorkonsolidierten ($\sigma_v = 200 \text{ kPa}$) und isotrop konsolidierten ($p = 200 \text{ kPa}$) Schluff- (links) und Kaolinprobekörpern (mittig). Die Probekörper wurden entsprechend der Skizze rechts zerlegt in „Außen“ (A) und „Innen“ (I) sowie „Oben“ (O), „Mitte“ (M) und „Unten“ (U).

bestimmt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.9 dargestellt. $varK$ beträgt nach der zusätzlichen Sättigung und Konsolidierung 5,5% bzw. 2,4%. Durch die Konsolidierung sinkt zwar der Wassergehalt, die Standardabweichung der Wassergehaltsverteilung verringert sich aber nicht merklich.

4.2.3 Strukturuntersuchungen

Untersuchungen zur Rissentstehung können wie in Abschnitt 2.2 beschrieben auf verschiedenen Betrachtungsskalen erfolgen, weshalb neben der Bestimmung bodenmechanischer Eigenschaften zur Beschreibung des Bodens auf der Makro- oder Mesoskala auch die Mikrostruktur der Probekörper betrachtet wird. Zur Analyse auf Mikroskala wurden an Teilproben des konsolidierten Schluffs und Kaolins Quecksilberporosimetrie-Untersuchungen (QSP) und Aufnahmen im nano-CT durchgeführt. Während die QSP Aufschluss über die Porengrößenverteilung gibt, ermöglichen die CT-Aufnahmen eine 3D-Visualisierung der Bodenstruktur.

Quecksilberporosimetrie

Bei dem Verfahren der Quecksilberporosimetrie (QSP) zur Bestimmung der Porengrößenverteilung einer Bodenprobe wird ein nichtbenetzendes Fluid, in diesem Fall Quecksilber, in den Porenraum durch Aufbringen eines äußeren Drucks gepresst. Mithilfe der Gleichung von Washburn [104] wird der Druck beschrieben, der zum Eindringen in einen bestimmten Kapillarradius erforderlich ist. Somit lässt sich durch schrittweise Steigerung des Drucks durch Messung des je Druckstufe eingedrungenen Quecksilbervolumens eine Verteilung der vorliegenden Kapillardurchmesser be-

rechnen. Voraussetzung ist, dass der Probekörper trocken ist, da die Gleichung nach [104] nur für das Eindringen von Quecksilber in luftgefüllte Poren gültig ist. Das Verfahren wurde ausführlich 1970 von Diamond [24] beschrieben und liefert seit der Anwendung von Gefriertrocknung anstelle von Ofentrocknung auch für Probekörper mit hohem Sättigungsgrad zuverlässige Ergebnisse [3]. Die QSP-Untersuchungen sowie die Gefriertrocknung mit flüssigem Stickstoff für die Schluff- und Kaolinproben erfolgte am Institut für Angewandte Geowissenschaften (AGW) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Das verwendete Porosimeter erfasst mit einem Druckbereich von 1,9 kPa bis 414 MPa Porendurchmesser von 0,655 mm bis 0,003 μm . Um Trocknungsrisse bei der Gefriertrocknung zu vermeiden, wurden mit Metallfolie sehr kleine zylindrische Teilproben mit $h/d = 5 \text{ mm}/3 \text{ mm}$ aus den konsolidierten Probekörpern herausgearbeitet. Insgesamt wurden drei Untersuchungen an Schluffprobekörpern, die zuvor auf $p = 200 \text{ kPa}$ bzw. 300 kPa konsolidiert wurden, und eine an einem Kaolinprobekörper mit $p = 200 \text{ kPa}$ durchgeführt. Die Ergebnisse sind in den Diagrammen in Abbildung 4.10 dargestellt. Links ist das in den Porenraum eingedrungene

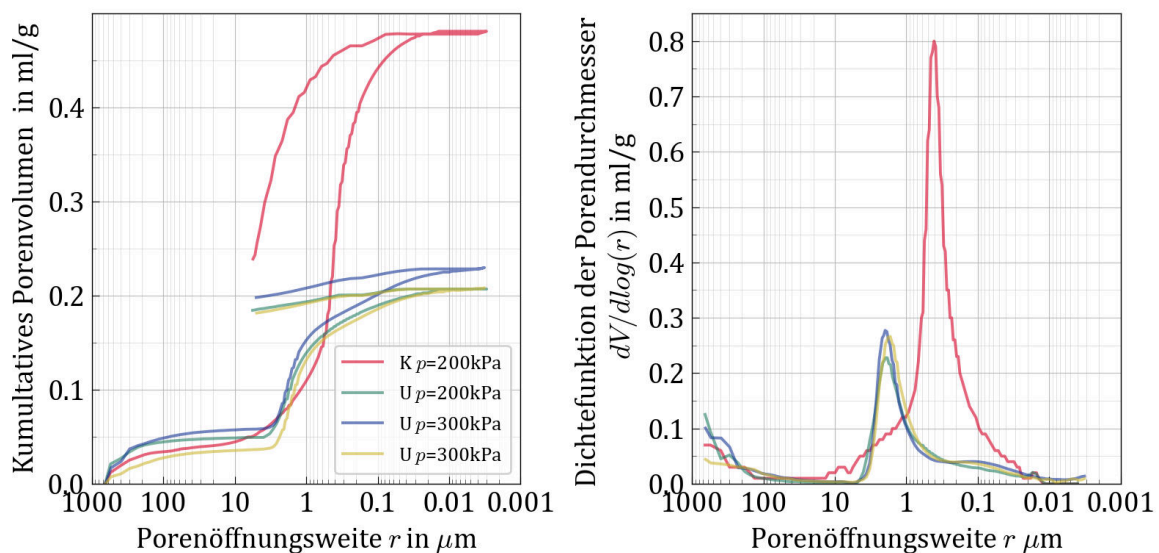


Abbildung 4.10: Ergebnisse der Quecksilberporosimetrie an konsolidierten Schluff- (U) und Kaolinproben (Ka).

Quecksilbervolumen kumulativ und rechts die Verteilung der Porendurchmesser durch die Dichtefunktion über die logarithmisch skalierte Porenöffnungsweite aufgetragen. Im linken Diagramm werden die Kurven von Intrusion (Eindringen des Quecksilbers) und Extrusion (Ausströmen des Quecksilbers bei stufenweiser Druckreduktion) dargestellt. Die Porenverteilung auf der rechten Seite der Abbildung 4.10 basiert auf der Intrusion.

Intrusions- und Extrusionskurven im linken Diagramm liegen nicht aufeinander, stattdessen zeigt sich ein hysteresisches Verhalten, das größtenteils auf den sogenannten „Flaschenhalseffekt“ [13] zurückzuführen ist. Der Flaschenhals wird dabei durch kleine Poren gebildet, über die das Quecksilber aus größeren Poren abströmen muss. Die großen Poren entleeren sich theoretisch

bei einem sehr geringen Druck, bei dem jedoch durch die Engstellen kein Entweichen möglich ist. So verbleibt ein Teil des Quecksilbers in den großen Poren. Der Anteil des verbleibenden Quecksilbers ist somit ein Maß für die Streubreite der Porendurchmesser. Beim Vergleich der Hysteresen von Kaolin und Schluff im linken Diagramm wird deutlich, dass beim Kaolin ein wesentlich größerer Anteil des Quecksilbers bei der Extrusion wieder aus dem Probekörper fließt als beim Schluff. Während beim Kaolin nur etwa die Hälfte des eingedrungenen Quecksilbers in dem Probekörper verbleibt, sind es beim Schluff etwa 85 %. Dies weist darauf hin, dass beim Schluff eine wesentlich größere Bandbreite von Porengrößen vorhanden ist als beim Kaolin.

Die Porenraumverteilung zeigt für konsolidierte Probekörper bei beiden Materialien ein deutliches Maximum, d.h. eine enger Größenbereich der Porenöffnungsweite liegt dominierend vor. Dies wird als unimodale Porengrößenverteilung bezeichnet und ist für aus einer Schlämme konsolidierte Probekörper oder natürliche Böden typisch. Eine bimodale Verteilung mit zwei Maxima tritt auf, wenn sowohl Inter- als auch Intraaggregatporen in bei geringem Wassergehalt verdichteten Probekörpern vorliegen [13], [23], [74]. Auch hier zeigt der Vergleich von Kaolin und Schluff im rechten Diagramm, dass die Verteilungskurve des Kaolin wesentlich steiler verläuft als die des Schluffs. Demnach tritt beim Kaolin im Wesentlichen nur eine Porenöffnungsweite von $0,1 \mu\text{m}$ bis $1 \mu\text{m}$ auf, während sich die Bandbreite der Porenöffnungsweiten beim Schluff von $0,2 \mu\text{m}$ bis $4 \mu\text{m}$ erstreckt. Die Konsolidierungsspannungen haben in dem gewählten Bereich von 200 kPa und 300 kPa keinen deutlichen Einfluss.

Das Maximum der Porenverteilung liegt für Kaolin bei $0,4 \mu\text{m}$ und für Schluff bei $2 \mu\text{m}$, womit nicht nur die Korngrößen, sondern auch die Porenöffnungen bei gleichem Konsolidierungsdruck beim Kaolin kleiner sind als beim Schluff.

Des Weiteren lässt sich aus dem eingedrungenen Quecksilbervolumen V_{MIP} , der Trockenmasse der Probekörper m_d und der Korndichte ρ_s des Materials die Porenzahl e_{MIP} bestimmen:

$$e_{MIP} = \frac{V_{MIP}}{m_d} \rho_s. \quad (4.5)$$

Da Poren kleiner als $0,03 \mu\text{m}$ bei dem maximalen Druck des Porosimeters nicht erfasst werden, kann die so ermittelte Porenzahl e_{QP} von der tatsächlichen Porenzahl abweichen. Für den Schluff werden aus den drei QSP-Untersuchungen Porenzahlen von $e_{MIP} = 0,559, 0,618$ und $0,563$ bestimmt, wobei auch hier die höhere Konsolidierungsspannung keine Reduktion der Porenzahl bedingt. ³ Für den Kaolin ergibt sich aus der Gleichung 4.2.3 $e_{MIP} = 1,270$. Basierend auf der Geometrie und dem Wassergehalt der Probekörper wurden geringfügig kleinere Porenzahlen an den Schluff- und Kaolinprobekörper der QSP-Untersuchung bestimmt. Die durchschnittlich ermittelten Einbauporenzahlen der Probekörper für die hydraulische Belastung liegen bei $e_0 = 0,524$ für Schluff bzw. $e_0 = 1,336$ für Kaolin. Somit ist e_{MIP} der Teilproben bei Schluff tendenziell höher und bei Kaolin niedriger als e_0 der Gesamtprobekörper. Gründe für Abweichung zwischen den

³Auch die Ödometerversuche an Schluff in Abbildung 4.2 zeigen zwischen $\sigma_v = 200$ und 300 kPa nur eine geringe Änderung der Porenzahl.

Porenzahlen sind grundsätzlich Trocknungsrisse, Störungen der Bodenstruktur am Rand der Teilproben der MIP durch das Herausschneiden und nicht erfasste Porenräume bei der MIP oder bei der Ofentrocknung. Letztendlich stellen jedoch die wenigen Teilproben der MIP nur eine Stichprobe aus den Gesamtprobekörpern dar, sodass die Porenzahldiskrepanz hauptsächlich auf den Unterschied zwischen lokaler und globaler Ermittlung der Kenngröße sowie die wesentlich höhere Probenanzahl für e_0 zurückzuführen ist.

Computertomographie

Die Computertomographie (CT) stellt eine zerstörungsfreie Methode zur dreidimensionalen Visualisierung von Probekörpern dar. Die 3D-Darstellung der CT entsteht durch die Überlagerung zahlreicher 2D-Röntgenbilder, die während des Rotierens des Probekörpers um 360° kontinuierlich aufgenommen werden. Der Aufbau einer industriellen CT-Anlage besteht, wie in Abbildung 4.11 skizziert, im Wesentlichen aus einer Röntgenquelle, einem Detektor und einem Drehtisch. Der

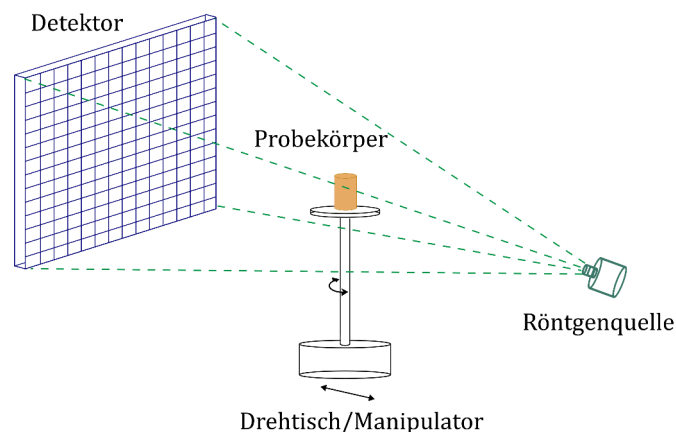


Abbildung 4.11: Skizze des Aufbaus einer CT-Anlage.

Probekörper wird auf dem Drehtisch zwischen Quelle und Detektor platziert. Anschließend wird der Probekörper in kleinen Schritten rotiert, während die 2D-Aufnahmen durch das Auffangen der Röntgenstrahlen auf dem Detektor erstellt werden. Durch den Manipulator können die Abstände zwischen den drei Komponenten verstellt werden. Wie in der Skizze des CT-Aufbaus zu erkennen ist, lässt sich die Größe und damit die Auflösung der 2D-Aufnahmen auf einem Detektor durch den Strahlensatz berechnen. Demnach werden die 2D-Bilder größer und damit die Auflösung besser, je näher der Probekörper an die Röntgenquelle rückt. Der minimale Abstand zwischen Quelle und Probekörper wird jedoch durch Höhe und Breite des zu erfassenden Bereiches des Probekörpers bestimmt. Der Detektor erfasst die Intensität der Röntgenstrahlen, die durch den Probekörper dringen. Dadurch entstehen 2D-Aufnahmen der Dichte des Probekörpers. Sehr dichte Materialien wie etwa Metall eignen sich daher nicht für CT-Aufnahmen. Je geringer die Dichteunterschiede in einem Probekörper sind, desto kontrastärmer sind die Aufnahmen. Für weitere Informationen zur Computertomographie wird auf [100] verwiesen .

Für die Visualisierung der Bodenstruktur im CT ist ein Kompromiss zwischen Auflösung und Abmessung des Probekörpers zu wählen. Je größer der Probekörper, desto schlechter die Auflösung, und je kleiner der Probekörper, desto weniger repräsentativ ist diese für den Gesamtprobekörper. Um aussagekräftige Aufnahmen zu erzielen ist deshalb vorab einerseits das Verhältnis von erzielbarer Auflösung zu betrachtetem Kleinstkorn abzuschätzen und andererseits das Verhältnis zwischen Größtkorn und Probenkörpergröße zu beachten. Bezogen auf die CT-Aufnahmen in dieser Arbeit bedeutet dies, dass möglichst kleine Probekörper für die Strukturuntersuchung verwendet werden, da für diese eine hohe Auflösung erforderlich ist. Größere Probekörper werden für die Rissvisualisierung (Abschnitt 4.3.1) verwendet, da für die Analyse der Schädigung der Probekörper ein größerer Bereich zu betrachten ist.

Die Erfahrung mit CT-Aufnahmen im Rahmen dieser Arbeit zeigte, dass die theoretisch möglichen Auflösungen im CT nach Herstellerangabe nur unter Idealbedingungen erzielt werden können. Vor allem in gesättigten Bodenproben ist die erreichte Auflösung aufgrund der ähnlichen Dichte des wassergefüllten Porenraums und des Korngerüsts nicht zufriedenstellend.

Im Rahmen der Strukturuntersuchung wurden für diese Arbeit vier Aufnahmen im nano-CT der Firma YXLON gemacht. Untersucht wurden zwei Schluff- und zwei Kaolinprobekörper mit Abmessungen von $h/d = 5 \text{ mm}/3 \text{ mm}$. Je Material wurde eine Aufnahme direkt nach dem Herausschneiden der Teilprobe aus dem Gesamtprobekörper im gesättigten Zustand gemacht. Für die anderen zwei Scans wurden die Teilproben der QSP-Untersuchung verwendet, um Änderungen durch die Gefriertrocknung im CT sichtbar zu machen. Die Aufnahmen der gesättigten Teilproben sind in den Abbildungen 4.12 und 4.13 zu sehen. Mit dem nano-CT wurden für die Teilproben Auflösungen von bis zu 5000 Voxel pro Zentimeter erreicht, so dass Partikelgrößen noch bis zu $2 \mu\text{m}$ erkennbar sind. Dies stellt genau die Grenze zum Feinkornanteil dar. Da bei Kaolin etwa die Hälfte der Partikel zum Feinkornanteil gehören, kann die Bodenstruktur in den Aufnahmen nicht visualisiert werden. Hierfür wären noch kleinere Probenabmessungen notwendig, die allerdings nicht zerstörungsfrei aus dem Probekörper geschnitten werden konnten. Eine Visualisierung der Partikelausrichtung aufgrund der Konsolidierungsrichtung wäre nur ohne die Störung der Aufnahme durch konzentrische Kreise (Bild in 4.13) möglich, die vom YXLON-Techniker nicht beseitigt werden konnten. Bei einer maximalen Auflösung von $2 \mu\text{m}$ ergibt sich für die Kaolinprobekörper ein vollkommen homogenes Bild, sodass zumindest eine Aggregatbildung auf dieser Ebene ausgeschlossen werden kann.

Die Struktur der konsolidierten Schluffprobekörper hingegen ist in der 3D-Aufnahme gut zu erkennen. Die Kornform des Schluffs ist kantig und unregelmäßig. Es ist weder eine Ausrichtung der Partikel aufgrund der Konsolidierungsrichtung noch eine Aggregatbildung zu erkennen, soweit die geringen Probenabmessungen eine Aussage hierzu zulassen. Das Größtkorn der Siebanalyse von 1 mm ist auch in dem kleinen Probenausschnitt sichtbar.

Beim Vergleich der Aufnahmen von Teilproben vor und nach der Gefriertrocknung (Abbildungen

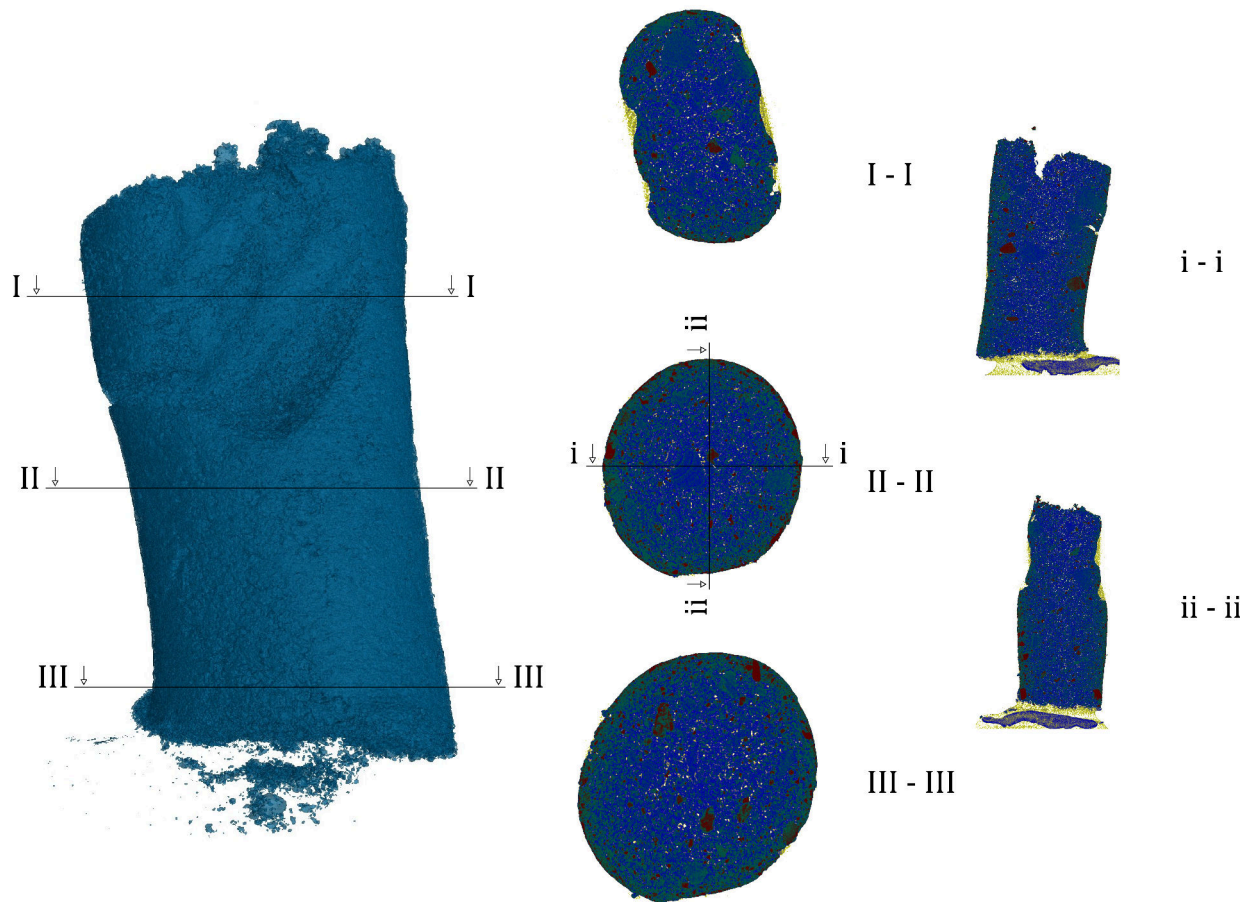


Abbildung 4.12: CT-Aufnahme einer ausgestochenen Probe aus einem konsolidierten Schluffprobekörper.

4.14 und 4.15) ist für beide Materialien zu erkennen, dass in den durch Gefriertrocknung getrockneten zylindrischen Teilproben Risse entstanden sind. Diese verlaufen zum Teil fast durchgehend längs durch die Proben. Es liegt die Vermutung nahe, dass der in der Porenweitenverteilung aus der QSP dominierende Porendurchmesser der Rissbreite entspricht. Dadurch würde die QSP ihre Aussagekraft über die Porendurchmesser der konsolidierten Bodenprobekörper verlieren. Die Risse weisen jedoch mit minimalen Rissbreiten von 1 mm wesentlich größere Öffnungen auf als die Maxima der Verteilungen der Porendurchmesser. Demnach sind die Risse entweder nachträglich etwa durch Transport und Platzierung auf dem Drehtisch entstanden, da das Material durch die Gefriertrocknung sehr spröde ist, oder sie werden bei der QSP aufgrund großer Öffnungsweiten schon bei sehr geringem Druck gefüllt.

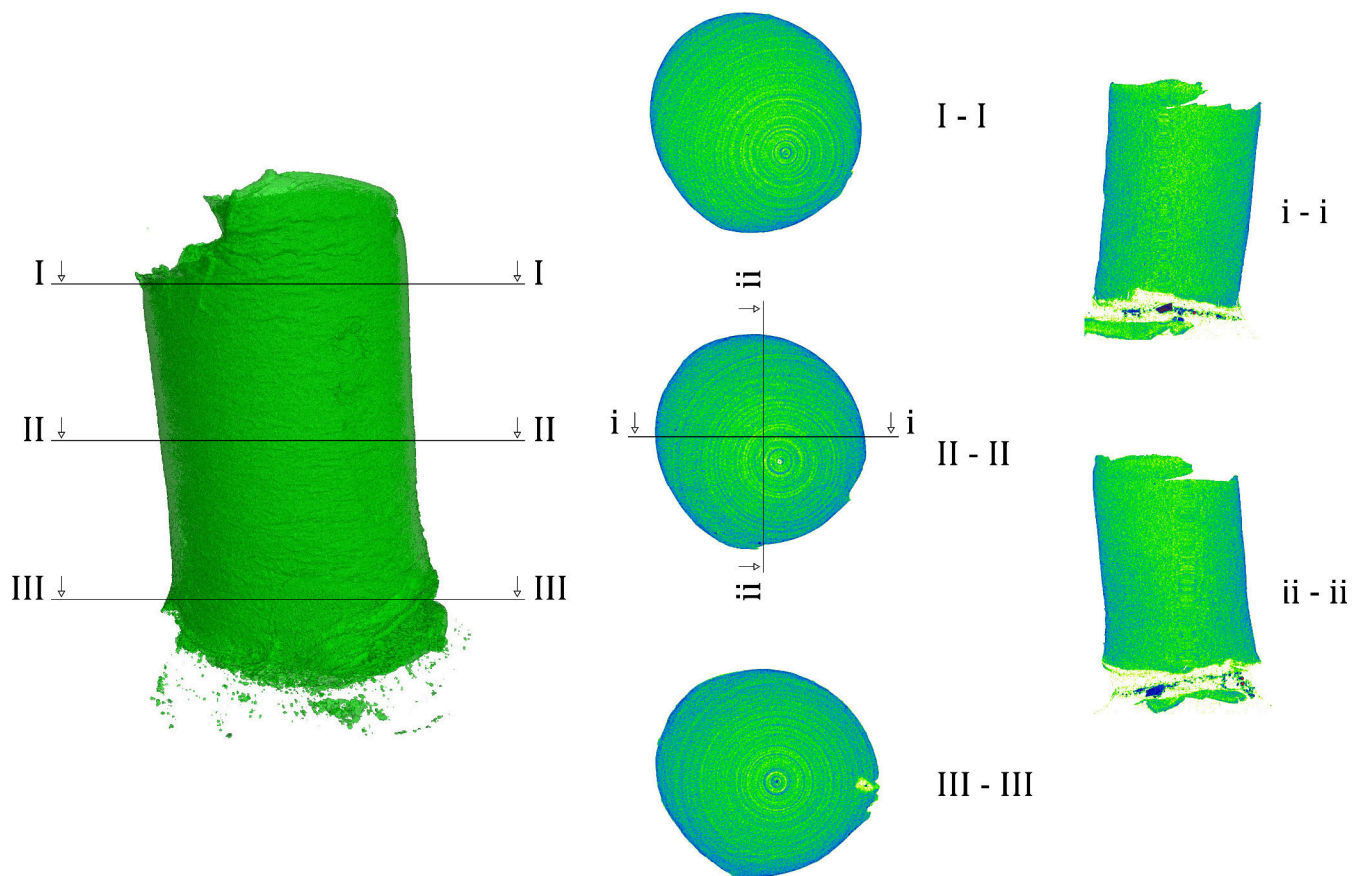


Abbildung 4.13: CT-Aufnahme einer ausgestochenen Probe aus einem konsolidierten Kaolinprobekörper.

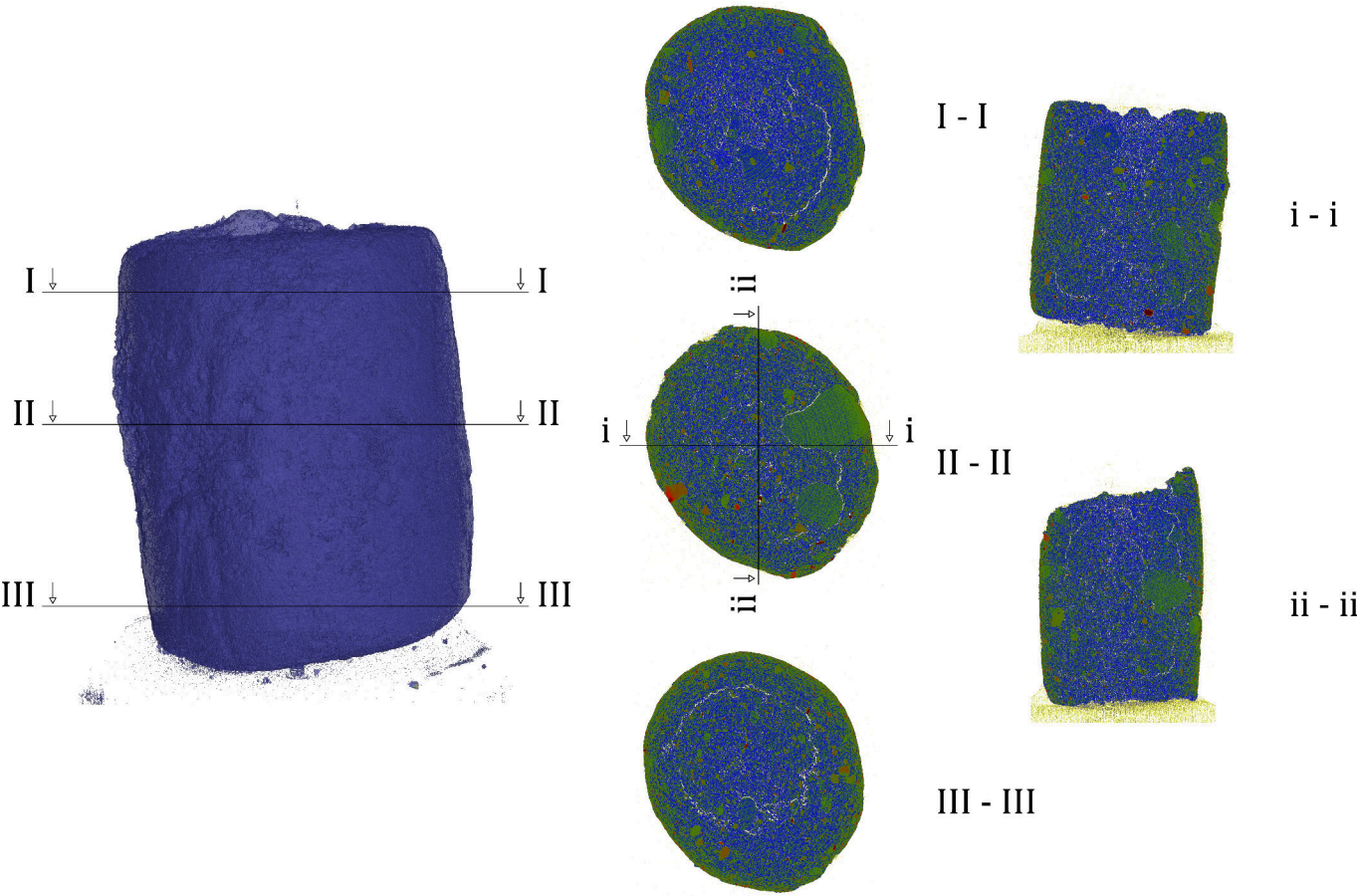


Abbildung 4.14: CT-Aufnahme eines für die Quecksilberporosimetrie verwendeten Probekörpers aus Schluff.

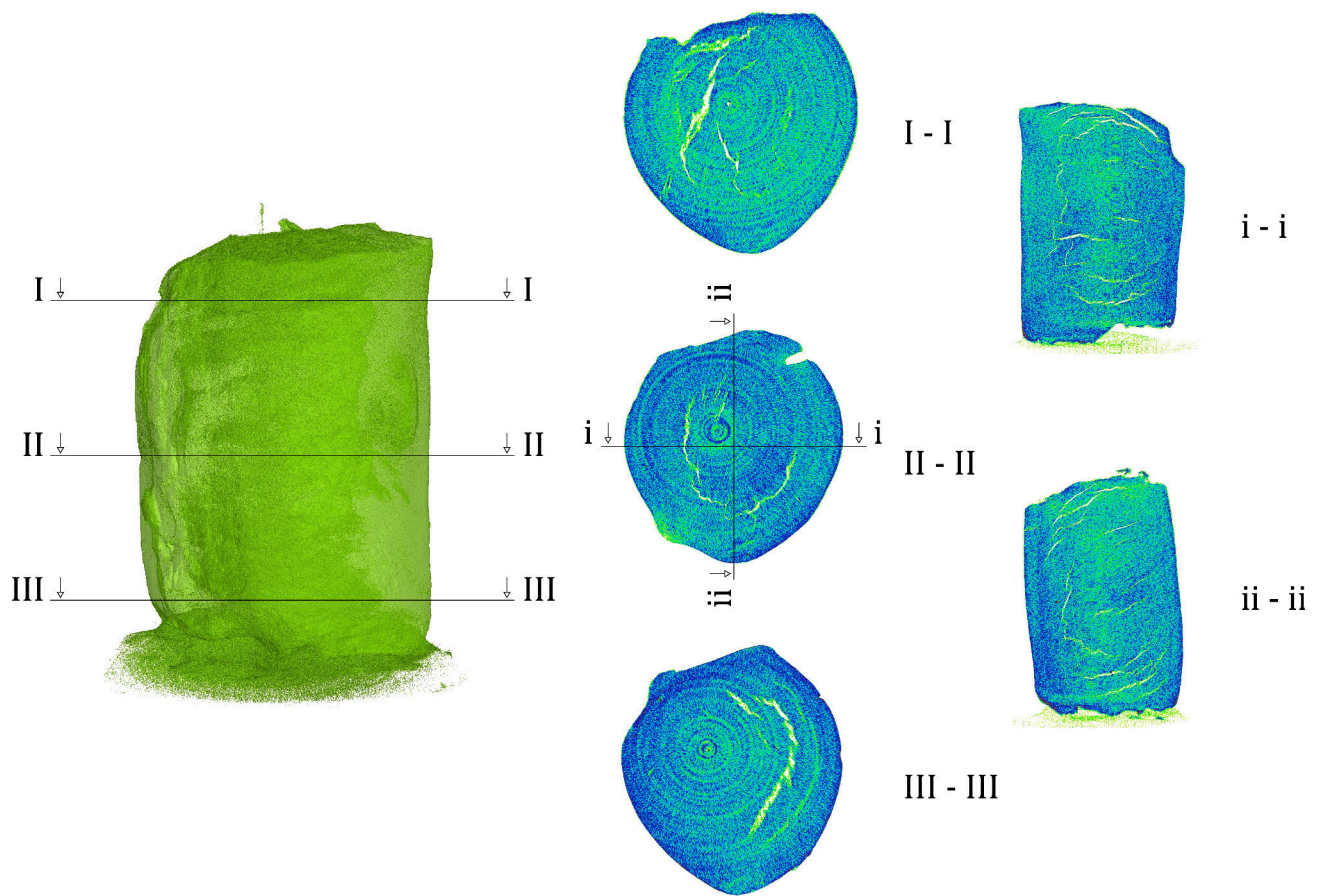


Abbildung 4.15: CT-Aufnahme eines für die Quecksilberporosimetrie verwendeten Probekörpers aus Kaolin.

4.3 Modifizierter Triaxialversuch

Für die experimentelle Untersuchung der Rissentstehung in feinkörnigen Böden durch hydraulische Beanspruchung wurde ein neuartiger Versuch basierend auf dem in der Geotechnik weit verbreiteten Triaxialversuch konzipiert. Ein Triaxialversuchsgerät bietet im Gegensatz zu vielen anderen Versuchsgeräten, die bisher für derartige Versuche zur hydraulisch induzierten Rissentstehung verwendet wurden (Abschnitt 3.1), die Möglichkeit verschiedene Anfangs- und Randbedingungen der Probekörper für die hydraulische Belastung zu berücksichtigen und zugleich, die axiale Dehnung, die Volumenströme aus oder in den Probekörper bzw. Porenwasserdruckänderungen zu messen sowie den Sättigungsgrads mittels eines sogenannten B-Tests abzuschätzen. Durch den variablen Anfangszustand hinsichtlich des Spannungsverhältnis, des Überkonsolidierungsgrads und des Sättigungsdrucks für die hydraulische Belastung kann deren Einfluss auf das Ergebnis der hydraulischen Rissinduzierung untersucht werden.

In einem konventionellen Triaxialgerät werden der Zelldruck, die Axialspannung und der Sättigungsdruck getrennt gesteuert oder geregelt. In der Regel erfolgt die Belastung der Probekörper unter konstanter axialer Abschergeschwindigkeit unter drainierten oder undrainierten Verhältnissen. Dabei werden der Zelldruck, die Axialspannung und die axiale Dehnung sowie die Volumenänderung durch das ausgedrückte Porenwasser bei einem drainierten Versuch bzw. die Porenwasserdruckänderung bei einem undrainierten Versuch erfasst.

Für den modifizierten Aufbau mit der hydraulischen Beanspruchung wurden zwei Triaxialversuchsgeräte an der Kopfplatte um eine Kanüle erweitert, deren Spitze, die mittig in der Probe sitzt, aus einem konusförmigen porösen Filterstein besteht. Über diesen Filterstein wird der Porenwasserüberdruck bis zum Aufreißen der Probe gesteigert. Im Gegensatz zu konventionellen Triaxialversuchen bei denen die Belastung über die äußeren Ränder der Probe bis zum Versagen gesteigert werden, erfolgt dies in dem modifizierten Triaxialversuch im Inneren der Probe. Anders als im konventionellen Triaxialversuchen werden für die Versuchsregelung insgesamt vier Druck-Volumen-Regler benötigt, welche es ermöglichen den Zelldruck, den Porenwasserdruck bzw. den Volumenstrom an der Kopf- und an der Fußplatte sowie an der Kanülenspitze getrennt zu regeln. Die Axialspannung wird unabhängig von den Druck-Volumen-Reglern gesteuert.

4.3.1 Vorversuche

Im Rahmen einer Machbarkeitsstudie und zur Dimensionierung des modifizierten Triaxialgeräts dienten Vorversuche in einem umgebauten Versuchsstands für Durchlässigkeitsversuche bei konstanter Druckhöhe und in einem Triaxialgerät. Die Vorversuche dienten der Klärung folgender Fragen geklärt werden:

- Ist eine Rissentstehung in den gewählten Probekörpern durch einen lokalen Porenwasserüberdruck grundsätzlich möglich bzw. sind die Probenabmessung, die Kanüle mit der

Filterspitze und Belastungseinrichtungen für ein Rissversagen passend gewählt?

- Wie kann die Filterspitze in den Probekörper eingebracht werden ohne die Bodenstruktur zu stören oder einen Sickerweg entlang der Kanüle zur Kopfplatte zu bilden?
- Welche Messbereiche, -genauigkeiten und -intervalle sind erforderlich?
- Wie können die induzierten Risse nach dem Ausbau des Probekörpers visualisiert werden?

Proben der Vorversuche

In den Vorversuchen wurden normalkonsolidierte Probekörper aus dem Schluff Apolda mit einem Durchmesser von $d = 100$ mm und einer Höhe von $h = 100 \div 140$ mm verwendet. Diese wurden entweder in einem Stahlbehälter mit einem Durchmesser von $d = 300$ mm aus einer Schlämme konsolidiert und anschließend ausgeschnitten oder bei einem gewählten Wassergehalt in einer Lage statisch verdichtet (siehe Abschnitt 4.2).

Versuche im Durchlässigkeitsversuchsstand

Für die ersten Vorversuche wurde ein Versuchsstand für Durchlässigkeitsversuche bei konstanter Druckhöhe im geotechnischen Labor der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) umgebaut, indem an dessen Kopfplatte ein Metallröhrchen (Kanüle) befestigt wurde, an dessen Spitze vier vertikale Schlitze von etwa 10 mm Länge und 2 mm Breite eingebracht wurden. Als Filter wurde ein feines, gerolltes Metallgitter in das Röhrchen geschoben, sodass kein Probenmaterial durch die Schlitze in das Röhrchen eindringen konnte. Eine Skizze des umgebauten Durchlässigkeitsstandes und ein Foto der Kopfplatte mit Kanüle sind in 4.16 bzw. 4.17 a) zu sehen. Ein konsolidierter Probekörper wurde mit einem Bohrer, dessen Durchmesser 2 mm kleiner als der des Röhrchens ist, vorgebohrt und die modifizierte Kopfplatte aufgesetzt, wobei die Kanüle vorsichtig in das vorgebohrte Loch eingeführt wurde. Anschließend wurde die Probe in den Durchlässigkeitsversuchsstand eingebaut. In diesem Versuchsstand werden für Versuche bei konstanter Druckhöhe der Zeldruck sowie die Porenwasserdrücke an der Kopf- und Fußplatte getrennt manuell gesteuert. Die Zuleitung zur Steuerung des Porenwasserdrucks an der Kopfplatte wurde zu der Kanüle umgeleitet, sodass der Zeldruck (p_{Zelle}), die Porenwasserdrücke an der Fußplatte ($p_{w,unten}$) und an der Kanülspitze ($p_{w,Kanüle}$) gesteuert wurden. Entsprechend wurden dadurch die ein- oder ausströmenden Volumina an der Fußplatte und an der Kanüle erfasst. In dem Versuchsaufbau waren der Zeldruck auf 800 kPa und das Zustromvolumen aus dem Vorratsbehälter an der Kanülspitze auf 300 ml beschränkt.

In dem beschriebenen Versuchsaufbau wurden drei Vorversuche unter annähernd gleichen Anfangs- und Randbedingungen durchgeführt. Die Probekörper wurden bei einem Sättigungsdruck von 400 kPa mindestens sieben Tage gesättigt und anschließend weitere sieben Tage bei einem Zeldruck von 500 kPa isotrop auf $p = 100$ kPa konsolidiert. In der Belastungsphase wurde der

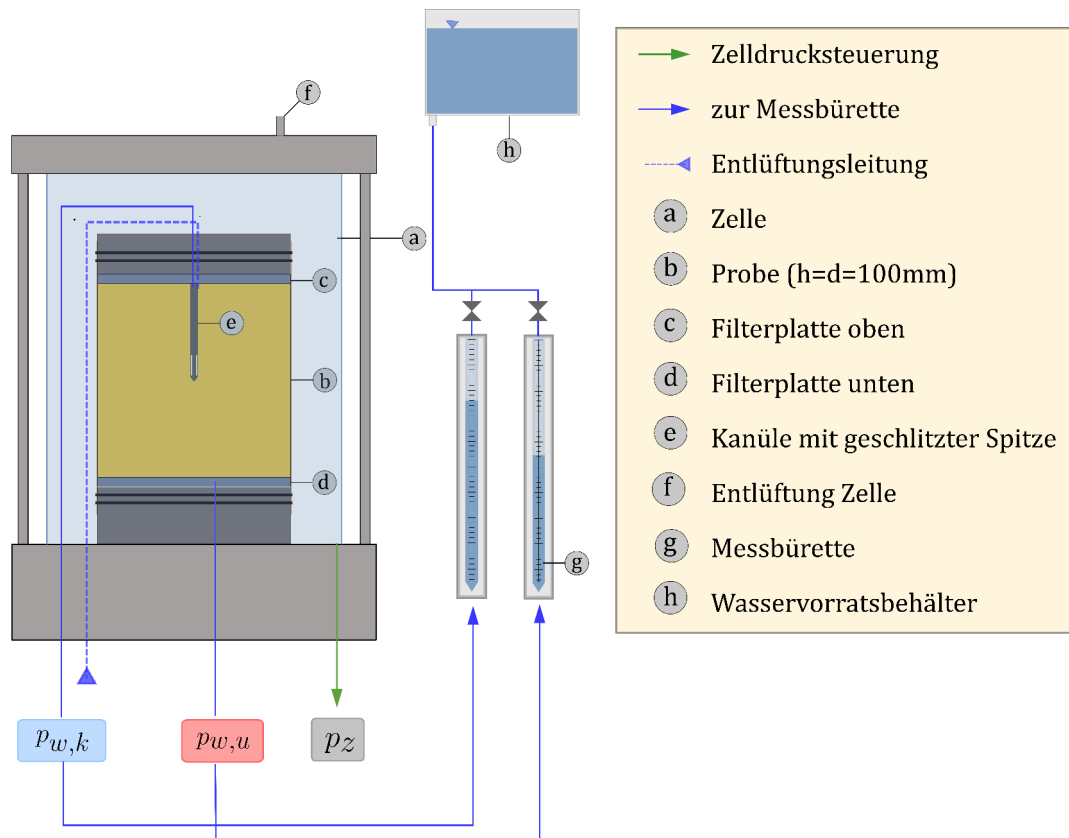


Abbildung 4.16: Skizze des für die Vorversuche umgebauten Durchlässigkeitsversuchsstandes.

Porenwasserdruck an dem Röhrchen $p_{w,k}$ in vier Stufen auf 450, 500, 525 und 550 kPa gesteigert, wobei die Haltezeit je Druckstufe bei den Einzelversuchen unterschiedlich lang war. Zelldruck und Porenwasserdruck an der Fußplatte wurden während der Belastung konstant bei 500 bzw. 400 kPa gehalten.

Der Riss und damit der Durchbruch von der Kanülenspitze bis zum Probenrand trat in den Versuchen bei 500, 525 bzw. 550 kPa ein. Ein Zusammenhang zwischen dem Aufreißdruck und den Haltezeiten der Druckstufen konnte nicht festgestellt werden. Während der einzelnen Druckstufen stellten sich in den drei Versuchen Zu- und Abströme von $8,2 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s} \leq Q/\Delta h \leq 9,8 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ und somit gleicher Größenordnung ein, sodass bis zum Versagen von intakten Probekörpern ausgegangen werden kann. Das Versagen war durch ein Aufblähen der Membran um die Probe, das schnelle Leerlaufen des Wasserbehälters und schließlich durch einen Abfall des Porenwasserdrucks am Röhrchen gekennzeichnet. Aufgrund des großen Messintervalls von 30 s konnte der Moment der Rissentstehung nicht durch den Druckabfall bestimmt werden. Gründe für die unterschiedlichen Aufreißdrücke können lokale Inhomogenitäten in den Probekörpern oder der Lufteintrag bei der hydraulischen Belastung sein, da kein entlüftetes Wasser verwendet wurde und eine Entlüftung der Kanüle nach Einbau nicht mehr möglich war.

Der Versuchsstand sowie ein Probekörper nach Belastung mit durchgehendem horizontalem Riss sind in der Abbildung 4.17 zu sehen. Beispielhaft sind in der Abbildung 4.18 die Druckverläufe

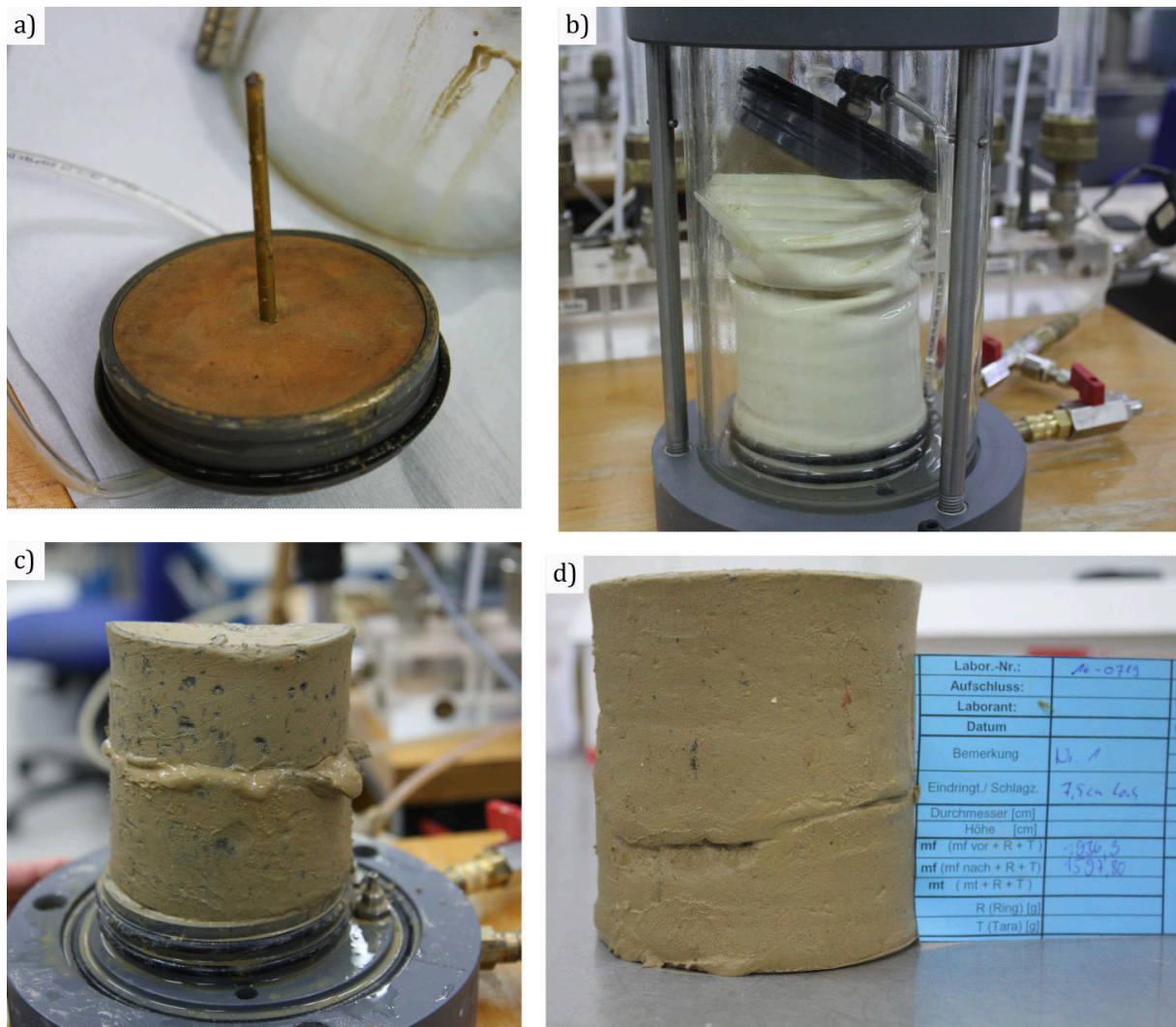


Abbildung 4.17: a) Kopfplatte mit geschlitztem Röhrchen für die Vorversuche im Durchlässigkeitsversuchsstand. b), c) und d): Belastete Proben der drei Vorversuche vor (oben) und nach (unten) dem Probenausbau.

über die Versuchsdauer (a) und der Volumenzustrom bzw. -abstrom über den Porenwasserdruck an der Kanüle (b) des ersten Versuchs im Durchlässigkeitsstand dargestellt. Für entsprechende Diagramme der anderen zwei Vorversuche wird auf Anhang A verwiesen.

Erkenntnisse aus der ersten Vorversuchsreihe

Die Erkenntnisse aus der ersten Vorversuchsreihe sind nachfolgend zusammengefasst:

1. Das Material, die Probenherstellung und das Verhältnis von Proben- zu Filtergröße sind geeignet für die Erzeugung eines Risses durch Aufbringen eines lokalen Porenwasserüberdrucks.
2. In der konsolidierten Schluffprobe tritt bei $p = 100 \text{ kPa}$ während der Steigerung des

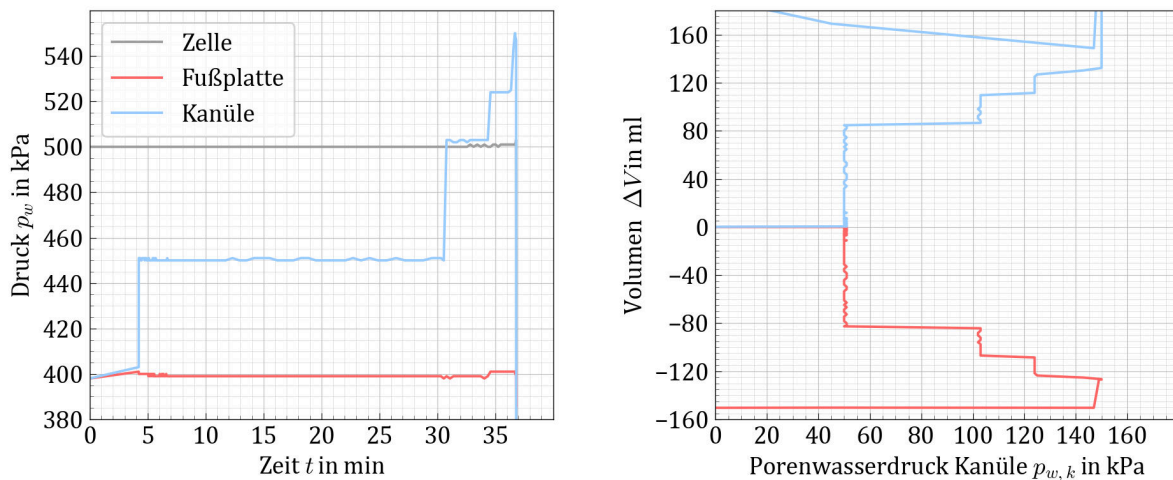


Abbildung 4.18: Belastungsphase eines Vorversuchs im Durchlässigkeitsstand: a) Druckverläufe über die Versuchsdauer und b) der Volumenzustrom über die Kanüle sowie der Abstrom über die Kopfplatte über dem gesteigerten Porenwasserdruck $p_{w,k}$.

Porenwasserdrucks an der Röhrenspitze kein Abstrom entlang des Röhrens in Richtung der Kopfplatte ein.

3. Der erforderliche Aufreißdruck für die verwendeten Probekörper übersteigt die totalen Spannungen, d.h. der Regler für den Aufreißdruck und die Zelle müssen für höhere Spannungen als den Zelldruck ausgelegt sein.
4. Der Volumenzustrom in die Probe ist bis zur Schädigung durch Rissentstehung gering, sodass bei den gewählten Haltezeiten von maximal 30 min ein Vorratsvolumen von etwa 500 ml ausreichend sind. Nach einer Rissentstehung kann dieses Volumen überschritten werden.
5. Um den Druckabfall bei einer Rissentstehung zu registrieren ist ein Messintervall von maximal 1 s notwendig.

Versuche im Triaxialversuchsstand mit Doppel-VPC

Im nächsten Schritt der Versuchsentwicklung wurden zwei baugleiche Kopfplatten mit Kanülen für Triaxialversuche angefertigt. In Abbildung 4.19 sind die Konstruktionsskizze und ein Foto dieser Kopfplatte zu sehen. An der Spitze der Kanüle ist ein Filterstein mit einer Wasserdurchlässigkeit von $k \approx 10^{-3}$ m/s angebracht. Die Kopfplatte weist jeweils zwei Zugänge zu der Filterplatte sowie zu der Kanüle auf, sodass die Leitungen nach Probeneinbau durch Spülen mit entlüftetem Wasser entlüftet werden können.

In diesem Vorversuch sollten - wie auch später im endgültigen Versuchsaufbau - vier Größen geregelt werden: der Zelldruck sowie die Porenwasserdrücke an der Kopfplatte, der Fußplatte

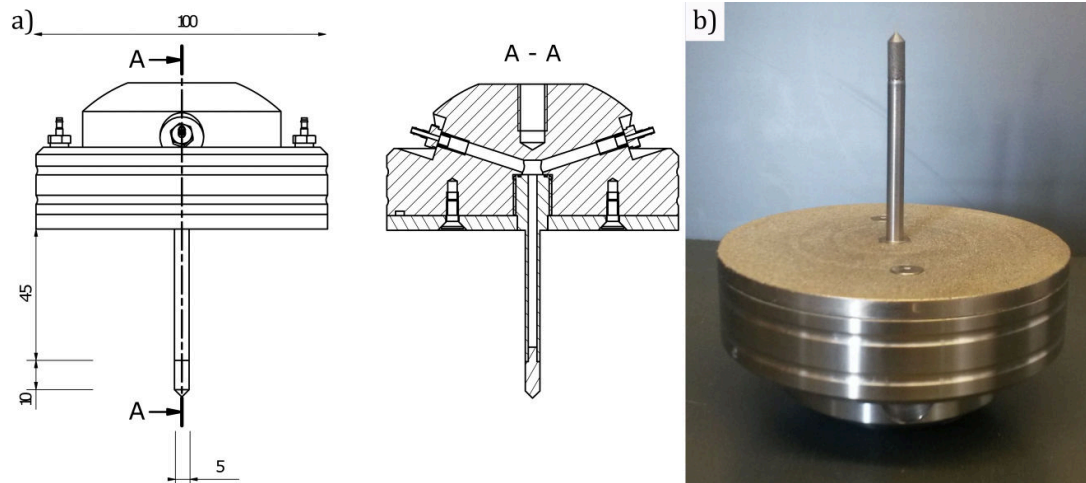


Abbildung 4.19: Skizze und Foto der Kopfplatte mit Kanüle und Filterspitze.

und an der Kanülenspitze. Hinzu kommt die axiale Spannung als steuerbare Größe. Für die zwei Porenwasserdrücke an den Endplatten sind, wie an der Kanüle, für das Entlüften je zwei Zugänge vorhanden.

Die Vorversuche im Triaxialgerät wurden im geotechnischen Labor der Materialforschungs- und -prüfanstalt an der Bauhaus Universität Weimar (MFPA) durchgeführt, wo ein Triaxialversuchsstand mit innenliegendem Stützgerüst und ausreichend Anschlussmöglichkeiten für die zusätzlichen Druckleitungen zur Verfügung stand. Ein Triaxialgerät mit innenliegendem Stützgerüst erleichtert die Handhabung mit der modifizierten Kopfplatte, da der äußere Zellzylinder erst nach Probeneinbau aufgesetzt wird und bis dahin die Kopfplatte und alle Anschlüsse frei zugänglich bleiben. Allerdings war der Versuchsstand neben der Steuerung der Axialspannung nur mit zwei Druckreglern ausgestattet, die in konventionellen Triaxialversuchen für die Steuerung des Zell- und Sättigungsdrucks verwendet werden. Der Sättigungsdruck konnte zusätzlich an der Fußplatte durch einen weiteren Porenwasserdruckaufnehmer gemessen werden. Die zwei zusätzlichen Porenwasserdrücke (an Kopfplatte und Kanüle) sollten deshalb durch den in Abbildung 4.20 (c) dargestellten Doppel-Druck-Volumen-Regler (pressure volume controller = PVC) mit Volumina von 250 ml je Zylinder und einem maximalen Durchfluss von 150 ml/min geregelt werden.

Der PVC wurde über etwa 2 m lange PFA-Schläuche, die sich durch eine hohe radiale Steifigkeit auszeichnen, mit der Triaxialzelle verbunden. Der Druckverlust über die Schläuche zwischen PVC und Probe wurde im Vorfeld der Versuche über den Porenwasserdruckaufnehmer an der Fußplatte des Triaxialgeräts unter Verwendung von entlüftetem Wasser im Druckbereich von 400 bis 800 kPa zu $\Delta p_w = 3$ bis 10 kPa bestimmt. In den Vorversuchen sind die tatsächlichen Drücke am Probekörper demnach geringer als die im Folgenden gezeigten Drücke des PVC.

Mithilfe des PVC wurde vor dem Einsatz der modifizierten Kopfplatten zur hydraulischen Belastung der Druckverlust über die Kanüle mit Filterspitze bei Volumenströmen von bis zu

150 ml/min ermittelt. Der maximal gemessene Druckverlust betrug 0,2 kPa, so dass dieser für die vorliegende Fragestellung vernachlässigbar gering ist.

Der beschriebene Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.20 skizziert. Insgesamt wurden in diesem neun

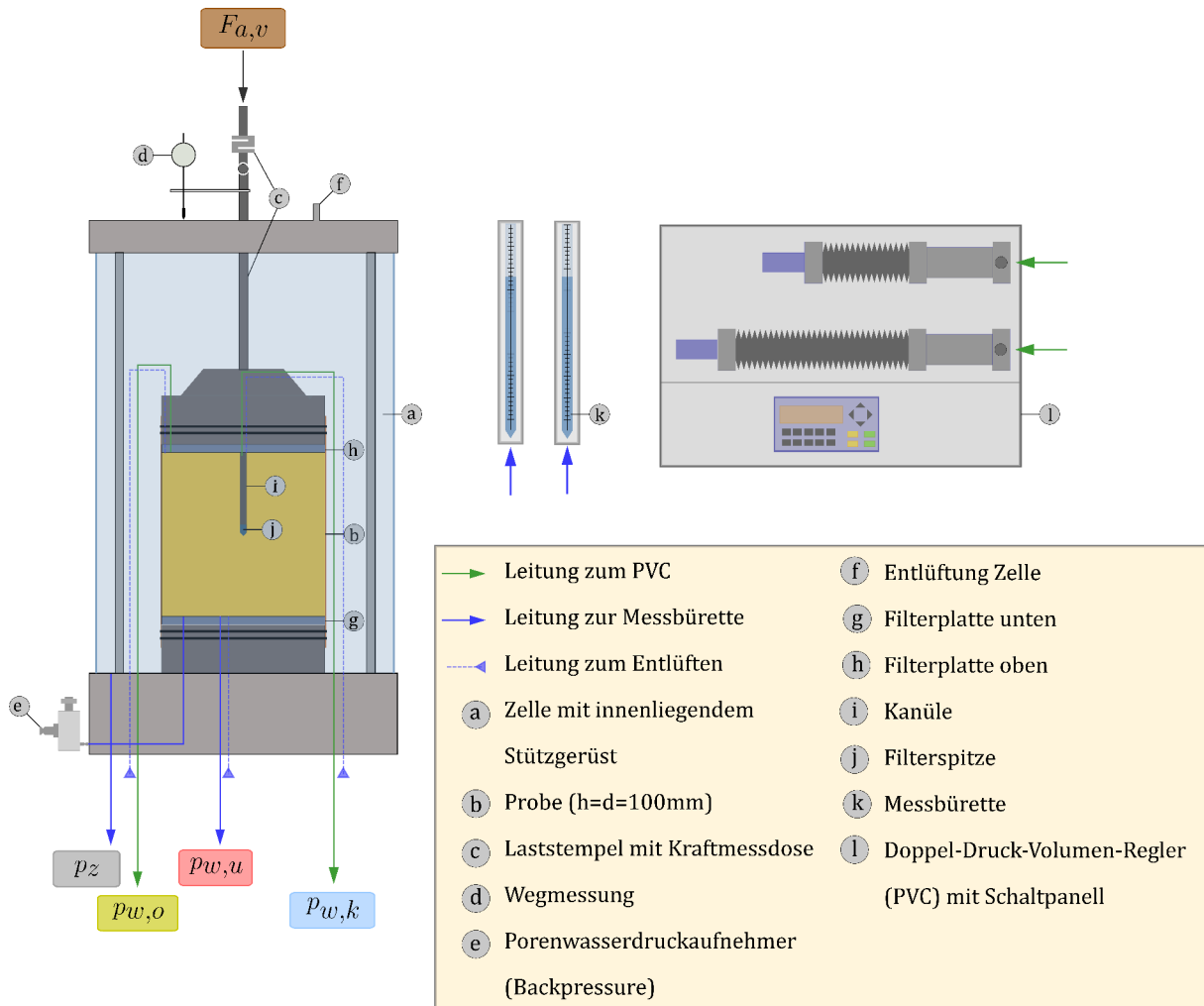


Abbildung 4.20: Skizze des Triaxialgeräts mit Doppel-Druck-Volumen-Regler für die Vorversuche.

Vorversuche an proctorverdichteten Probekörpern aus Schluff ($\rho_d = 97\% \rho_{d,Proc}$, $w = 11,7\%$) gefahren, wovon aufgrund von Schwierigkeiten mit der Mess- und Regelungstechnik nur die fünf in Tabelle 4.3 gelisteten Versuche verwertbar waren. Diese werden mit T I bis T V bezeichnet.

In den Vorversuchen hat sich folgender Ablauf etabliert:

Die Proben mit $h/d = 100 \text{ mm}/100 \text{ mm}$ wurden mit einem Standbohrer mit einem Bohrdurchmesser von 4,5 mm zentrisch 55 mm tief vorgebohrt. Das Bohrlochtiefe entspricht somit der Länge der Kanüle und der Bohrlochdurchmesser ist 5 mm kleiner als der Kanüldurchmesser, um Wegigkeiten an entlang der Kanüle zu vermeiden. Alle Filter der Triaxialzelle wurden in einem Vakuumbad entlüftet. Auf die Enden des Probekörpers wurde Filterpapier gelegt und eine Latexmembran wurde über die Probe gestülpt. Anschließend wurde die Probe auf die Fußplatte der Zelle gestellt und die modifizierte Kopfplatte, die am Stempel befestigt worden

war, durch Einführen der Kanüle in das Bohrloch aufgesetzt. Die Enden der Latexmembran wurden umgeschlagen und durch O-Ringe an Kopf- und Fußplatte abgedichtet. Die Zelle wurde mit Leitungswasser gefüllt und alle Porenwasserdruckzugänge nochmals mit entlüftetem Wasser gespült.

Die Sättigungsphase erfolgte bei geöffneter Drainage mit einem Sättigungsdruck von ≈ 490 kPa und einem Zelldruck von 500 kPa. Die Probensättigung wurde nach fünf Tagen anhand eines B-Tests mit einer undrainierten Belastung durch $\Delta p^{tot} = 20$ kPa überprüft. Bei B-Werten unter 80 % wurde die Sättigungsphase verlängert. Im Anschluss an die Sättigung folgte die Konsolidierung auf die in Tabelle 4.3 genannten isotropen oder anisotropen Anfangsspannungszustände. Vor der hydraulischen Belastung wurde mittels des PVC ein Wasserdurchlässigkeitsversuch bei konstanter Druckhöhe mit einem Gradient von $i = 30$ durchgeführt. Die hieraus resultierenden Durchlässigkeitsbeiwerte sind ebenfalls in Tabelle 4.3 gegeben.

Anschließend folgte die hydraulische Belastung durch stufenweise Steigerung des Porenwasserdrucks an der Kanülenspitze $p_{w,k}$, wobei der Zelldruck und die Porenwasserdrücke an Kopf- und Fußplatte konstant auf ihrem Ausgangswert gehalten wurden.

Der Eintritt des Versagens infolge der Rissentstehung wurde in den Versuchen aufgrund der Probleme mit der Mess- und Regeltechnik anhand unterschiedlicher Kriterien ermittelt. So wurde von einer lokalen Probenschädigung ausgegangen, wenn an dem mit der Kanüle verbundenen Regler der PVC ein Druckabfall oder ein plötzlicher Volumenzustrom in die Probe festgestellt wurde, ggf. ein gleichzeitiger Abstrom zur Kopfplatte auftrat oder Oszillationen am Regler für Zell- und/oder Sättigungsdruck eintraten. Welches Kriterium bei den jeweiligen Vorversuchen Indiz für die Rissentstehung war, ist in der Tabelle 4.3 beschrieben. In der Abbildung 4.21 sind exemplarisch an den Vorversuchen T I (a) und T IV (b) der zeitliche Verlauf der aufgezeichneten Drücke und die erfassten Volumina über den Porenwasserdruck an der Kanüle dargestellt. Die Versuchsdaten aller fünf Vorversuche aus der Tabelle 4.3 sind in Anhang A zusammengestellt. Die Verwendung des PVC erwies sich als ungeeignet, da dieser sich weder für die Druckregelung noch für die Datenerfassung in die Software des Triaxialstandes integrieren ließ. Stattdessen mussten die Drücke manuell vorgegeben werden, wobei Ist- und Sollwerte nur über ein Display an dem PVC abgelesen werden konnten. Eine Visualisierung der Drücke und Durchflüsse des PVC während des Versuches war nicht möglich. Diese Problematik führte zu ungleichmäßigen Belastungssteigerungen, wie sie in den Druckverläufen in Abbildung 4.21 zu sehen sind. Druckabfall und Zunahme des Durchflusses bei der Rissentstehung, konnten durch die fehlende Echtzeitvisualisierung der Druck- oder Volumenverläufe nur schwer erfasst werden.

Bei zunehmendem Porenwasserdruck an der Kanüle verändert sich die Struktur der Probe um die Filterspitze, was zu einer höheren Durchlässigkeit in diesem Bereich führen kann. Dadurch verringert sich der Widerstand an dem Druckregler und die vorab kalibrierten Regelparameter müssen angepasst werden, um den Sollwert zu erreichen. Da an dem PVC nur der proportionale

Verstärkungsanteil (P-Anteil) der Druckregelung ¹, einstellbar ist, kam es beim Versuch diesen an den geänderten Probenwiderstand anzupassen zu schlagartigen Änderungen des Druckes an der

¹Ein kurzer Einblick in die Messtechnik und das Prinzip der Regelparameter wird in Abschnitt 4.3.2 gegeben

Nr.	B-Wert in %	k in m/s	$p_{w,0}$ in kPa	σ_h/σ_v in kPa/kPa	$p_{w,fr}$ in kPa	Druckverlauf/ Volumenstrom bei $p_{w,fr}$	Rissbild
TI	-	-	480	155/155	330	Oszillation/Zu- und Abstrom	mehrfach vertikal zur Kopfplatte von außen nicht sichtbar
TII	-	$4,5 \cdot 10^{-8}$	490	60/100	150	Druckabfall/Anstieg $p_{w,0}$ /Zu und Abstrom	CT an ganzer Probe horizontal (CT)
TIII	82,7	$3,9 \cdot 10^{-8}$	490	35/88	140	Druckabfall/Anstieg $p_{w,0}$ /Zu- und Abstrom	ausgelockert um Kanüle (CT)
TIV	97,6	$5,5 \cdot 10^{-9}$	460	40/40	130	Druckabfall/Zu- und Abstrom	
TV	88,6	$1,2 \cdot 10^{-8}$	490	10/10	80	Abfall von $p_{w,0}$ /Abstrom größer Zustrom	

Tabelle 4.3: Übersicht der Vorversuche im Triaxialgerät.

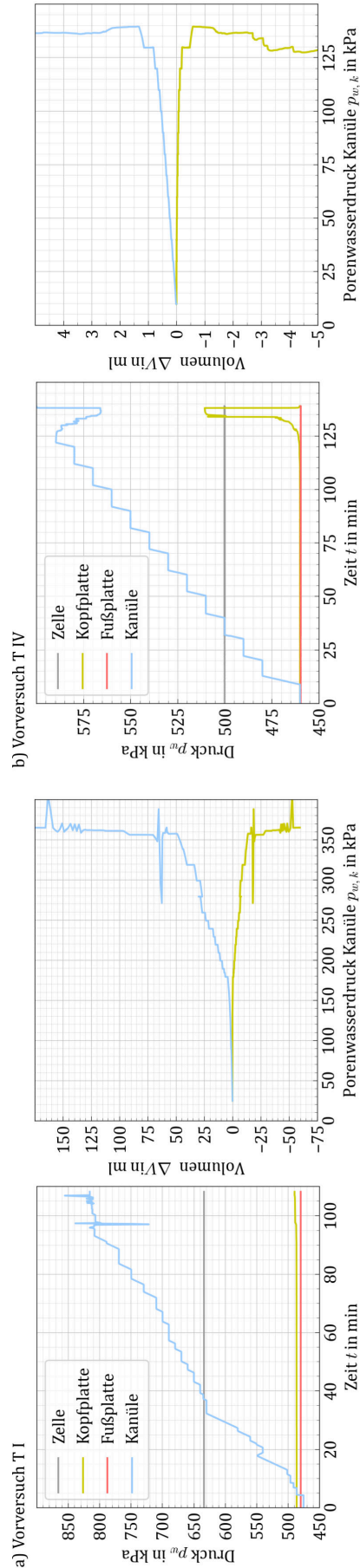


Abbildung 4.21: Druckverlauf (links) und Abstromvolumina über dem Porenwasserdruck an der Kanüle (rechts) für die Vorversuche TI (a) und TIV (b). Beim Verlauf des Porenwasserdrucks an der Kanüle in TI ist ein deutliches Aufschwingen des Reglers zu erkennen.

Kanüle und schließlich zu Oszillationen mit einer Magnitude von bis zu 120 kPa um den Sollwert des Belastungsdrucks (Diagramm links in Abbildung 4.21). Ein Aufreißdruck konnte daher aus den Versuchen nicht ermittelt werden. Ein weiteres Defizit des Versuchsaufbaus bestand in der fehlende Erfassung des Abstromvolumens über die Fußplatte, weshalb in den meisten Vorversuchen die Drainage am unteren Probenende geschlossen wurde.

CT-Aufnahmen

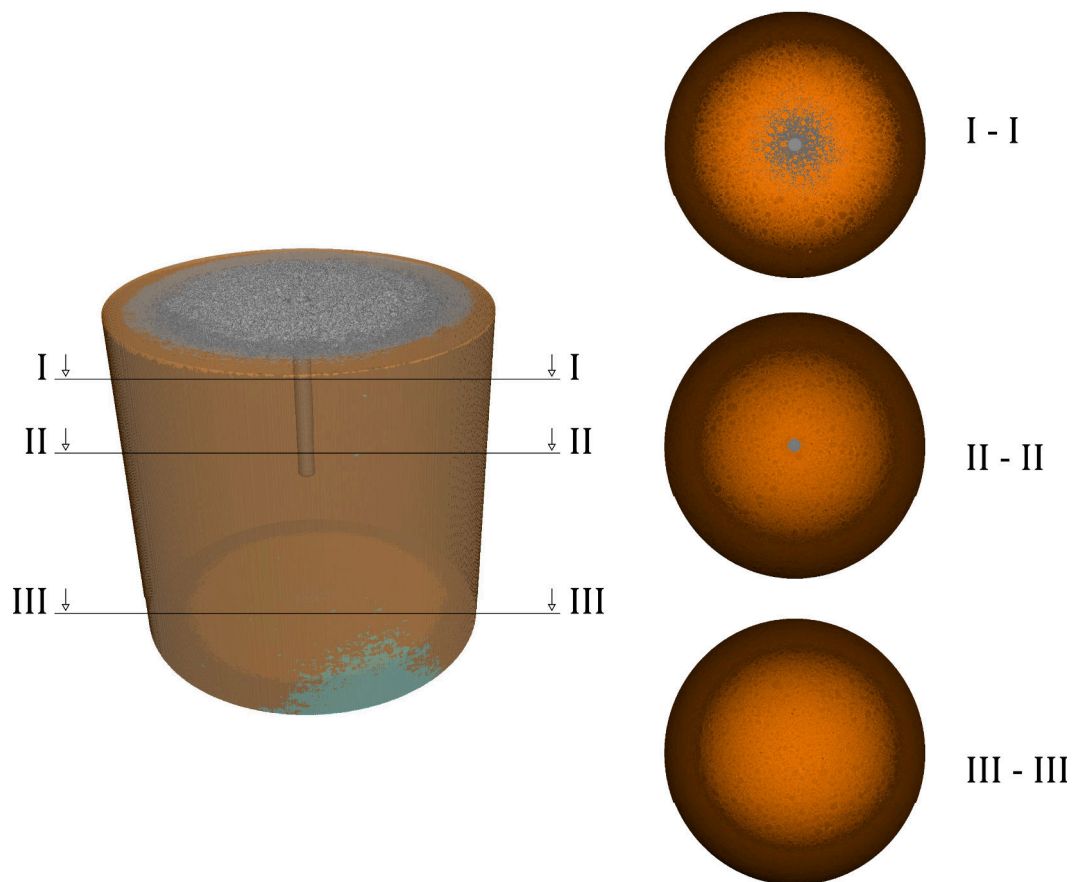


Abbildung 4.22: CT-Aufnahme des vorgebohrten Probekörpers Nr. T III der Vorversuche vor dem Einbau in das Triaxialgerät.

Im Gegensatz zu der ersten Vorversuchsreihe an konsolidierten Proben im Durchlässigkeitsversuchsstand war das Rissbild bei Probenausbau aus dem Triaxialgerät nicht immer von außen sichtbar. Grund dafür war, dass nach dem initialen Riss die Rissausbreitung nicht bis zum Probenrand erfolgte und damit nicht zum vollständigen Aufreißen der Probe führte. Beim Aufschneiden der Probekörper nach dem Probenausbau mit einem Messer oder einem dünnen Draht zeigte sich, dass diese Krafteinwirkung und die dadurch entstehenden Schnittflächen vorhandene Risse zerstören oder neue Risse erzeugen. Um zu prüfen, ob die in Tabelle 4.3 beschriebenen Beobachtungen hinsichtlich des Druckverlaufs oder des Volumenstroms auf eine Rissentstehung

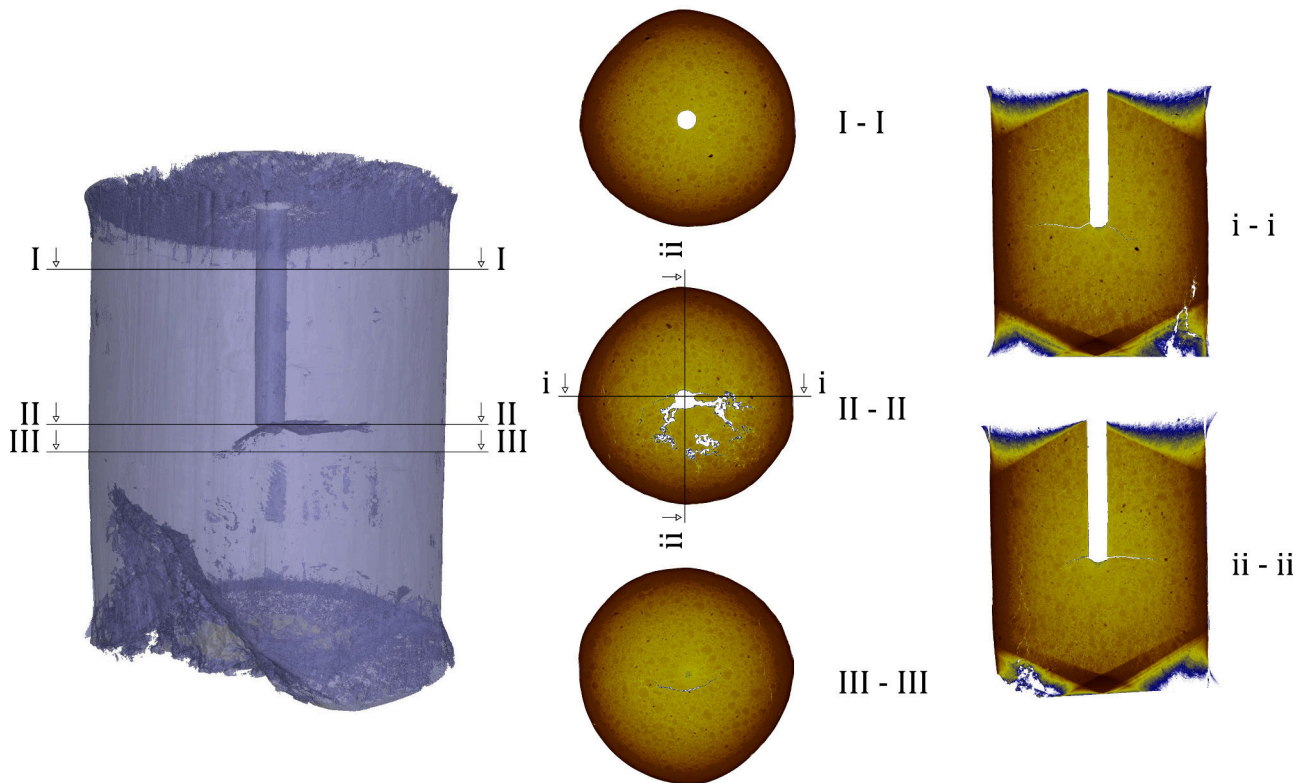


Abbildung 4.23: CT-Aufnahme des zugeschnittenen Probekörpers Nr. T IV der Vorversuche nach dem Ausbau aus dem Triaxialgerät. Eine horizontale Rissebene ausgehend von der Kanüle ist zu erkennen.

an der Filterspitze zurückzuführen sind, wurde daher auf eine zerstörungsfreie Methode - die Visualisierung durch Computertomographie (CT, siehe Abschnitt 4.1) - zurückgegriffen. Die Aufnahmen der Probekörper wurden im nano-CT des F.A. Finger-Instituts für Baustoffkunde der Bauhaus Universität Weimar durchgeführt.

In den beiden ersten Aufnahmen im CT wurde der Probekörper T III als Ganzes ($h/d = 100\text{ mm}/100\text{ mm}$) vor und nach der hydraulischen Belastung untersucht. Es zeigte sich, dass diese Probenabmessungen zu einer unzureichenden Auflösung für die Rissvisualisierung führten, weshalb für die zwei folgenden Aufnahmen die Probekörper auf einen Durchmesser von 50 mm reduziert wurden. Da die Risse im Probeninneren um die Kanüle zu erwarten waren, konnte so der Bereich, der von Interesse ist, in ausreichender Auflösung für eine Rissdetektion dargestellt werden.

In den Abbildungen 4.22, 4.23 und 4.24 sind die CT-Aufnahmen der Proben T III, T IV und T V zu sehen. Links in den Abbildungen befindet sich jeweils eine 3D-Darstellung des gesamten geschnittenen Probekörpers, in die drei horizontale Schnitte I-I bis III-III eingezeichnet sind. Auf der linken Seite der Abbildungen sind diese Schnitte aus dem CT zu sehen, anhand welcher die Unterschiede zwischen den Bereichen oberhalb, unterhalb und um die Kanüle gezeigt werden können. Wie in Abschnitt 4.2.3 erklärt, lassen sich im CT Dichteunterschiede visualisieren, die in

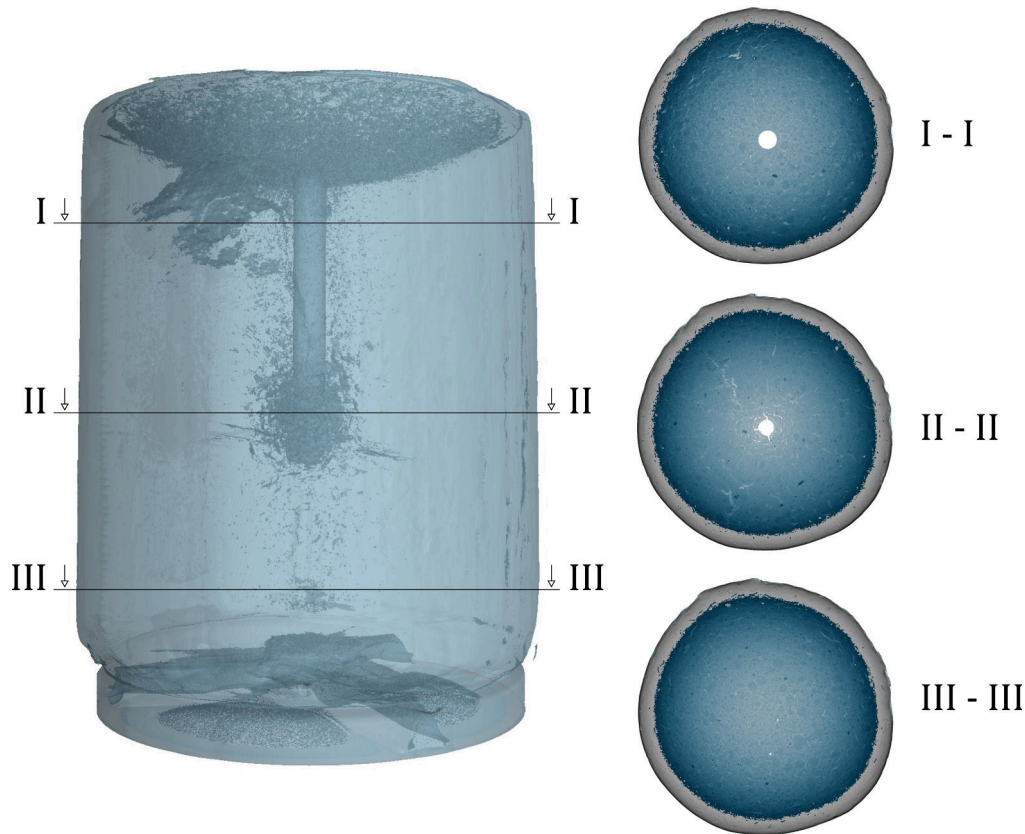


Abbildung 4.24: CT-Aufnahme des zugeschnittenen Probekörpers Nr. T V der Vorversuche nach dem Ausbau aus dem Triaxialgerät. Um die Kanüle ist ein aufgelockerter Bereich mit Mikrorissen zu erkennen.

den vorliegenden CT-Bildern der Proben durch den Farbverlauf dargestellt werden. Es handelt sich dabei um relative Unterschiede je Aufnahme und nicht um eine aufnahmenübergreifende Zuordnung von Farben und Dichten. Damit sind die drei Aufnahmen nicht quantitativ anhand der Farbgebung miteinander vergleichbar.

In der ersten Abbildung 4.22 ist der gesamte Probekörper des Vorversuchs T III vor dem Einbau in die Zelle zu sehen. D.h. zum Zeitpunkt der Aufnahme ist die Probe weder gesättigt noch konsolidiert. In der 3D-Darstellung links scheint der Probekörper homogen, Dichteunterschiede und Aggregatbildung werden erst durch die Schnitte auf der rechten Seite der Abbildung sichtbar. Der Farbverlauf von Dunkelbraun am Probenrand zu Orange in der Probenmitte deuten auf eine Abnahme der Dichte von Außen nach Innen hin. Dies ist nicht nur in der vorgebohrten oberen Hälfte der Probe zu sehen, sondern auch in der ungestörten unteren Probenhälfte (Schnitt III-III), und somit auf die Herstellungsmethode der langsamen Verdichtung zurückzuführen. Durch die beidseitige Kompression im gefederten Proctortopf fallen Dichteänderungen über die Probenhöhe gering aus (vgl. Schnitt I-I und III-III).

Der zweite CT-Scan wurde am Probekörper T III wie oben erwähnt nach der Belastung ohne Zuschnitt auf einen Durchmesser von 50 mm durchgeführt und ist hier nicht dargestellt, da die

Aufnahme an dem wassergesättigten Bodenmaterial ohne Verkleinerung des Probekörpers eine zu geringe Auflösung aufweist, um Risse oder Dichteunterschiede zu visualisieren.

Die beiden folgenden Abbildungen 4.23 und 4.24 zeigen die Probekörper der Vorversuche TIV und TV nach der hydraulischen Belastung und dem Zuschnitt. Es wurde eine Auflösung von etwa 400 Pixeln pro Zentimeter erreicht. Dadurch ist im Probekörper TIV deutlich eine horizontale Rissoberfläche erkennbar. Die Öffnungsweite zwischen den Rissoberflächen beträgt maximal 0,33 mm. Durch die höhere Auflösung ist in Abbildung 4.23 im Vergleich zu Abbildung 4.22 die Bodenstruktur der proctorverdichteten Probe zu erkennen. Diese besteht aus sehr festen Aggregaten mit Durchmessern von bis zu 15 mm. Zwei zusätzliche Längsschnitte durch die Rissoberfläche zeigen, dass der Riss an der Kanülenspitze beginnt und entlang der Aggregatgrenzen verläuft, da diese die Schwachstellen der Bodenstruktur darstellen.

In Abbildung 4.24 des Vorversuches TV sind die Aggregate wiederum schlechter zu erkennen, was allerdings nicht auf die Auflösung des Scans, sondern auf den zur Visualisierung gewählten Farbverlauf im Histogramm zurückzuführen ist (vgl. Abschnitt 4.2.3). In diesem Versuch wurde durch die hydraulische Belastung keine einzelne Rissoberfläche erzeugt, sondern es bildeten sich Mikrorisse um die Kanüle, die zu einer Reduktion der Dichte in diesem Bereich führen. Dies ist vor allem in der 3D-Darstellung gut zu erkennen. Die farbliche Gestaltung konzentriert sich deshalb auf einen kleineren Bereich im Histogramm, um diese Aufweitung hervorzuheben, und blendet gleichzeitig andere Dichtebereiche aus. Der Verlauf der Probendichte und die Aggregate sind daher nicht erkennbar.

Erkenntnisse aus der zweiten Vorversuchsreihe

1. Für den Probeneinbau mit modifizierter Kopfplatte ist eine Triaxialzelle mit innenliegendem Stützgerüst notwendig.
2. Die Wasserdurchlässigkeit und die Porengröße der gesinterten Filterspitze an der Kanüle sind so gewählt, dass weder ein relevanter Druckverlust noch ein Eintrag von Feinteilen bei Schluffproben stattfindet.
3. Zur Entlüftung vor Versuchsbeginn müssen für jede Druckleitung zwei Zugänge vorhanden sein.
4. Zur Bestimmung der Drücke an der Probe ohne Druckverlust über Schlauchverbindungen zwischen Regler und Zelle sind zusätzliche (Porenwasser-)Druckaufnehmer direkt an der Triaxialzelle anzubringen.
5. Es sind eine Echtzeitvisualisierung und die Datenerfassung aller vier Drücke bzw. Volumenströme mit einem Messintervall von < 1 s für die Versuchsdurchführung und -auswertung erforderlich.

6. Eine Automatisierung der Druckregelung mittels geeigneter Software ist für reproduzierbare Versuchsabläufe unabdingbar. Ebenso sind Abbruchkriterien wie Druckabfall und Zunahme von Volumenströmen bei Rissentstehung automatisch zu erfassen.
7. Um die zuverlässige Druckregelung an der Kanüle bei der hydraulischen Belastung bis zur Rissentstehung zu gewährleisten reicht eine manuelle Anpassung des P-Anteils der Regler nicht aus.
8. Ein Aufschneiden der Probe führt zu glatten Schnittflächen, sodass kleine Risse im Kanülenbereich nicht mehr zu identifizieren sind.
9. Für eine ausreichende Auflösung zur Rissvisualisierung im nano-CT müssen die Probekörper auf $d \leq 50 \text{ mm}$ zugeschnitten werden.
10. Die CT-Aufnahmen zeigen, dass mit dem gewählten Versuchsaufbau und -ablauf eine Rissentstehung an der Kanüle in den proctorverdichteten Probekörpern aus Schluff möglich ist.

4.3.2 Aufbau der Hauptversuche

Für die Versuchsreihe zur Rissentstehung in feinkörnigen Böden durch eine lokale hydraulische Belastung entstanden basierend auf den Erfahrungen aus den Vorversuchen zwei baugleiche Triaxialversuchsstände, deren Aufbau in Abbildung 4.25 skizziert ist.

Versuchszelle und Druckerzeuger

Die Fotos in Abbildung 4.26 zeigen den Versuchsaufbau im Labor. Wie auf dem ersten Foto a) zu erkennen ist, stehen zwei Triaxialzellen zur Verfügung. Das Foto c) zeigt zwei Schränke mit jeweils zwei elektro-mechanischen Plungerzylindern, die den vier Druckerzeugern in der Skizze in Abbildung 4.25 entsprechen und über eine Software gesteuert werden. Da nicht in allen Phasen des Versuchsablaufs vier Drücke unabhängig geregelt werden müssen, dienen je Zelle drei manuell bedienbare hydraulische Druckerregler der Steuerung des Zell- und des Sättigungsdrucks sowie der Axialspannung in den Versuchsphasen Sättigung und Konsolidierung. Diese sind in der Abbildung 4.25 nicht dargestellt. So können in beiden Triaxialzellen Proben unabhängig voneinander gesättigt oder konsolidiert werden und die elektro-mechanischen Druckerzeuger kommen erst für die hydraulische Belastung (oder einen Durchlässigkeitsversuch) zum Einsatz. Der Wechsel zwischen den Druckerzeugersystemen erfolgt über die Schalttafel, die in Foto (a) der Abbildung 4.26 zwischen den Triaxialzellen zu sehen ist. Für das Umschalten der Druckleitungen sind Kugelhähne als Umschaltventile verbaut.

Die Triaxialzelle mit innenliegendem Stützgerüst und insgesamt zehn Zugängen für Druckleitungen sowie die modifizierten Kopfplatten mit Kanüle und Filterspitze haben sich in den Vorversuchen

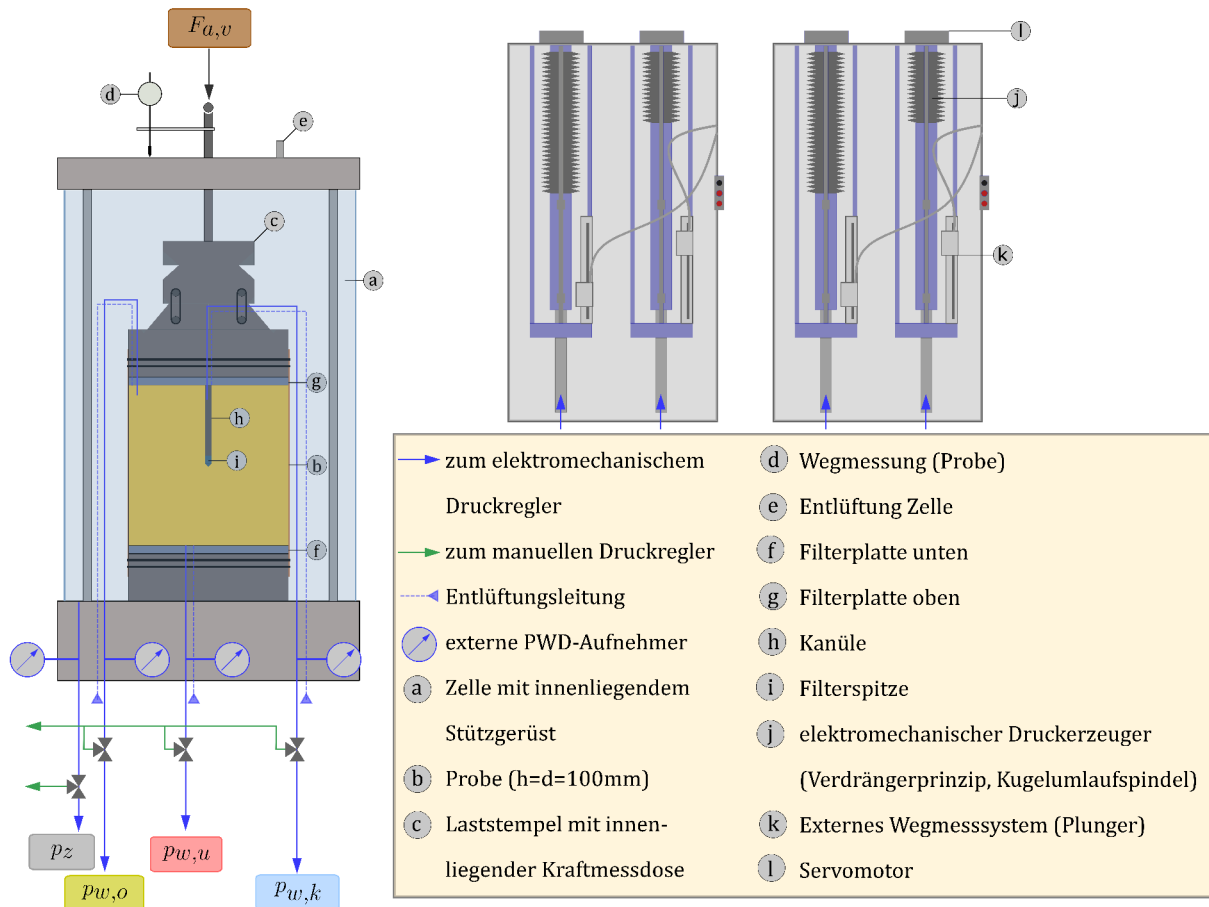


Abbildung 4.25: Skizze des modifizierten Triaxialgeräts.

bewährt, weshalb sowohl die Zellenkonstruktion als auch die Kopfplatte übernommen wurde. Nur für die Messung der Axialspannung wird in dem finalen Versuchsaufbau eine innenliegende Kraftmessdose verwendet, während im Vorversuch die Kraftmessdose außerhalb der Zelle am Stempel verbaut war (vgl. Abbildungen 4.20 und 4.25). Eine innenliegende Kraftmessdose ermöglicht durch die direkte Erfassung der Kraft an der Kopfplatte eine genauere Bestimmung der auf die Probe wirkenden axialen Spannung, da diese nicht aus den Anteilen des Zelldrucks und der Stempelkraft auf die Kopfplatte berechnet werden muss. Somit ist ein rein isotroper Spannungszustand mit $\sigma_h = \sigma_v$ durch $F_{a,v} = 0$ einfach zu gewährleisten.⁴

Während der hydraulischen Belastung entspricht der Versuchsaufbau der Skizze in Abbildung 4.25, d.h. der Zelldruck, die Porenwasserdrücke an der Kanüle, der Kopf- und der Fußplatte werden über die vier baugleichen elektromechanischen Druckerzeuger geregelt. Aus Platzgründen sind diese über Leitungen von bis zu 2,5 m mit den Zellen verbunden. Die Druckerzeuger sind mit jeweils zwei Absolutdruckaufnehmern mit einem Druckbereich bis 1,5 MPa bzw. 10 MPa versehen. Um die Drücke an der Probe ohne Erfassung des Druckverlusts über die Leitungen zu messen, sind an jedem Zellenausgang zum Druckerzeuger Porenwasserdruckaufnehmer angebracht

⁴Für die geplante Versuchsreihe ist diese nicht zwingend erforderlich, wurde aber bei der Konstruktion umgesetzt, um den Triaxialversuchsstand auch für zukünftige Fragestellungen möglichst universell einsetzbar zu gestalten.

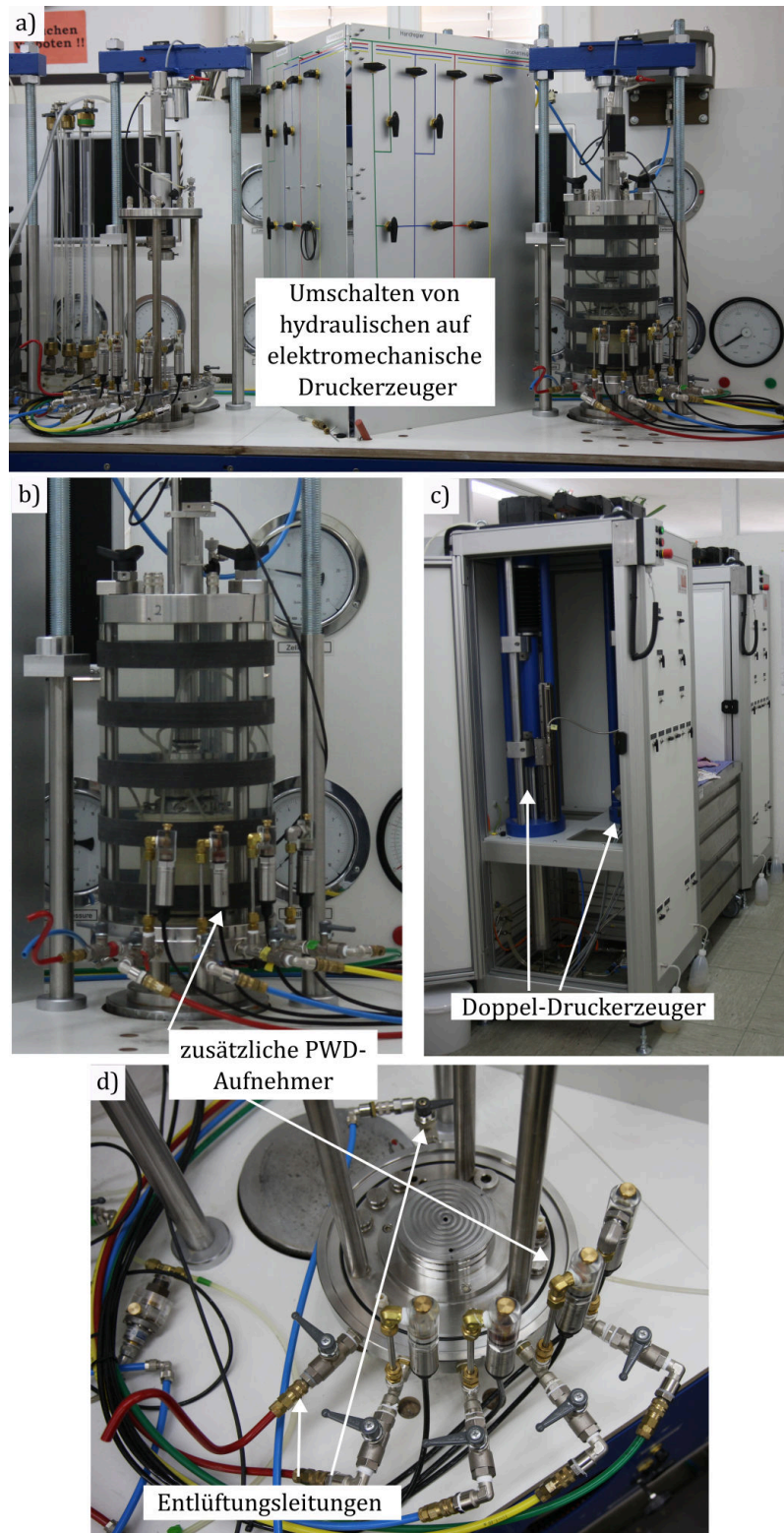


Abbildung 4.26: Fotos des Versuchsaufbaus für die hydraulische Belastung im Triaxialgerät: (a) und (b) Triaxialzellen, (c) elektromechanische Druckerzeuger, (d) Zellenboden.

(Abbildung 4.25). Diese dienen ausschließlich als zusätzliche Mess- und nicht als Regelgrößen. Die vier Druckerzeuger funktionieren nach dem Verdrängerprinzip mithilfe eines sogenannten Plungers oder Tauchkolbens, welcher über eine Kugelumlaufspindel bewegt wird. Sie haben eine Volumenkapazität von je 500 ml und ermöglichen kontinuierliche Volumenströme von 20 $\mu\text{l}/\text{min}$ bis 100 ml/min. Der Maximaldruck der Druckerzeuger liegt bei 1,5 MPa. Das System ist abgesehen von dem Zellwasser mit entlüftetem Wasser gefüllt. Der sicherheitsbandagierte Zellmantel hält Drücken bis 2 MPa stand.

Software und Versuchssteuerung

Für die Druck- und Volumenregelung sowie die Messwerverfassung an den vier Druckerzeugern wird ein hochauflösender 4-Kanal Digitalregler verwendet, der auch die Schnittstelle zum Computer für die Verwendung der Prüfsoftware DION7 darstellt. Jeder Kanal kann als Mess- oder Regelkanal verwendet werden, wobei eine Datenerfassung mit bis zu 14,4 kHz möglich ist.

In der Belastungsphase regeln die drei Druckerzeuger die Drücke an der Kanüle, der Kopf- und der Fußplatte mit dem hydraulischen Widerstand, den der Probekörper zwischen ihnen darstellt, gegeneinander. Ändert sich bei steigendem Porenwasserdruck an der Kanüle allmählich lokal die Durchlässigkeit der Probe oder entsteht plötzlich ein Riss im Bereich der Kanüle, so ändert sich bei einer gleichbleibenden Druckdifferenz der Volumenstrom in der Probe und damit der Widerstand für die Druckregelung. Zur Überprüfung, ob die Druckerzeuger in der Belastungsphase langsam oder schlagartig ändernden Volumenströmen durch Schädigungen im Probekörper bei einer Steuerung durch DION7 die Sollwerte halten können, kam eine für diesen Zweck entworfene Kapillarkaskade zum Einsatz. Diese ist in Abbildung 4.27 schematisch dargestellt und soll das Verhalten des Probekörpers in dieser Versuchssituation simulieren. Wie skizziert, sind drei Kapillare mit unterschiedlichen Innendurchmessern und Längen zwischen dem Druckerzeuger für die Kanüle und den Druckerzeugern für Kopf- und Fußplatte parallel geschaltet. Mit den drei Absperrventilen wird eingestellt, wieviele Kapillare durchströmt werden. Je mehr Ventile geöffnet sind, desto höher ist bei gleicher Druckdifferenz der Volumenstrom und desto geringer ist der Widerstand für die Druckerzeuger. Um die Probenschädigung während eines Versuchs zu simulieren, wurde zunächst für einen „intakten Probekörper“ nur eine der Kapillare durchströmt und für die Rissentstehung wurden schlagartig die Ventile zu den verbleibenden Kapillaren geöffnet. Das Diagramm in Abbildung 4.27 zeigt die mit der Kaskade durchgeführte Eignungsprüfung des Regelungssystems beim Hersteller. Dargestellt sind die Druckverläufe und die Volumenströme von drei Druckerzeugern. Die Drücke der Regler an Kopf- und Fußplatte sollen konstant auf 500 bzw. 550 kPa gehalten werden, während der Druck am Kanülenregler linear mit 50 kPa/min ausgehend von einem Startwert von 500 kPa ansteigt. Dem Diagramm in Abbildung 4.27 ist zu entnehmen, dass die Druckverläufe durch plötzliche Änderungen im Volumenstrom nicht beeinflusst werden. Hierzu mussten die Parameter der PID-Regler (proportional-integral-derivative controller) iterativ angepasst werden. Während

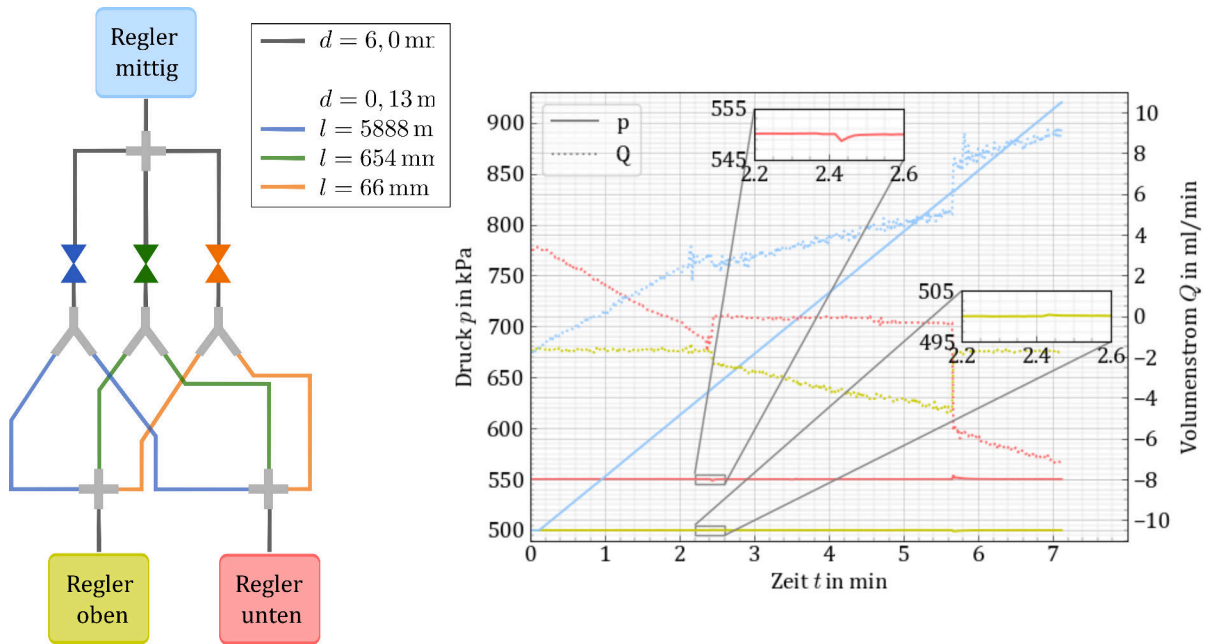


Abbildung 4.27: Überprüfung der Druckerzeuger mittels einer Kapillarkaskade (links). Geringe Druckschwankungen an den Reglern bei plötzlichem Öffnen oder Schließen der parallelgeschalteten Kapillare (rechts). Die Messdaten im linken Diagramm können den Druckreglern in der Skizze anhand der Farbe zugeordnet werden.

bei dem Vorversuch nur der Proportionalanteil der Regelparameter angepasst werden konnte, können über die Software DION7 für die Druckerzeuger die proportionalen (P), integralen (I) und differenzierenden (D) Anteile eingestellt werden. Diese Kombination aus drei Regelparametern ermöglicht eine Druckregelung bei plötzlichen Volumenstrom- und Druckverluständerungen an der Probe ohne Oszillationen oder ein Aufschwingen der Regelgrößen. Bei allmählicher Veränderungen der Durchlässigkeit durch Aufweitungen oder Mikrorisse können die Regelparameter im laufenden Versuchsprogramm angepasst werden. Die optimalen Regelparameter müssen je nach Probenmaterial (-durchlässigkeit) und Druckbereich angepasst werden, worauf in dieser Arbeit nicht weiter eingegangen wird.

4.3.3 Versuchsablauf

Im Folgenden werden die einzelnen Schritte des Versuchsablaufs startend beim Probeneinbau über die hydraulische Belastung bis zum anschließenden Ausbau zur Betrachtung des Rissbildes detailliert beschrieben. Die ersten Versuchsphasen Sättigung, B-Test, Konsolidierung und gegebenenfalls Entlastung der Probe orientieren sich dabei an dem Vorgehen in herkömmlichen konsolidierten-undrainierten Triaxialversuchen (CU-Versuch nach DIN EN ISO 17892-9 [27]). Der wesentliche Unterschied besteht in der Belastungsphase, in der die Probe nicht abgeschert wird, sondern durch Steigerung des Porenwasserdrucks an der Kanüle zum Versagen gebracht wird. Schematisch sind die Druckverläufe in allen Versuchsphasen in Abbildung 4.28 dargestellt.

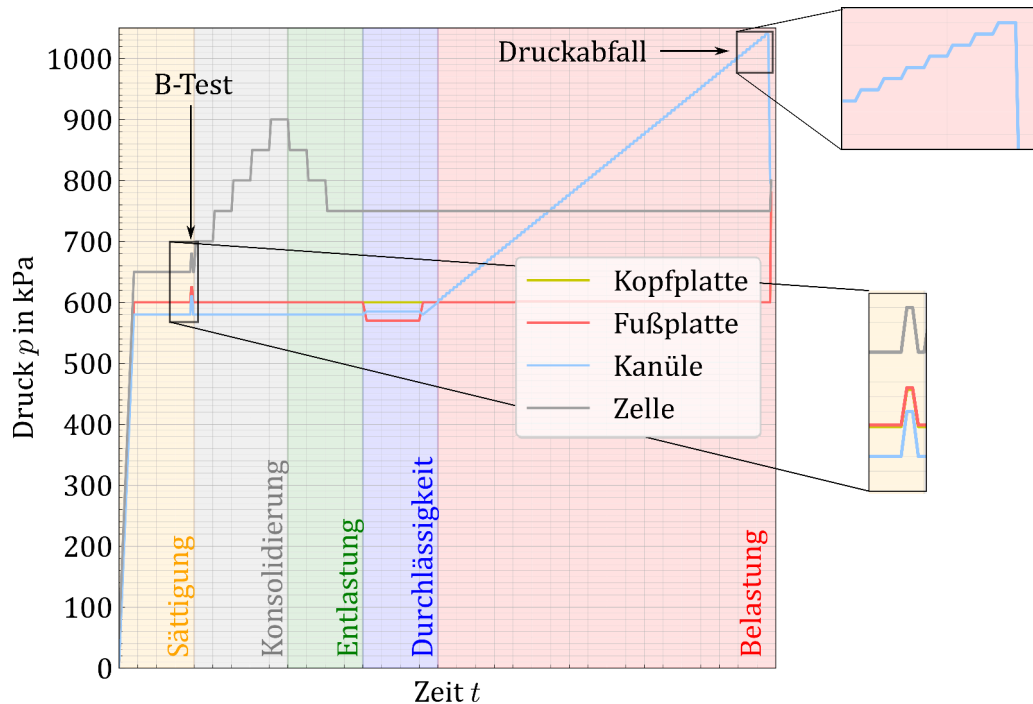


Abbildung 4.28: Darstellung der Druckverläufe in den Versuchsphasen im modifizierten Triaxialgeräts.

Probeneinbau

Die für den hydraulischen Triaxialversuch verwendeten konsolidierten Probekörper werden wie im Abschnitt 4.2 beschrieben aus einer Schlämme im Filterrohr auf $\sigma_v = 200$ kPa (vor-)konsolidiert und anschließend bis zum Einbau in eine der beiden Triaxialzellen luftdicht verpackt gelagert. Sie weisen etwa eine Länge von 120 bis 140 mm und einen Durchmesser von 100 mm auf und werden für den Einbau in die Triaxialzelle auf eine Probenhöhe von 110 mm gekürzt. Für das Einbringen der Kanüle wird die Probe im Standbohrer zentrisch vorgebohrt. Um Wasserwegigkeiten entlang der Kanüle zu vermeiden, wird der Bohrlochdurchmesser mit 4 mm um 1 mm kleiner gewählt als der Kanüldurchmesser, ebenso ist die Bohrlochtiefe etwa 3 mm kürzer als die Kanülenlänge. Da die Kompression bei der Vorkonsolidierung beidseitig erfolgt (vgl. Abschnitt 4.2), wird der Einfluss, von welcher Seite die Kanüle eingebracht wird, als vernachlässigbar angesehen. Anschließend wird der Probekörper gewogen und vermessen. Der Einbauwassergehalt wird an den zuvor abgeschnittenen Probenenden durch Ofentrocknung bestimmt.

Im nächsten Schritt wird eine Latexmembran über den Probekörper gezogen und auf die Probenober- und Unterseiten wird nasses Filterpapier gelegt. Die Kanüle wird vorsichtig in das vorgebohrte Loch eingeführt, bis die Kopfplatte auf der Probenoberfläche aufsitzt. Der Probekörper wird zusammen mit der Kopfplatte auf der unteren Filterplatte der Triaxialzelle platziert. Die Membran wird mit O-Ringen ober- und unterhalb des Probekörpers abgedichtet. Die Druckschläuche der vier Zugänge zur Kopfplatte werden über Schnellkupplungen an den

Zellenboden angeschlossen und der Stempel auf die Kopfplatte abgesenkt. Der Zellmantel wird über das Stützgerüst gestülpt und die Zelle mit Wasser befüllt. Die Druckleitungen zwischen Probekörper und Zellanschluss für den Porenwasserdruck an der Kopf-, der Fußplatte sowie in der Kanüle werden durch Öffnen des jeweiligen Entlüftungszugangs bei geringem Druck entlüftet.

Sättigung, B-Test, Konsolidierung und Wasserdurchlässigkeitsversuch

Nach dem Probeneinbau werden die Proben bei einem Sättigungsdruck (Backpressure) von $p_{w,0} = 600 \text{ kPa}$ an Kopf- und Fußplatte (bei geöffneter Drainage) und einem Zelldruck von $p_Z = 650 \text{ kPa}$ etwa vier Tage lang gesättigt. In den konsolidierten Probekörpern ist von einem sehr geringen verbleibendem Gasanteil auszugehen. Da aber durch den Einbau Luft ins System gebracht werden kann, ist die Sättigungsphase dennoch notwendig.

Zur Kontrolle der Sättigung kann im Anschluss an die Sättigungsphase ein sog. B-Test nach Skempton [88] durchgeführt werden. In einem herkömmlichen Triaxialversuch erfolgt der B-Test durch eine schnelle, kurzzeitige Erhöhung des Zelldrucks um Δp_Z bei geschlossenen Drainagen. Über einen Porenwasserdruckaufnehmer wird der Porenwasserdruckanstieg Δp_w infolge des Zelldruckanstiegs Δp_Z gemessen. Der B-Wert berechnet sich aus $B = \Delta p_w / \Delta p_Z$ und ist aufgrund der Inkompressibilität des Wassers und der Kompressibilität der Restluft in der Probe ein Maß für den erreichten Sättigungsgrad S_r . Hierbei ist zu beachten, dass die meisten Triaxialgeräte mit nur einem Porenwasserdruckaufnehmer an der unteren Filterplatte zum Messen des Sättigungsdrucks ausgestattet sind, sodass auch nur über diesen die Porenwasserdruckänderung erfasst werden kann. Unklar ist daher, ob der Porenwasserdruckanstieg gleichmäßig über die Probe verteilt ist oder sich aufgrund von Sättigungsunterschieden und der Kompressibilität des Korngerüsts (Bodenmatrix) ein zeit- und ortabhängiger Anstieg eintritt. Mit dem modifizierten Triaxialgerät kann der B-Wert gleichzeitig an drei Stellen der Probe zu bestimmt werden, da Porenwasserdruckaufnehmer an der Kanüle, der Kopf- und der Fußplatte vorhanden sind.

Im Anschluss an die Sättigungsphase wird die Probe auf den gewünschten effektiven Ausgangsspannungszustand für die Belastung gebracht. Ausgehend von den Drücken $p_Z/p_{w,0} = 650 \text{ kPa}/600 \text{ kPa}$ wird die Konsolidierungsspannung in 50 kPa-Schritten bei unverändertem Sättigungsdruck und geöffneten Drainagen an Kopf- und Fußplatte bis zum Erreichen des angestrebten Spannungszustandes gesteigert. Hierbei wird jede Druckstufe mindestens zwei Tage gehalten. Die maximale Konsolidierungsspannung wird mindestens sieben Tage gehalten. Für überkonsolidierte Proben folgt eine Entlastung in 50 kPa-Schritten auf die vorgesehene Anfangsspannung für die hydraulische Belastung. Ein anisotropes Spannungsverhältnis wird manuell durch Erhöhen der Stempelfkraft parallel zur Steigerung des Zelldrucks eingestellt.

Eine Drainage über den Filter an der Kanüle ist während der Konsolidierung nicht möglich, da dieser sich durch den Eintrag von Feinteilen zusetzen könnte. Jedoch dient die Porenwasserdruckmessung in Probenmitte als Maß für das Abklingen der Porenwasserüberdrücke je Konsolidierungsstufe.

Es ist zu beachten, dass bei der Herstellung bereits eine Vertikalspannung von $\sigma_v = 200$ kPa (bzw. 100 kPa) aufgebracht wurde, wobei die Horizontalspannung σ_h aufgrund des verformbaren Kunststofffilterrohrs ($\varepsilon_h \neq 0$) nicht bekannt ist. Deshalb wird auch für normalkonsolidierte Proben eine erneute isotrope Konsolidierung mit $\sigma_h = \sigma_v$ im Triaxialgerät durchgeführt. Diese soll außerdem durch den stärkeren Verbund zwischen Probe und Kanüle Sickerwege zur Kopfplatte während der Belastung verhindern.

Zur Bestimmung der Wasserdurchlässigkeit der Proben kann nach Umschalten der Ventile auf die vier Druckerzeuger ein Durchlässigkeitsversuch bei konstanter Druckhöhe durchgeführt werden. Während der Zugang zur Kanüle verschlossen und der Zelldruck unverändert bleibt, wird der Porenwasserdruck an der Kopfplatte um 30 kPa reduziert, sodass durch die Druckdifferenz von 600 zu 570 kPa an den Probenenden ein hydraulischer Gradient von $i = 30$ entsteht. Die Ergebnisse der Wasserdurchlässigkeitsversuche wurden im Abschnitt 4.1 erläutert.

Hydraulische Belastung bis zum Rissversagen

Die Proben wurden bei geschlossener Drainage an der Kanüle auf die Ausgangsspannung für die hydraulische Belastung konsolidiert. Daher kann vor Belastungsbeginn anhand der Porenwasserdruckmessung an der Kanüle überprüft werden, ob der Porenwasserdruck homogen über die Probe verteilt ist oder ob noch Über- bzw. Unterdrücke vorhanden sind. Entspricht der Porenwasserdruck an der Kanüle $\approx p_{w,0}$, wird das Ventil zwischen Kanüle und Druckerzeuger geöffnet. Für Belastungsvarianten ohne Abstrom von Porenwasser zu der Kopf- und der Fußplatte, nachfolgend als undrainierte Versuche bezeichnet, werden vor Belastungsbeginn die Ventile zu den Druckerzeugern geschlossen. Die Porenwasserdruckmessung an den Probenenden erfolgt in diesen Versuchen ausschließlich über die Porenwasserdruckaufnehmer an der Triaxialzelle.

Für die Belastungsphase wurde ein Ablaufprogramm mit der Software DION7 geschrieben. In diesem werden zunächst die zu erfassenden Kanäle zur Aufzeichnung der relevanten Messdaten (Drücke, Volumina, Volumenströme, axiale Verformung) sowie das Messintervall von 1 s festgelegt. Die Messwerte werden im csv-Format gespeichert. Mit DION7 ist eine Echtzeitvisualisierung der Messdaten in jederzeit anpassbaren Diagrammen möglich.

Die für die Belastung relevanten Parameter werden über Eingabemasken eingegeben. In der ersten Eingabemaske werden der Zelldruck, der Sättigungsdruck und die Parameter für die hydraulische Belastung definiert. Im Regelfall soll in den Versuchen der Porenwasserdruck an der Kanüle $p_{w,k}$ stufenweise gesteigert werden, sodass die Druckdifferenz $\Delta p_{w,k}$ und die Haltezeit Δt vorgegeben sind. Für andere Belastungsvarianten mit konstanter Druckrate $\dot{p}_{w,k}$ oder mit konstantem Volumenstrom Q_k wurde die Eingabemaske entsprechend angepasst. In der nächsten Maske sind die initialen Maximalwerte für die Abbruchkriterien zur Erkennung der Rissentstehung festzulegen. Als ein Kriterium wird der maximale Druckabfall $\Delta p_{w,k}$ am Druckerzeuger der Kanüle bezogen auf den aktuellen Druck durch $\Delta p_w/p_{w,k}$ in % vorgegeben. Zur Berechnung des Druckabfalls $\Delta p_{w,k} = p_{w,k}(t + \Delta t) - p_{w,k}(t)$ werden Zeiträume von $\Delta t = 1$ bis 3 s ausgewertet. Die anderen

Abbruchkriterien werden über maximal erlaubte Volumenströme an den Druckerzeugern der Kanüle ($Q_{k,max}$), der Endplatten ($Q_{o,max}$ bzw. $Q_{u,max}$) und des Zelldrucks ($Q_{Z,max}$) definiert, wobei $Q_{k,max}$ um den Faktor 10 größer gewählt wird als die übrigen maximalen Volumenströme. Die Werte der Abbruchkriterien werden abhängig von Probenmaterial und Belastungsart festgelegt.

Nach Eingabe der Abbruchkriterien kann die automatisierte Belastung gestartet werden. Beim Erreichen eines der o.g. Abbruchkriterien wird die Porenwasserdrucksteigerung bzw. der konstante Volumenzustrom an der Kanüle unterbrochen. Der Versuch kann daraufhin entweder beendet oder die Belastung durch Anpassen ein oder mehrerer Grenzwerte der Abbruchkriterien fortgesetzt werden. In dem Zeitraum zwischen dem Erreichen des Abbruchkriteriums und der Entscheidung über den weiteren Versuchsablauf wird bei druck geregelter Belastung der Kanüldruck konstant auf dem maximal erreichten Wert während der Belastung gehalten ($p_{w,k} = p_{w,k,max}$) und bei durchfluss geregelter Belastung ein weiterer Volumenzustrom verhindert ($\Delta V_k = 0$). Kommt es infolge der Risschädigung zu hohen Volumenströmen, kann das Versuchsende bei druck geregelten Versuchen aufgrund der Volumenkapazität der Druckerzeuger noch vor dem manuellen Beenden oder Fortsetzen der Belastung eintreten.

4.3.4 Auswertung und Dokumentation

Nachfolgend wird das Dokumentations- und das Auswertungsverfahren beschrieben. Dieses umfasst die Untersuchung des ausgebauten Probekörpers auf Risschädigung oder andere Merkmale (Konsistenz, Festigkeit) sowie die Visualisierung und Auswertung der Messdaten. Exemplarisch wird dazu der Referenzversuchs (Ib) verwendet.

Probenausbau und Rissbildanalyse

Um Heilungsprozesse der hydraulisch induzierten Risse zu minimieren erfolgt der Probenausbau möglichst unmittelbar nach Versuchsende. Nach dem Ausbau aus dem Triaxialgerät werden das Gewicht, der Durchmesser und die Höhe der Probe bestimmt.

Der Probekörper wird zunächst auf erste, von Außen sichtbare Risse untersucht. Zur besseren Rissvisualisierung wird in Wasser gelöstes Kaliumpermanganat mit einer Spritze in das Loch für die Kanüle gedrückt. Bei Rissen, die sich bereits bis zum Probenrand fortgesetzt haben, tritt die violette Farbe der Kaliumpermanganatlösung sofort oder bei leichtem Ziehen und Drücken des Probekörpers seitlich aus, so dass der Verlauf der Rissoberflächen am Probenrand farblich sichtbar wird. Besteht nur eine Schädigung im Inneren der Probe, muss der Probekörper für die weitere Betrachtung vorsichtig durch einen vertikalen Schnitt durch die Probenmitte zerlegt werden. Hierbei entstehen glatte Schnittebenen, die die Rissoberflächen verschmieren können. Meist ist jedoch ein deutlicher Unterschied zwischen dem nachträglichen Schnitt und den Schädigungen durch die hydraulische Belastung im Kanülenbereich zu erkennen, die durch das Kaliumper-

manganat eingefärbt sind. Die optische Untersuchung des Probekörpers auf Rissversagen wird schriftlich und durch Fotos dokumentiert.

Neben dem Rissversagen werden Auffälligkeiten wie aufgeweichte Probenbereiche, Festigkeitsunterschiede oder farbliche Abweichungen des Materials durch die Durchströmung festgehalten. Abschließend wird der Ausbauwassergehalt an Teilproben im Kanülenbereich sowie an den beiden Probenenden durch Ofentrocknung bestimmt.

Datenvisualisierung und -auswertung

Zur Visualisierung und Auswertung der Messdaten (gespeichert in csv-Dateien) wird Python verwendet. Für die Analyse der experimentellen Studie wurde mit einem Python-Skript für jeden Einzelversuch eine Übersichtsseite erstellt. Diese Übersicht umfasst die Informationen zu der Versuchsvariante, den Eckdaten der Versuchsauswertung, ein oder mehrere aussagekräftige Fotos des Rissbilds sowie zwei Diagramme zur Darstellung der Belastungsphase anhand der zeitlichen Druckverläufe und der Volumenströme als Funktion des Kanüldrucks. Diese Übersichtsseite ist beispielhaft für den Referenzversuch (Ibiii, siehe Abschnitt 4.4.2) in Abbildung 4.29 dargestellt. Im Anhang B sind die Übersichtsseiten aller durchgeführten Versuche zu finden.

Zur Analyse der Belastungsphase und zur Bewertung des hydraulisch induzierten Rissversagens sind wie bereits in den Diagrammen der Versuchsübersicht die Druck- und Volumenverläufe zu betrachten. Verschiedene Darstellungsmöglichkeiten sind in den Diagrammen der Abbildung 4.30 ebenfalls anhand des Referenzversuchs zu sehen. Im Diagramm a) sind die zeitlichen Verläufe des Zelldrucks p_Z , des Kanüldrucks $p_{w,k}$ sowie der Drücke an den Endplatten $p_{w,o}$ und $p_{w,u}$ dargestellt. In diesem Diagramm werden die Messungen der Porenwasserdruckaufnehmer an den Druckerzeugern und der Triaxialzelle gezeigt, die in diesem Versuch keine deutlichen Abweichungen aufweisen. Für nachfolgende Diagramme und Auswertungen werden ausschließlich die Druckmessungen direkt an der Triaxialzelle verwendet. Die Belastungsphase im gezeigten Referenzversuche wurde durch Erreichen des maximalen Druckabfalls beendet, der auch im Druckverlauf in Diagramm a) deutlich zu erkennen ist. Der bei Rissentstehung maximal erreichte Druck an der Kanüle wird als Aufreißdruck $\max(p_{w,k}) = p_{w,fr}^{tot}$ bezeichnet. Für eine Betrachtung unabhängig vom Sättigungsdruck wird im Folgenden der effektive Aufreißdruck

$$p_{w,fr} = p_{w,fr}^{tot} - p_{w,0} \quad (4.6)$$

verwendet. Dieser liegt deutlich oberhalb der effektiven mittleren Spannung $p = p_Z - p_{w,o/u}$. Zum Vergleich der erreichten Aufreißdrücke ist die Berechnung einer effektiven Zugfestigkeit σ_t anhand der minimalen Ausgangsspannung σ_{min} hilfreich:

$$\sigma_t = p_{w,fr}^{tot} - \sigma_{min}^{tot} = p_{w,fr} - \sigma_{min}. \quad (4.7)$$

Versuchsnr.	Ib iii
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 400.0
Rissbild/-intensität	Makroriss
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 5.70
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -1.50

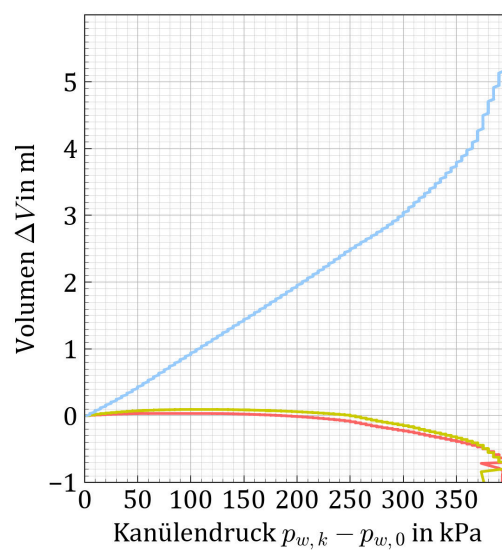
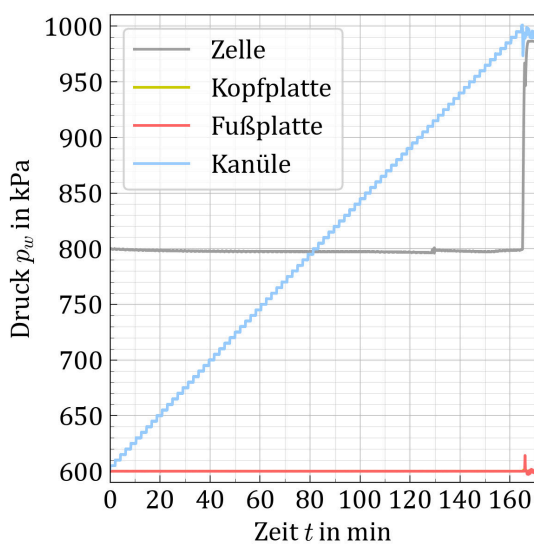


Abbildung 4.29: Exemplarisch das Datenblatt des Versuchs Ibiii.

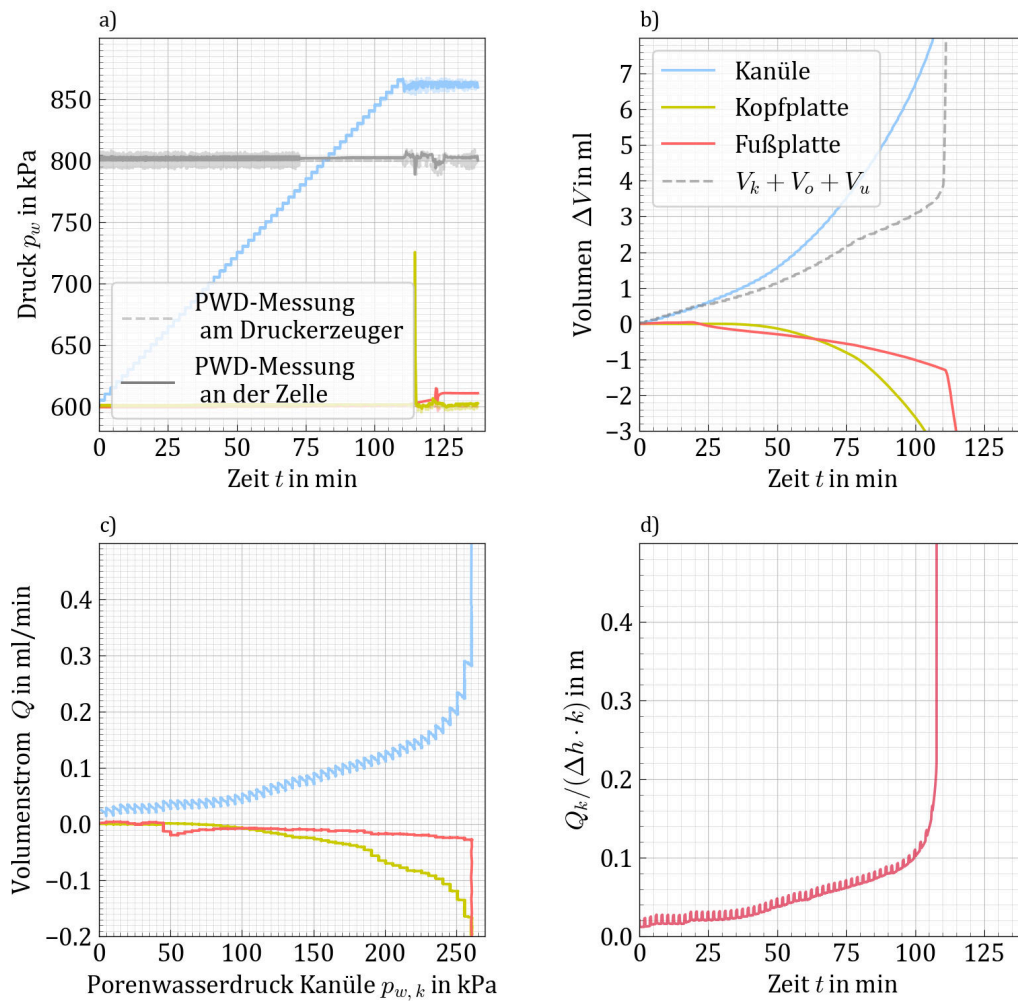


Abbildung 4.30: Auswertung der hydraulischen Belastungsphase: a) Druckverläufe gemessen am Druckregler und am Druckaufnehmer an der Zelle (PWM). b) Volumina an der Kanüle, der Kopf- und der Fußplatte, c) Volumenstrom über Druck an der Kanüle, d) normierter Volumenstrom an der Kanüle.

Zur Gegenüberstellung der Aufreißdrücke oder der effektive Zugfestigkeiten aus Versuchen mit verschiedenen Anfangsspannungszuständen wird eine dimensionslose Darstellung durch Division mit der minimalen effektiven Spannung verwendet:

$$\frac{p_{w,fr}}{\sigma_{min}} \quad (4.8a)$$

$$\frac{\sigma_t}{\sigma_{min}} \quad (4.8b)$$

Mithilfe der Gleichungen 4.7 und 4.8b ist auch bei unterschiedlichen Ausgangszuständen ein quantitativer Vergleich der Versuchsergebnisse möglich. Die effektive Zugfestigkeit nach Gleichung 4.7 stellt aber nicht die tatsächliche Zugfestigkeit des Probekörpers bei hydraulischer Belastung dar, da mit der Gleichung 4.7 keine Berechnung der lokalen Spannungszustände im Bereich der

Rissentstehung erfolgt, welche deutlich von dem globalen Spannungszustand abweichen können. Im Diagramm b) sind das an der Kanüle zuströmende Volumen (Zustrom positiv) und das über die Kopf- und die Fußplatte abströmende Volumen (Abstrom negativ) über die Versuchsdauer dargestellt. Die Summe $\Delta V = V_k + V_o + V_u$ zeigt, dass zu jedem Zeitpunkt der Belastung mehr Wasser zu- als abströmt. Vor allem für den Vergleich von Versuchen mit unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten ist die Darstellung der Volumina über dem effektiven Druck an der Kanüle $p_{w,k} = p_{w,k}^{tot} - p_{w,0}$ wie in der Versuchsübersicht in Abbildung 4.29 besser geeignet. Alternativ können auch die Volumenströme Q berechnet werden (Abbildung 4.30 Diagramm c)):

$$Q_{k/o/u} = \frac{\Delta V_{k/o/u}}{\Delta t}. \quad (4.9)$$

Der Verlauf von V_k bzw. Q_k ist bis zum Aufreißdruck aufgrund der hohen lokalen hydraulischen Gradienten an der Kanüle exponentiell. $V_{o/u}$ bzw. $Q_{o/u}$ nehmen hingegen erst bei Rissentstehung schlagartig zu. Danach verlaufen die Kurven fast senkrecht nach oben bzw. unten, obwohl keine weitere Drucksteigerung an der Kanüle erfolgt. Damit wären kurz nach Erreichen des maximalen Druckabfalls auch die Abbruchkriterien der maximalen Volumenströme erreicht worden. Ein Fortsetzen der Belastung durch weitere Drucksteigerung ist bei diesem Versuchsverlauf, der auf eine deutliche Probenschädigung hinweist, nicht möglich.

Auch die Volumenströme werden für die Vergleichbarkeit von Versuchen mit verschiedenen Belastungsrandbedingungen normiert. Dies ist durch die Division mit der Druckdifferenz zwischen Kanüle und Boden- oder Kopfplatte und dem Durchlässigkeitsbeiwert k möglich:

$$\frac{Q_k(t)}{k \cdot \Delta h(t)} = \frac{Q_k(t) \cdot \gamma_w}{k \cdot (p_{w,k}(t) - p_{w,o/u}(t))} \quad (4.10)$$

Die normierte Darstellung des Volumenstroms wird beispielhaft im Diagramm d) in Abbildung 4.30 gezeigt. Der normierte Volumenstrom hat die Einheit Meter und ist für stationäre Verhältnisse konstant, da er das Verhältnis aus durchströmter Fläche A und Sickerweg Δs darstellt:

$$Q = k \cdot A \frac{\Delta h}{\Delta s} \Rightarrow \frac{A}{\Delta s} = \frac{Q}{k \cdot \Delta h} = \frac{Q \cdot \gamma_w}{k \cdot \Delta p_w}. \quad (4.11)$$

Durch den kugelförmigen Abstrom von der Kanüle in den zylindrischen Probekörper sind A und Δs keine Konstanten sondern abhängig vom Abstand zur Kanülenspitze.

4.4 Laborstudie

In dem neuartigen Triaxialstand wurde durch Variation des Materials, der Anfangs- und Randbedingungen eine Laborstudie zur Entstehung hydraulisch induzierter Risse mit nahezu 100 Einzelversuchen durchgeführt. In Abschnitt 4.3 wurden die Funktionsweise und der Ablauf des hydraulischen Belastungsversuchs sowie die Auswertungsmethoden beschrieben. In diesem Abschnitt wird zunächst eine Übersicht der durchgeführten Versuchsvariationen gegeben und anschließend werden die Versuchsergebnisse präsentiert und diskutiert.

4.4.1 Versuchsvarianten

In der Laborstudie zur Rissentstehung durch hydraulische Belastung wurden die Anfangs- und Randbedingungen sowie das Probenmaterial und in wenigen Versuchen die Probenherstellung (vgl. Abschnitt 4.2) variiert. Zu den Variationen Anfangsbedingungen gehören die Versuche mit unterschiedlicher effektiver Anfangsspannung p , unterschiedlichem Überkonsolidierungsgrad $OCR = p_c/p$ und unterschiedlichen Spannungsverhältnissen $K = \sigma_h/\sigma_v$. Die Variationen der Randbedingung der Belastungsphase umfassen unterschiedliche hydraulische Belastungsarten und -geschwindigkeiten sowie die Drainagebedingungen an den Probenenden und die Höhe des Sättigungsdrucks während der Belastung.

Die konsolidierten Probekörper aus Schluff erwiesen sich für den hydraulischen Belastungsversuch als besonders geeignet, da die Konsolidierungszeiten bei diesen vergleichsweise kurz sind und das Rissversagen reproduzierbar ist. Bei der Verwendung von Kaolinproben bildete sich häufig ein durch die hydraulische Belastung induzierter Sickerweg entlang der Kanüle oder der Filterstein an der Kanülenspitze wurde durch Feinteile verstopft. Daher führten viele Versuche am Kaolin nicht zum gewünschten Rissversagen und konnten nicht weiter verwendet werden. Bei der Verwendung von Bentonitproben war das Herbeiführen einer hydraulisch erzeugten Rissentstehung erfolgreich, jedoch waren die Konsolidierungszeiten sehr lang und die Probenherstellung daher im Rahmen dieser Laborstudie nicht praktikabel (vgl. Abschnitt 4.2). Aus diesen Gründen liegt der Fokus der Laborstudie auf Versuchsvariationen an Schluffprobekörpern.

Als Referenzversuch wurde die Versuchsvariante eines isotrop auf $p = 200$ kPa konsolidierten Probekörpers mit einem Sättigungsdruck von $p_{w,0} = 600$ kPa gewählt, bei dem die hydraulische Belastung in Stufen von $\Delta p_{w,k} = 5$ kPa und einer Haltezeit von $\Delta t = 2$ min aufgebracht wurde. Diese Referenzvariante wurde zur Überprüfung der Reproduzierbarkeit siebenmal an konsolidierten Schluffproben sowie mit konsolidierten Kaolin- und Bentonitproben jeweils dreimal durchgeführt. Im Folgenden wird die Belastung mit $\Delta p_{w,k} = 5$ kPa und $\Delta t = 2$ min auch als Referenzbelastung bezeichnet.

Eine Übersicht aller Versuchsvarianten ist in Tabelle 4.4 zusammengestellt.

Tabelle 4.4: Versuchsvarianten im modifizierten Triaxialgerät für hydraulische Belastung.

Variante	Material ¹	p^2 in kPa	OCR	K	$p_{w,0}$ in kPa	$\Delta p_{w,k}/\Delta t^{3,4}$ in kPa/s	Wdh.
Ia	U	100	1,0	1,0	600	5/120	2
Ib	U	200	1,0	1,0	600	5/120	7
Ic	U	300	1,0	1,0	600	5/120	2
IIa	U	215	1,0	0,82	600	5/120	2
IIb	U	352	1,0	0,65	600	5/120	2
IIc	U	223	1,0	0,74	600	5/120	2
IIIa	U	100	2,0	1,0	600	5/120	3
IIIb	U	150	2,0	1,0	600	5/120	3
IIIc	U	50	4,0	1,0	600	5/120	3
IIId	U	100	4,0	1,0	600	5/120	2
IIIe	U	25	8,0	1,0	600	5/120	3
IIIf	U	50	8,0	1,0	600	5/120	2
IVa	U	200	1,0	1,0	600	5/30	2
IVb	U	300	1,0	1,0	600	5/30	2
IVc	U	200	1,0	1,0	600	5/600	3
IVd	U	300	1,0	1,0	600	1	2
IVe	U	200	1,0	1,0	600	$Q_k = 0,1$	3
IVf	U	200	1,0	1,0	600	$Q_k = 0,02$	3
Va	U	200	1,0	1,0	300	5/120	3
Vb	U	200	1,0	1,0	300	5/2; $\Delta V_{o/u} = 0$	2
VIa	U	200	1,0	1,0	600	5/2; $\Delta V_{o/u} = 0$	3
VIb	U	200	1,0	1,0	600	5/10; $\Delta V_{o/u} = 0$	2
VIc	U	200	1,0	1,0	600	$Q_k = 0,02$; $\Delta V_{o/u} = 0$	2
VIIa	Ka	100	1,0	1,0	600	5/120	3
VIIb	Ka	200	1,0	1,0	600	5/120	3
IXa	Ka	200	1,0	1,0	600	5/30	3
IXb	Ka	200	1,0	1,0	600	$Q_k = 0,2$	3
IXc	Ka	200	1,0	1,0	600	$Q_k = 0,6$	3
Xa	Ka	200	1,0	1,0	600	$Q_k = 0,02$; $\Delta V_{o/u} = 0$	1
Xb	Ka	200	1,0	1,0	600	$Q_k = 0,2$; $\Delta V_{o/u} = 0$	4
XIa	Be	200	1,0	1,0	600	5/120	2
XIb	Be	300	1,0	1,0	600	5/120	1
XIc	Be	400	1,0	1,0	600	5/120	1
XIIa	U (w=12,4%) ⁵	200	1,0	1,0	600	5/120	1

Tabelle 4.4 – Fortsetzung

XIIb	U (w=16,9%) ⁵	200	1,0	1,0	600	5/120	1
XIIc	Ka (w=25,3%) ⁵	200	1,0	1,0	600	5/120	1
XIIId	Ka (w=34,0%) ⁵	200	1,0	1,0	600	5/120	1

¹ U = Schluff Apolda, Ka = Kaolin, Be=Bentonit ² effektive mittlere Anfangsspannung

³ in Ausnahmen mit Q_k in ml/min ⁴ undrainiert an den Probenenden: $\Delta V_o = \Delta V_u = 0$

⁵ Probekörper wurden beim angegebenen Wassergehalt statisch verdichtet

In der ersten Spalte steht die Versuchsbezeichnung, die sich aus einer römischen Ziffer und einem lateinischen Buchstaben zusammensetzt. Die römische Ziffer zeigt an, welcher Parameter variiert wurde und der Buchstabe steht für einen festen Wert des variierten Parameters. So wurde z.B. bei Versuchen mit „III“ der Einfluss des Überkonsolidierungsgrads OCR untersucht, wobei „a“ bis „e“ für verschiedene p_c/p -Werte stehen. Die Versuchsvarianten, die entsprechend dem Referenzversuch an Schluffproben ($p = 200$ kPa, $\Delta p_{w,k}/\Delta t = 5$ kPa/2 min) an Kaolin- und Bentonitproben durchgeführt wurden, werden mit VIIb und XIa bezeichnet.

Die Versuchsmaterialien werden in der Tabelle 4.4 farblich unterschieden: Schluff - Hellbraun, Kaolin - Grau und Bentonit - Mintgrün. Der im Vergleich zum Referenzversuch Ib variierte Versuchsparameter ist in der Tabelle 4.4 dunkel hinterlegt. In der letzten Spalte der Tabelle 4.4 ist die Anzahl der Wiederholungen angegeben. Diese werden mit der Ordinalzahl i nummeriert, sodass z.B. die vollständige Bezeichnung des zweiten Einzelversuchs der Reihe mit $OCR = p_c/p = 200$ kPa/50 kPa = 4 „IIIci“ lautet.

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Versuchsvarianten präsentiert und diskutiert. Im Anhang B sind alle in Tabelle 4.4 gelisteten Einzelversuche anhand der in Abschnitt 4.3.4 beschriebenen Übersichtsseiten dokumentiert.

4.4.2 Versuche an Schluff

An Schluff wurden Versuche mit Variation der mittleren Spannung p (I) und des Spannungsverhältnisses K (II) bei normalkonsolidierten Proben, des OCR -Werts bei isotrop konsolidierten Proben (III), der Belastung (IV) sowie Versuche mit einem geringeren Sättigungsdruck $p_{w,0}$ (V) oder mit veränderter Drainage an den Probenenden (VI) durchgeführt (hellbraune Versuchsvarianten in Tabelle 4.4). Die Ergebnisse der Schluffversuche in Form der ermittelten effektiven Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ (Gl. 4.6) bzw. der effektiven Zugfestigkeiten σ_t (Gl. 4.7) sowie den jeweiligen normierten Werten nach den Gleichungen 4.8a und 4.8b sind in Tabelle 4.5 zusammengestellt. Dabei sind jeweils die Mittelwerte aus den n -Einzelversuchen je Versuchsvariante angegeben, weshalb die Werte mit einem hochgestellten μ bezeichnet werden. Die Tabelle B.1 im Anhang bietet eine weitere Übersicht der Versuchsergebnisse bezüglich eines Druckabfalls durch Rissentstehung, des Volumenstroms vor Rissentstehung, des Rissbilds und der Rissintensität bei Probenausbau sowie anhand einer Interpretation zum Versagensmechanismus.

Tabelle 4.5: Übersicht der Versuchsergebnisse an Schluffproben.

Variante	Wert des varierten Parameters ¹	eff. mittlere Spannung p in kPa	Mittelwerte ²			
			eff. Aufreißdruck ³ $p_{w,fr}^{\mu}$ in kPa	eff. Zugfestigkeit ⁴ σ_t^{μ} in kPa	norm. Aufreißdruck $p_{w,fr}^{\mu}/p$	norm. Zugfestigkeit σ_t^{μ}/p
Ia	$p = 100$ kPa	100	175,0	75	1,75	0,75
Ib	Ref.	200	354,2	154,2	1,77	0,77
Ic	$p = 300$ kPa	300	475,0	175,0	1,58	0,58
IIa	$K = 0,82$	215	407,5	171,5	1,73	0,73
IIb	$K = 0,65$	352	545,0	193,3	1,55	0,55
IIc	$K = 0,74$	223	395,0	171,7	1,77	0,77
IIIa	$OCR = 2$	100	188,3	88,3	1,88	0,88
IIIb	$OCR = 2$	150	318,3	168,3	2,12	1,12
IIIc	$OCR = 4$	50	140,0	90,0	2,80	1,80
IIId	$OCR = 4$	100	252,5	152,5	2,53	1,53
IIIe	$OCR = 8$	25	70,0	45,0	2,80	1,80
IIIf	$OCR = 8$	50	147,5	122,5	2,95	1,45
IVa	$\Delta t = 30$ s	200	415,0	215,0	2,08	1,08
IVb	$\Delta t = 30$ s	300	490,0	190,0	1,63	0,63
IVc	$\Delta t = 600$ s	200	363,3	163,3	1,82	0,82
IVd	$\Delta p_{w,k}/\Delta t = 1$ kPa/s	300	575,0	275,0	1,92	0,92
IVe	$Q_k = 0,1$ ml/min	200	405,0	205,0	2,03	1,03
IVf	$Q_k = 0,02$ ml/min	200	244,3	44,3	1,22	0,22
Va	$p_{w,0} = 300$ kPa	200	365,0	165,0	1,83	0,83
Vb	$p_{w,0} = 300$ kPa und $\Delta V_{o/u} = 0$	200	310,0	110,0	1,55	0,55
VIa	$\Delta V_{o/u} = 0$	200	340,0	140,0	1,70	0,70
VIb	$\Delta t = 600$ s und $\Delta V_{o/u} = 0$	200	287,5	87,5	1,44	0,44
VIc	$Q_k = 0,02$ und $\Delta V_{o/u} = 0$	200	258,5	58,5	1,29	0,29

¹ im Vergleich zum Referenzversuch ² Mittelwert aus n Einzelversuchen einer Versuchsvariante $\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i$

³ $p_{w,fr}^{\mu} = p_{w,fr}^{\mu} - p_{w,0}$ ⁴ $\sigma_t^{\mu} = p_{w,fr}^{\mu} - p$

Einfluss des Anfangsspannungszustandes

Versuche bei unterschiedlicher mittlerer effektiver Spannung (I)

Die Versuche mit unterschiedlicher mittlerer effektiven Spannungen an isotrop, normalkonsolidierten Schluffproben mit einer hydraulischen Belastung von $\Delta p_{w,k} = 5 \text{ kPa}$ und $\Delta t = 2 \text{ min}$ bei geöffneter Drainage an den Probenenden durchgeführt. Die Versuchsserie umfasst insgesamt drei Versuche mit mittleren effektiven Spannungen von $p = 100 \text{ kPa}$ (Ia)¹, 200 kPa (Ib) und 300 kPa (Ic). Für Ia, Ib und Ic wurden jeweils 2, 7 und 2 Versuche durchgeführt.

Beobachtungen: Das Diagramm b) in Abbildung 4.31 zeigt die gemessenen Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ der Einzelversuche über die mittlere effektive Spannung p . Die Mittelwerte $p_{w,fr}^{\mu}$ sind als Kreise dargestellt. Wie bereits in den Studien zu Fracking im Kapitel 3 beschrieben, steigt der Aufreißdruck mit der mittleren oder minimalen effektiven Anfangsspannung linear an, sodass sich ein linearer Zusammenhang zwischen p und $p_{w,fr}$ herstellen lässt. Analog zur Gleichung 3.1 von Jaworski [49] ergeben sich mittels linearer Regression für die Steigung und den y-Achsenabschnitt Werte von $m = 1,50$ und $n = 50,7 \text{ kPa}$.

Bei der Versuchsvariante Ib ist bei einer höheren Anzahl von Einzelversuchen im Vergleich zu Ia und Ic eine deutliche Streuung der ermittelten Aufreißdrücke zu erkennen. Um diese Varianz zu untersuchen, werden mögliche Unterschiede der Einzelversuche während der Drucksteigerung und beim Versagen betrachtet. In den Diagrammen der Abbildung 4.32 sind jeweils für Ia, Ib und Ic der zeitliche Verlauf der Drucksteigerung und die zu- und abströmenden Volumina über dem Porenwasserdruck an der Kanüle dargestellt. Die charakteristischen Merkmale der Druck- und Volumenverläufe sowie die resultierenden Rissbilder am Ende der Versuche sind in der Tabelle 4.6 zusammengestellt. Es wird dokumentiert, ob ein erhöhter Volumenstrom vor Rissentstehung zu beobachten ist, der Druckverlauf einen deutlichen Druckabfall aufweist, eine Drucksteigerung nach dem Abbrückkriterium möglich war und ob nach Probenausbau ein deutlicher Riss erkennbar war. Auf Basis dieser Dokumentation entsteht schließlich eine Modellvorstellung zu den Prozessen während der Belastung.

Für jede Variante der Versuchsreihe I gilt: je höher der Volumenzustrom aus der Kanüle ist, desto früher tritt das Versagen ein, d.h. desto geringer ist der Aufreißdruck. Abgesehen von drei Ausnahmefällen (Ia_{iii}, Ib_v, Ib_{vi}), kennzeichnet ein Druckabfall an der Kanüle den Aufreißdruck. Entsprechend wurde die Belastung aufgrund des Abbruchkriteriums „maximaler Druckabfall“ beendet. Bei den Versuchen Ia_{iii}, Ib_v und Ib_{vi} hingegen wurde einer der maximalen Volumenströme an den Druckerzeugern erreicht (an der Kanülenspitze oder an den Probenenden, siehe Abschnitt 4.3.3) und der Porenwasserdruck an der Kanülenspitze zum Zeitpunkt der schlagartigen Zunahme des zuströmenden Volumens in die Probe als Aufreißdruck definiert.

¹Für $p = 100 \text{ kPa}$ (Ia) wurden die Probekörper entgegen der Beschreibung im Abschnitt 4.2 nur auf eine Vertikalspannung von $\sigma_v = 100 \text{ kPa}$ vorkonsolidiert.

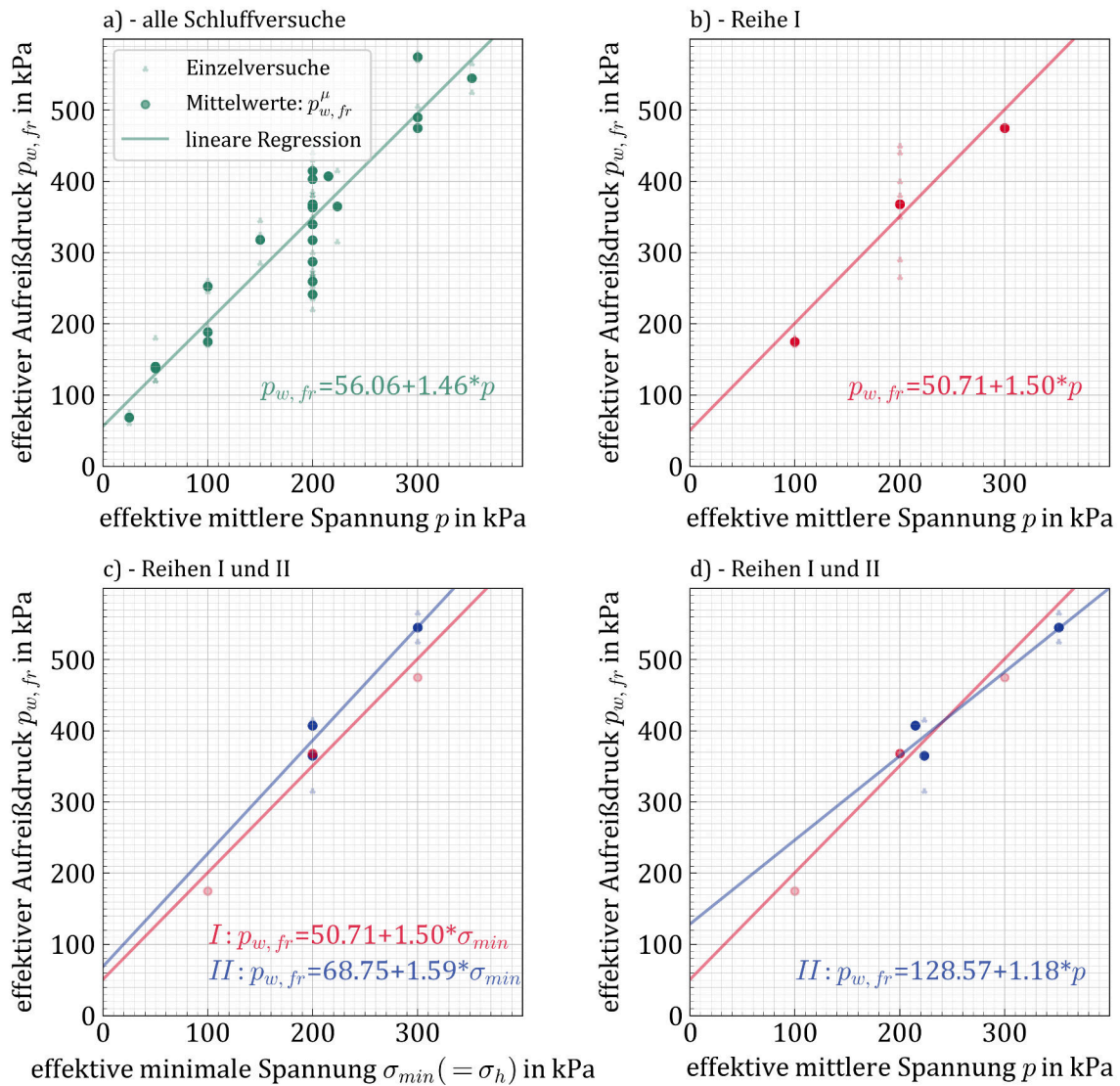


Abbildung 4.31: Zusammenhang zwischen mittlerer effektiver Anfangsspannung p bzw. effektiver minimaler Anfangsspannung σ_{min} und effektivem Aufreißdruck $p_{w,fr}$: a) Alle Versuche an Schluffproben dargestellt in Form von Einzelergebnissen (Dreiecke) und Mittelwerten je Versuchsvariante (Kreise). b) Versuche an isotrop, normalkonsolidierten Schluffproben. c) und d) Versuche an anisotrop, normalkonsolidierten Schluffproben. Es sind jeweils resultierenden Regressionsgeraden und die zugehörigen Gleichungen dargestellt.

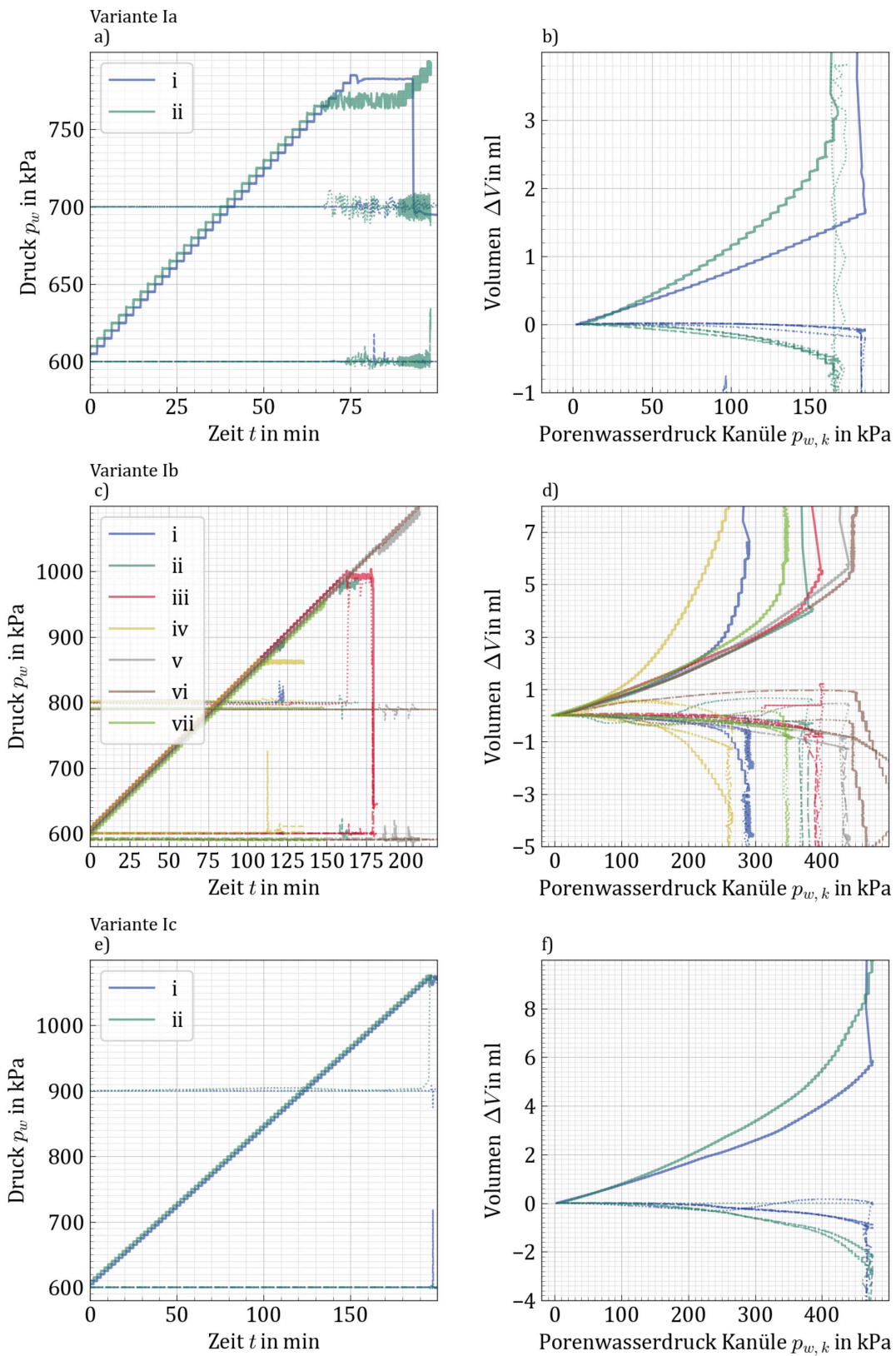


Abbildung 4.32: Auswertungsdiagramme der Versuchsvarianten Ia, Ib und Ic.

Tabelle 4.6: Beobachtungen und Interpretation für die Versuche der Reihe I.

	Iai	Iaii	Ibi	Ibii	Ibiii	Ibiv	Ibv	Ibvi	Ibvii	Ici	Icii
erhöhter Volumenstrom ¹	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✗	✗	✓	✗	✗
deutlicher Druckabfall	✓	(✓)	(✓)	✓	✓	✓	✓	✗	✗	✓	✓
Drucksteigerung möglich ²	✗	✓	✗	✗	✗	✗	✓	✓	✓	✗	✗
deutlicher Riss	✓	✓	✓	✓	✓	(✓)	✓	✗	✓	✓	✓
Phase 1	a	b	b	a	a	b	a	a	b	a	a
Phase 2	a/b	a/b	a	a/b	a	a/b	a/b	c	a/b	a/b	a
Phase 3	a/b	a/b	a	a/b	a	a/b	a/b	-	a/b	a/b	a

¹ „Erhöht“ im Vergleich zu Versuchen unter gleichen Randbedingungen. ² Bezieht sich auf die Drucksteigerung nach Erreichen eines Abbruchkriteriums durch Anpassung der Abbruchkriterien und ggf. der Regelparameter.

Nach Erreichen des Druckabfalls stellt sich bei allen Versuchen eine starke Zunahme der Volumenströme ein. Während in manchen Fällen dies zeitnah zum Entleeren der Zylinder an den Druckerzeugern führte, stagnierte der Volumenstrom in anderen Versuchen. Bei Letzteren wurde nach dem Erreichen des maximalen Druckabfalls die Belastung durch die Vorgabe höherer Werte für die Abbruchkriterien fortgesetzt. Eine weitere Drucksteigerung war in den Versuchen Iaii, Ibv und Ibvii möglich, wenn auch mithilfe angepasster Regelparameter und unter starken Druckoszillationen. Bei den Versuchen Iai, Ibiii und Ibiv hingegen konnte der Porenwasserdruck an der Kanüle nicht weiter gesteigert werden und der Druck oszillierte ohne Druckanstieg um den Aufreißdruck.

Interpretation: Die Varianz der Aufreißdrücke in der Versuchsreihe I sowie die in der Tabelle 4.6 zusammengestellten charakteristischen Merkmale der Versuche weisen auf unterschiedliche Versagensabläufe durch die lokale Porenwasserdrucksteigerung hin. Diese werden im Folgenden anhand der schematischen Darstellung in Abbildung 4.33 beschrieben. In dieser wird die hydraulische Belastung in vier Phasen unterteilt (Phase 0 bis 3). Ursächlich für das unterschiedliche Verhalten verschiedener Proben in diesen Phasen sind geringe Abweichungen in der Probenbeschaffenheit. Eine schematische Darstellung dieser Unterschiede in den Belastungsphasen ist in Abbildung 4.33 dargestellt (Prozesse (a) bis (c) je Phase).

In Phase 0 können vor dem Belastungsbeginn Probekörper ohne Vorschädigung (a) oder mit leichten Mikrorissen durch das Einbringen der Kanüle (b) vorliegen (vgl. [16]). Diese initialen Risse lassen sich im Experiment nicht überprüfen. Grundsätzlich wird davon ausgegangen, dass sich einbaubedingte Risse durch die Konsolidierung im Triaxialgerät schließen. Ausgeschlossen werden kann eine zum Teil bleibende Schädigung der Bodenstruktur jedoch nicht. (Die in Phase 0: (c) dargestellten Risse durch Konsolidierung sind für die Versuchsreihe I nicht relevant.)

Durch die beginnende Porenwasserdrucksteigerung in Phase 1 erfolgt ein Zustrom aus der Kanülenspitze in den Probekörper. Mit der Zeit tritt entsprechend ein Abstrom an den Endplatten ein (siehe Diagramme in Abbildung 4.32). Gleichzeitig werden die effektiven Spannungen im Nahbereich der Kanüle reduziert, da die totalen Spannungen, die auf den Probekörper wirken,

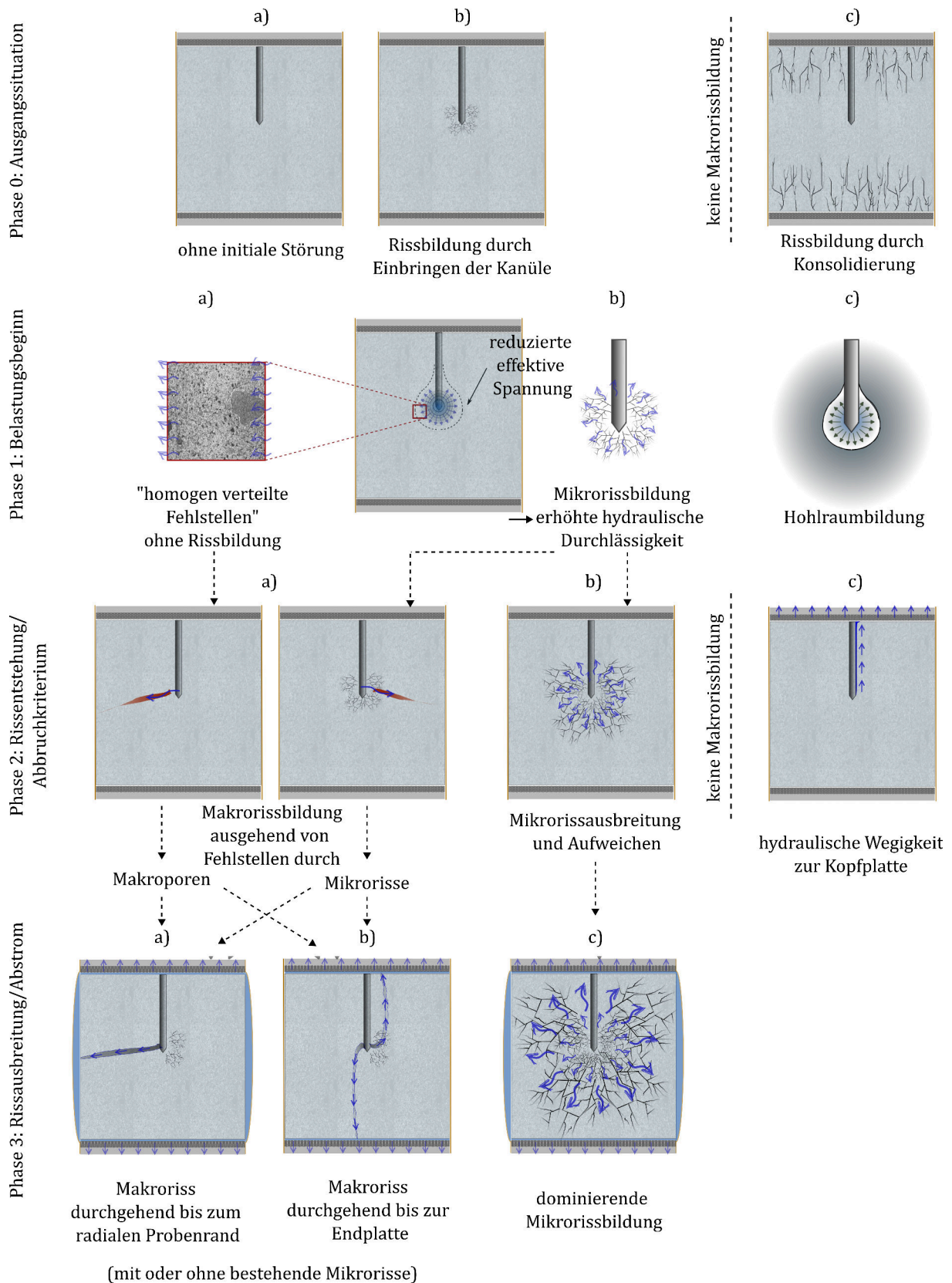


Abbildung 4.33: Phasen der hydraulischen Belastung und zugehörige Prozesse in der Probe.

konstant bleiben. Im Fall (a) tritt durch diese Reduktion der effektiven Spannungen keine relevante Änderung der Bodenstruktur ein, sodass ein laminarer Zustrom in den Porenraum stattfindet. Jedoch können wie im Fall (b) skizziert durch die reduzierten effektiven Spannungen Mikrorisse im Kanülenbereich entstehen (vgl. [112]). Diese werden begünstigt durch initiale Risse welche in Phase 0 entstanden sind. Grundsätzlich ist aber aufgrund der starken Abnahme der effektiven Tangentialspannung durch den Porenwasserdruckanstieg (siehe Abschnitte 3.1 und 3.2) auch eine Mikrorissentstehung ohne initiale Störung möglich. Die Mikrorissentstehung erhöht durch die neu entstandenen Stromkanäle lokal die hydraulische Durchlässigkeit und damit den Volumenzustrom. Nach der Tabelle 4.6 ist daher in den Versuchen Iaii, Ibi, Ibiv und Ibvi von Mikrorissen auszugehen, da sich bei diesen schon vor Erreichen des Aufreißdrucks vergleichsweise hohe Zu- sowie Abströme einstellen. (Phase 1: (c) ist nicht relevant für die Versuchsreihe I).

In Phase 2 wird eines der Abbruchkriterien erreicht, d.h. entweder wird ein Druckabfall erkannt oder der Grenzwert für den Zu- oder den Abstrom erreicht. Ein Druckabfall erfolgt ausschließlich bei einer schlagartigen Änderung des Widerstands am Druckerzeuger und weist damit auf die plötzliche Entstehung eines Makrorisses hin. Dieser kann wie in Phase 2 (a) dargestellt ohne bzw. mit vorangegangener Mikrorissentstehung eintreten. Fast alle Versuche der Reihe I zeigen einen Druckabfall und auch einen deutlichen Riss bei Probenausbau (Tabelle 4.6). Die geringeren Aufreißdrücke bei den Versuchen mit Mikrorissentstehung in Phase 1 weisen daraufhin, dass Mikrorisse die Entstehung von Makrorissen begünstigen.

Der Fall (b) der Phase 2, in dem der Grenzwert für den Volumenstrom durch Ausbreitung der Mikrorisse erreicht wird, wurde in der Versuchsreihe I nicht beobachtet. Der Sonderfall (c) trat jedoch bei Versuch Ibvi ein. in diesem Versuch wurde kein Rissversagen im Material erzeugt, sondern es bildete sich ein Sickerweg an der Schwachstelle zwischen Kanüle und Probe, sodass ein direkter Abstrom zur Kopfplatte eintrat. Dieser Fall stellt einen Fehlversuch dar und der gemessene Aufreißdruck wird bei der Auswertung des Risswiderstands nicht berücksichtigt. Dieser Versagensmechanismus trat insbesondere in den Versuchen an Kaolin vermehrt auf.

Obwohl fast alle Versuche in Phase 2 einen Makroriss aufweisen, unterscheidet sich die Möglichkeit einer weiteren Drucksteigerung in Phase 3 deutlich. Waren die Volumenströme in oder aus der Probe nach Erreichen des Abbruchkriteriums so hoch, das die Volumenkapazität der Druckerzeuger zeitnah erreicht wurde, erfolgte kein Fortsetzen der Belastungsphase. Stagnierte der Volumenstrom hingegen, wurde unter Anpassung der Regelparameter eine weitere Drucksteigerung an der Kanüle versucht.

Über den Erfolg der weiteren Drucksteigerung entscheidet der Widerstand, den der vollständig oder teilweise gerissene Probekörper einer Drucksteigerung entgegenstellt. Treten durch Risse hohe Volumenströme bei gleichzeitig geringem Druckverlust zwischen den Druckerzeugern ein, hat sich der Widerstand im Vergleich zu dem intakten Probekörper stark verändert. Auch durch Anpassen der Regelparameter ist eine Belastungssteigerung meist nicht möglich. Die Oszillation des Belastungsdrucks bei nicht optimal eingestellten Regelparametern kann zudem zu einem

zyklischen Öffnen und Schließen vorhandener Risse führen, worauf der Druckerzeuger wiederum mit größeren Druckänderungen zum Erreichen des Sollwerts reagiert.

Bei Versuchen in denen die initial entstandenen Risse vergleichsweise klein sind und damit die Widerstandsänderung für die Druckerzeuger nur gering ist, ist eine weitere Drucksteigerung möglich und kann zu einer weiteren Ausbreitung des initialen Risses führen. (Auf die Belastungssteigerung wird näher bei der Diskussion der Ergebnisse der Reihe VI eingegangen.)

Eine Zusammenfassung der oben beschriebenen Prozesse ist für die Einzelversuche für die Phasen 1 bis 3 den auf Basis der Merkmale von Volumenstrom, Druckabfall und -steigerung sowie Rissbild ist in der Tabelle 4.6 gegeben.

Versuche mit anisotroper Anfangsspannung (II)

Bei den Versuchen der Variante II wurde das Spannungsverhältnis $K = \sigma_h / \sigma_v$ variiert, d.h. die Proben wurden vor der hydraulischen Belastung auf einen anisotropen Anfangsspannungszustand im Triaxialgerät konsolidiert. Das Spannungsverhältnis K betrug 0,82, 0,74 und 0,65 bei $\sigma_h = 200$ kPa in den Versuchen IIa und IIc und $\sigma_h = 300$ kPa in IIb.

Beobachtung: Die gemittelten Aufreißdrücke $p_{w,fr}^{\mu}$ sind graphisch in den Diagrammen c) und d) der Abbildung 4.31 zusammen mit den Ergebnissen der isotropen Variante I dargestellt. Um den Einfluss des Hauptspannungsverhältnisses auf den Aufreißdruck zu untersuchen sind diese in Diagramm c) über der effektiven minimalen Hauptspannung, in diesem Fall der Horizontalspannung σ_h , und in Diagramm d) wiederum über der mittleren effektiven Anfangsspannung p aufgetragen. Ebenso sind die Regressionsgeraden für die Reihen I und II eingezeichnet und die zugehörigen Geradengleichungen angegeben.

Im Diagramm c) verläuft die Regressionsgerade der anisotropen Variante II oberhalb der der isotropen Variante I. Dies zeigt, dass nicht die minimale Hauptspannung allein den Aufreißdruck bestimmt.

Bei Betrachtung der Aufreißdrücke über der mittleren effektiven Spannung in Diagramm d) wird der Einfluss der höheren Vertikalspannung berücksichtigt. Aufgrund der geringen Datenbasis keine eindeutige Aussage möglich. Auffällig ist, dass der normierte Aufreißdruck der Variante IIa trotz der geringeren Vertikalspannung höher ist als der der Variante IIc (siehe Tabelle 4.5).

Zur Versagensanalyse werden, wie in der Versuchsreihe I, die Druck- und Volumenverläufe sowie die Rissbilder betrachtet. Die Beobachtungen sind in der Tabelle 4.7 zusammengefasst. In allen Versuchen wurde eine deutliche Rissoberflächen oder -ufer nach dem Probenausbau dokumentiert, wobei die Risse meist vertikal verliefen (vgl. Tabelle B.1). Bei IIa und IIb definierte zudem ein deutlicher Druckabfall den Aufreißdruck. Die Versuche der Variante IIc weisen zwar mehrfache Rissoberflächen beim Ausbau, aber keinen Druckabfall während des Versuchs auf. Die Aufreißdrücke wurden bei Variante IIc anhand des Abbruchkriteriums „maximaler Volumenstrom“ ermittelt und sind im Vergleich zu IIb und IIa gering.

Tabelle 4.7: Beobachtungen und Interpretation für die Versuche der Reihe II.

	IIai	IIaii	IIbi	IIbii	IIci	IIcii
erhöhter Volumenstrom ¹	✗	✗	✗	✗	✓	✓
deutlicher Druckabfall	✓	✓	✓	✓	✗	✗
Drucksteigerung möglich ²	✓	✓	✗	✗	✓	✓
deutlicher Riss	✓	✓	✓	✓	✗	✗
Phase 0	a/b	a/b	a/b	a/b	c	c
Phase 1	a	a	a	a	-	-
Phase 2	a	a	a	a	-	-
Phase 3	a	b	b	b	-	-

¹ „Erhöht“ im Vergleich zu den Versuchen der Reihe I. ² Bezieht sich auf die Drucksteigerung nach Erreichen eines Abbruchkriteriums durch Anpassung der Abbruchkriterien und ggf. der Regelparameter.

Eine Drucksteigerung nach Erreichen des Abbruchkriteriums war in allen anisotropen Versuchen möglich.

Interpretation: Für das Prozessverständnis wird erneut die Skizze in Abbildung 4.33 betrachtet. Weiterhin gilt die Annahme, dass erhöhte Volumenströme vor dem Abbruchkriterium auf Mikrorisse hinweisen. Allerdings lassen die Beobachtungen bei Versuchsvariante IIc bezüglich Druckabfall und Rissbild vermuten, dass die hohe vertikale Konsolidierungsspannung zu vertikal verlaufenden Mikrorissen entsprechend Phase 0 (c) geführt hat. Diese verursachen eine initial höhere Durchlässigkeit und verhindern einen deutlichen Druckabfall, da sich anstelle eines Makrorisses die bereits vorhandenen kleinen Risse weiter ausbreiten. Geringere Werte für das Spannungsverhältnis K wurden daher nicht weiter untersucht, da die Risse, verursacht durch eine hohe vertikale Konsolidierungsspannung, eine Beurteilung des Risswiderstandes verhindern. In den Versuchen IIa und IIb weisen die Druck- und Volumenverläufe auf ein Versagen durch Entstehung von Makrorissen ohne Mikrorissentstehung hin. Die bei Probenausbau beobachteten vertikalen Rissbilder bestätigen, dass sich die Risse bei einer deutlichen Spannungsanisotropie orthogonal zur minimalen effektiven Hauptspannung ausbreiten. Die erste Rissausbreitung im Bereich der reduzierten effektiven Spannung verläuft hingegen nicht in allen Versuchen mit $K < 1$ vertikal. Die Richtung des initialen Risses kann einerseits stärker von Fehlstellen als durch die Spannungsrichtung bestimmt sein, andererseits kann durch die Spannungsreduktion um die Kanüle lokal die Richtung der Minimalspannung von der der Horizontalspannung abweichen. Die im Vergleich zur Versuchsreihe I hohen Aufreißdrücke sind entweder auf einen höheren Materialwiderstand oder auf die veränderten lokalen Spannungszustände im Bereich der reduzierten Spannungen um die Kanüle zu erklären. Um dies zu beurteilen, ist eine Analyse der Spannungsverläufe abhängig vom isotropen oder anisotropen Anfangsspannungszustand notwendig (siehe Abschnitt 5.2).

Eine Drucksteigerung in Phase 3 war in den Versuchen der Reihe II vergleichsweise häufig möglich. Eine mögliche Erklärung ist, dass durch die konstant gesteuerte Vertikalkraft auf die Probe, sich

die Risse bei weiterer Drucksteigerung an der Kanüle weniger Öffnen und Schließen als ohne Auflastspannung.

Versuche an überkonsolidierten Proben (III)

Es wurden Schluffproben mit Überkonsolidierungsgraden von $OCR = 1, 2, 4$ und 8 unter isotropen Spannungsverhältnissen ($K = 1$) untersucht. Aufgrund der Art der Probenherstellung beträgt die minimale effektive Konsolidierungsspannung $p_c = 100$ kPa. Maximal wurde $p_c = 400$ kPa aufgebracht, da sich bei höheren Konsolidierungsspannungen die Wahrscheinlichkeit von Rissen durch die Konsolidierung der Probe mit der Kanüle an der Kopfplatte erhöht.

Beobachtung: In den Diagrammen a) und c) der Abbildung 4.34 ist der effektive Aufreißdruck bzw. die effektive Zugfestigkeit über OCR aufgetragen. Da die Proben bei unterschiedlichen mittleren effektiven Anfangsspannungen p belastet wurden, ist zur Beurteilung des Einflusses von OCR eine Normierung des Aufreißdrucks bzw. der Zugfestigkeit durch p erforderlich. In den Diagrammen b) und d) der Abbildung 4.34 ist für $p_{w,fr}/p$ bzw. σ_t/p eine Zunahme des Aufreißdrucks mit zunehmendem OCR zu sehen. Die normierten Werte nähern sich bei $OCR = 8$ asymptotisch einem Maximalwert, sodass bei höheren Überkonsolidierungsgraden nur noch ein geringer Zuwachs des Risswiderstands zu erwarten ist.

Zur Analyse der Versagensmechanismen werden zunächst analog zu den Tabellen 4.6 und 4.7 die Beobachtungen hinsichtlich des Druckabfalls, der Drucksteigerung und des Risses beim Ausbau in der Tabelle 4.8 dokumentiert. In allen Versuchen ist ein deutlicher Riss bei Probenausbau zu erkennen, sodass bei den überkonsolidierten Versuchen immer von einer Makrorissentstehung entsprechend Phase 2 (a) oder (b) in Abbildung 4.33 auszugehen ist. Allerdings führt die Makrorissentstehung nur in fünf der 16 Einzelversuche zu einem deutlichen Druckabfall. In den anderen Versuchen wird die Belastungsphase anhand des Abbruchkriteriums eines maximalen Volumenstroms beendet. Eine Drucksteigerung nach Erreichen eines der Abbruchkriterien ist in allen Versuchen der Reihe III möglich, jedoch wurden starke Druckoszillationen beobachtet.

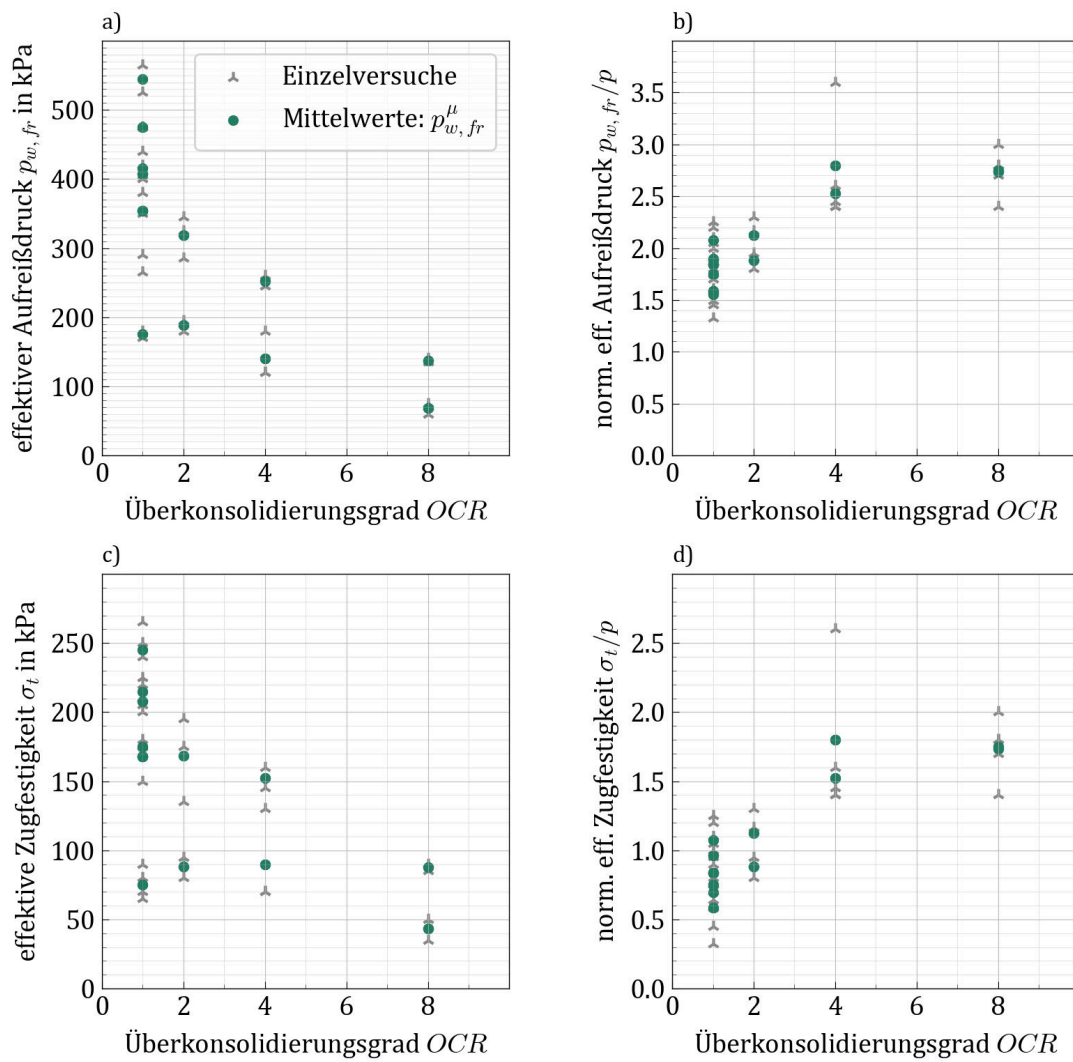


Abbildung 4.34: Variation des Überkonsolidierungsgrads OCR (Reihen I und III): a) Aufreißdruck über OCR . b) Normierter Aufreißdruck über OCR . c) Effektive Zugfestigkeit über OCR . d) Normierte effektive Zugfestigkeit über OCR .

Tabelle 4.8: Beobachtungen bei den Versuchen der Reihe III.

	IIIaj	IIIaii	IIIaiii	IIIbi	IIIbii	IIIbiii	IIIci	IIIcii	IIIciii	IIIdi	IIIdii	IIIei	IIIeii	IIIeiii	IIIfi	IIIffi
deutlicher Druckabfall	✓	✓	✓	✗	✓	✓	(✓)	✓	(✓)	✗	✗	(✓)	✗	(✓)	✗	(✓)
Drucksteigerung möglich ¹	(✓)	✓	✓	✗	✓	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓
deutlicher Riss ²	✓	✓	✓	(✓)	✓	✓	✓	(✓)	(✓)	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓

¹ Bezieht sich auf die Drucksteigerung nach Erreichen eines Abbruchkriteriums durch Anpassung der Abbruchkriterien und ggf. der Regelparameter.

² (✓) bedeutet an dieser Stelle, dass die Rissintensität bei Ausbau allein die Makrorissentstehung nicht belegt.

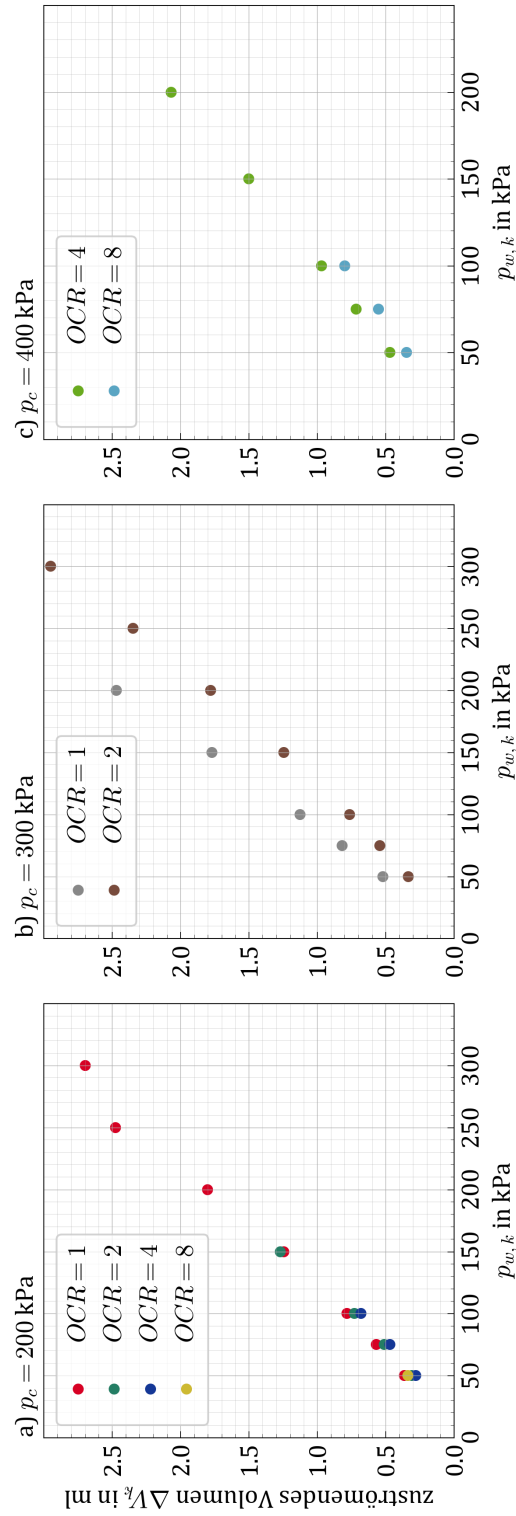


Abbildung 4.35: Zuströmendes Volumen an der Kanüle vor Rissversagen bei verschiedenen OCR-Werten bei Konsolidierungsspannungen von $p_c = 200, 300$ und 400 kPa

Die Höhe der Volumenströme in der Belastungsphase wird für die Versuche mit $OCR > 1$ nicht tabellarisch erfasst. Stattdessen eignet sich hier ein Vergleich des Volumenzustroms in Proben mit gleicher Konsolidierungsspannung p_c aber unterschiedlichen OCR -Werten. In den Diagrammen der Abbildung 4.35 sind die zuströmenden Volumina an der Kanüle vor dem Erreichen des Aufreißdrucks zu ausgewählten Druckstufen an der Kanüle ($p_{w,k} = 50, 75, 100, 150, 200, 250, 300$ kPa) aufgetragen. Bei allen drei Konsolidierungsspannungen ($p_c = 200, 300$ und 400 kPa) zeigt sich eine Abnahme des einströmenden Volumens mit zunehmendem OCR . Diese Beobachtung widerspricht der Vorstellung, dass sich überkonsolidierte Proben bei Entlastung ausdehnen (siehe Oedometer) und damit höhere Porenzahlen und folglich eine höhere hydraulische Durchlässigkeit aufweisen.

Interpretation: Die Beobachtungen in der Versuchsreihe III erscheinen zunächst widersprüchlich: Trotz deutlich erkennbarer Makrorisse bei Probenausbau führt selten ein Druckabfall zum Abbruch der Belastungsphase. Der fehlende Druckabfall kann nicht auf Mikrorissentstehung vor Eintritt des Makrorisses zurückgeführt werden, da der Volumenzustrom geringer als bei $OCR = 1$ ausfällt, vgl. Diagramme in Abbildung 4.35. Mikrorisse würden zu einem erhöhten Zustrom führen. Die Drucksteigerung ist nur möglich, da in dieser Versuchsreihe durch die Rissentstehung keine großen Widerstandsänderungen am Druckerzeuger durch hohe Volumenströme und gleichzeitig geringe Druckverluste entstehen.

Mit den bisher beschriebenen Prozessen der Mikro- und Makrorissentstehung in den Belastungsphasen (siehe Abbildung 4.33) zur Interpretation der Mechanismen in normalkonsolidierten Proben können die Beobachtungen der Versuchsreihe III nicht erklärt werden.

Jedoch können die Versuchsergebnisse anhand der in Phase 1 (c) der Abbildung 4.33 dargestellten Hohlraumbildung plausibel erklärt werden. Hierzu werden die Steifigkeiten des Materials, die aus den Oedometerversuchen in Abschnitt 4.1 ermittelt wurden, betrachtet. Grundsätzlich verhält sich der Boden bei Wieder- oder Entlastung näherungsweise elastisch, wobei die elastische Steifigkeit größer ist als die plastische bei Erstbelastung. Durch die Porenwasserdruckerhöhung in der Probenmitte werden die effektiven Spannungen reduziert, so dass auch bei Proben mit $OCR = 1$ durch die Entlastung von einem elastischen Verhalten auszugehen ist. Die Gleichungen für die Elastizitätsmoduln der Versuchsmaterialien bei Ent- und Wiederbelastung beschreiben zudem die Steifigkeitsabhängigkeit von der effektiven Spannung σ_v . Demzufolge weist der Schluff bei einer Entlastung im Bereich $p < 100$ kPa einen Elastizitätsmodul von < 44 MPa auf. Gleichzeitig wird die hydraulische Durchlässigkeit durch die höhere Konsolidierungsspannung bzw. geringere Porenzahlen reduziert. Bei geringer Steifigkeit E und geringer Durchlässigkeit k ist es möglich, dass der Boden durch die hydraulische Belastung um die Kanüle verdrängt wird. Der Porenwasserdruck $p_{w,k}$ wirkt dabei abhängig von E und k zum Teil oder vollständig als eine mechanische Auflast. Entsprechend infiltriert ein Teil des zuströmenden Volumens in den Porenraum oder das gesamte Zustromvolumen sammelt sich in dem wachsenden Hohlraum zwischen Kanüle und verdrängtem

Bodenmaterial. Da in der Versuchsreihe I das Hohlraumvolumen bis zur Rissentstehung geringer ist als das in den Porenraum zuströmende Volumen, zeigen sich in Abbildung 4.35 geringere Zustromvolumina bei $OCR > 1$.

Der initiale Riss entsteht bei vorangegangener Hohlraumbildung beim Überschreiten der Materialfestigkeit an der Hohlraumwand. Untersuchungen zeigen (z.B. [111], [60]), dass eine Rissentstehung eintreten kann, wenn durch Reduktion der effektiven Tangentialspannung an der Hohlraumwand die Rissfestigkeit überschritten wird.

Die beobachteten Folgen des initialen Risses sind ein stark erhöhter Volumenzustrom, teilweise ein geringer Druckabfall und in allen Fällen starke Oszillationen während der weiteren Drucksteigerung. Daher wird davon ausgegangen, dass durch den initialen Riss meist eine Verbindung zwischen dem Hohlraum und der Kopfplatte in Form eines Sickerwegs entlang der Kanüle entsteht. Dieser ist in Abbildung 4.33 in Phase 3 (c) dargestellt. Der Versagensmechanismus bei überkonsolidierten Proben in Phase 2 der Belastung ist damit ausgehend von der Hohlraumbildung (Phase 1 (c)) eine Kombination aus Prozess (a) der Rissentstehung, und Prozess (c) des Sickerwegs entlang der Kanüle.

Trotz dieses Sickerwegs ist mit den Druckerzeugern eine Drucksteigerung möglich, die zur Ausbreitung des initialen Risses in Phase 3 entsprechend der Skizze (a) oder (b) führt. Da die Drucksteigerung in den meisten Versuchen über mehrere Druckstufen nach Erreichen des ersten Abbruchkriteriums fortgesetzt wurde, ist bei Probenausbau ein deutlicher Riss zu erkennen.

Somit unterscheiden sich die Versagensmechanismen bei normal- und überkonsolidierten Proben. Aussagen über einen höheren Risswiderstand des Materials bei steigendem OCR sind nur möglich, wenn die Spannungszustände bei Rissentstehung mit und ohne Hohlraumbildung bekannt sind. Eine entsprechende Analyse der Spannungsverläufe während der hydraulischen Belastung unter Berücksichtigung der Vorbelastungsspannungen folgt im Abschnitt 5.2.

Einfluss von Belastungsart und -zeit (IV)

In der Versuchsreihe IV wurden durch im Vergleich zur Referenzbelastung ($\Delta p_{w,k} = 5 \text{ kPa}$ je $\Delta t = 2 \text{ min}$) schnellere oder langsamere Drucksteigerungen an der Kanüle sowie durch eine durchflussgesteuerte Belastung der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit und der Belastungsart untersucht. Für die Variation der Belastungszeit wurden sowohl Versuche mit längeren oder kürzeren Haltezeiten Δt je Druckstufe (IVa, VIb und VIc) als auch mit einer konstanten, hohen Druckrate (IVd) durchgeführt. Die durchflussgesteuerten Versuche wurden mit einem konstanten Volumenzustrom Q_k aus dem Druckerzeuger der Kanüle gefahren. Dabei wurden zwei verschiedene Zustromraten untersucht, wobei die geringere im Bereich der laminaren Strömung vor Rissentstehung in den druckgeregelten Versuchen lag und die höhere etwa dem Volumenzustrom bei Rissentstehung in den Versuchen der Versuchsreihe I entsprach.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe IV werden im Folgenden untergliedert in Versuche mit „schneller“

und „langsamer“ Belastung. Belastungsgeschwindigkeiten sind grundsätzlich auf die hydraulische Durchlässigkeit eines Materials zu beziehen, sodass das v/k -Verhältnis über eine „schnelle“ oder „langsame“ Belastung entscheidet. v stellt dabei die theoretisch aus der Belastung resultierende Fließgeschwindigkeit dar, sodass bei einer Druckregelung $v = \Delta p_{w,k} / (\gamma_w \cdot \Delta t)$ gilt. Somit lassen sich mit $k = 3,4 \cdot 10^{-10}$ m/s für den Schluff Belastungsgeschwindigkeiten von $v/k = 2,9 \cdot 10^8, 4,9 \cdot 10^7, 1,2 \cdot 10^7$ und $2,5 \cdot 10^6$ für die Varianten IVd, IVa/IVb, Ib und IVc ermitteln. Die Fließgeschwindigkeit v bei Durchflusssteuerung anhand $v = Q_k/A$ zu ermitteln ist aufgrund der nur mit größerem Aufwand bestimmbar (etwa durch ein numerisches Modell) Bezugsfläche A schwierig.

Versuche mit schneller Belastung

Zu den Versuchen mit vergleichsweise hohem v/k -Verhältnis zählen die druckgeregelten Varianten IVa und IVb mit einer stufenweisen Belastung von $\Delta p_w / \Delta t = 5$ kPa/30 s bei $p = 200$ kPa und 300 kPa, die Variante IVd mit einer linearen Drucksteigerung mit 1 kPa/s bei $p = 300$ kPa sowie die durchflussgesteuerte Variante IVe mit $Q_k = 0,1$ ml/min bei $p = 200$ kPa.

Beobachtung: In den Diagrammen a) und b) der Abbildung 4.36 sind charakteristische Druckverläufe für die Versuchsvarianten mit unterschiedlichen v/k -Verhältnissen dargestellt. Die Versuche mit hohen v/k -Werten und schneller Belastung weisen einen deutlichen Druckabfall als Abbruchkriterium auf. Bei den Versuchen mit hohen Druckraten (IVa, IVb und IVd) zeigte sich beim Probenausbau meist ein deutlicher Markoriss. Bei den durchflussgeregelten Versuchen in IVe hingegen wurde eine geringere Rissintensität beobachtet.

Die ermittelten Aufreißdrücke der Versuchsreihe IV sowie der Versuchsreihe I sind in den Diagrammen in Abbildung 4.37 dargestellt. In den Diagrammen a) und b) sind die Aufreißdrücke je Versuchsvariante über die mittlere effektive Anfangsspannung p aufgetragen, wobei in a) $p_{w,fr}$ aller Einzelversuche und in b) nur die Mittelwerte $p_{w,fr}^{\mu}$ je Variante gezeigt werden. Die Aufreißdrücke der Versuche IVa, IVb, IVd und IVe liegen in beiden Diagrammen im oberen Bereich der ermittelten Bandbreite der Werte.

In den Diagrammen c) und d) sind die mittleren Aufreißdrücke über die mittlere Belastungsdauer bis zum Erreichen des Abbruchkriteriums für $p = 200$ bzw. $p = 300$ kPa aufgetragen. Für beide Anfangsspannungen zeigte sich bis 300 min eine Abnahme des Aufreißdrucks mit der Belastungsdauer. Bei schneller Belastung wurde kein Unterschied zwischen den Aufreißdrücken in druck- und durchflussgeregelten Versuchen festgestellt.

Betrachtet werden außerdem im Diagramm in Abbildung 4.36 die zeitlichen Verläufe des normierten Volumenzustroms $Q_{k,norm}$ an der Kanüle nach Gleichung 4.3.4 der druckgeregelten Varianten. Es ist zu sehen, dass bei hohem v/k -Verhältnis (IVa, IVd) eine sehr schnelle Zunahme des Volumenstroms $Q_{k,norm}$ stattfindet. Dieser nimmt mit zunehmender Belastungsdauer bis zum Versagenszeitpunkt wieder abnimmt. Bei geringeren v/k -Verhältnissen steigt $Q_{k,norm}$ hingegen

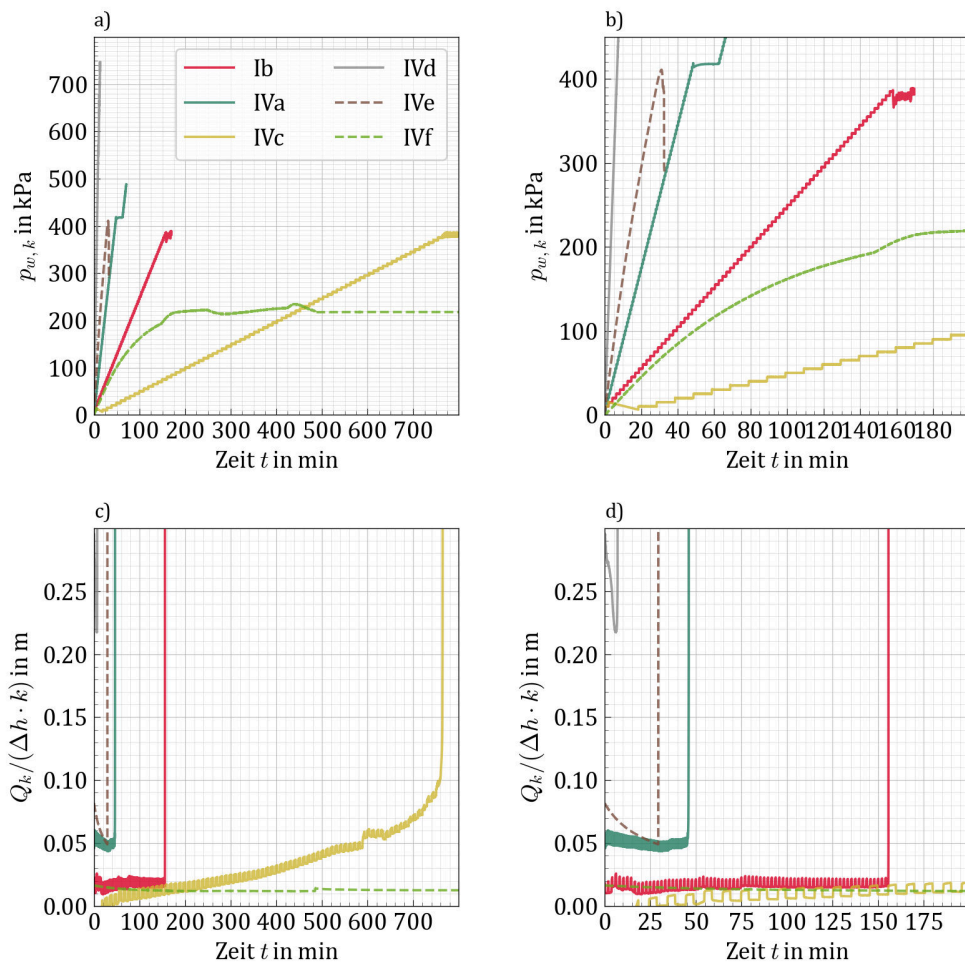


Abbildung 4.36: a) und b): Druckverläufe bei Belastungsvariation durch verschiedene Druckraten bzw. Volumenströme. c) und d): Zugehörige normierte Volumenströme.

mit der Belastungszeit an. Der maximal erreichte Volumenstrom ist bei schneller Belastung höher als bei langsamer.

Interpretation: Zum Verständnis der Prozesse bei Belastung mit hohem v/k -Verhältnis, die zu deutlich höheren Aufreißdrücken führen, wird zunächst der Volumenzustrom in Abhängigkeit von der Belastung betrachtet. Der Abstrom an den Probenenden ist in allen Versuchen mit schneller Belastung annähernd Null, da sich die Druckausbreitung in der kurzen Belastungszeit nicht bis zum Probenrand ausbreitet und auch in keinem dieser Versuche ein Sickerweg entlang der Kanüle entstand. Die normierten Volumenzuströme in den Diagrammen in Abbildung 4.36 zeigen, dass sich bei einer Druckregelung mit geringeren v/k -Verhältnissen (Ib und IVc) eine stetige Zunahme des normierten Zustroms mit der Belastungszeit einstellt. Dies weist auf einen Zustrom an der Kanüle in den Porenraum der Probe hin, da mit steigendem hydraulischen Gradienten in der Probenmitte auch der Zustrom zunimmt (gemäß Darcy: $v = k \cdot i$). Bei höheren v/k -Verhältnissen (IVa und IVd) hingegen ist der normierte Zustrom bei Beginn der Drucksteigerung wesentlich

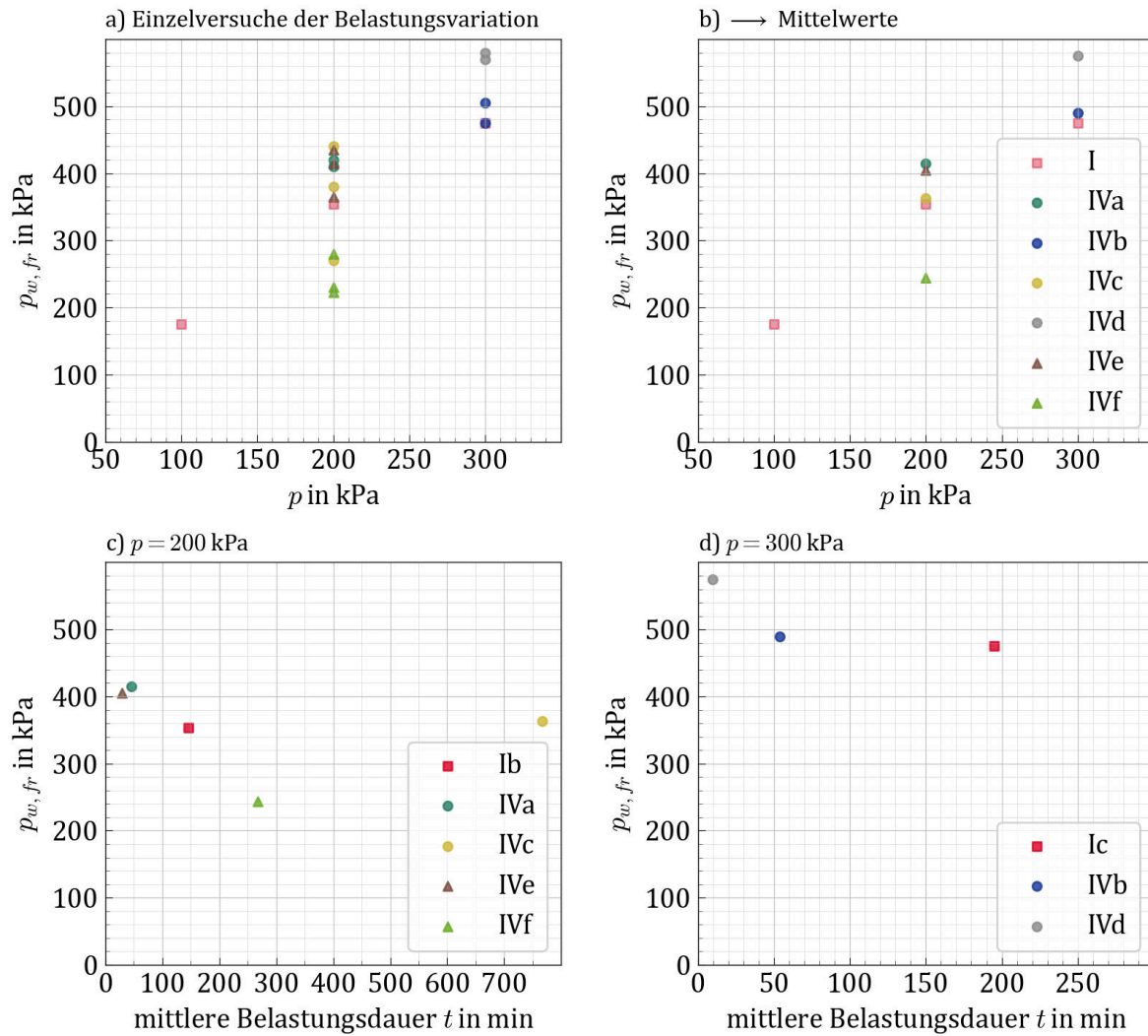


Abbildung 4.37: a) und b): Aufreißdrücke bei Belastungsvariation durch verschiedene Druckraten bzw. Volumenströme. c) und d) Aufreißdrücke in Abhängigkeit von der Belastungszeit (Mittelwert aus Einzelversuchen je Belastungsvariation).

höher als bei langsamerer Belastung und nimmt in der kurzen Belastungsdauer bis zum Rissentstehung ab. Diese normierten Zuströme lassen sich nicht anhand eines laminaren Zustroms in den Porenraum erklären. Stattdessen ist, wie schon bei den überkonsolidierten Proben in der Versuchsreihe III, von einer Hohlräumbildung um die Kanüle entsprechend der Skizze für Phase 1 (c) in Abbildung 4.33 auszugehen. Für die Versuchsreihe III wurde die Hohlräumbildung mit einer geringeren Probensteifigkeit und hydraulischen Durchlässigkeit begründet. Bei den Versuchsvarianten IVa, IVb, IVd und IVe ist die Steifigkeit von untergeordneter Bedeutung und die Hohlräumbildung kann allein durch das hohe v/k -Verhältnis erklärt werden. Ist die Belastungsgeschwindigkeit im Verhältnis zur hydraulischen Durchlässigkeit so hoch, dass sich kein Zustrom in den Porenraum einstellen kann, wird der Boden um die Kanüle durch den Wasserdruck wie durch eine mechanische Auflast verdrängt. Eine hydraulische Belastung ohne Zustrom in den Porenraum stellt eine undrainierte Belastung dar. Das gemessene Zustromvolumen entspricht in diesem Fall dem Hohlräumvolumen. Abhängig vom v/k -Verhältnis tritt eine Kombination aus Hohlräumbildung und Zustrom in den Porenraum ein. Entsprechend können abhängig von v/k die Belastungen als drainiert, teildrainiert oder undrainiert definiert werden. In dieser Versuchsreihe an Schluff wird bei der Referenzbelastung von einem vernachlässigbar geringen undrainierten Anteil, bei den Versuche IVa und IVb von teildrainierten Bedingungen und in den Versuchen IVd und IVe von rein undrainierten Belastungen ausgegangen. Ein Unterschied zwischen der undrainierten Belastung mit Druck- oder Durchflussregelung besteht nicht, da sich durch die Hohlräumbildung ein nahezu gleicher Druckanstieg bzw. Volumenzustrom einstellt.

Im Probenbereich um den Hohlraum tritt durch die un- oder teildrainierte Belastung eine Reduktion der effektiven Spannungen auf. Der Bereich der Spannungsreduktion ist aufgrund der geringen Druckausbreitung bei hohem v/k -Verhältnis vergleichsweise klein. Dieser kleine Bereich der Druckausbreitung ist auch Grund für die deutlichen Druckabfälle bei Rissentstehung. Aufgrund der sehr hohen lokalen Gradienten im Bereich der Kanüle, ist der Druckgradient im entstandenen Riss größer als bei einer Rissentstehung in einem Bereich mit geringen hydraulischen Gradienten.

Um die Zunahme der Aufreißdrücke mit steigendem v/k -Verhältnis zu erklären, wird im Folgenden angenommen, dass eine Rissentstehung nur an einer Fehlstelle in der Probe eintritt (siehe Abschnitt 2.2) und diese Fehlstellen ohne vorhandene Mikrorisse in den Proben gleichverteilt sind. Damit steigt mit zunehmender Druckausbreitung die Wahrscheinlichkeit, dass eine zur Rissentstehung führende Fehlstelle in dem Bereich reduzierter Spannungen vorliegt. Um diese Hypothese der Rissentstehung basierend auf einer Wahrscheinlichkeitsbetrachtung auszubauen ist wiederum eine Analyse der Druckausbreitung bzw. eine Berechnung der von der Spannungsreduktion betroffenen Bereiche erforderlich. Dieser erfolgt in Abschnitt 5.2 mittels numerischer Methoden für die unterschiedlichen v/k -Verhältnisse.

Versuche mit langsamer Belastung

Zu den Versuchen mit langsamer Belastung gehören die druckgeregelter Variante IVc mit einer stufenweisen Belastung von $\Delta p_w/\Delta t = 5 \text{ kPa}/10 \text{ min}$ und die durchflussgesteuerte Variante IVf mit $Q_k = 0,02 \text{ ml/min}$.

Beobachtung: Im Gegensatz zu den Versuchen mit hohen v/k -Verhältnissen zeigt sich in den Versuchen mit langsamer Belastung ein deutlicher Unterschied zwischen Druck- und Durchflussregelung. Grundsätzlich lässt sich für Versuche mit geringem v/k festhalten, dass die Rissintensität bei Probenausbau mit zunehmender Belastungsdauer abnimmt und ein Druckabfall nur selten eintritt. Die Proben sind bei Ausbau nass und weisen im Bereich um die Kanüle hohe Wassergehalte und eine weiche bis breiige Konsistenz auf.

Die Aufreißdrücke der Versuche mit langsamer Belastung werden in den Diagrammen der Abbildung 4.37 dargestellt, obwohl diese größtenteils anhand des Abbruchkriteriums eines maximalen Volumenstroms definiert wurden und nur teilweise auf Rissentstehung zurückzuführen sind. Die Werte stellen in den Diagrammen die Untergrenze der mittels v/k -Variation ermittelten Aufreißdrücke dar.

Bei der Beanspruchung durch einen geringen Volumenstrom von $Q_k = 0,02 \text{ ml/min}$ (IVf) stellt sich, wie Abbildung 4.36 a) zeigt, asymptotisch ein maximaler Druck an der Kanüle ein. Damit wird ohne Probenschädigung eine stationäre Durchströmung des Probekörpers erreicht. Der maximale Druck stellt somit keinen Aufreißdruck dar und hat daher keine Bedeutung für den Materialwiderstand.

Die drei Einzelversuche der Variante IVc mit Haltezeiten von 10 min je Laststufe zeigen sehr unterschiedliche Druckverläufe und Versagensbilder. Nur in einem Fall weisen Druckabfall und Rissbild bei Ausbau auf einen deutlichen Makroriss hin. In den anderen beiden Fällen war ein Druckabfall lediglich leicht bis gar nicht zu erkennen und die Probe beim Ausbau sehr weich. Der mittlere Aufreißdruck erlaubt auch hier keine Aussage über den Risswiderstand, da Makrorissentstehung nur in einem Fall beobachtet wurde. Die starke Streuung der Aufreißdrücke der Einzelversuche in Reihe IVc in Abbildung 4.37 ist folglich auf die unterschiedlichen Versagensprozesse zurückzuführen.

Interpretation: Bei der Beanspruchung durch einen konstanten Volumenstrom findet bei geringem v/k -Verhältnis kein relevanter Aufbau von Porenwasserüberdruck bzw. keine kritische Reduktion der effektiven Spannungen an der Kanüle statt, die eine Probenschädigung zufolge haben könnte. Stattdessen stellt sich eine stationäre Durchströmung mit $Q_k = -(Q_o + Q_u)$ ein.

Bei Druckregelung können sich während der langen Belastungsphase verschiedene Versagensmechanismen im Probekörper einstellen. Aufgrund des stetig steigenden Drucks an der Kanüle tritt schließlich ein deutlicher Festigkeitsverlust der Probe ein. Dieser muss aber nicht im Zu-

sammenhang mit Makrorissentstehung stehen. Häufig tritt der in Phase 3 c) in Abbildung 4.33 gezeigte Fall der Entstehung und Ausbreitung von Mikrorissen ein. Mikrorisse führen zu einer höheren hydraulischen Durchlässigkeit und einem Strukturverlust, was wiederum das Aufweichen und damit die Konsistenzänderung begünstigt. Rissentstehung ist in diesen Proben nicht mehr möglich, da diese ein sprödes Materialverhalten sowie Fehlstellen voraussetzt (siehe Abschnitt 2.2). Beides geht durch die Struktur- und Konsistenzänderung verloren. Die in Ausnahmefällen bei langsamer Belastung angetroffenen Makrorisse bei Probenausbau sind auf eine Aufweitung von Mikrorissen während der langen Belastungsdauer zurückzuführen.

Einfluss der Drainage

Die Versuche der Reihe VI werden als undrainiert bezeichnet, da bei diesen der Abstrom über die Kopf- und die Fußplatte verhindert wurde ($Q_o = Q_u = 0$). Folglich wurde an den Endplatten statt des Abstroms der Druckanstieg während der hydraulischen Beanspruchung gemessen. Die drei untersuchten Variationen VIa, VIb und VIc entsprechen den Versuchen Ib, IVc und IVf jedoch ohne Drainage an den Probenenden. Es wird davon ausgegangen, dass bei hohen v/k -Verhältnissen die Drainagebedingung an den Endplatten aufgrund der geringen Druckausbreitung nicht relevant ist.

Beobachtung: In den Diagrammen der Abbildung 4.38 sind je Belastungsvariante die Druck- und Volumenverläufe des drainierten und des undrainierten Versuchs dargestellt.

Alle undrainierten Versuche zeigen zunächst einen stetigen Anstieg des Porenwasserdrucks an den Endplatten. Bei Erreichen eines Abbruchkriteriums steigen diese schlagartig bis zum Wert des konstant geregelten Zeldrucks an. Auch beim Fortsetzen der Belastung und weiterem Anstieg des Kanüldrucks überschreiten die Porenwasserdrücke an den Endplatten nicht den Zeldruck ($p_{w,o/u} = p_Z$).

Bei den beiden druckgeregelten undrainierten Versuchsvarianten (VIa, VIb) sind ein leichter Druckabfall und nach Probenausbau ein deutliches Rissbild zu erkennen. Die Aufreißdrücke sind bei den druckgeregelten Versuchen mit undrainierten Randbedingungen geringer als bei gleicher Belastung mit geöffneter Drainage. Ein Fortsetzen der Drucksteigerung nach dem Abbruchkriterium war in allen Versuchen der Variationen VIa und VIb möglich.

Der Zustrom in die Probe wird bei der Referenzbelastung (Diagramm a) in Abbildung 4.38) von der Drainagebedingung nicht beeinflusst. Bei der langsameren Belastung mit Haltezeiten von 10 min je Laststufe ist der Zustrom bei geöffneter Drainage hingegen deutlich höher als bei geschlossener Drainage (Diagramm b) in Abbildung 4.38).

Dieser Unterschied im Zustrom an der Kanüle ist ebenso bei den durchflussgesteuerten Versuchen zu sehen (Diagramm c) in Abbildung 4.38). Während sich bei $Q_k = 0,02$ ml/min unter drainierten Bedingungen eine stationäre Durchströmung ohne Probenschädigung einstellte, weisen unter undrainierten Bedingungen ein deutlicher Druckabfall und das Rissbild bei Probenausbau auf ein

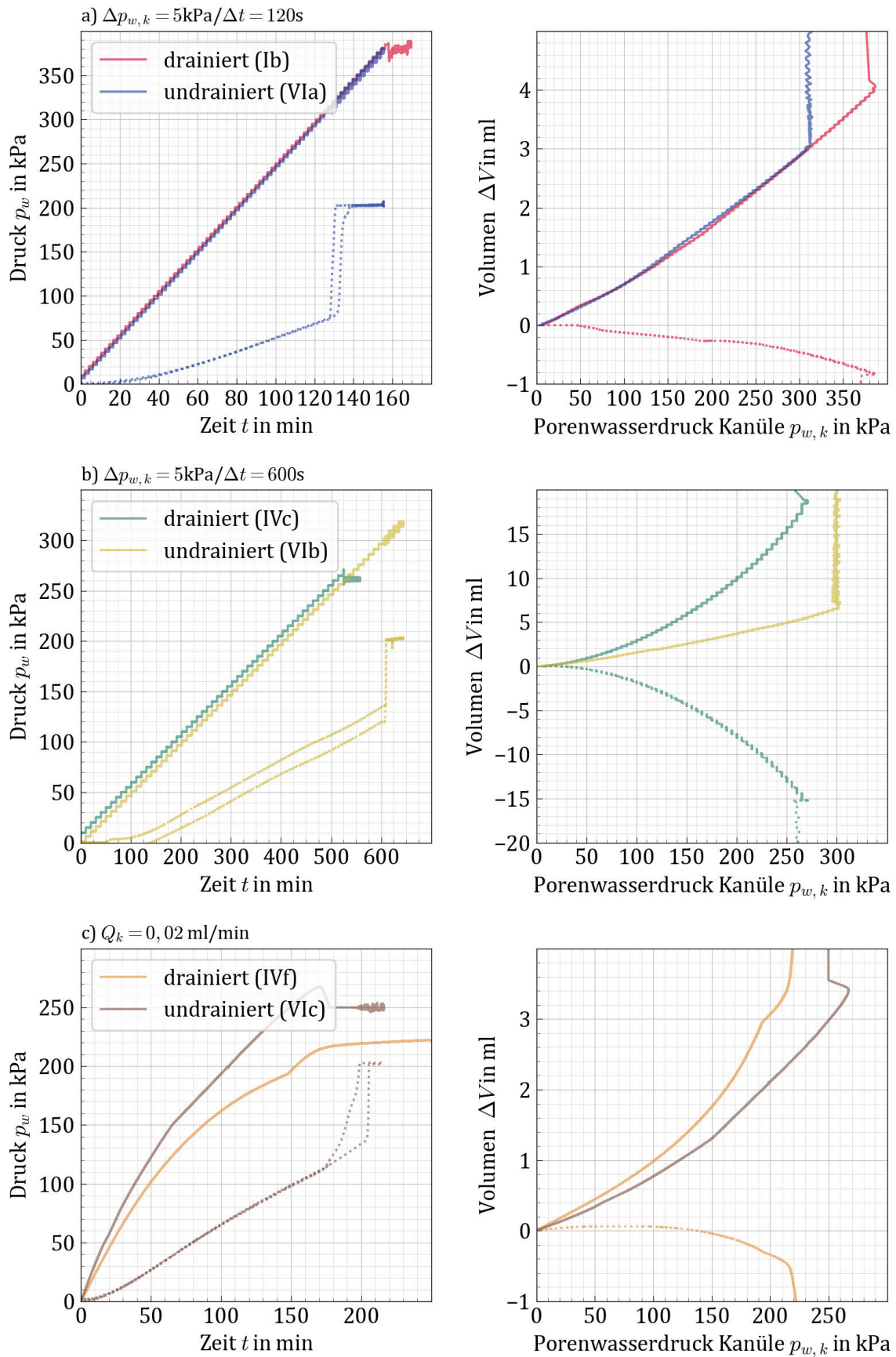


Abbildung 4.38: Vergleich der Versuche mit drainierter und undrainierter Randbedingungen an den Probenenden bei druck geregelter (a), (b) und durchfluss geregelter Belastung (c).

Versagen durch Makro- und Mikrorissentstehung hin.

Interpretation: Bei Druckregelung kann der zeitliche Verlauf der Porenwasserdruckausbreitung in der Probe anhand der Porenwasserdruckanstiege an den Endplatten beobachtet werden. Bei der langsamen Belastung in Diagramm b) der Abbildung 4.36 ist die Druckdifferenz zwischen der Kanüle und den Endplatten ($p_{w,k} - p_{w,o/u}$) bei gleichem Kanüledruck entsprechend geringer als bei der schnelleren Drucksteigerung in Diagramm a). Die zuströmenden Volumina in die intakte Probe werden von den hydraulischen Gradienten im Kanülenbereich bestimmt. Bei der Referenzbelastung ist v/k so gering, dass die lokalen hydraulischen Gradienten an der Kanüle nicht von den Drainagebedingungen beeinflusst werden. Entsprechend der kleineren Druckdifferenz $p_{w,k} - p_{w,o/u}$ bei einem geringeren v/k -Verhältnis sind auch die hydraulischen Gradienten im Kanülenbereich und somit der Volumenzustrom im undrainierten Fall geringer als im drainierten Fall.

Die im Vergleich zu den drainierten Versuchen reduzierten Druckgradienten sind auch der Grund für die weniger deutlichen Druckabfälle bei Rissentstehung. Der sehr deutliche Druckabfall in den Versuchen mit schneller Belastung (IVa- $\Delta p_w/\Delta t = 5 \text{ kPa}/30 \text{ s}$, IVd- $\Delta p_w/\Delta t = 1 \text{ kPa}/\text{s}$) wird mit den hohen hydraulischen Druckgradienten im Kanülenbereich bei Rissentstehung begründet, da die plötzlich eintretende Druckdifferenz an dem Druckerzeuger der Kanüle sehr hoch ist. Durch den Porenwasserdruckanstieg an den Probenenden in der Reihe VI sind die Druckdifferenzen kleiner und somit auch der Druckverlauf weniger deutlich.

Bei Entstehung eines Makrorisses bildet sich ein Sickerweg von der Kanüle zu einer der Endplatten oder dem radialen Probenrand (siehe untere Skizze in Abbildung 4.39). Bei Rissentstehung in Form von Mikrorissen wird die Probendurchlässigkeit stark erhöht. Das zuströmende Volumen kann in den undrainierten Versuchen nicht abfließen und sammelt sich in den vorhandenen Rissen und zwischen Probe und der Latexmembran. Schließlich ist der ganze Probekörper von Wasser umgeben, was in der unteren Skizze in Abbildung 4.39 dargestellt ist. Da der konstante Zelldruck p_Z von Außen auf die Membran wirkt, entsprechen auch der Gegendruck im Wasser um die Probe sowie der Porenwasserdruck an den Endplatten dem Zelldruck ($p_Z = p_{w,o/u}$). Der Druck an der Kanüle kann in undrainierten Versuchen weiter gesteigert werden, da der Druckerzeuger der Kanüle nur gegen den Druckerzeuger des Zelldrucks regelt und der Druckverlust über den gerissenen Probekörper noch einen ausreichenden Widerstand für den Druckerzeuger darstellt.⁵ In den oberen Skizze der Abbildung 4.39 ist die Situation der weiteren Drucksteigerung nach Rissentstehung bei drainierten Versuchen dargestellt. Da hier die vier Druckerzeuger gegeneinander regeln, entsteht ein komplexerer Regelkreis, der eine präzise Anpassung der Regelparameter erfordert um die Sollwerte ohne ein Aufschwingen der Drücke zu gewährleisten. Bei zu geringem

⁵Es ist zu beachten, dass eine größere Probenschädigung den Widerstand so stark reduzieren könnte, dass der Druckerzeuger der Kanüle nur getrennt durch die Membran gegen den Druckerzeuger der Zelle regeln würde. In diesem Fall würde sich ein Druckausgleich je nach Einstellung der Regelparameter zwischen den Druckerzeugern einstellen.

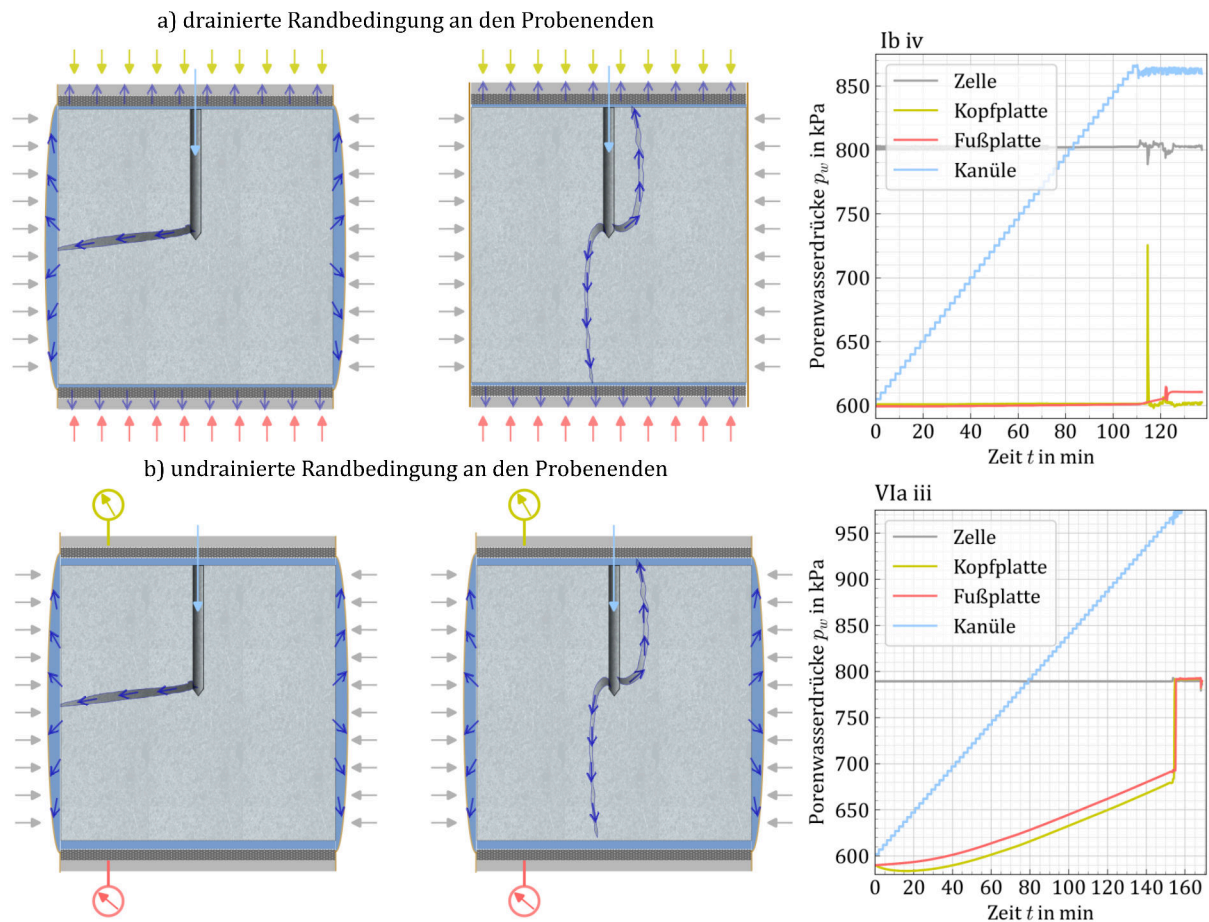


Abbildung 4.39: Fortsetzen der Druckregelung nach Rissentstehung bei drainierten (oben) und undrainierten (unten) Randbedingungen an den Endplatten. Rechts: Typische Druckverläufe mit und ohne erfolgreicher Drucksteigerung. Links: Schematische Darstellung der Druckverläufe in Proben nach Rissentstehung.

Widerstand der Probe entsteht durch das direkte gegeneinander Regeln der Druckerzeuger ein dynamisches Verhalten. Eine Drucksteigerung ist daher bei den drainierten Randbedingungen nicht immer möglich.

Durch den verhinderten Abstrom und die Wasseransammlung in den Mikrorissen, kommt es auch in den Versuchen mit langsamer druck- oder durchflussgeregelter Belastung zur Entstehung deutlicher Rissoberflächen. Grund hierfür ist nicht die Entstehung neuer Makrorisse sondern das Aufweiten der wassergefüllten Mikrorisse durch den steigenden Druck in der Fluidphase bei fortgeführter Belastung.

Der Grund für die vergleichsweise geringen Aufreißdrücke bei undrainierten Versuchen kann unter der Annahme, dass die Rissentstehung an einer Fehlstelle in der Probe beginnt (siehe 2.2), wiederum anhand eines Vergleichs der Spannungen im Kanülenbereich bei drainierter und undrainierten Randbedingungen näher untersucht werden. Hierzu folgt eine Analyse mittels numerischer Methoden im Abschnitt 5.2.

Einfluss des Sättigungsdrucks

Die Versuche Va und Vb entsprechen den Versuchsvarianten Ib und VIa mit einem reduzierten Sättigungsdruck von $p_{w,0} = 300$ kPa in der hydraulischen Belastungsphase. Die Sättigungsphase erfolgte in allen Versuchen bei 600 kPa. Ziel der Variation des Sättigungsdrucks war es, dessen Einfluss auf die druckabhängige Porenwasserdruckausbreitung und damit auf das Rissversagen zu untersuchen. Ergänzt wird die Untersuchung zur Porenwasserdruckausbreitung durch die B-Tests, die nach der Sättigungsphase durchgeführt wurden, und im Abschnitt 4.4.4 diskutiert werden.

Beobachtungen: Die Diagramme der Abbildung 4.40 zeigen den Vergleich der Druck- und Volumenverläufe der Versuchsvarianten Va und Vb mit denen der Varianten Ib und VIa. Die

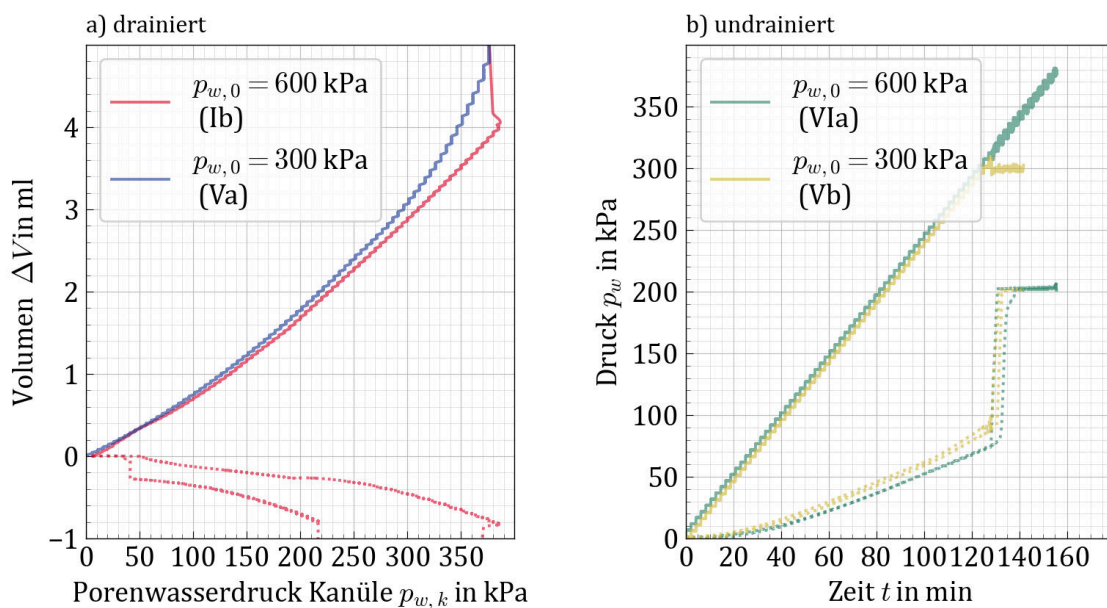


Abbildung 4.40: Einfluss des Sättigungsdrucks bei a) drainierten und b) undrainierten Versuchen.

Gegenüberstellung der drainierten Versuche Va und Ib werden auf Basis der zu- und abströmenden Volumina vorgenommen. Bei den undrainierten Versuchen Vb und VIa wird hingegen der Druckanstieg an den Endplatten von betrachtet. Die Diagramme zeigen keine Unterschiede zwischen den Druck- oder Volumenverläufen. Damit hat der Sättigungsdruck keine Auswirkung auf den Versuchsablauf und auch die ermittelten Aufreißdrücke liegen im gleichen Bereich.

Interpretation: Aufgrund der Kompressibilität der Gasphase im Porenfluid nimmt der volumetrische Gasanteil der Probe mit zunehmendem Sättigungsdruck $p_{w,0}$ ab. Entsprechend sinkt die Fluidkompressibilität bei steigendem $p_{w,0}$. Da die Porenwasserdruckausbreitung im Probekörper von dem Verhältnis der Kompressibilität von Bodenmatrix und Fluid abhängt, wurde, bei einer vergleichsweise geringen Änderung der Matrixsteifigkeit im betrachteten Druckbereich, eine langsamere Druckausbreitung in den Versuchen V erwartet. Da der Sättigungsdruck keine

Auswirkung auf die Druckausbreitung hat, ist von einem verschwindend geringen Gasanteil im Porenfluid auszugehen. Auch im System des Triaxialgeräts wurden Gaseinschlüsse weitestgehend durch das Entlüften eliminiert. Dies zeigt, dass mit der verwendeten Konsolidierungsmethode Probekörper mit $\approx 100\%$ Sättigung hergestellt werden können.

Im Widerspruch stehen die Ergebnisse der Reihe V allerdings mit der deutlichen Druckabhängigkeit, die in den B-Tests des Abschnitts 4.4.4 bei unterschiedlichen Sättigungsdrücken festgestellt wurde. Mithilfe numerischer Simulationen zur Druckausbreitung bei unterschiedlichen Fluidsteifigkeiten (siehe Abschnitt C.2) können die unterschiedliche Beobachtungen bei Variation des Sättigungsdrucks jedoch erklärt werden.

Statistische Analyse der Aufreißdrücke:

Reproduzierbarkeit Voraussetzung für die Beurteilung der Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse ist eine ausreichend große Datenbasis. Im Fokus der Auswertung bei den Versuchen mit lokaler hydraulischer Belastung steht der Aufreißdruck $p_{w,fr}$ als Maß für den Widerstand des Probenmaterials gegen Rissentstehung. Damit stellt jeder Einzelversuch einen Datenpunkt für eine statistische Analyse der Laborstudie dar, die zunächst anhand der Bestimmung der arithmetischen Mittelwerte μ , der Standardabweichung σ und des Variationskoeffizienten $varK = \sigma/\mu$ erfolgt. Die Reproduzierbarkeitsanalyse basiert ausschließlich auf den Schluffversuchen, da an diesem Material die größte Anzahl an Einzelversuchen vorliegt. Zudem gehen in die Statistik nur Ergebnisse aus Schluffversuchen mit einem deutlichen Rissversagen ein. Die statistischen Kenngrößen μ und σ von $p_{w,fr}$ wurden auf Basis aller Schluffversuche (U), je Versuchsvariante sowie basierend auf den Versuchsvarianten mit $p = 200$ kPa und der Referenzbelastung Ib, Va und VIa (Ref.) berechnet.⁶ Die Ergebnisse sind im Diagramm der Abbildung 4.41 dargestellt. Zusätzlich zu μ und σ (horizontale Striche) und $varK = \sigma/\mu$ (Balken) sind die Einzelwerte für $p_{w,fr}$ durch Kreise dargestellt. Eine Farbe steht jeweils für eine Versuchsreihe. Die Länge der horizontalen Linie, die den Mittelwert markiert, korreliert mit der Anzahl der Einzelversuche n , die der statistischen Kenngröße zugrunde liegt.

Die größte Standardabweichung σ und den größten Variationskoeffizienten $varK$ weist mit 50,4 kPa und 13,5% die Referenzvariante Ib aufgrund der höchsten Anzahl von Einzelversuchen mit $n=5$ auf (durchgeführt wurden $n=7$, jedoch weisen zwei kein Rissversagen auf). Die Ergebnisse der Varianten Va und VIa erweitern die Datengrundlage der Varianten Ib für die statistische Auswertung auf $n=11$ für „Ref.“. Die Standardabweichung ist mit $\sigma = 39,3$ kPa und $varK = 10,9\%$ aus den drei Versuchsvarianten geringer als bei Ib. Die statistischen Kenngrößen hängen von der Anzahl der Datenpunkte ab. Mit $n=2$ oder 3 liegen in den meisten Versuchsvarianten zu wenige Datenpunkte für eine zuverlässige statistische Auswertung vor. Bei Varianten mit größerem n steigt σ an. Bei ausreichender Anzahl n , nähert sich σ einem konstantem Wert an,

⁶Ib, Va und VIa unterscheiden sich nur in der Höhe des Sättigungsdrucks sowie der Drainagebedingungen an den Endplatten. Die Versuchsanalyse hat gezeigt, dass diese Variationen den $p_{w,fr}$ nicht beeinflussen.

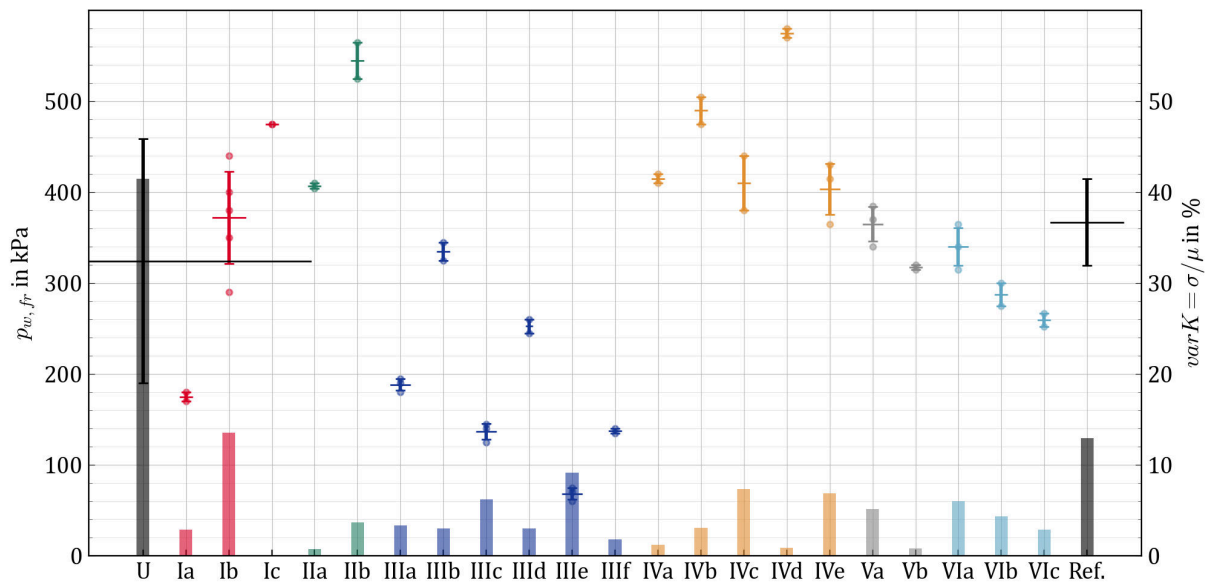


Abbildung 4.41: Reproduzierbarkeit der Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ je Versuchsvariante dargestellt anhand der Mittelwerte μ (mittlere horizontale Linien) und die Standardabweichungen σ (ober- bzw. unterhalb von μ liegende horizontale Striche). Die Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ der Einzelversuche sind durch Kreise dargestellt. Die Länge der horizontalen Linien der Mittelwertmarkierung korrelieren mit der Anzahl der Einzelversuche n der Versuchsvariante. Die Variationskoeffizienten $varK = \sigma/\mu$ sind durch die unteren Balken dargestellt. Eine Farbe steht jeweils für eine Versuchsreihe.

d.h. weitere Datenpunkte $n+1$ beeinflussen σ kaum. Eine entsprechend große Datenmenge mit dem Versuchsstand zur hydraulischen Rissentstehung in geringdurchlässigen Böden zu generieren war im Rahmen dieser Studie aufgrund limitierter Ressourcen nicht möglich.

Neben der Streuung der Versuchsvariante Ib fallen die hohen Standardabweichungen der Varianten IVc und IVe mit langsamer Drucksteigerung bzw. hohem konstantem Volumenstrom auf. Bei IVc kommt es durch die langsame Belastung zu unterschiedlichen Prozessen in der Probe, sodass die ermittelten Aufreißdrücke auf unterschiedliche Versagensmechanismen zurückzuführen sind. Bei IVe hingegen ist es möglich, dass bei Durchflussregelung kleinere Fehlstellen bereits zum Druckabfall führen können (vgl. [112]) und der Aufreißdruck somit stärker von Inhomogenitäten in der Probe abhängt.

Normalverteilung Anhand der Diagramme in Abbildung 4.42 sollen die Versuchsergebnisse anhand von $p_{w,fr}$ graphisch auf eine Normalverteilung untersucht werden. Auf der linken Seite ist jeweils die kumulierte Verteilungsfunktion und auf der rechten die Dichtefunktion dargestellt. Bei der graphischen Kontrolle werden die Histogramme aus den Versuchdaten mit den Funktionen für Verteilung bzw. Dichte, berechnet aus dem μ und σ , verglichen. Bei ausreichender Übereinstimmung zwischen Funktion und Histogramm wird eine Normalverteilung angenommen. Die graphische Beurteilung ist subjektiv, allerdings ist die Datenbasis für die Bewertung durch

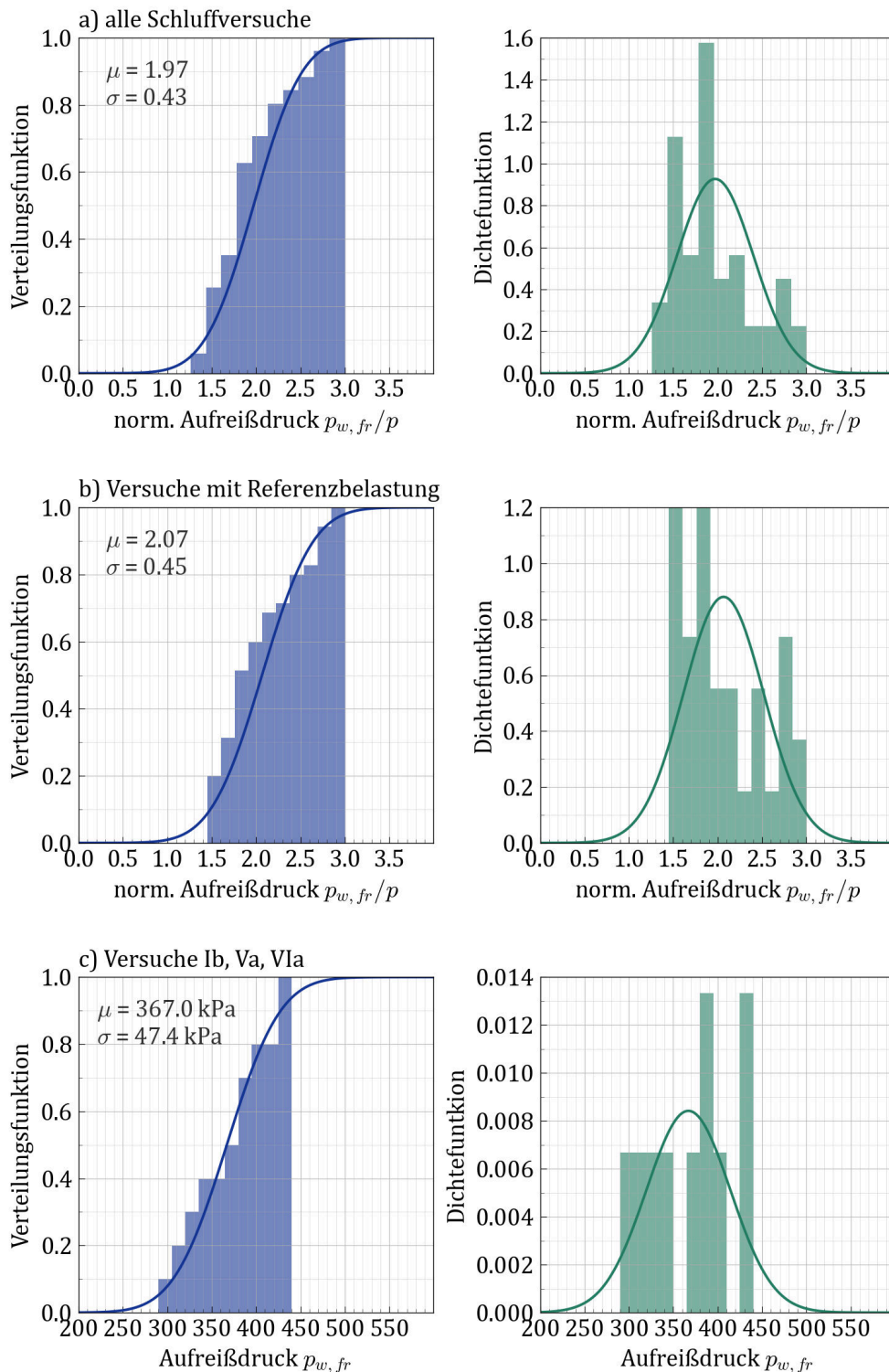


Abbildung 4.42: Überprüfen der Versuchsergebnisse auf Normalverteilung anhand von Histogrammen und den berechneten Verteilungs- (links) und Dichtefunktionen (rechts). Darstellung der Aufreißdrücke aller Schluffversuche und der Schluffversuche mit der Referenzbelastung von $\Delta p_w = 5$ kPa und $\Delta t = 2$ min in a) und b) anhand $p_{w, fr}/p$ sowie in c) die Verteilung von $p_{w, fr}$ ohne Normierung für die Versuchsvarianten Ib, Va und VIa.

Testverfahren wie nach Kolmogorov-Smirnov oder Shapiro-Wilk [87] zu gering, sodass die resultierenden Ergebnisse wenig Aussagekraft haben.

Die Normalverteilung wird in den Diagrammen a) anhand von $p_{w,fr}/p$ für alle Aufreißdrücke aus Schluffversuchen geprüft. Durch den normierten Wert $p_{w,fr}/p$ sind die Aufreißdrücke bei unterschiedlichen Anfangsspannungen vergleichbar. Unterschiedliche Belastungsvariationen können hingegen nicht berücksichtigt werden. Daher werden im Diagramm b) nur die Aufreißdrücke aus Schluffversuchen mit der Referenzbelastung anhand $p_{w,fr}/p$ betrachtet. In c) wird die Normalverteilung für $p_{w,fr}$ nur durch die Daten der Versuche Ib, Va und VIa untersucht, die in Belastung und Ausgangsspannung übereinstimmen.

In allen drei kumulierten Darstellungen der Normalverteilung (links) scheinen die Versuchsergebnisse annähernd normalverteilt. Beim Vergleich der Dichtefunktionen der Normalverteilung mit den Histogrammen (rechts) sind jedoch bei allen drei Auswertungen große Abweichung zwischen Graph und Balken zu erkennen. In keinem der drei Diagramme liegt die größte Häufigkeit, im Bereich des Mittelwerts (Maximums) der Dichtefunktion. Eine Alternative Wahrscheinlichkeitsverteilung für die Aufreißdrücke wird in Abschnitt 2.2.2 vorgeschlagen.

Bewertung der Reproduzierbarkeit anhand anderer Laborversuche: Die Reproduzierbarkeit des neuartigen Triaxialversuchs zur Rissentstehung kann anhand eines Vergleichs mit anderen Standard-Laborversuche zur Festigkeitsbestimmung auf Basis des Variationskoeffizienten $varK$ bewertet werden. Da die Materialeigenschaften und die Probengüte die Reproduzierbarkeit von Versuchsergebnissen maßgeblich beeinflussen, werden für diesen Vergleich nur Laborversuche aus Abschnitt 4.1 verwendet, die auch an entsprechend der Abbildung 4.8 konsolidierten Schluffprobekörpern durchgeführt wurden. Bei dem neuartigen Triaxialversuch resultiert im Fall einer erfolgreichen Rissentstehung aus jedem Einzelversuch ein Aufreißdruck $p_{w,fr}$, der als Materialfestigkeit gegen Rissentstehung aufgefasst werden kann. Bei der Flügelsondierung (FS) und dem einaxialen Druckversuch (AD) kann ebenso anhand der maximal erreichten Scher- bzw. Druckkraft je Einzelversuch ein Wert für die undrainierte Scherfestigkeit c_u ermittelt werden. Bei den UU-Versuchen hingegen ist es üblich, c_u als Mittelwert aus einer Versuchsreihe mit unterschiedlichen totalen Spannungen zu berechnen. Für den Vergleich anhand der Standardabweichung werden nachfolgend zur besseren Vergleichbarkeit jeweils die Einzelwerte einer UU-Versuchsreihe betrachtet.

Der Variationskoeffizient $varK$ beträgt für die sechs FS-Versuche 17,3%, für die vier AD-Versuche 6,4% und für die acht UU-Versuche (zwei Versuchsreihen) 11,8% (siehe Tabelle 4.2). Damit weisen die Ergebnisse der FS-Versuche die höchste und die der AD-Versuche den geringsten Wert für $varK$ auf. Dieser Zusammenhang zwischen $varK$ und Versuchsart wird auch bei Versuchen an Kaolin beobachtet. Für die Aufreißdrücke ergibt sich der höchste Variationskoeffizient in der Versuchsvariante Ib zu 17,2% bei $n=5$. Der Mittelwert von $varK$ aller Versuchsvarianten beträgt 5,7%. Im Mittel ist die Reproduzierbarkeit des Aufreißdrucks somit höher als die der

undrainierten Scherfestigkeit. Allerdings zeigt die höhere Abweichung von 17,2% bei Variante Ib, dass die Streuung mit der Anzahl der Einzelversuche n zunimmt, sodass sich der geringe Mittelwert von $varK$ mitunter durch die teilweise geringe Anzahl von Einzelversuchen je Variante ergibt. Bei Versuchsvarianten mit langsamer Belastung wie in IVc steigt die Standardabweichung aufgrund der unterschiedlichen Versagensmechanismen, die in der aufgeweichten Probe eintreten können.

Bei Bestimmung der Critical State Line (CSL) aus CU-Versuchen ist auf Basis der Gleichung 4.1 eine druckabhängige Beschreibung der undrainierten Scherfestigkeit der Form $c_u = f(p)$ möglich. Wie in den $p-q$ -Diagrammen in Abbildung 4.3 dargestellt, wird die CSL mittels linearer Regression zwischen den Punkten auf den Spannungspfaden, die den Spannungszustand beim maximalen Porenwasserdruck kennzeichnen, bestimmt. Eine Bewertung der Reproduzierbarkeit der CSL bzw. von $c_u = f(p)$ anhand $varK$ ist nicht möglich, da die Anpassungsgüte der Regression zu beurteilen ist. Dazu eignet sich das Bestimmtheitsmaß R^2 , das je nach Streubreite der Versuchsergebnisse um die Regressionsgerade Werte zwischen 0 und 1 annimmt. Ein Vergleich mit den Versuchsdaten aus dem neuartigen Triaxialversuch zur Rissentstehung ist möglich, wenn die Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ aus Versuchsvarianten unterschiedlicher Anfangsspannungen p (aber gleicher Belastungsart und -geschwindigkeit) für eine lineare Regression verwendet werden. Der lineare Zusammenhang zwischen p und $p_{w,fr}$ entspricht der Gleichung 3.1 von Jaworski [49], die bereits für die Analyse der Versuchsreihen I und II in der Abbildung 4.31 zur Anwendung kam. Im Diagramm a) der Abbildung 4.43 ist die lineare Regression zur Bestimmung der CSL aus drei CU-Versuchsreihen (12 Einzelpunkte) bei $OCR = 1$ dargestellt, mit der sich $q = M_c \cdot p + c_q = 1,5 \cdot p + 18,6$ kPa mit $R^2 = 0,959$ ergibt. Das Diagramm b) zeigt analog zur Abbildung 4.31 die Regressionsanalyse für die Daten der Versuchsreihe I, der Versuchsvarianten IIa und IIb sowie Va und VIa (insgesamt 19 Einzelpunkte). Es ergibt sich die lineare Beziehung $p_{w,fr} = 1,38 \cdot p + 77,1$ kPa mit $R^2 = 0,86$. Damit ist das Bestimmtheitsmaß der linearen Regression für $p_{w,fr} = f(p)$ geringer als das für die Bestimmung der CSL. Hauptgrund hierfür ist die große Streuung von $p_{w,fr}$ bei $p = 200$ kPa.

Interpretation: Grundsätzlich hat in Laborversuchen die Präzision der Versuchsausrüstung hinsichtlich Mess- und Regelungstechnik sowie der Versuchsdurchführung einen maßgeblichen Einfluss auf die Reproduzierbarkeit der Versuche. Des Weiteren spielen insbesondere in geotechnischen Laborversuchen zur Bestimmung der Materialfestigkeit die Art des Versagensmechanismus eine Rolle. Bei dem neuartigen Triaxialversuchsstand zur hydraulischen Belastung ist durch die Verwendung der elektromechanischen Druckerzeuger und die automatisierte Versuchssteuerung eine hohe Präzision und somit geringere Toleranzen gewährleistet, als nach Norm für die Druckregelung und -messung bei herkömmlichen geotechnischen Laborversuchen erforderlich. Die Versuche zur c_u -Bestimmung wurden in den herkömmlichen Versuchsständen für die FS-, den AD- und den Triaxialversuch der BAW durchgeführt, die mit geringerem Automatisierungsgrad sowie geringerer Präzision der Druckerzeuger und der Messwertaufnahme als der neuartige Versuchsstand arbeiten.

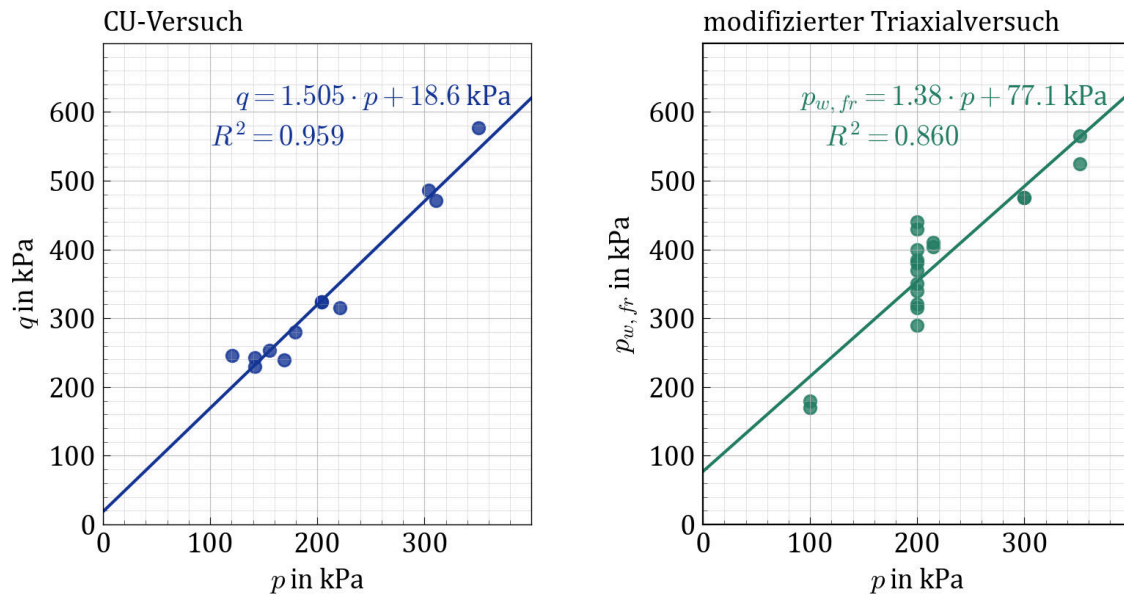


Abbildung 4.43: Vergleich der Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse aus CU-Versuchen (a) und Versuchen zur hydraulischen induzierten Rissentstehung (b) anhand des Bestimmtheitsmaß R^2 der linearen Regression für $q = M_c \cdot p + c_q$ bzw. $p_{w,fr} = m \cdot p + n$.

Da die Probengüte durch die gleiche Probenpräparation in allen Versuchsarten identisch ist, wäre bei gleichartigem Versagensmechanismus von der höchsten Reproduzierbarkeit der Ergebnisse bei $p_{w,fr}$ aus dem neuartigen Triaxialversuch auszugehen. Da die Vergleiche mittels $varK$ und R^2 jedoch umgekehrt eine größere Reproduzierbarkeit bei der Bestimmung von c_u aufweisen, liegt die vergleichsweise große Streuung der Aufreißdrücke an den unterschiedlichen Reproduzierbarkeit der Mechanismen bei Riss- und Scherversagen.

Bei den Versuchen zur hydraulisch induzierten Rissentstehung tritt das Versagen lokal an einer Fehlstelle im Bereich der Kanülenspitze ein. In der restlichen Probe wird bei Versagenseintritt die Materialfestigkeit nicht überschritten. Die Scherversuche zur Bestimmung von c_u hingegen stellen Elementversuche dar, in denen sich eine oder mehrere Scherfugen über den gesamten Probenquerschnitt bilden. Die Probe wird somit als ein Element und c_u als die undrainierte Festigkeit des gesamten Elements betrachtet. Der Scherwiderstand des Materials resultiert aus dem Mittelwert der Widerstandskräfte, die über die Scherfuge mobilisiert werden. Das heißt lokal kann die Scherfuge raue, glatte, feste, breiige Eigenschaften aufweisen, relevant ist der Mittelwert für den Scherwiderstand. Bei Rissentstehung hingegen zählt die schwächste Stelle im Bereich der durch den Porenwasserdruck reduzierten Spannungen. Daher spielen Inhomogenitäten bei lokalem Rissversagen eine größere Rolle als bei Scherversuchen mit einem globalem Versagen der Probe. Folglich ist auch eine größere Streuung der Ergebnisse zu erwarten, die mit der Anzahl der vorhandenen Fehlstellen in dem potentiellen Versagensbereich korreliert.

4.4.3 Versuche an Kaolin

Bei der Planung der Laborstudie waren für Kaolinproben wie bei den Schluffproben Versuchsreihen mit einer Variation der effektiven mittleren Spannung und des Überkonsolidierungsgrades sowie einer Vielzahl von Belastungsvariationen vorgesehen. Allerdings wurden die Kaolinversuche durch den Eintrag von Feinanteilen in die Filterspitze der Kanüle vor Belastungsbeginn sowie durch bevorzugte Sickerwege entlang der Kanüle während der hydraulischen Belastung erschwert. Die Anzahl der Versuchsvariationen an Kaolinproben wurde daher angepasst. Aufgrund des Verstopfen des Filters wurde auf Versuche an Proben mit Konsolidierungsspannungen von $p > 200$ kPa oder Überkonsolidierungsgrad $OCR > 1$ verzichtet. Insgesamt wurden 13 Fehlversuche an Kaolin durchgeführt, deren Messdaten nicht verwendet werden konnten.

Die Varianten VIIa und VIIb sind Versuche an Kaolinproben mit $p = 100$ und 200 kPa analog zu Ia und Ib an Schluffproben. In der Versuchsreihe IX wurde bei $p = 200$ kPa die hydraulische Belastung variiert und in Reihe X wurde wie in Reihe VI an Schluffproben die Drainage an den Endplatten während der Belastung geschlossen.

Das angestrebte Rissversagen trat nur in wenigen Versuchen ein, da sich meist anstelle des Risses ein Sickerweg zwischen Filterspitze und Kopfplatte entlang der Kanüle bildete (siehe Versuchsreihe Ib sowie Abbildung 4.33). Grund hierfür ist, dass der Widerstand des Kaolins gegen Risse höher ist als die Adhäsion zwischen der Kaolinprobe und der Kanüle.

Die Prozesse in Kaolinproben während der hydraulischen Belastung werden nachfolgend für die durchgeführten Versuchsreihen analysiert. In der Tabelle 4.9 sind die maximal erreichten Kanüldrücke $p_{w,k,max}$ bzw. Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ sowie die Beobachtungen bezüglich eines Druckabfall, des Rissbilds bei Probenausbau, des Volumenzustroms an der Kanüle vor dem Versagenseintritt oder eines Sickerwegs entlang der Kanüle zusammengestellt.

Variation der mittleren effektiven Spannung

Bei sechs Kaolinversuchen der Reihe VII mit der Referenzbelastung und bei mittleren effektiven Anfangsspannungen von $p = 200$ kPa und 300 kPa zeigte jeweils nur einer von drei Einzelversuchen je mittlerer Anfangsspannung einen deutlichen Makroriss, der zu einem Druckabfall und einem deutlichen Riss bei Probenausbau führte. Bei den übrigen Versuchen bildete sich ein Sickerweg zwischen Kanülenspitze und Kopfplatte. In den Versuchen VIIa und VIIbiii zeigen der von Anfang an bestehende, steigende Zu- und Abstrom, dass ein Sickerweg schon bei Belastungsbeginn vorhanden ist. Bei den Versuchen VIIaii und VIIbii hingegen sammelt sich das zuströmende Volumen in einem Hohlraum, von dem aus bei Überschreiten der Adhäsion zwischen Kanüle und Probe schlagartig ein Durchbruch zur Kopfplatte entsteht. Zwischen diesen zwei Mechanismen, die letztendlich zum Abstrom entlang der Kanüle führen, wird auch in den nachfolgend beschriebenen Kaolinversuchen unterschieden.

Die zwei Aufreißdrücke bei Makrorissentstehung liegen im Vergleich zu den analog durchgeführten

Tabelle 4.9: Beobachtungen bei Kaolinversuchen

	Druck -abfall ¹	Rissbild bei Ausbau	Zustrom vor Abbruch ²	Sickerweg an Kanüle	$p_{w,k,max}$ ³ in kPa	Anmerkung
VIIai	✓	✓	hoch	✓	155	konst. Abstrom zur Kopfplatte
VIIaai	✓	✗	-	✓	85	Hohlraum und Durchbruch
VIIaaii	✓	✓	-	✗	340	Rissentstehung
VIIabi	✓	✓	-	✗	365	Rissentstehung
VIIabii	(✓)	✓	-	✓	330	Hohlraum und Durchbruch
VIIabiii	✗	✗	hoch	✓	330	kont. Abstrom zur Kopfplatte
IXai	✓	✓	-	✓	375	Hohlraum und Durchbruch
IXaai	✗	✗	hoch	✓	265	kont. Abstrom zur Kopfplatte
IXaaii	✓	✗	hoch	✓	320	kont. Abstrom zur Kopfplatte
IXabi	✓	✗	-	✗	357	Hohlraum und Durchbruch
IXabii	✗	✗	-	✓	260	kont. Abstrom zur Kopfplatte
IXabiii	✓	✗	-	✗	290	Hohlraum und Durchbruch
IXaci	✓	✗	-	✗	280	Hohlraum und Durchbruch
IXacii	✓	✗	-	✗	310	Hohlraum und Durchbruch
IXaciii	✓	✗	-	✗	272	Hohlraum und Durchbruch
Xai	✗	✗	-	✗	130	kein Versagen
Xbi	✗	✗	-	✗	250	kein Versagen
Xbii	✓	✓	-	✗	515	Hohlraum und Rissentstehung
Xbiii	✓	✓	-	✗	570	Hohlraum und Rissentstehung
Xbiv	✗	✗	-	✗	262	kein Versagen

¹ Verursacht durch Rissentstehung oder Sprung im Volumenstrom zwischen Druckerzeugern.

² Nur relevant für druckgeregelte Versuche. ³ Bei Versuchen mit Rissentstehung entspricht der maximale Kanüldruck $p_{w,k,max}$ dem Aufreißdruck $p_{w,fr}$.

Versuchen an Schluff im oberen Bereich, lassen aber aufgrund der Streuung der Aufreißdrücke nicht eindeutig auf eine höhere Rissfestigkeit des Kaolins schließen. In der Tabelle 4.9 sind die an der Kanüle gemessenen maximalen Drücke eingetragen, die zum Überschreiten der Adhäsion zwischen Kanüle und Kaolin erforderlich sind. Da die Adhäsion bei Kaolin bei geringeren Porenwasserdrücken an der Kanüle überschritten wird als die Rissfestigkeit, stellen diese eine untere Grenze für die theoretisch erforderlichen Aufreißdrücke zur Rissentstehung dar.

Belastungsvariationen

IXa stellt eine Versuchsvariante mit druckgeregelter Belastung mit einer im Vergleich zur Referenzbelastung schnelleren Drucksteigerung analog zur Variante IVa an Schluffproben dar. In den Varianten IXb und IXc wurden die Kaolinproben mit konstantem Volumenstrom von $Q_k = 0,2 \text{ ml/min}$ bzw. $0,6 \text{ ml/min}$ belastet. Aufgrund der höheren hydraulischen Wasserdurchlässigkeit des Kaolins im Vergleich zum Schluff, ergeben sich bei gleicher Belastungsgeschwindigkeit ($\dot{p}_{w,fr}$ oder Q_k) für Kaolinversuche geringere v/k -Werte als für Schluffversuche.

Keiner der Versuche bei Reihe IX mit Variation der Belastungsgeschwindigkeit und -art weist auf ein deutliches Rissversagen im Bereich der Kanüle hin. Es wurde keine Zunahme des maximal

erreichten Kanüldruck bei einer schnelleren Drucksteigerung oder bei einem höherem Volumenstrom wie bei den Schluffversuchen beobachtet. Bei höheren v/k -Werten tritt vergleichsweise häufig eine Hohlraumbildung um die Kanülspitze vor dem Entstehen eines Sickerwegs zur Kopfplatte hin ein (siehe Abbildung 4.33). Besteht initial ein Sickerweg zwischen Kanülspitze und Kopfplatte sind die maximalen Kanüldrücke sehr niedrig. Grund hierfür ist, dass der Sickerweg im Vergleich zur intakten Probe einen geringeren Widerstand für die Druckregelung darstellt und sich bei Durchflussregelung aufgrund des hohen Volumenstroms über den Sickerweg nur eine geringe Druckdifferenz zwischen Kanüle und Kopfplatte aufbaut.

Drainagebedingungen

Die Versuchsvariante Xa wurde analog zu VIc bei Schluffproben bei geschlossener Drainage an den Probenenden und einem sehr geringen Zustrom von $Q_k = 0,02 \text{ ml/min}$ durchgeführt, um zu prüfen, ob auch bei Kaolin durch den verhinderten Abstrom trotz der langsamen Belastung ein Riss entsteht. Dieses bei Schluff beobachtete Verhalten zeigten die Kaolinversuche nicht. Stattdessen verlief der Porenwasserdruckanstieg an den Endplatten beinahe parallel zu dem an der Kanüle und das aus der Kanüle zuströmende Wasser sammelte sich zwischen Membran und den Proben. Beim Probenausbau wurde jedoch kein deutliches Aufweichen oder eine Konsistenzänderung der Kaolinprobe festgestellt.

Die Versuchsvariante Xb mit dem höheren Volumenstrom von $Q_k = 0,2 \text{ ml/min}$ wurde viermal durchgeführt, wobei jeweils zwei Versuche das gleiche Verhalten zeigten. Bei Xbi und Xbiv stellte sich statt eines Versagens asymptotisch ein Maximaldruck von 250 kPa an der Kanüle ein, der sich mit der Zeit bis zu den Probenenden ausbreitete. Das zuströmende Volumen sammelte sich wie bei den Versuchen Xa zwischen der Membran und der Probe. In Xbii und Xbiii hingegen bildete sich ohne Anstieg der Porenwasserdrücke an den Probenenden ein Hohlraum um die Kanüle. Im Gegensatz zu den vielen anderen Kaolinversuchen erfolgte der Druckabfall an der Kanüle nicht durch einen hydraulischen Kurzschluss zur Kopfplatte, sondern es entstand, wie die Rissbilder bei Probenausbau bestätigten, ein Riss an der Innenwand des Hohlraums. Damit stellen die maximalen Kanüldrücke dieser zwei Versuche Aufreißdrücke dar und sind ein Maß für den Risswiderstand des Kaolin. Für einen Vergleich der Aufreißdrücke in Kaolin- und Schluffproben liegen keine analog zu Xb durchgeführten Schluffversuche vor. Unter der Annahme, dass bei hohem Zustrom bzw. hohem v/k -Verhältnis die hydraulische Randbedingung an den Endplatten vernachlässigbar ist, sind die Aufreißdrücke aus Xb und IVE vergleichbar. Mit Mittelwerten je Versuchsreihe von $p_{w,fr} = 543 \text{ kPa}$ für Schluff bzw. 405 kPa für Kaolin ist der Risswiderstand bei Kaolin in durchflussgeregelten Versuchen mit hohem v/k -Verhältnis deutlich größer als bei Schluff.

4.4.4 Versuche an Bentonit

Wie einleitend erwähnt, wurden aufgrund der langen Konsolidierungszeiten (siehe Abschnitt 4.2) im Bentonit nur wenige Versuche an diesem Material durchgeführt. Die vorhandenen Versuche mit Variation der mittleren effektiven Spannung von $p = 200$ kPa, 300 kPa und 400 kPa sind in der Tabelle 4.10 zusammengestellt. Alle Versuche wurden wie der Referenzversuch in Stufen von

Tabelle 4.10: Beobachtungen bei Bentonitversuchen.

	Druck -abfall ¹	Rissbild bei Ausbau	Zustrom vor Abbruch ²	Mikrorisse an Kanüle	$p_{w,fr}$ ³ in kPa	Anmerkung
XIai	✗	✓	hoch	✓	425	Mikrorisse ab $p_{w,k} = 270$ kPa
XIaii	✓	✓	-	✗	450	
XIbi	✓	✓	hoch	✓	500	Mikrorisse ab $p_{w,k} = 410$ kPa
XIci	✓	✓	-	✗	820	

¹ Verursacht durch Rissentstehung oder Sprung im Volumenstrom zwischen Druckerzeugern.

² Nur relevant für druckgeregelte Versuche. ³ Hier stellvertretend für maximalen Porenwasserdruck an der Kanüle $p_{w,k} - p_{w,0}$ bis Abbruch der Belastung. Kennzeichnet meist den Druck, bei dem sich die Probe von der Kanüle löst.

$\Delta p_w / \Delta t = 5$ kPa/120 s belastet. Die Bentonitversuche zeigten ohne Ausnahme einen deutlichen Riss bei Probenausbau und abgesehen von XIai auch einen deutlichen Druckabfall. Bei den Versuchen XIai und XIbi stellte sich bei fortgeschrittener Belastung ein höherer Volumenzustrom ein, sodass von Mikrorissentstehung um die Kanüle auszugehen ist (vgl. Versuchsreihe I sowie Abbildung 4.33). Die ermittelten Aufreißdrücke sind deutlich höher als die bei den analog durchgeführten Schluff- oder auch Kaolinversuchen in Reihe I bzw. VII. Durch die geringere hydraulische Wasserdurchlässigkeit des Bentonits entspricht das v/k -Verhältnis der Reihe XI jedoch vielmehr den Varianten IVa und IVb der Schluffversuche, in denen wiederum ähnlich hohe Aufreißdrücke wie in den Bentonitversuchen ermittelt wurden. Dies lässt darauf schließen, dass das v/k -Verhältnis bzw. die Größe des Bereichs, der von dem Porenwasserüberdruck und der Reduktion der effektiven Spannungen betroffen ist, einen maßgeblicheren Einfluss als das Probenmaterial selbst hat.

4.4.5 Versuche an proctorverdichteten Proben

In der Versuchsreihe XII wurden vier proctorverdichtete Schluff- und Kaolinprobekörper mit einer Anfangsspannung von $p = 200$ kPa mit der Referenzbelastung belastet ($\Delta p_{w,k} = 5$ kPa, $\Delta t = 2$ min). Die Proben wurden jeweils auf dem nassen oder auf dem trockenen Ast statisch (vgl. Abschnitt 4.2) auf 97% $\rho_{d,Pr}$ verdichtet. In dem modifizierten Triaxialgerät wurden die Proben analog zum Versuchsablauf bei den konsolidierten Probekörpern bei $p_{w,0} = 600$ kPa gesättigt, isotrop konsolidiert und es wurde ein Durchlässigkeitsversuch mit konstanter Druckhöhe durchgeführt.

Beobachtungen: In allen vier verdichteten Probekörpern trat die Rissentstehung und eine anschließende Rissausbreitung ein, sodass Rissoberflächen die Probekörper vollständig druchtrennten. Bei den proctorverdichteten Proben bestimmt der Wassergehalt bei Herstellung die Bodenstruktur und damit die hydraulische Wasserdurchlässigkeit k . Auf dem nassen Ast sind die k -Werte geringer und entsprechen in etwa der Wasserdurchlässigkeit bei konsolidierten Probekörpern. Mit Abnahme des Wassergehalts bei Probenherstellung nimmt k deutlich zu, sodass bei den vorliegenden Proben die Durchlässigkeit bei Verdichtung auf dem trockenen Ast um einen Faktor 100 größer ist als bei einer auf dem nassen Ast verdichteten bzw. bei einer konsolidierten Probe. Folglich werden bei der hydraulischen Belastung vor dem Rissversagen bei den auf dem trockenen Ast verdichteten Proben die höchsten Zu- und Abströme gemessen.

Die Aufreißdrücke wurden in diesen Versuchen bei Schluff und Kaolin anhand des Druckabfalls definiert und betragen für Schluff mit $p_{w,fr} = 245$ kPa bzw. 250 kPa und für Kaolin $p_{w,fr} = 270$ kPa bzw. 285 kPa. Damit sind Aufreißdrücke bei verdichteten Proben deutlich geringer als bei den konsolidierten. Die Abbildung 4.44 zeigt beispielhaft die Druck- und die Volumenverläufe der Versuche an proctorverdichteten Schluffproben im Vergleich zu einem der Versuche der Variation Ib (an einer konsolidierten Probe). Die geringeren Aufreißdrücke an den verdichteten Probe-

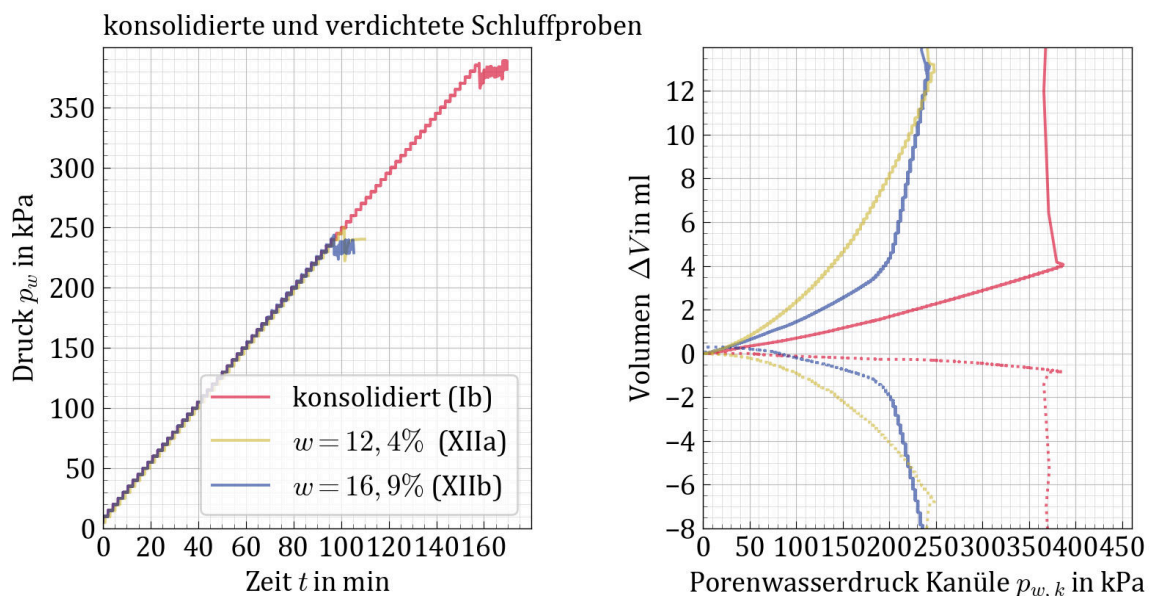


Abbildung 4.44: Vergleich der hydraulischen Belastung bei konsolidierten (rot) und verdichteten Schluffproben (blau, gelb).

körpern weisen darauf hin, dass die Bodenstruktur bzw. die Homogenität der Proben einen deutlichen Einfluss auf den Risswiderstand hat. Bei der Variation der Belastungsgeschwindigkeit an konsolidierten Schluffproben (Reihe IV) wurde festgestellt, dass der Aufreißdruck geringer ist, je kleiner das v/k -Verhältnis ist. Da v/k bei den verdichteten Proben aufgrund der höheren Wasserdurchlässigkeit geringer ist, könnte auch dies der Grund für die geringeren Aufreißdrücke sein. Allerdings wurde mit der Abnahme von v/k in der Versuchsvarianten IVc und IVf nur

selten eine Rissentstehung sondern stattdessen ein Aufweichen der Proben beobachtet. Die Versuche an verdichteten Proben zeigen hingegen nicht nur bei Schluff sondern auch bei Kaolin eine deutliche Rissoberflächen bzw. -ufer. Zudem wurde in den Vorversuchen an verdichteten Proben im Triaxialgerät (siehe Abschnitt 4.3.1) durch die CT-Aufnahmen nach Probenausbau (Abbildung 4.23) eine Ausbreitung der Rissfront entlang der Aggregatsgrenzen beobachtet. Dies in Kombination mit dem Vergleich der Aufreißdrücke in konsolidierten und verdichteten Proben bei gleicher Belastung belegen, dass die Bodenstruktur und die Homogenität der Proben den Risswiderstand maßgeblich beeinflussen.

4.4.6 Rissbild und -fortschritt

Während der Aufreißdruck und damit der Widerstand gegen hydraulisch induzierte Rissentstehung reproduzierbare Ergebnisse in dem neuartigen Triaxialversuchsstand für die Schluffversuche liefert, konnten bei der Betrachtung der Rissbilder in Schluffproben kaum Regelmäßigkeiten erkannt werden. Die nach dem Ausbau durch Einfärben mit Kaliumpermanganat detektierten Rissbilder wurden bezüglich der Orientierung der Rissflächen bzw. -ufer und der Rissintensität beurteilt. Die Ergebnisse für die Schluffversuche sind in der Tabelle B.1 im Anhang zusammengetragen, wobei die Orientierung der Rissoberflächen bzw. -ufer in „vertikal“, „horizontal“ und „diagonal“ eingeteilt und die Rissintensität mit Noten von 1 bis 6 bewertet wurde. Sowohl die Orientierung der Rissoberflächen als auch die Rissintensität scheinen willkürlich einzutreten.

Eine Ausnahme stellt die Versuchsreihe II mit den anisotrop konsolidierten Proben mit $\sigma_v > \sigma_h$ dar, bei denen größtenteils vertikale Rissverläufe beobachtet wurden. Dies entspricht der Modellvorstellung, dass sich Risse orthogonal zur minimalen effektiven Hauptspannung ausbreiten (siehe z.B. [47]). In allen anderen Versuchen mit isotropen Anfangsspannungszustand ($K = 1$) konnten keine Regelmäßigkeiten bezüglich der Rissausbreitungsrichtung erkannt werden. Bei $K = 1$ variiert während der lokalen Porenwasserdrucksteigerung die Richtung der minimalen effektiven Hauptspannung im Bereich der Kanülenspitze. Da nur im perfekten Kontinuum die Rissausbreitung allein vom Spannungszustand abhängt, beeinflussen zudem Fehlstellen an der Rissfront die Ausbreitungsrichtung.

Die Rissintensität wird bei den Schluffproben von der Belastungsdauer, von der Belastungsart (Druck- oder Volumenregelung) und vom Ablauf nach Erreichen des Abbruchkriteriums beeinflusst. Je länger die hydraulische Belastung andauert und je länger die Probe durchströmt wird, desto weicher wird die Konsistenz des Materials im Nahbereich der Kanüle, wodurch der Schluff seine Eigenschaft, durch einen spröden Makroriss zu versagen, verliert. Der Festigkeitsverlust zeigt sich in Versuchen mit langsamer Belastung (v/k gering) somit selten durch Rissentstehung, sondern durch eine Konsistenzänderung des Schluffs um die Kanülenspitze. Mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit nimmt die Wahrscheinlichkeit für die Entstehung von Makrorissen zu. Der nicht von der Makro- oder Mikrorissentstehung betroffene, intakte Teil der Probekörper

weist in Versuchen mit schneller Belastung (v/k hoch) keine Festigkeitsverluste oder Konsistenzänderungen auf.

Das Rissbild bei Probenausbau ist nur bei einer deutlichen Rissausbreitung nach der Rissentstehung mit dem Kaliumpermanganat zu visualisieren (siehe Abschnitt 4.3.4). Den Vorstellungen der Bruchmechanik folgend ist eine stabile oder instabile Rissausbreitung möglich (siehe Abschnitt 2.2). Im instabilen Fall erfolgt ein Sprödbbruch unter Energiefreisetzung, während bei einem stabilen Zähbruch eine Energiezufuhr erforderlich ist. Übertragen auf die Rissausbreitung bei einer Belastung durch den Porenwasserdruck an der Kanülenspitze, liegt ein instabiles Risswachstum vor, wenn ohne weitere Steigerung von $p_{w,k}$ nach Erreichen von $p_{w,fr}$ sich der Riss bis zum Probenrand ausbreitet. Stabiles Risswachstum hingegen bedeutet, dass eine weitere Drucksteigerung nach Erreichen von $p_{w,fr}$ möglich ist, da der Riss noch nicht bis zum Rand fortgeschritten ist. Ein weiteres Risswachstum kann nur durch einen steigenden Druck im Riss erfolgen.

Welche Faktoren in den Schluffversuchen über stabile und instabile Rissausbreitung entscheiden, ist aus den Versuchsdaten nicht eindeutig abzuleiten. Eine instabile Rissausbreitung, gekennzeichnet durch die Entstehung großer Rissoberflächen ohne weitere Drucksteigerung, war vergleichsweise häufig bei überkonsolidierten Proben, bei schneller Belastung und bei verdichteten Proben zu beobachten. Somit begünstigen sprödes Materialverhalten, lokal hohe Spannungsintensitäten und Inhomogenitäten eine instabile Rissausbreitung.

Eine stabile Rissausbreitung erfolgte in Versuchen, bei denen nur eine Drucksteigerung nach dem Abbruchkriterium zu deutlich erkennbaren Rissoberflächen bei Probenausbau führte. Es konnte nicht geklärt werden, warum in manchen Versuchen trotz Drucksteigerung und hohen Volumenströmen keine Rissausbreitung erzielt wurde. Ein möglicher Grund ist die teilweise Risschließung, die eintritt, sobald der Porenwasserdruck an der Kanülenspitze, der den Riss offen hält, nach dem Versuchsende abfällt und bei Probenausbau nicht mehr vorhanden ist. Somit ist es möglich, dass der bei Probenausbau untersuchte Riss eine geringere Ausbreitung und Intensität vermuten lässt als er tatsächlich unter Druckbelastung $p_{w,k}$ aufwies.

Bei durchflussgesteuerten Versuchen findet im Gegensatz zu den Versuchen mit Druckregelung nach dem Druckabfall keine weitere Belastungssteigerung statt, da der Volumenstrom nicht erhöht wurde. Eine Rissausbreitung ist daher bei Durchflusssteuerung nur instabil möglich, was nur bei undrainierten Versuchen eintrat.

Bei Betrachtung der Rissbilder aus Schluff-, Kaolin- und Bentonitversuchen zeigt sich eine deutliche Materialabhängigkeit. Während der Kaolin (im Fall einer Rissentstehung) nur sehr kurze Risse im Nahbereich der Kanüle aufweist, zeigt der Schluff teilweise lange, großflächige Risse und der Bentonit in allen Versuchen einen oder mehrere Risse, die bis zum Probenrand verlaufen.

Ein Grund hierfür ist die Risschließung bzw. -heilung bei Wegfall des Porenwasserdrucks an der Kanüle $p_{w,k}$. Diese tritt bei einem höherem Tongehalt in den Kaolinproben schneller und

stärker als in Schluffproben aufgrund der Bindungskräfte zwischen den Tonpartikeln ein. Dies erschwert die Risserkennung nach Probenausbau im Kaolin deutlich. Bei Bentonitproben ist hingegen das Rissbild nach Probenausbau trotz des hohen Tongehalts des Materials deutlich zu erkennen. Grund hierfür ist einerseits die starke Rissausbreitung in den Bentonitproben, die bis zum Probenrand verlief. Andererseits ist es möglich, dass die Eigenschaft der quellfähigen Tonminerale des Bentonit, Wasser einzulagern, die Risschließung beeinflusst.

Wie sich ein Riss nach der Entstehung im Probekörper weiter ausbreitet, wird ebenfalls maßgeblich durch die Mikrostruktur des Probenmaterials bestimmt und beeinflusst somit das Rissbild bei Probenausbau. Wie im Abschnitt 2.2.1 erläutert, wird in der Bruchmechanik zwischen instabilen (Sprödbbruch) oder stabilem Risswachstum (Zähbruch) unterschieden. Übertragen auf die hydraulisch induzierte Rissentstehung bedeutet instabil, dass ohne weitere Drucksteigerung an der Kanülenspitze nach dem Druckabfall der Riss sich weiter ausbreitet. Ist hingegen für die weitere Rissausbreitung eine Drucksteigerung erforderlich, liegt stabiles Risswachstum vor. Eine instabile Rissausbreitung bzw. ein Sprödbbruch wurde in Schluff- und Bentonitproben beobachtet. In Kaolinproben hingegen trat ausschließlich stabiles Risswachstum auf.

Der Schluff besteht größtenteils aus Körnern < 1 mm und einem geringen Feinkornanteil von $\approx 10\%$ (Abschnitt 4.1), sodass die Bindungskräfte zwischen den Bodenpartikeln im Vergleich zu denen bei Kaolin und Bentonit sehr gering sind. Durch die initiale Rissentstehung entsteht ein Trennbruch zwischen den Schluffpartikeln und an der Risspitze wirken keine maßgeblichen Bindungskräfte der Rissausbreitung entgegen. Der Kaolin weist einen höheren Tongehalt auf und zwischen den Tonplättchen wirken Bindungskräfte (vgl. Abschnitt 4.1), die nach einer initialen Rissentstehung eine Rissausbreitung an der Rissfront verhindern. Obwohl auch der Bentonit ausschließlich aus Tonpartikeln besteht und damit von Bindungskräften ausgegangen wird, die eine instabile Rissausbreitung verhindern, wurden in den Bentonitproben großflächige Rissoberflächen ohne weitere Drucksteigerung festgestellt. Ein möglicher Grund dafür ist, dass die Art der Tonminerale bzw. die Quellfähigkeit des Tons die Bindungskräfte an der Risspitze bei einer hydraulischen Belastung beeinflussen.

Beispiele für typische Rissbilder und Rissverläufe sind in den Abbildungen 4.45, 4.46, 4.47 und 4.48 zusammengestellt.

4.4.7 B-Test

In einem B-Test wird der B-Wert nach Skempton [88] durch den Porenwasserdruckanstieg Δp_w in der Probe bei einer Änderung des Zeldrucks um Δp_Z bei geschlossener Drainage durch den Quotienten

$$B = \frac{\Delta p_w}{\Delta p_Z} \quad (4.12)$$

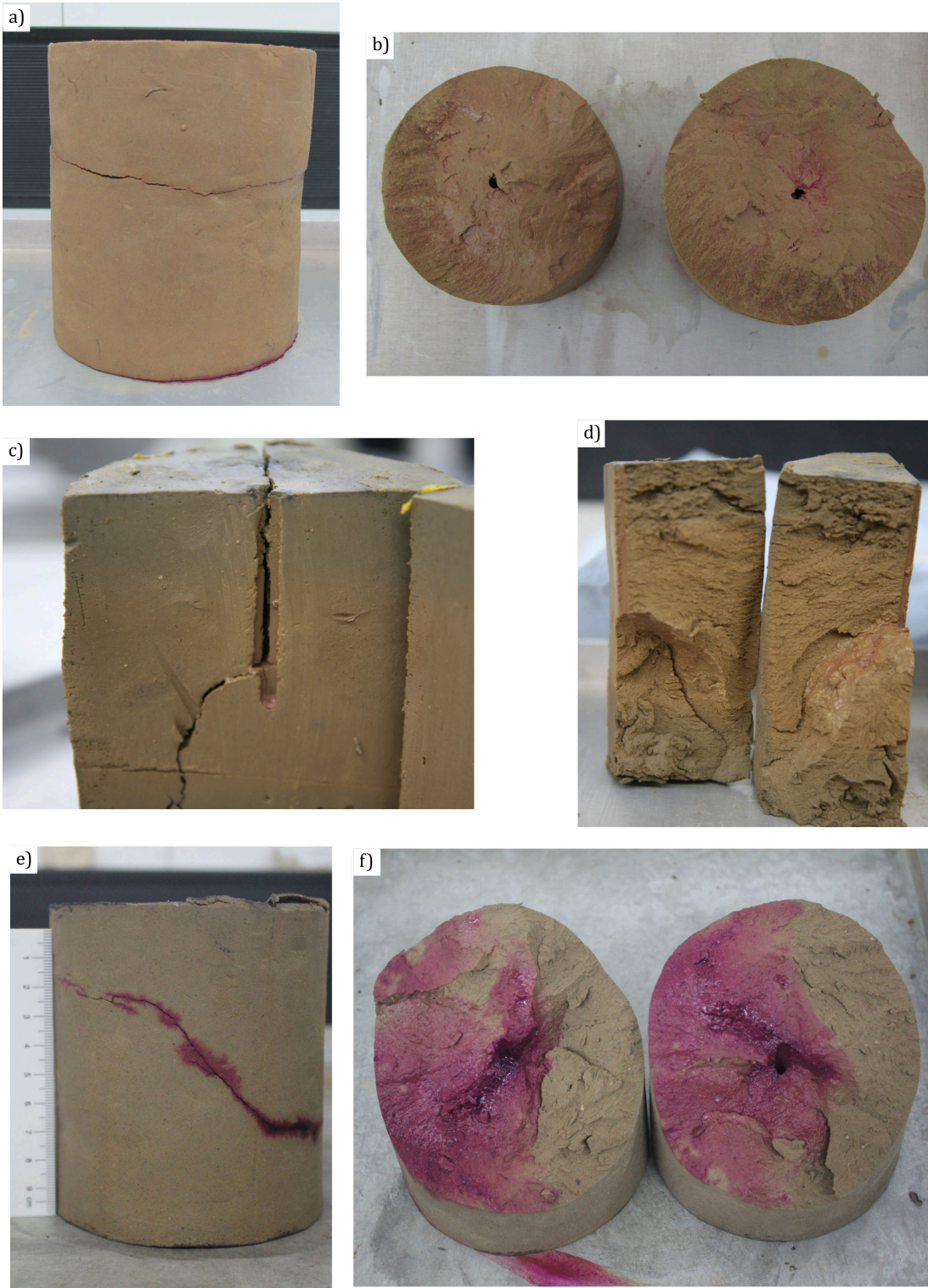


Abbildung 4.45: Rissbilder in Schluffproben.

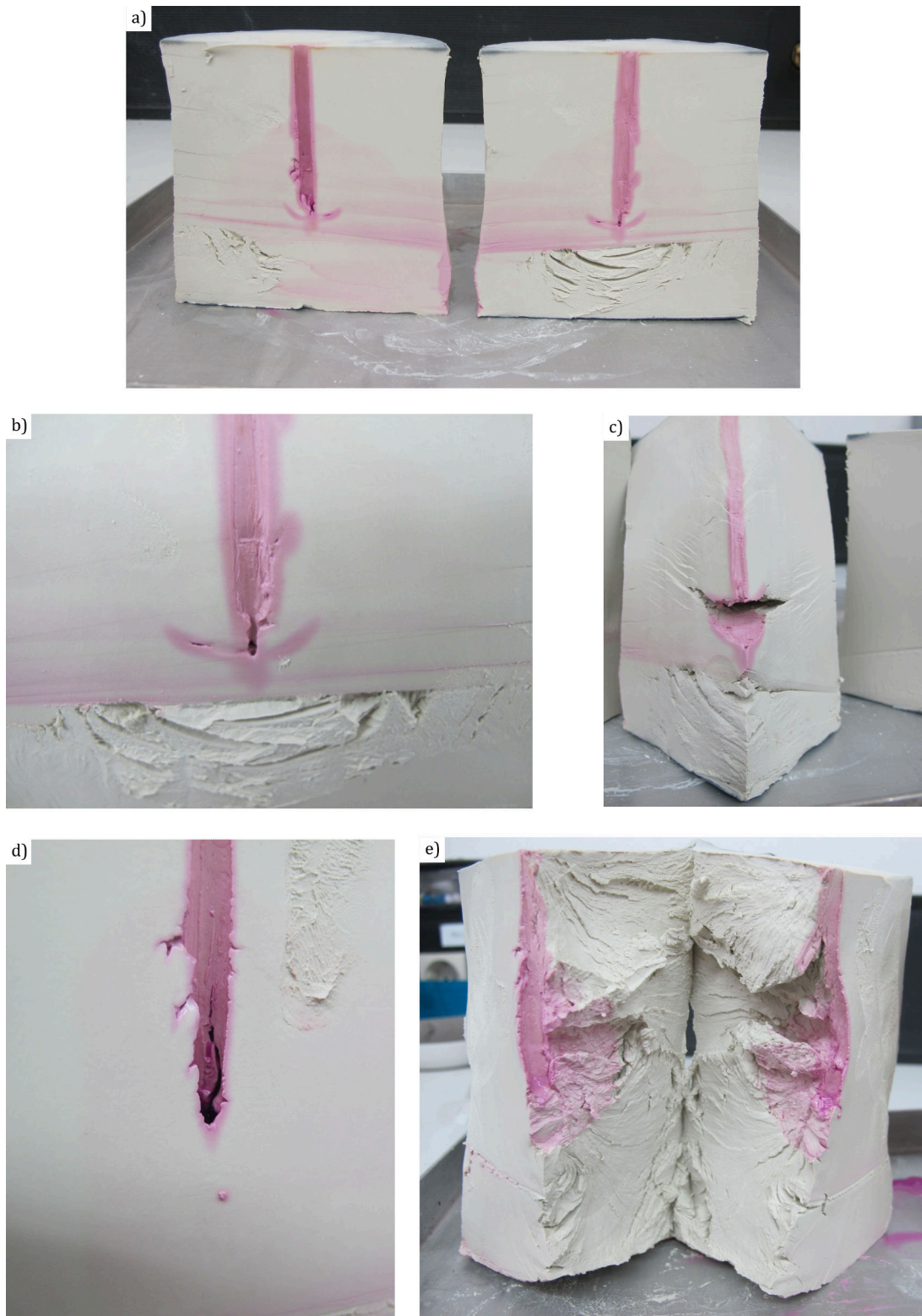


Abbildung 4.46: Rissbilder in Kaolinproben.

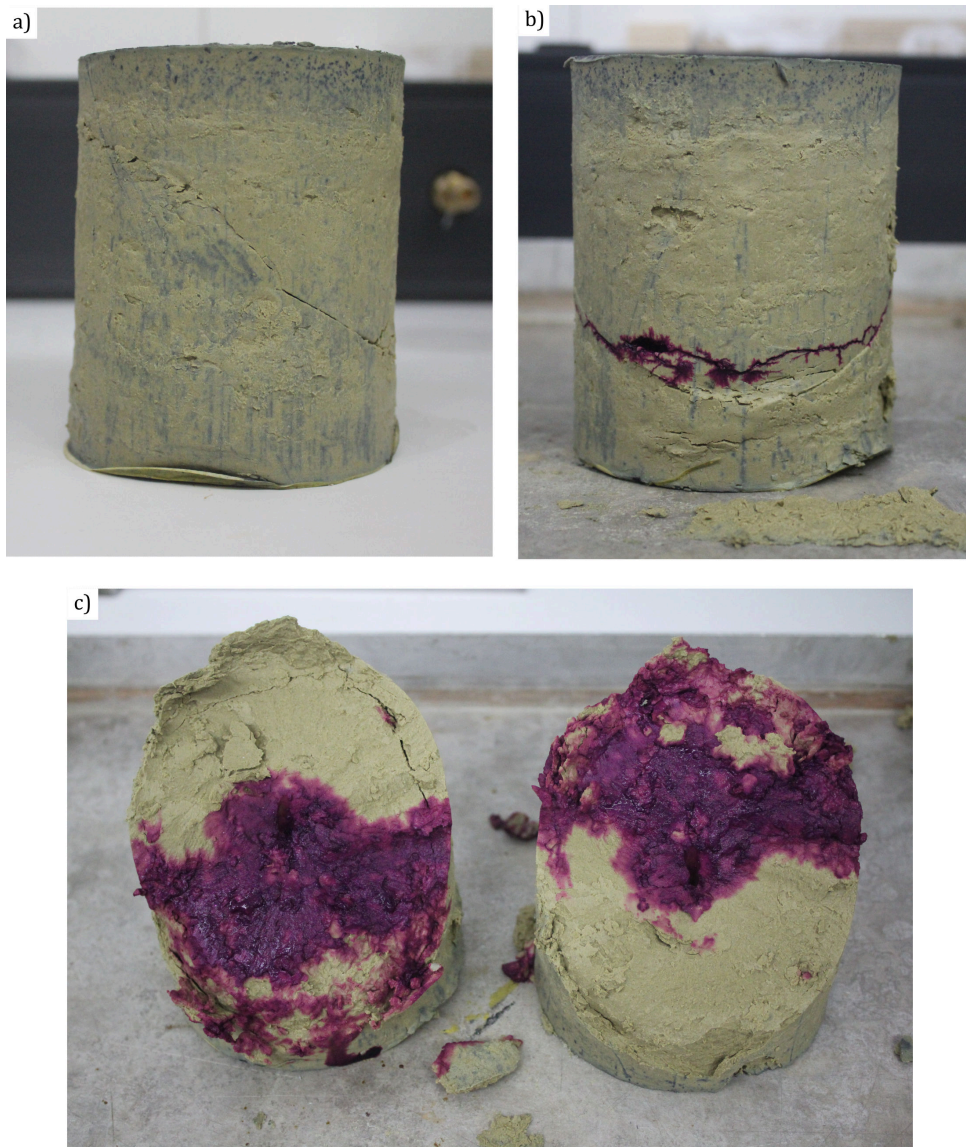


Abbildung 4.47: Rissbilder in Betonitproben.

bestimmt. Die Porenwasserdruckänderung bei einem isotropen Anstieg der totalen Spannung p_Z wird durch das Steifigkeitsverhältnis der Bodenmatrix (Kompressionsmodul K_m) zum Fluid (Kompressionsmodul K_{wg}) sowie den Porenanteil n bestimmt. Somit lässt sich B wie folgt schreiben [88]:

$$B = \frac{1}{1 + n \frac{K_m}{K_{wg}}} \quad (4.13)$$

Sind der Porenanteil und die Matrixsteifigkeit bekannt, kann anhand der Messung beim B-Test und den Gleichungen 4.4.7 und 4.4.7 der Kompressionsmodul des Fluids, das aus der kompressiblen Gas- und der inkompressiblen Wasserphase ($K_w = 2,09 \text{ GPa}$ bei $T = 20^\circ\text{C}$) besteht, bestimmt werden. K_{wg} wird maßgeblich durch den Anteil der Gasphase im Porenfluid bestimmt, welcher

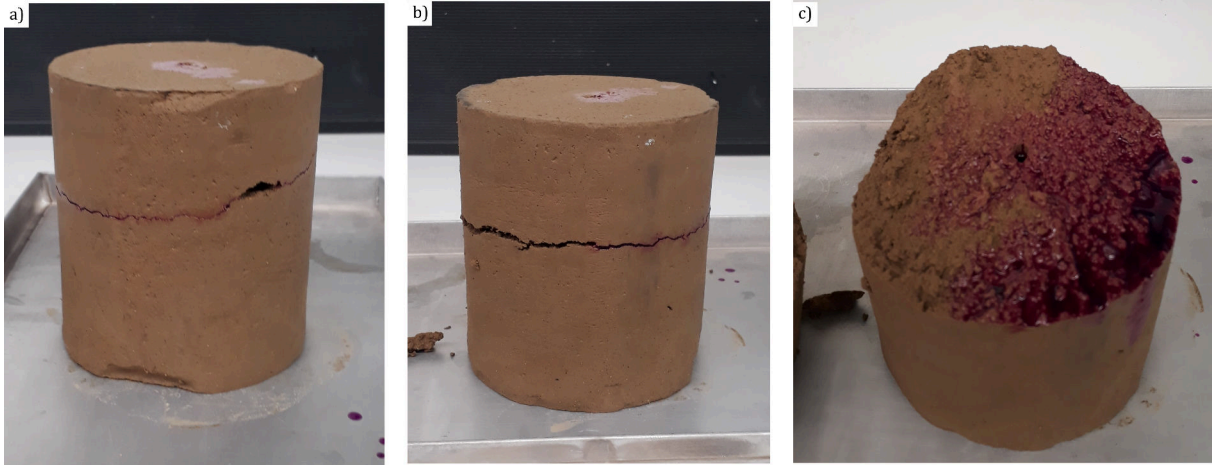


Abbildung 4.48: Rissbilder in verdichteten Schluffproben.

wiederum durch den Sättigungsgrad S_r beschrieben wird. Dieser ist definiert als der Quotient aus dem Volumen des Porenwassers und des gesamten Porenraums, der mit Wasser und Gas gefüllt ist ($S_r = V_w/V_{wg}$). Ohne Gasphase (Restluft) im Porenraum ($S_r = 1$) gilt daher $K_{wg} = K_w$ und $B = 1$, solange $K_m \ll K_w$. Das Gasvolumen wird bei Drucksteigerung komprimiert, wodurch sowohl S_r als auch K_{wg} und letztendlich B abhängig vom Porenwasserdruck p_w sind.⁷ Bei Berücksichtigung dieser Druckabhängigkeit lässt sich K_{wg} nur inkrementell berechnen. Weist die Probe unter Atmosphärendruck p_{atm} den Sättigungsgrad $S_{r,0} = V_{w,0}/V_{wg}$ auf, beträgt die Änderung des Sättigungsgrads bei einer Porenwasserdruckänderung um $\Delta p_w = p_w - p_{atm}$ mit der Henry-Konstante h [33]:

$$\Delta S = \frac{1 - S_0 + h \cdot S_0}{p_{atm} + \Delta p_w} \Delta p_w. \quad (4.14)$$

Der Sättigungsgrad S_r bei Δp_w berechnet sich somit zu $S_r = S_{r,0} + \Delta S(\Delta p_w)$. Der Kompressionsmodul lässt sich aus der inkrementellen Änderung des Sättigungsgrads dS bei einer Druckänderung um dp_w bestimmen [65]:

$$K_{wg} = \frac{dp_w}{dS} \quad (4.15)$$

Diese theoretischen Grundlagen zum B-Test zeigen, dass der an einer Probe mit gleicher Anfangssättigung $S_{r,0}$ gemessene B-Wert abhängig vom Sättigungsdruck $p_{w,0}$ ist. Gleichzeitig ist durch die Kompressibilität von Fluid und Bodenmatrix ein ort- und zeitabhängiger Porenwasserdruckanstieg in der Probe zu erwarten, sodass die Bestimmung von B zusätzlich von der Lage des Porenwasserdruckmessers und dem gewählten Auwertungszeitpunkt abhängt.

Im Rahmen der Laborstudie war es durch die vier Druckerzeuger möglich den B-Test, wie

⁷Unter der vereinfachten Annahme, dass in Gas- und Wasserphase der gleiche Druck p_w wirkt.

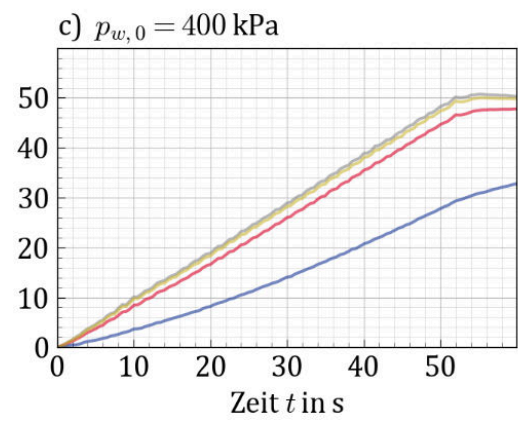
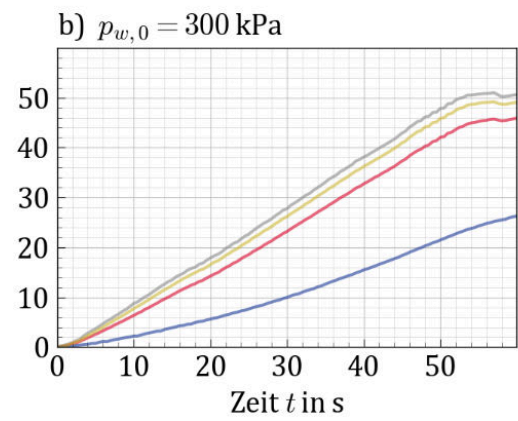
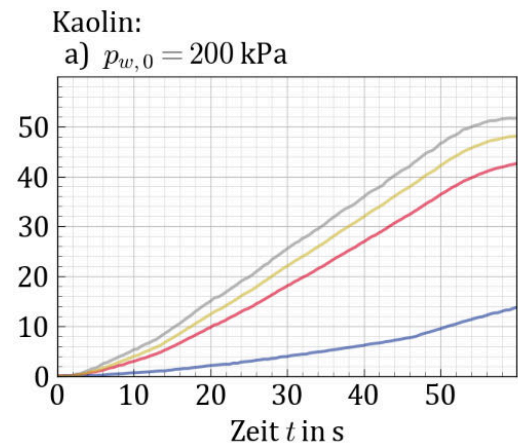
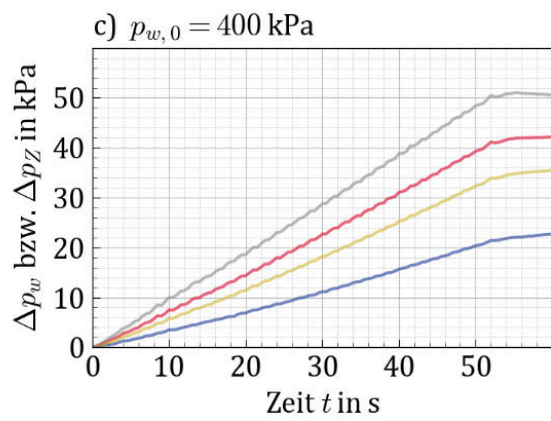
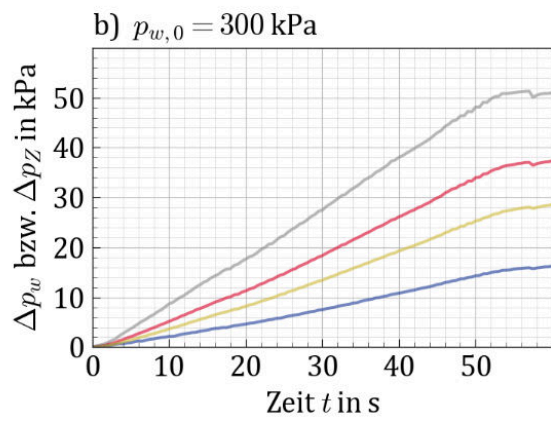
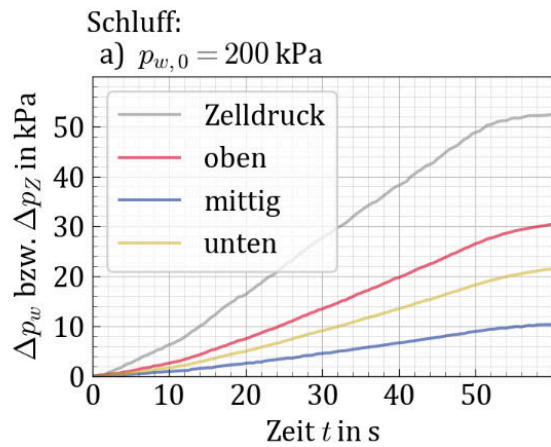
im Abschnitt 4.3.3 beschrieben, mit einer Auswertung des B-Werts an drei Stellen durchzuführen. Da die ermittelten B-Werte an der Kanüle bei Schluffproben nach der Sättigungsphase mit $p_{w,0} = 600$ kPa nicht wie erwartet auf eine annähernd vollständige Sättigung der Probekörper hinwiesen, wurde eine Reihe von B-Tests zusätzlich zu den hydraulischen Belastungsversuchen durchgeführt. In dieser Versuchsreihe wurden konsolidierte Schluff- und Kaolinproben in die Triaxialgeräte eingebaut und der B-Test mit einer Zelldrucksteigerung von $\Delta p_Z = 50$ kPa in 50 s (1 kPa/s) nach einer Sättigung bei $p_{w,0} = 200, 300, 400, 600$ kPa und 800 kPa sowie bei effektiven mittleren Spannungen von $p = p_Z - p_{w,0} = 50$ kPa bzw. 200 kPa durchgeführt. Um die Reproduzierbarkeit sicher zu stellen, wurden diese B-Test-Variationen je zweimal an Schluff und Kaolin untersucht.

Beobachtungen: Der zeitliche Verlauf des Porenwasserdruckanstiegs bei $p = 50$ kPa ist in den Abbildungen 4.49 und 4.50 für die verschiedenen Sättigungsdrücke $p_{w,0}$ dargestellt. In den Diagrammen der Abbildung 4.49 ist die Versuchsdauer bis 60 s bei den Schluff- (links) und Kaolinproben (rechts) dargestellt. Es zu erkennen, dass der Porenwasserdruckanstieg an der Kanüle in der Probenmitte deutlich geringer ist als an den Probenenden. Zudem wird eine deutliche Differenz zwischen dem an der Fuß- und an der Kopfplatte festgestellt. Mit zunehmendem Sättigungsdruck steigt der Porenwasserdruckanstieg bzw. der B-Wert. Bei Kaolin ist der Porenwasserdruckanstieg deutlich höher als bei Schluff und die Differenz zwischen der Druckmessung an der Kopf- und der Fußplatte ist vernachlässigbar gering. Die Porenwasserdruckänderung in der Probenmitte ist wie in der Schluffprobe deutlich niedriger als an den Endplatten. Bei einer Auswertung der B-Werte nach 60 s ergeben sich die in den Diagrammen a) und b) der Abbildung 4.51 dargestellten Werte in Abhängigkeit vom Sättigungsdruck.

Der Porenwasserdruckanstieg wurde über 60 s hinaus gemessen, wie in den Diagrammen der Abbildung 4.50 für $p_{w,0} = 200$ kPa und 600 kPa zu sehen ist. Die drei Porenwasserdruckkurven nähern sich mit der Zeit asymptotisch dem gleichen Endwert an. Bei der Schluffprobe ist dieser stationäre Endwert geringer als bei der Kaolinprobe. Auch die Zeit bis zum Erreichen des stationären Zustands ist in der Schluffprobe etwa zwei- bis dreimal so lang. Bei $p_{w,0} = 200$ kPa stellt sich im stationären Zustand ein geringerer maximaler Porenwasserdruck ein als bei 600 kPa. Die im stationären Zustand ausgewerteten B-Werte sind in den Diagrammen c) und d) der Abbildung 4.51 über $p_{w,0}$ dargestellt. Ein Vergleich der B-Werte nach 60 s und im stationären Zustand zeigt, dass der Zeitpunkt der Auswertung einen großen Einfluss auf den ermittelten B-Wert hat.

Mit den B-Tests bei einer höheren effektiven Spannung von $p = 200$ kPa soll der Einfluss der Matrixsteifigkeit K_m untersucht werden. Die Steifigkeit des Korngerüsts hängt von der effektiven (Vorbelastungs)Spannung im Boden ab. K_m kann anhand der Steifemoduln E_s aus den Oedometerversuchen in 4.1 für verschiedene Laststufen σ bestimmt werden, wobei im Folgenden eine Poissonzahl von $\nu = 0,3$ angesetzt wurde:

$$K_m = \frac{E_s(1 - \nu - \nu^2)}{3(1 - \nu)(1 - 2\nu^2)} \quad (4.16)$$



Fortsetzung:

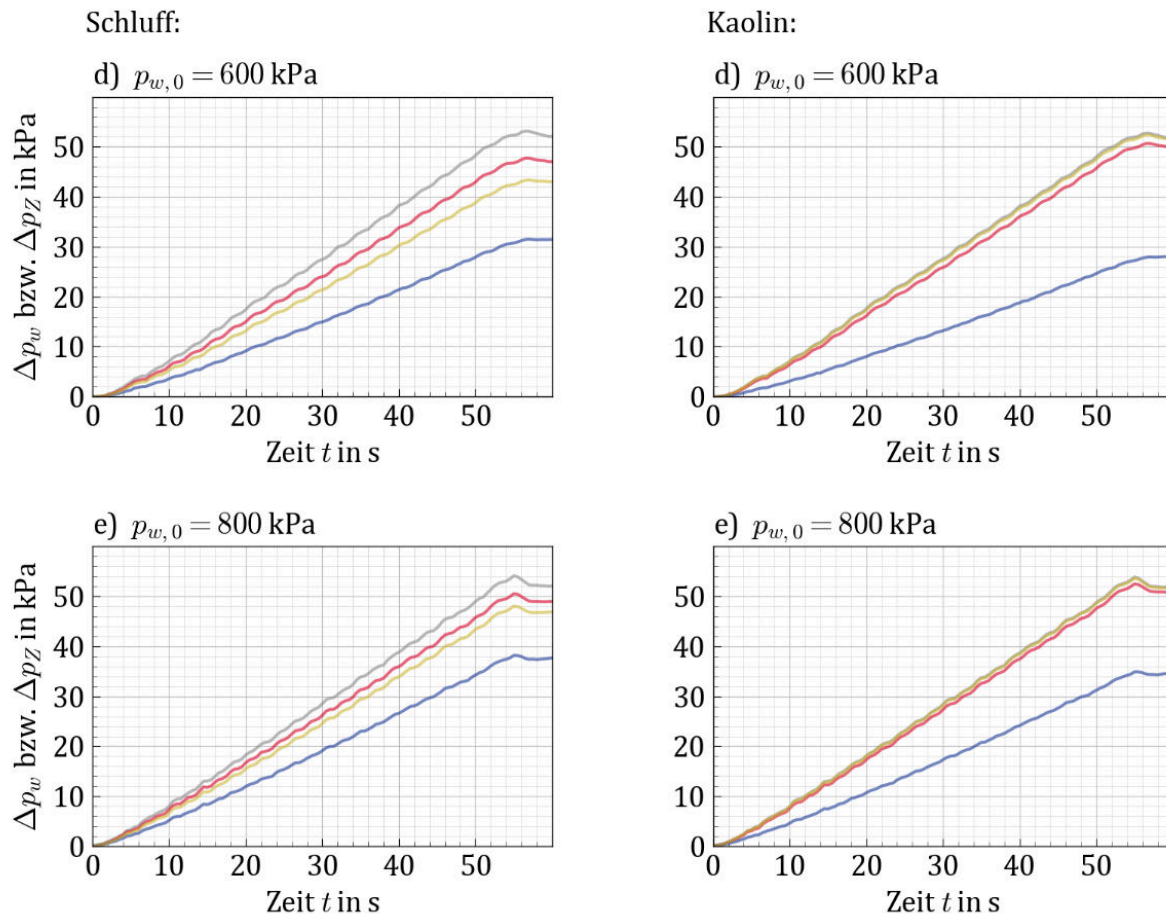


Abbildung 4.49: Druckmessung bei den B-Tests an Schluff und Kaolin mit einer Zelldrucksteigerung von 50 kPa in 50 s bei unterschiedlichen Sättigungsdrücken $p_{w,0}$. Betrachtungszeitraum von 1 min während des Druckanstiegs.

$$E_s = \frac{\Delta\sigma(1+e)}{\kappa \ln \sigma/\sigma_0} \quad (4.17)$$

Aufgrund der Zunahme des Verhältnisses K_m/K_{wg} mit steigender effektiver Spannung im Boden sind geringere B-Werte bei $p = 200$ kPa als bei $p = 50$ kPa zu erwarten. In den Diagrammen e) und f) der Abbildung 4.51 sind die B-Werte für Versuche bei $p = 200$ kPa, ausgewertet nach 60 s, abhängig vom Sättigungsdruck dargestellt. Zum Vergleich sind ebenso die Werte aus den Diagrammen a) und b) bei $p = 50$ kPa eingetragen. Die Druckmessungen an den Endplatten führen bei höherer effektiver Spannung zu geringeren B-Werten. Bei den Messwerten an der Kanüle ist der Einfluss von p weniger deutlich sichtbar.

Interpretation: Die Messung des Druckanstiegs über die Zeit sowie die Auswertung der B-Werte in den beiden Versuchsmaterialien zeigen, dass der Porenwasserdruckanstieg mit der Zeit und dem Ort variiert sowie vom Sättigungsdruck, der Wasserdurchlässigkeit und der Matrixsteifigkeit

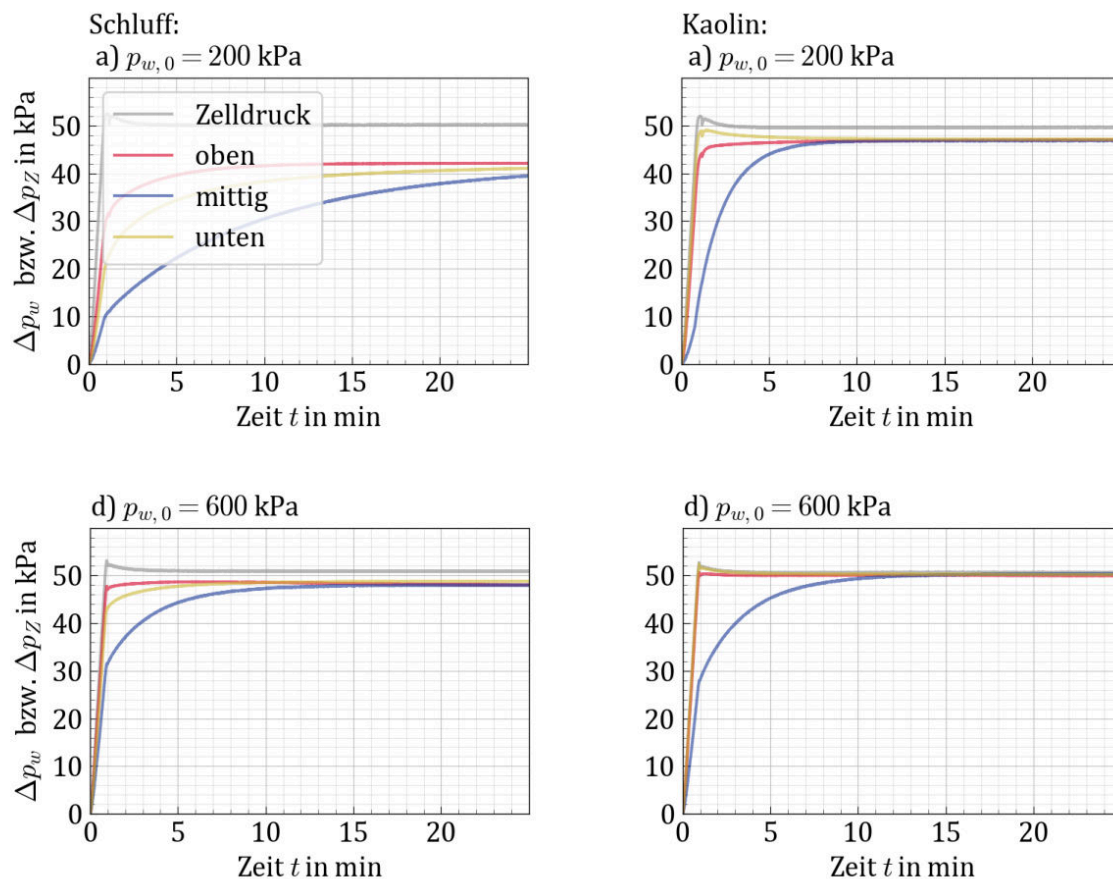


Abbildung 4.50: Druckmessung bei den B-Tests an Schluff und Kaolin mit einer Zelldrucksteigerung von 50 kPa in 50 s bei Sättigungsdrücken $p_{w,0} = 200$ und 600 kPa. Betrachtungszeitraum bis sich die Porenwasserdrücke nicht mehr ändern nach der Drucksteigerung.

der Probe abhängt.

Die nachfolgende Hypothese soll die beschriebenen Ergebnisse der B-Test-Variationen unter Anwendung der Gleichungen 4.4.7 bis 4.17 erklären. In Abschnitt 5.2 wird diese zusätzlich durch numerische Simulationen bestätigt.

Die Hypothese basiert auf der Annahme, dass die konsolidierten Probekörper im Probeninneren quasi vollgesättigt sind, so dass dort $S_{r,0} \approx 1$ gilt. Die druckabhängigen B-Werte, die aus den Porenwasserdruckmessungen „oben“, „mittig“ und „unten“ nach 60 s und mit dem maximalen Porenwasserdruckanstieg im stationären Zustand berechnet wurden, weisen jedoch auf wesentlich geringere Anfangssättigungen im Nahbereich der Filter hin. Daher ist anzunehmen, dass einbaubedingt an den Endplatten und an der Kanülenspitze Luft eingebracht wird. Diese Gaseinschlüsse führen lokal zu einem niedrigen $S_{r,0}$ und entsprechend zu einer deutlichen Druckabhängigkeit der Fluidsteifigkeit. Mit der Zeit gleicht sich der Porenwasserüberdruck durch den Zelldruckanstieg in der Probe aus, sodass der maximal ermittelte B-Wert im stationären Zustand einen Mittelwert aus der gesättigten Probe und den Probenrändern mit geringerer Sättigung darstellt. Da die Wasserdurchlässigkeit der Kaolinproben höher ist als die der Schluffproben, stellt sich der

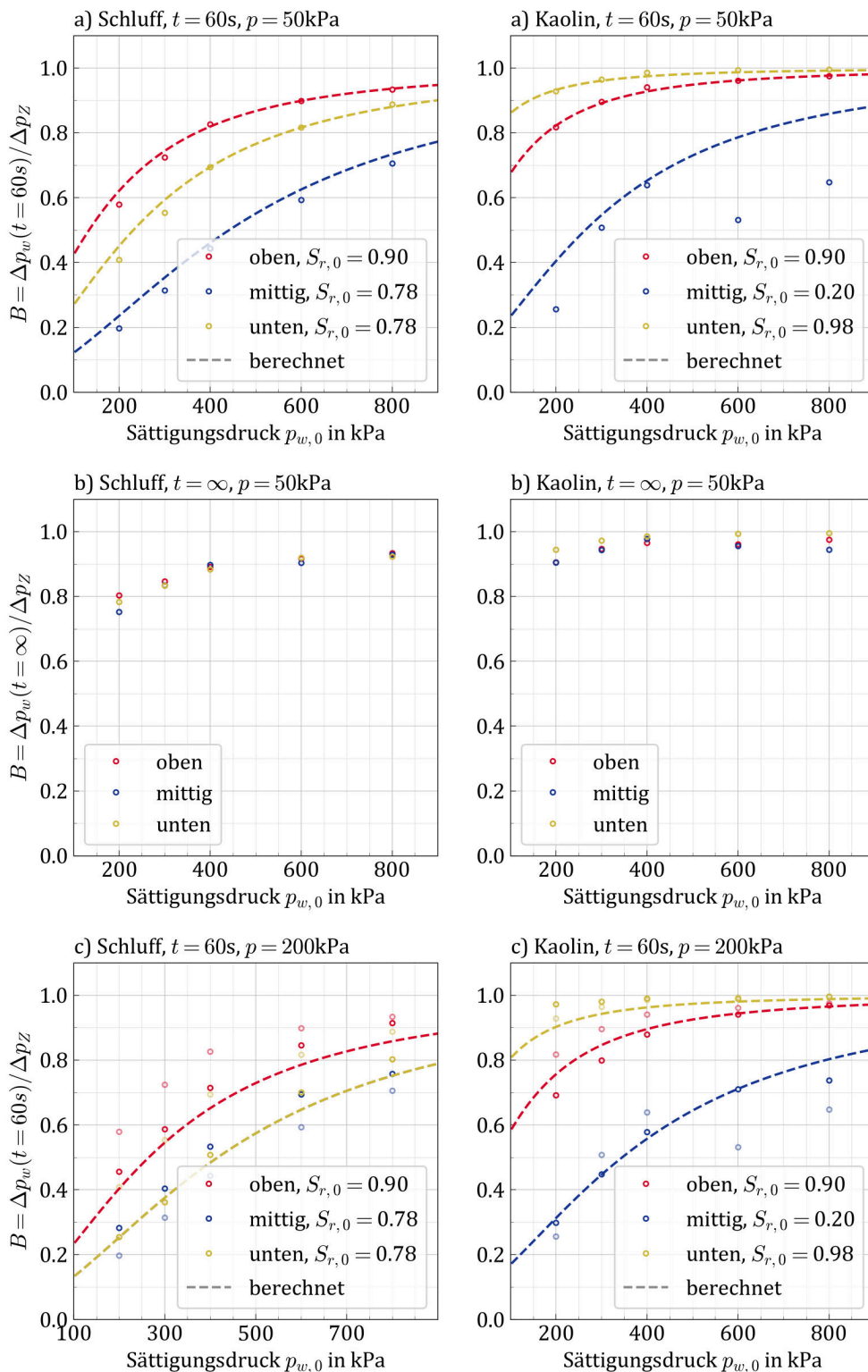


Abbildung 4.51: B-Werte in Schluff- (links) und Kaolinproben (rechts) bei unterschiedlichen Sättigungsdrücken $p_{w,0}$. Die Punkte stellen die ermittelten Werte an den drei Messpunkten dar. Für die Diagramme in a) erfolgte die Auswertung der B-Werte nach $t = 60s$ und für die Diagramme in b) nach $t \rightarrow \infty$ nach Erreichen eines Druckausgleichs in der Probe. In c) sind die B-Werte für Proben mit $p = 200kPa$ dargestellt. Die gestrichelten Kurven in den Diagrammen sind die Kurvenanpassungen anhand der Gleichung 4.4.7 zur Bestimmung von $S_{r,0}$

stationäre Zustand im Kaolin schneller ein.

Um diese Hypothese der unterschiedlichen Anfangssättigungen zu plausibilisieren, wurden die in den Diagrammen a) und b) sowie e) und f) der Abbildung 4.50 eingetragenen Kurven für $B(p_{w,0})$ basierend auf den Gleichungen 4.4.7 bis 4.17 an die Messdaten angepasst. Dazu wurde je Messpunkt von einer Anfangssättigung $S_{r,0}$ (siehe Legendeneintrag) ausgegangen, wodurch sich $K_{wg}(p_{w,0})$ nach Gleichung 4.4.7 und 4.4.7 bestimmen lassen. K_m wurde nach der Gleichung 4.16 aus den Oedometerversuchen für $\sigma = 50$ kPa bzw. 200 kPa ermittelt. Mit dem nach Probenausbau bestimmten Porenanteil n resultieren durch iterative Anpassung von $S_{r,0}$ die eingezeichneten Kurven $B(p_{w,0})$ mit B nach Gleichung 4.4.7.

Mit der Kurvenanpassung wurden die Messwerte, abgesehen von Abweichungen am mittleren Porenwasserdruckmesser der Kaolinprobe bei $p_{w,0} = 600$ kPa und 800 kPa, gut wiedergegeben, was die Annahme der inhomogenen Anfangsverteilung von $S_{r,0}$ bestätigt. Ob sich im Fall einer Vollsättigung im Inneren der Probe der beobachtete Druckausgleich einstellt, wird durch instationäre numerische Simulationen im Abschnitt 5.2 untersucht. Grundlage für diese Berechnungen sind die hier analytisch bestimmten Anfangssättigungsgrade bzw. die entsprechenden Kompressionsmoduln des Porenfluids $K_{wg}(p_{w,0})$, die in den Simulationen als konstante Kompressionsmoduln des Fluids je Sättigungsdruck angesetzt werden.

4.4.8 Fazit der Untersuchungen zu hydraulisch induzierten Rissen

- Durch die hydraulische Belastung treten abhängig von dem Probenmaterial, der Ausgangssituation (Spannungszustand, Vorbelastung, initiale Mikrorisse) sowie der Belastungsart und geschwindigkeit unterschiedliche Prozesse um die Kanülenspitze ein, die zu einem Versagen durch Makrorissentstehung führen können.
- Die unterschiedlichen Prozesse lassen sich unterteilen in Prozesse mit und ohne Versagen durch Rissentstehung. Zu denen mit Rissentstehung gehören: Makrorissentstehung ohne Mikrorisse, Mikrorissentstehung mit oder ohne anschließender Makrorissentstehung und Hohlraumbildung mit darauffolgender Makroentstehung. Zu denen ohne Rissentstehung zählen die Entstehung von hydraulischen Wegigkeiten (Sickerwegen) entlang der Kanüle zur Kopfplatte und das Aufweichen der Probe bei Durchströmung bei geringen hydraulischen Gradienten. (vgl. Abbildung 4.33)
- Diese Prozesse können anhand der Messungen des zu- und abströmenden Volumens am Probekörper sowie den Druckänderungen an den Druckerzeugern beurteilt werden. Eine Makrorissentstehung ist durch einen Druckabfall an dem Druckerzeuger sowie einer plötzlichen Zunahme der zuströmenden (oder auch abströmenden) Menge gekennzeichnet. Der maximal gemessene Druck an der Kanüle zum Zeitpunkt der Makrorissentstehung wird als Aufreißdruck $p_{w,fr}$ definiert.

- In den konsolidierten Proben aus dem Schluff Apolda konnte durch die lokale hydraulische Belastung in den meisten Versuchen ein Versagen durch Makrorissentstehung bei reproduzierbaren Aufreißdrücken $p_{w,fr}$ erreicht werden. Bei den konsolidierten Kaolinproben bildete sich vor Rissentstehung bevorzugt eine Sickerweg entlang der Kanüle, da der Materialwiderstand gegen Rissentstehung höher als die Adhäsionskräfte zwischen Probe und Kanüle ist. In den Versuchen an konsolidierten Bentonitproben wurde wie in den Schluffproben ein Versagen durch Makrorissentstehung beobachtet. Allerdings sind die Konsolidierungszeiten im Bentonit vergleichsweise lang, weshalb nur wenige Versuche an diesem Material durchgeführt wurden. Der Fokus der Untersuchungen im modifizierten Triaxialgerät liegt daher auf den Versuchen an Schluffproben.
- Der Aufreißdruck $p_{w,fr}$ bei Makrorissentstehung steigt mit der mittleren effektiven Anfangsspannung p sowie der effektiven vertikalen Spannung σ_v (bei gleicher Horizontalspannung σ_h). Der Anstieg des Aufreißdrucks mit zunehmendem Überkonsolidierungsverhältnis OCR lässt sich anhand der normierten σ_t/p (Gl. 4.8b) darstellen.
- Sind initial Mikrorisse in der Probe vorhanden oder entsteht Mikrorissentstehung durch die hydraulische Belastung, zeigt sich dies durch einen erhöhten Zustrom und Abstrom in bzw. aus dem Probekörper während der Porenwasserdrucksteigerung an der Kanülenspitze. Durch die Mikrorisse wird der Aufreißdruck bei einer Makrorissentstehung reduziert.
- Im Fall einer Hohlraumbildung wird ein erhöhter Zustrom am Druckerzeuger der Kanüle und gleichzeitig ein vernachlässigbar geringer Abstrom an den Druckerzeugern der Endplatten gemessen. Eine Hohlraumbildung wurde in Versuchen mit hohem v/k -Verhältnis und an überkonsolidierten Proben beobachtet. In den Versuchen stellt der Porenwasserdruck an der Kanülenspitze eine un- oder teildrainierte Belastung dar, bei der vergleichsweise hohe Aufreißdrücke ermittelt wurden.
- Bei Belastungen mit geringem v/k -Verhältnis werden die Probekörper vergleichsweise lange bei geringeren Druckgradienten durchströmt, was zu Mikrorissentstehung und zum Anstieg des Wassergehalts in der Probe führt. Dadurch ändert sich lokal die Konsistenz der Probe von fest zu weich bis breiig, wodurch das Eintreten eines Makrorisses unwahrscheinlich wird.
- Die Drainagerandbedingungen an den Probenenden haben nur bei sehr geringen v/k -Verhältnissen einen relevanten Einfluss auf das Versagen durch die hydraulische Belastung, da in diesem Fall keine Durchströmung des Probekörpers stattfindet und damit auch bei langsamer Belastung ein Rissversagen eintreten.
- Die Höhe des Sättigungsdrucks zeigte in den durchgeführten hydraulischen Belastungsversuchen keinen Einfluss auf die Rissentstehung bzw. die Druckausbreitung. Aufgrund der

durchgeführten B-Test-Variationen ist davon auszugehen, dass bei Belastungen mit hohem v/k -Verhältnis der Sättigungsdruck für die Rissentstehung eine Rolle spielt.

- Die Bestimmung der Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ in dem modifizierten Triaxialversuch weist eine geringere Reproduzierbarkeit auf als die Bestimmung der undrainierten Scherfestigkeit c_u aus CU-Versuchen. Eine Erklärung dafür ist, dass Inhomogenitäten in den Probekörpern das Rissversagen stärker beeinflussen als das Scherversagen.
- Zur Bestimmung eines spannungsabhängigen Risswiderstands auf Basis der Aufreißdrücke der Versuchsvariationen ist eine Analyse des effektiven Spannungszustands bei Rissentstehung im Nahbereich der Kanülenspitze erforderlich, da das Rissversagen lokal eintritt. Die Bestimmung des Risswiderstands basierend auf einer Zugfestigkeit nach der Gleichung 4.7 ist nicht möglich, da dies voraussetzt, dass die effektive Spannung $\sigma = p_{w,fr} - p$ bei Rissentstehung homogen über den ganzen Probekörper verteilt ist und eine Auswertung der effektiven Spannungen für den Risswiderstand unabhängig von der Stelle der Rissentstehung möglich ist.

5 Analyse und theoretisches Rissmodell

Im ersten Abschnitt dieses Kapitels werden die eigenen Versuchsergebnisse mit der Literatur zu hydraulisch induzierten Rissen verglichen. Dazu werden sowohl die experimentellen Beobachtungen gegenübergestellt als auch ausgewählte Modelle zur Bestimmung des Aufreißdrucks (Abschnitt 3.2) auf die eigenen Versuchsdaten angewendet. Im zweiten Teil des Kapitels werden auf Basis numerischer Nachrechnungen der Versuche die lokalen Spannungszustände bei Rissinitiation analysiert. Im letzten Abschnitt wird ein Modell zur Rissentstehung vorgestellt, das, ausgehend von den numerischen Simulationen, Ansätze der linear-elastischen Bruchmechanik und der probabilistischen Bruchmechanik verwendet.

5.1 Vergleich mit der Literatur

Die Literaturrecherche in Kapitel 3 ist unterteilt in experimentelle und theoretische Untersuchungen zur hydraulisch induzierten Rissentstehung. Für den Vergleich der Versuchsergebnisse dieser Arbeit mit denen der Literatur werden einerseits die Beobachtungen in den experimentellen Untersuchungen gegenübergestellt (siehe Abschnitt 3.1) und andererseits die Anwendbarkeit der theoretischen Ansätze zur Bestimmung des Aufreißdrucks auf die gemessenen Aufreißdrücke geprüft (siehe Abschnitt 3.2).

5.1.1 Laborversuche

Eine Gegenüberstellung aller experimenteller Daten der Literaturrecherche mit den eigenen Versuchsdaten ist in der Abbildung 5.1 in Form des Aufreißdrucks über die effektive minimale Anfangsspannung gegeben. Das Diagramm zeigt eine deutliche Streuung des Zusammenhangs zwischen dem Aufreißdruck und der minimalen Spannung, was auf die sehr unterschiedlichen Randbedingungen der Versuche zurückzuführen ist. Eindeutig zu erkennen ist nur, dass $p_{w,fr}$ mit σ_{min} annähernd linear ansteigt. Ein quantitativer Vergleich der Aufreißdrücke aus der Literatur wäre nur möglich unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Versuchsapparaturen, Versuchsabläufe, Probenherstellungsmethoden und Probenmaterialien. In dieser Arbeit erfolgt der Vergleich der eigenen Daten mit denen der Literaturrecherche ausschließlich anhand von

qualitativ beobachteten Zusammenhängen. Für diesen Vergleich werden die Einflussfaktoren auf die Rissentstehung analog zum Abschnitt 3.1 in die folgenden Schwerpunkte untergliedert: Probenmaterial und -herstellung, initialer Spannungszustand sowie hydraulische Belastung.

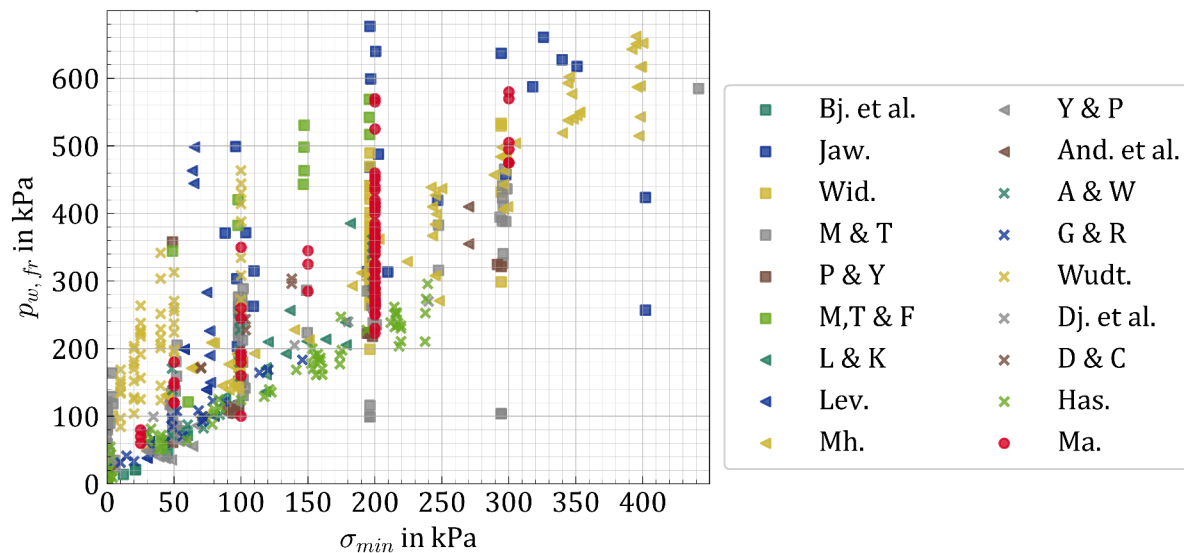


Abbildung 5.1: Zusammenstellung aller Literaturdaten und der eigenen Versuchsdaten in Form von Aufreißdruck über effektiver mittlerer Spannung (eigene Versuchsdaten: "Ma").

Probenmaterial und -herstellung

Die Probenherstellung kann die Mikrostruktur der Proben deutlich beeinflussen (vgl. Abschnitt 4.2). In den eigenen Versuchen wurden in den verdichteten Probekörpern aus Schluff oder Kaolin geringere Aufreißdrücke als in den konsolidierten Probekörpern ermittelt. Dies stimmt mit den Versuchsergebnissen in [49, 4, 69] überein, denen zufolge die geringeren Aufreißdrücke der verdichteten Proben auf die größere Inhomogenität im Vergleich zu konsolidierten Proben zurückzuführen sind.

Beim Vergleich der Versuche an Proben aus Schluff, Kaolin und Bentonit ist eine Zunahme des Aufreißdrucks mit dem Tongehalt zu erkennen. Dies kann etwa durch die Versuche in [107] an Schluff- und schluffigen Tonproben (15% bzw. 35% Tongehalt) bestätigt werden. Die Versuche in [67, 68] an Proben mit unterschiedlichen Mischungsverhältnissen aus Ton, Bentonit, Gips und Wasser weisen auf eine Zunahme der einaxialen Druckfestigkeit und des Aufreißdrucks mit zunehmendem Gipsanteil hin. Zur Bestimmung des Aufreißdrucks wird daher in [68] eine Korrelation mit der einaxialen Druckfestigkeit verwendet. Zur Interpretation der ermittelten Aufreißdrücke werden auch in [66, 60, 75, 110, 63] Korrelationen mit der drainierten oder undrainierten Scherfestigkeiten verwendet. Eine Bestimmung des Aufreißdrucks abhängig von Materialkenngrößen wurde bisher nicht vorgeschlagen.

Spannungszustand

Eine Zunahme des Aufreißdrucks mit der mittleren oder der minimalen effektiven Spannung wurde in allen Laboruntersuchungen festgestellt (vgl. Abbildung 5.1). Inwiefern eine lineare Regressionsanalyse nach [49] zur Bestimmung des Aufreißdrucks zielführend ist, wird im Abschnitt 5.1.2 diskutiert.

Die eigenen Versuche zeigen neben dem Zusammenhang $\sigma_{min} - p_{w,fr}$ eine Zunahme des normierten Aufreißdrucks $p_{w,fr}/\sigma_{min}$ bzw. der normierten Zugfestigkeit σ_t/σ_{min} mit zunehmendem OCR , wobei sich die Werte bereits ab $OCR > 8$ asymptotisch einem Grenzwert nähern. Höhere Aufreißdrücke mit steigenden Überkonsolidierungsgeraden wurden ebenso in [63] und [5] beobachtet. Während der lineare Zusammenhang zwischen $p_{w,fr}/\sigma_{min}$ und $\ln(OCR)$ die eigenen Versuchsergebnisse in [5] bestätigt, konnte die Schlussfolgerung, dass ab $OCR > 4$ keine Rissentstehung mehr eintritt, in dieser Arbeit nicht bestätigt werden. In [5] wird davon ausgegangen, dass ab $OCR > 4$ eine Hohlraumbildung um die Injektionsstelle eintritt, die ein Rissversagen verhindert. Die Hohlraumbildung in überkonsolidierten Proben kann zwar durch die eigenen Versuche bestätigt werden, jedoch tritt auch bei dieser schließlich ein Riss ein (siehe auch [60, 16]). In einigen Quellen wird anhand von OCR auch das Spannungsverhältnis K und damit der Einfluss auf die Orientierung der Rissoberflächen untersucht. In situ resultiert bei $OCR > 1$ meist ein Spannungsverhältnis $K > 1$ bzw. $\sigma_v < \sigma_h$ [56, 16]. Da die Risse sich orthogonal zur minimalen Hauptspannung ausbreiten, wurden in den in situ-Versuchen in [56] horizontal verlaufende Rissoberflächen bei $OCR > 1$ und vertikal verlaufende Rissoberflächen bei $OCR = 1$ festgestellt. In Laborversuchen kann die Orientierung der Rissausbreitung zusätzlich durch Randeinflüsse bestimmt werden [109]. Die eigenen Versuche wurden die Proben bei $OCR > 1$ immer isotrop konsolidiert ($\sigma_v = \sigma_h$), sodass der in situ beobachtete Zusammenhang zwischen OCR und K nicht relevant war. Für anisotrop konsolidierte Proben mit $K < 1$ und $OCR = 1$ wurden in der Literatur vermehrt vertikale Risse beobachtet [47, 49, 110, 36]. Bei einem isotropen Anfangsspannungszustand war die Rissausbreitung in den eigenen Versuchen scheinbar willkürlich orientiert. Die Entstehung von vielen, unterschiedlich orientierten Mikrorissen wie in [112, 109] wurde in dieser Laborstudie nicht in Verbindung mit dem Spannungszustand, sondern mit der Belastungsdauer festgestellt.

Belastung

In den eigenen Laborversuchen wurde ein deutlicher Einfluss des v/k -Verhältnisses auf den Aufreißdruck von Schluffproben festgestellt (vgl. Abschnitt 4.4, S. 120-123). Je höher v/k , desto höher ist auch der Aufreißdruck. Während bei den Schluffversuchen v/k nur durch verschiedene Belastungsgeschwindigkeit variiert wurde, erfolgte dies in [112, 67, 68, 63, 110, 69] auch durch Variation der hydraulischen Durchlässigkeit k durch Verwendung von Injektionsfluiden mit unterschiedlicher Viskosität. Die Versuchen mit unterschiedlichen Drucksteigerungsraten in

[112, 67, 110] bestätigen die Zunahme des Aufreißdrucks bei schnellerer Belastung. Gegenteiliges wird hingegen in [49] und [107] beschrieben, wobei in [107] die Hypothese einer mit der Belastungsdauer zunehmenden Rissfestigkeit durch Alterungsprozesse im Ton aufgestellt wird. Bei hohen v/k -Werten durch eine hohe Belastungsrate oder eine hohe Fluidviskosität wird von einem geringen „Leak-off“ und stattdessen von einer Hohlraumbildung an der Injektionsstelle ausgegangen [67, 60]. Auch in den eigenen Versuchen wird bei hohem v/k von einem reduzierten Zustrom in den Porenraum und stattdessen von einer Hohlräumeaufweitung ausgegangen (siehe Abschnitte 4.4.2 und 5.2). Die höheren Aufreißdrücke werden in [67] auf Basis der analytischen Lösung für eine elastische Hohlräumeaufweitung in [60] bzw. [99] begründet (siehe Abschnitt 3.2). Die Anwendbarkeit dieser Lösung zur Bestimmung der Aufreißdrücke bei Belastung mit sehr hohen v/k -Werten in dieser Laborstudie wird im Abschnitt 5.1.2 geprüft.

Ein Unterschied zwischen druck- und durchflussgeregelten Versuchen zeigte sich in der eigenen Studie nur bei geringen v/k -Verhältnissen in der nach Probenausbau festgestellten Rissintensität, die bei einer Druckregelung wesentlich höher war. Ursache hierfür kann eine Mikrorissentstehung vor der Entstehung eines Makrorisses sein, wie sie in Festgestein beobachtet wurde [112]. Während bei einer Belastung durch einen konstanten Volumenstrom keine weitere Drucksteigerung nach der Mikrorissentstehung eintritt, wird bei einer Druckregelung die Belastung bis zum Eintreten des Druckabfalls durch einen Makroriss gesteigert. Für hohe v/k -Werte wurden keine Unterschiede bezüglich Aufreißdruck oder Rissbild zwischen Druck- und Durchflussregelung festgestellt. Die Aussagen in der Literatur zum Einfluss der hydraulischen Belastungsart auf den Aufreißdruck sind gegensätzlich. Während bei [67] für kohäsive Proben kein Unterschied zwischen druck- und durchflussgeregelter Belastung festgestellt wurde, stellten sich bei [112] geringere Aufreißdrücke bei einer Durchflussregelung ein.

5.1.2 Rissmodelle

In diesem Abschnitt wird die Anwendbarkeit empirischer und analytischer Rissmodelle sowie Ansätze aus der Bruchmechanik (siehe Abschnitt 3.2) auf die Versuchsergebnisse an Proben aus Schluff geprüft. Der Vergleich der mit den Modellen prognostizierten Aufreißdrücke mit den experimentell ermittelten Aufreißdrücken wird anhand der Versuchsreihe I (isotrop, normalkonsolidierten Schluffproben mit unterschiedlichen Anfangsspannungen p und der Referenzbelastung $\Delta p_w/\Delta t = 5/120$ kPa/s) geführt. Anhand der Aufreißdrücke der Versuchsvariationen, wird geprüft, welche Einflussfaktoren mit den Rissmodellen berücksichtigt werden können.

Anwendbarkeit empirischer Rissmodelle

Bei der Analyse der Aufreißdrücke in normalkonsolidierten Schluffproben mit unterschiedlichen mittleren effektiven Anfangsspannungen p (Reihe I) im Abschnitt 4.4.2 wurde mittels linearer Regression analog zu dem empirischen Ansatz in [49] ein Zusammenhang der Form $p_{w,fr} = m \cdot \sigma_h + n$

(Gl. 3.1) hergestellt, wobei $n \geq 0$ gilt. In [49] werden die Steigung m und der Ordinatenabschnitt n in der Gleichung als Materialparameter für proctorverdichtete Proben interpretiert, die vom Wassergehalt abhängen. Werden im Rahmen dieser Arbeit die Parameter m und n anhand der Aufreißdrücke der unterschiedlichen Versuchsreihen an Schluffproben (siehe Abschnitt 4.4.1) bestimmt, zeigt sich zudem eine Abhängigkeit der Parameter von dem Spannungsverhältnis K (Reihe II), dem Überkonsolidierungsgrad OCR (Reihe III) sowie der Belastungsgeschwindigkeit bzw. dem v/k -Verhältnis (Reihe IV). Die empirisch ermittelten Parameter stellen daher keine Materialkonstanten dar. Die aus den Versuchsreihen I, II, III und IV ermittelten Werte für m und n sind in der Tabelle 5.1 zusammengestellt. Da die Anzahl der Einzelversuche je Versuchsvariation

Tabelle 5.1: Vergleich der mittels linearer Regression bestimmten Parameter m und n für die Versuchsreihen I, II, III und IV (siehe Abschnitt 4.4.1) zur Beurteilung des empirischen Ansatz in [49].

Parameter \ Variation		Reihe I	Reihe II	Reihe III				Reihe IV	
		p	$K = \sigma_h / \sigma_v$	$OCR =$				$v/k \uparrow$	$v/k \downarrow$
				2	4	8	>1		
m	aus n Werten	1,50	1,38	2,05	2,60	2,91	1,86	1,24	↘
	aus μ	1,50	1,38	2,05	2,58	1,92	1,86	1,24	
n in kPa	aus n Werten	42,5	132,5	0	0	0	36,5	162,0	↘
	aus μ	34,7	132,5	0	0	0	39,0	162,0	

unterschiedlich ist, resultieren unterschiedliche Werte für m und n aus der Regressionsanalyse je nach Anpassung an alle Einzelwerte oder an die Mittelwerte des Aufreißdrucks einer Versuchsvariation. Bei der Versuchsreihe III resultieren teilweise negative Werte für n aus der linearen Regression, weshalb die Werte für m mit $n = 0$ ermittelt wurden. Die Versuche mit einem im Vergleich zum Referenzversuch geringeren v/k -Verhältnis liegen ausschließlich an Proben mit $p = 200$ kPa vor, weshalb für diese Versuche keine Regressionsanalyse durchgeführt werden konnte. Durch die in diesen Versuchen geringeren erzielten Aufreißdrücke sind im Vergleich zu den Referenzversuchen jedoch geringere Werte für m und n zu wählen.

Um das empirische Risskriterium nach [49] auf andere Anfangs- und Randbedingungen zu übertragen, ist eine Interpretation der Parameter m und n der Gleichung 3.1 hinsichtlich des Versagenszustands bei Rissentstehung erforderlich. Eine derartige Interpretation ist unter der Voraussetzung eines elastischen Bodenverhaltens im Bereich der Kanülenspitze nach Gleichung 3.2 möglich. Wenn für den Anfangsspannungszustand vor der hydraulischen Belastung $\sigma_{r,0} = \sigma_{\theta,0} = \sigma_h$ gilt, steigt durch die Porenwasserdrucksteigerung Δp_w an der Kanülenspitze die Radialspannung um $\Delta \sigma_r = \Delta p_w$ und die Tangentialspannung wird um $\Delta \sigma_\theta = -\Delta p_w$ reduziert. Damit ist die Tangentialspannung die geringste Hauptspannung. Unterschreitet diese die Zugfestigkeit σ_t tritt Zugversagen ein. Mit $\sigma_\theta = \sigma_h - \Delta p_w \leq \sigma_t$ resultiert für den Aufreißdruck $p_{w,fr} = \sigma_h + \sigma_t$. Somit gilt für ein Zugversagen im elastischen Material $m = 1$ und $n = \sigma_t$. Da aus den Regressionsanalysen $m > 1$ resultiert (5.1), sind die getroffenen Annahmen für die Schluffversuche nicht korrekt.

Alternativ kann von einem Scherversagen ausgegangen werden, wobei die maximale deviatorische Spannung q_{max} an der Kanülenspitze ausgehend von einem isotropen Anfangsspannungszustand ($\sigma_v = \sigma_h$) nach Gleichung 3.2

$$q_{max} = \sigma_r - \sigma_\theta = (\sigma_h + \Delta p_w) - (\sigma_h - \Delta p_w) = 2 \cdot \Delta p_w$$

beträgt. Aus den CU-Versuchen wurde im Abschnitt 4.1 für ein Scherversagen unter drainierten Bedingungen ein maximales Spannungsverhältnis von $q/p = M_c = 1,4$ und für die undrainierte Scherfestigkeit $c_u = 0,56 \cdot p + 12,5$ MPa ermittelt. Unter der Annahme, dass der Riss durch ein Überschreiten der drainierten Scherfestigkeit bei $\Delta p_w = p_{w,fr}$ eintritt, gilt an der Kanülenspitze $q_{max} = 2 \cdot \Delta p_w = 1,4 \cdot p$ und damit für den Aufreißdruck $p_{w,fr} = 0,7 \cdot p = 0,7 \cdot \sigma_h$.

Für ein undrainiertes Versagen ergibt sich aus $q_{max} = 2 \cdot c_u$ für den Aufreißdruck $p_{w,fr} = 0,56 \cdot p + 12,5$ MPa. Eine Interpretation der Parameter m und n durch ein Scherversagen unter drainierten Bedingungen bei elastischer Verformung ist somit nicht möglich, da sich aus der linearen Regressionsanalyse für Schluffproben mit $OCR = 1$ stets $n \neq 0$ ergibt.

Eine Interpretation der Parameter durch ein undrainiertes Scherversagen mit einer spannungsabhängigen undrainierten Scherfestigkeit $c_u(p)$ ist hingegen plausibel, wenn auch zwischen der undrainierten Scherfestigkeit und den Parametern der linearen Regression ein Faktor 2 bis 3 liegt. Die undrainierte Scherfestigkeit hängt zudem, wie der Aufreißdruck, von der Belastungsgeschwindigkeit und dem Überkonsolidierungsgrad ab [57, 7, 2, 7]. Eine Korrelation zwischen m und n und der undrainierten Scherfestigkeit c_u kann mit einer ausreichenden Datenbasis hergestellt werden. Dazu sind sowohl c_u als auch m und n als Funktion der mittlere effektiven Spannung p , des Überkonsolidierungsgrades OCR und der Belastungsgeschwindigkeit durch das v/k -Verhältnis zu bestimmen: $c_u = f(p, OCR, v/k)$ und $m, n = f(p, OCR, v/k)$.

Anwendbarkeit analytischer Rissmodelle

Die analytischen Modelle zur Bestimmung des Aufreißdrucks bei hydraulisch induzierten Rissen unterscheiden sich hinsichtlich der Annahme zur Rissentstehung durch Überschreiten der Scher- oder Zugfestigkeit des Bodens. In den Modellen, die von einem Scherversagen ausgehen, wird der Aufreißdruck abhängig von den drainierten oder undrainierten Scherfestigkeit des Bodens berechnet.

Für die Schluffproben wurden in dem Abschnitt 4.1 der effektive Reibungswinkel und die effektive Kohäsion zu $\varphi = 35^\circ$ und $c' = 0$ kPa sowie die druckabhängige undrainierte Scherfestigkeit zu $c_u(p) = 0,56 \cdot p + 12,5$ kPa aus CU-Versuchen bestimmt. Des Weiteren liegen die undrainierte Scherfestigkeit $c_u = 35,1$ kPa aus UU-Versuchen und $c_u = q_u/2 = 18,6$ kPa aus einaxialen Druckversuchen vor. Somit können aus den Scherparametern die theoretischen Aufreißdrücke für ein Scherversagen direkt aus den Gleichungen der Modelle im Abschnitt 3.2 berechnet und mit den gemessenen Aufreißdrücken verglichen werden.

Für Modelle, die von einem Rissversagen beim Überschreiten der Zugfestigkeit $\sigma_t > 0$ ausgehen, ist der Vergleich der gemessenen und berechneten Aufreißdrücke nicht möglich, da die Zugfestigkeit der Schluffproben nicht anhand direkter oder indirekter Zugversuche (wie z.B. in [54]) bestimmt wurde. Um die Anwendbarkeit dieser Modelle zu prüfen, wird stattdessen mit den experimentell ermittelten Aufreißdrücken die Zugfestigkeit berechnet. Mit den resultierenden Werten für die Zugfestigkeit wird beurteilt, ob das Modell das Versagen in den Versuchen wiedergeben kann. Für die Validierung der theoretischen Modelle stehen die gemessenen Aufreißdrücke der Versuchsreihe I im Fokus, in der Versuche an Schluffproben mit $OCR = 1$, $\sigma_h = \sigma_v$, unterschiedlichen mittleren effektiven Anfangsspannungen von $p = 100, 200$ kPa und 300 kPa und mit der Referenzbelastung von $\Delta p_w / \Delta t = 5/120$ kPa/s (siehe Abschnitt 4.4.1) durchgeführt wurden. Für Rissmodelle, die auch das Spannungsverhältnis K , den Überkonsolidierungsgrad OCR oder die Belastungsgeschwindigkeit berücksichtigen, werden entsprechend auch Aufreißdrücke aus den Versuchen mit Variation von K (Reihe II), OCR (Reihe III) oder dem v/k -Verhältnis (Reihe IV) betrachtet.

Die Berechnung der Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ bzw. der Zugfestigkeiten σ_t anhand der Gleichungen der Rissmodelle im Abschnitt 3.2, der Materialparameter aus Abschnitt 4.1 und den Aufreißdrücken aus Abschnitt 4.4.2 ist für die verwendeten Quellen ausführlich im Anhang D dokumentiert. Eine Übersicht der Validierungsergebnisse ist in der Tabelle 5.2 gegeben. In dieser sind je Rissmodell die berücksichtigten Einflussfaktoren, die zur Validierung verwendeten Materialparameter sowie eine kurze Bewertung der Anwendbarkeit angegeben. Nachfolgend wird die Anwendbarkeit der analytischen Ansätze getrennt nach Zug- und Scherversagen diskutiert.

Rissentstehung durch Zugversagen

Zu den im Abschnitt 3.2 vorgestellten Modellen, die von einer Rissentstehung durch Zugbeanspruchung ausgehen, gehören die Ansätze basierend auf der Elastizitätstheorie von Hubbert & Willis [47], Scheidegger [83] und [84], Haimson & Fairhurst [42], Schmitt & Zoback [85], Lo & Kaniaru [58] und Mhach [63] sowie die Ansätze auf Grundlage der Hohlräumauflösung von Bjerrum et al. [16] und Widjaja [107].

Die Anwendbarkeit der Modelle auf die experimentellen Ergebnisse wird anhand der berechneten Zugfestigkeiten σ_t beurteilt und ist in der letzten Spalte der Tabelle 5.2 angegeben.

Von den insgesamt zehn Modellen resultieren für die Untersuchungen in dieser Arbeit nur aus den Ansätzen in [16], [107] und [58] Zugfestigkeiten in einem plausiblen Wertebereich. Aus den Gleichungen der anderen Modelle treten bei Verwendung der Aufreißdrücke in den Schluffproben entweder keine Zugspannungen für die minimale Hauptspannung auf (in der Tabelle: $\sigma_{min} < 0$ kPa) oder die resultierenden Zugfestigkeiten sind so hoch, dass sie für das Material Boden nicht plausibel sind. Als Vergleichsmaß wurde die undrainierte Scherfestigkeit gewählt, weshalb in der Tabelle diese Modelle mit $\sigma_t \gg c_u$ bewertet sind. Näher erläutert werden an dieser Stelle nur diejenigen Modelle, die zu einer plausiblen Zugfestigkeit führen. Für die Restlichen

wird auf die Ausführungen in Anhang D verwiesen.

Nach [16] tritt das Zugversagen vor oder nach einer Hohlräumvergrößerung (HA) um das Bohrloch ein. Die Bestimmung des Aufreißdrucks sowie der Rissentstehung vor oder nach der HA wird (bei bekanntem σ_t) anhand von zwei Parametern α und β berechnet, die sich aus dem effektiven Reibungswinkel φ sowie den elastischen Materialparametern E und ν ermitteln lassen. Alternativ können α und β aus einer Tabelle in [16] anhand des Verhältnisses $\frac{E}{Kp(1+\nu)}$ abgeschätzt werden. In dieser Tabelle werden die Böden in drei Steifigkeitsklassen eingeteilt. Liegt das Steifigkeitsverhältnis eines Bodens außerhalb dieser Bodenklassen, resultieren aus dem Ansatz keine plausiblen Werte für den Aufreißdruck (bzw. für die Zugfestigkeiten), womit die Anwendbarkeit des Rissmodells begrenzt ist. Bei Verwendung des Steifemoduls aus den Oedometerversuchen sind die Schluffproben für die Anwendung des Modells zu steif. Daher wurde die undrainierte Steifigkeit E_u aus den einaxialen Druckversuchen verwendet. Mit dieser ergeben sich nach [16] Zugfestigkeiten für die Versuchsreihe I bei $p = 100, 200$ kPa und 300 kPa vom $\sigma_t = 11, 53$ kPa und 77 kPa. Dabei tritt für $p = 100$ kPa und 200 kPa das Zugversagen vor und für $p = 300$ kPa nach der HA ein. Für die Versuchsreihe II mit $K < 1$ ergibt sich ein Versagen nach der HA und es resultieren höheren Zugfestigkeiten ($\sigma_t = 229$ kPa und 249 kPa). Für die Aufreißdrücke der Versuchsvarianten IVa ($p = 200$ kPa, $\Delta p_w/\Delta t = 5/30$ kPa/s), IVb ($p = 300$ kPa, $\Delta p_w/\Delta t = 5/30$ kPa/s) und IVd ($p = 200$ kPa, $\Delta p_w/\Delta t = 1$ kPa/s) mit schnellerer Belastung als in Reihe I ergeben sich mit $\sigma_t = 128, 99$ und 220 kPa ebenso höhere Zugfestigkeiten (im Vergleich zu Reihe I), welche ebenfalls erst nach der HA überschritten werden. Bei langsamerer Belastung (IVc, $p = 200$ kPa, $\Delta p_w/\Delta t = 5/60$ kPa/s) tritt hingegen das Versagen vor der HA bei $\sigma_t = 40$ kPa ein. Für die Reihe III mit unterschiedlichen Überkonsolidierungswerten OCR zeigt sich keine eindeutige Tendenz für das Eintreten vor oder nach der HA sowie höheren oder niedrigeren Zugfestigkeiten im Vergleich zu den Versuchsreihen mit $OCR = 1$.

Das Modell in [16] liefert damit plausible Annahmen zu einer HA vor der Rissentstehung, da auch in den Versuchen bei schneller Belastung von einer Hohlräumvergrößerung um die Kanülenspitze ausgegangen wird (siehe Abschnitt 4.4.2). Die HA in der Versuchsvariante Ic ($p = 300$ kPa) wurde im Versuch hingegen nicht festgestellt und ergibt sich rechnerisch nur aus dem vergleichsweise geringem Steifigkeitsverhältnis, welches aus der verwendeten konstanten Steifigkeit E_u resultiert. Die Anwendbarkeit des Modells auf die Versuchsergebnisse ist somit prinzipiell gegeben, jedoch ist eine spannungsabhängige Bodensteifigkeit zu verwenden, die für die undrainierte Steifigkeit nicht experimentell bestimmt wurde. Mit der Berücksichtigung von OCR bei der Bestimmung von $E_u(p)$, könnte der Ansatz auch plausible Aufreißdrücke für die Versuchsreihe III liefern. Ein deutliches Defizit des Modells ist hingegen, dass es für sehr steife oder sehr weiche Böden nicht anwendbar ist ($1 < \frac{E}{Kp(1+\nu)} < 70$).

Mit dem Modell in [107] kann das Verhältnis der Belastungsgeschwindigkeit ($\Delta p_w/\Delta t$) zur

Probendurchlässigkeit k berücksichtigt werden, indem für die Ermittlung der Spannungsverteilung um das Bohrloch ein durch den Zustrom in den Porenraum aufgeweichter radialer Bereich mit dem Radius r_s um das Bohrloch berechnet wird. Zur Bewertung des Modells werden daher Versuche mit Variation der Anfangsspannung p und des v/k -Verhältnisses betrachtet (Versuchsreihe I und IV). Bei der Referenzbelastung in Reihe I ($\Delta p_w/\Delta t = 5/120$ kPa/s) berechnen sich die Zugfestigkeiten nach [107] bei $p = 100, 200$ kPa und 300 kPa zu $\sigma_t = 51, 111$ kPa und 86 kPa, und die zugehörigen Radien des durchströmten Bereichs betragen $r_s = 8, 8, 14, 2$ mm und $17, 7$ mm. Für die schnelleren Belastungen in IVa, IVb und IVd mit $p = 200, 300$ und 300 kPa ergibt sich $\sigma_t = 196, 103$ und 224 kPa bei $r_s = 9, 8, 10, 8$ und $6, 7$ mm und für die langsamere Belastung in IVc $\sigma_t = 73$ kPa bei $r_s = 24, 7$ mm. Damit ist auch bei dieser Berücksichtigung des v/k -Verhältnisses durch r_s die Zugfestigkeit σ_t keine Materialkonstante. Zwar wird mit steigendem v/k -Verhältnis der aufgeweichte Bereich immer kleiner, jedoch ergibt sich aus der Berechnung der Tangentialspannung unmittelbar am Bohrlochrand bei kleinem r_s nur eine geringfügige Spannungsänderung bei einer Porenwasserdrucksteigerung. Daher wird der Effekt der v/k -Verhältnisse in dem Modell nicht adäquat berücksichtigt und die Zugfestigkeit hängt weiterhin von der Belastungsgeschwindigkeit ab.

Das Modell in [58] liefert unter Verwendung der undrainierten Scherparameter $c_u = 35, 1$ kPa und $\varphi_u = 0$ aus den UU-Versuchen für die Reihe I bei $p = 100, 200$ kPa und 300 kPa mit $\sigma_t = 80, 238$ kPa und 280 kPa plausible Werte. σ_t nimmt dem Modell zufolge mit p zu. Allerdings werden weder das Spannungsverhältnis K noch der Überkonsolidierungsgrad OCR oder das v/k -Verhältnis berücksichtigt, sodass sich bei Anwendung auf entsprechende Versuchsvariationen ganz andere Werte für die Zugfestigkeit des Schluffs aus den Aufreißdrücken ergeben. Damit stellt dieses Rissmodell eine zu starke Vereinfachung dar, um das Rissverhalten abzubilden.

Rissentstehung durch Scherversagen

Zu den im Abschnitt 3.2 vorgestellten Modellen, die von einer Rissentstehung durch Scherbeanspruchung ausgehen, gehören die Ansätze basierend auf der Elastizitätstheorie von Morgenstern & Vaughan [66], Mori & Tamura [67], Panah & Yanagisawa [75], Yanagisawa & Panah [110] und Mhach [63] sowie der Ansatz auf Grundlage der Hohlraumaufweitung (HA) von Massarsch [60]. In den Modellen in [66] und [63] werden drainierte Scherparameter (φ, c') verwendet. In allen anderen Modellen wird von einem Rissversagen beim Erreichen der undrainierten Scherfestigkeit (c_u aus UU oder AD) ausgegangen.

In den Diagrammen der Abbildung 5.2 sind die aus den Modellen resultierenden linearen Beziehung zwischen dem Aufreißdruck und der horizontaler Anfangsspannung ($\sigma_h - p_{w,fr}$, wobei $\sigma_h \leq \sigma_v$) zusammen mit den mittleren Aufreißdrücke der Versuche dargestellt. Die Geraden der zwei Modelle mit effektiven Scherparametern [66, 63] und des Modells der HA [60] verlaufen durch den Ursprung (Tabelle 5.2: $p_{w,fr}(\sigma_h = 0) = 0$ kPa). Den Modellen zufolge führt jede lokale

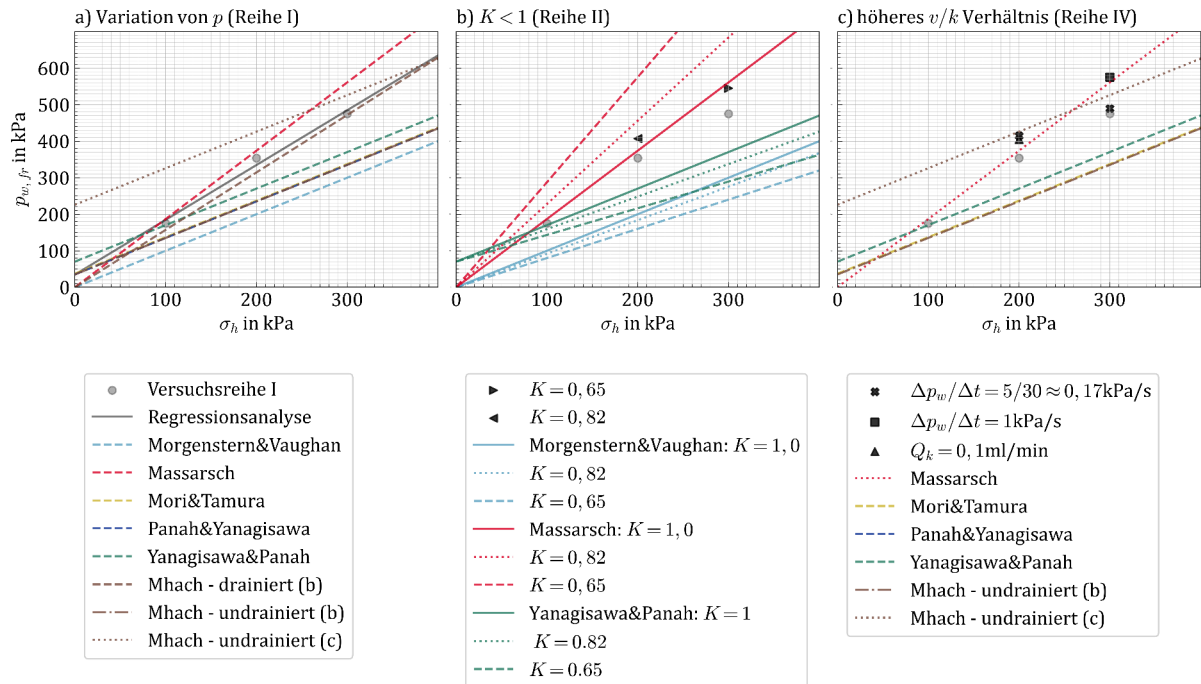


Abbildung 5.2: Vergleich der in den Versuchsreihen I, II und IV ermittelten Aufreißdrücke mit den Modellen zum Scherversagen in [60, 67, 75, 110] und [63]. Im Diagramm a) sind die mittleren Aufreißdrücke aus Versuchen mit einer Variation der mittleren effektiven Spannung p bei $K = 1$ und der Referenzbelastung $\Delta p_w / \Delta t = 5/120 \approx 0,042 \text{ kPa/s}$ und alle Ansätze für einen Scherriss dargestellt. Im Diagramm b) sind die Aufreißdrücke aus Versuchen mit $K < 1$ und die Modelle, die das initiale Spannungsverhältnis berücksichtigen dargestellt. Im Diagramm c) sind die Versuchsergebnisse mit höheren Belastungsgeschwindigkeiten bzw. v/k -Verhältnissen und die Modelle, die von einem undrainierten Scherversagen ausgehen, zusammengestellt.

Porenwasserdrucksteigerung in einer Probe ohne Konsolidierungsspannung ($\sigma_h = \sigma_v = 0 \text{ kPa}$) sofort zur Rissentstehung.

Im Diagramm a) der Abbildung 5.2 sind die Aufreißdrücke aller Modelle sowie der Versuchsreihe I ($K = 1, OCR = 1, p = 100, 200, 300 \text{ kPa}$, und $\Delta p_w / \Delta t = 5/120 \text{ kPa/s}$) und die zugehörige Regressiongerade dargestellt. Die beste Übereinstimmung der berechneten und gemessenen Aufreißdrücke zeigt sich in diesem Fall für den Ansatz der HA in [60] und für den Ansatz mit drainierten Versagen in [63]. Der Ansatz mit undrainiertem Versagen in [63], demzufolge der Riss erst bei einer Plastifizierung über den ganzen Probenquerschnitt eintritt, überschätzt die Aufreißdrücke deutlich. Mit dem drainierten Ansatz nach [66] und den Ansätzen für ein undrainiertes Versagen bei $q = 2c_u$ werden die Aufreißdrücke unterschätzt. Insbesondere im Bereich von Spannungen $\sigma_h > 200 \text{ kPa}$ liegen die berechneten Aufreißdrücke deutlich unterhalb der gemessenen.

In dem Diagramm b) der Abbildung 5.2 wird der Einfluss des Spannungsverhältnisses K betrachtet. Dazu werden die Aufreißdrücke der Versuchsreihe II mit $K = 0,65$ und $0,82$ sowie die Gleichungen jener Modelle dargestellt, die das Spannungsverhältnis berücksichtigen [66, 60, 110]. In den Versuchen wurde bei gleicher Horizontalspannung ein Anstieg des Aufreißdrucks $p_{w,fr}$ mit

Zunahme der Vertikalspannung σ_v bzw. bei $K < 1$ festgestellt. In den theoretischen Modellen zeigt sich nur bei dem Ansatz der HA nach [60] eine Zunahme von $p_{w,fr}$ mit σ_v , wobei das Modell einen stärkeren Anstieg mit σ_v zeigt, als er in den Versuchen ermittelt wurde. In den beiden anderen Modellen [66, 75] nimmt $p_{w,fr}$ für $K < 1$ im Gegensatz zu den Versuchsergebnissen ab. In dem Diagramm c) der Abbildung 5.2 sind die Aufreißdrücke der Versuche mit einer im Vergleich zur Reihe I schnelleren Belastung dargestellt. Da von einem undrainierten Versagen bei einem hohem v/k -Verhältnis ausgegangen wird, sind für den Vergleich nur die $\sigma_h - p_{w,fr}$ -Beziehungen aus Modellen mit undrainierten Scherversagen zu sehen. Das Diagramm a) zeigt bereits, dass unter Verwendung der undrainierten Scherfestigkeit die Aufreißdrücke, abgesehen von [60] und [63], unterschätzt werden. Mit der Belastungsgeschwindigkeit steigt der Aufreißdruck im Versuch. Da keines der Modelle zum Scherversagen das v/k -Verhältnis berücksichtigt, ist die Differenz zwischen gemessenen und berechneten Aufreißdrücken in Diagramm c) größer als in Diagramm a). Das Modell nach [63], dass von einem Erreichen von $q = 2c_u$ über den ganzen Querschnitt ausgeht, trifft die Aufreißdrücke der schnelleren Belastung im Mittel gut. Für das Modell der HA wurden für die schnelleren Belastungen der Skempton Parameter A angepasst (siehe Anhang D). Die beste Übereinstimmung zwischen Versuch und Modell für die Aufreißdrücke bei Referenzbelastung (Abbildung 5.2 a)) konnte mit dem drainierten Ansatz in [63] oder auch mit der HA in [60] erzielt werden. Eine Hohlrumbildung wurde jedoch nur in Versuchen mit hohen v/k -Verhältnissen beobachtet, weshalb der Ansatz in diesem Fall nicht plausibel ist. Für die Versuche mit hohem v/k -Verhältnis liefert das Modell der HA auf den ersten Blick plausible Aufreißdrücke (Abbildung 5.2 c)). Allerdings werden die Ergebnisse maßgeblich durch den Skempton Parameter A beeinflusst, der im Rahmen dieser Arbeit nicht experimentell ermittelt wurde. Für eine Validierung des Modells ist dieser abhängig von der Belastungsgeschwindigkeit zu bestimmen.

Anwendbarkeit von Modellen aus der LEBM

Neben den Rissmodellen, die auf Versagenskriterien der klassischen Boden- oder Geomechanik basieren, wurden im Abschnitt 3.2 auch Ansätze zur Bestimmung des Aufreißdrucks vorgestellt, die das Konzept der Spannungsintensitätsfaktoren (SIF) aus der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) auf die Rissentstehung im Boden übertragen. Dieser zufolge tritt eine Rissausbreitung ausgehend von einem initialen Riss der Länge l_c ein, wenn die Spannungsintensität an der Risspitze den kritischen Spannungsintensitätsfaktor K_{Ic} für Zug- oder K_{IIc} für Scherrisse erreicht (vgl 2.2.1). K_{Ic} und K_{IIc} sind Materialkonstanten, die für die Schluffproben nicht experimentell ermittelt wurden. Wie bei den Modellen zum Zugversagen können diese Materialkenngrößen nur anhand der Aufreißdrücke bestimmt werden, wobei zusätzlich eine Annahme für die initiale Risslänge l_c zu treffen ist.

Die Modelle von Rummel [81], Murdoch [69] und Wang [102], die SIF zur Interpretation der

Rissentstehung verwenden, gehen von unterschiedlichen Rissmodi aus und verwenden zur Herleitung der SIF unterschiedliche Geometrien. In [81] wird das Prinzip der Superposition verwendet, um K_I für ein Zugversagen an einem initialen Risses, der mittig durch den Bohrlochquerschnitt verläuft, zu bestimmen, wobei die Anfangsspannungen im Boden $\sigma_h < \sigma_H$ berücksichtigt werden. Für die einzelnen Spannungsfelder existieren Näherungslösungen für K_I in [92]. Auch in [69] wird K_I durch Superposition bestimmt, wodurch für den initialen Riss durch den Bohrlochquerschnitt eine kubische Probengeometrie berücksichtigt wird. In [102] wird ein Riss in einem Bodenelement unter einem Winkel β zur x-Achse betrachtet, auf das die Hauptspannungen σ_v und σ_h wirken. Die Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} berechnen sich anhand der Normal- und Schubspannung auf den Riss ($\sigma_n(\beta), \tau(\beta)$). Für das Versagen wird das Kriterium aus Scher- und Zugbeanspruchung nach der Gleichung 3.30 verwendet.

Aus den drei Ansätzen resultieren unter Verwendung der Aufreißdrücke aus den Versuchen bei gleicher initialer Risslänge l_c kritische Spannungsintensitätsfaktoren unterschiedlicher Größenordnung und sind somit nicht miteinander vergleichbar. Letztendlich ist zur Validierung der LEBM anhand der Rissversuche K_{Ic} experimentell aus genormten Versuchen zu bestimmen [102].

Eine Anwendung der SIF nach [102] in Kombination mit der numerischen Spannungsanalyse im Abschnitt 5.2 wird im Abschnitt 5.3.2 diskutiert.

Fazit des Literaturvergleichs

- Ein quantitativer Vergleich der ermittelten Aufreißdrücke mit Versuchsdaten aus der Literatur ist nicht möglich, da sich die Versuche stark hinsichtlich der Versuchsanordnung, der Versuchsdurchführung oder dem Probenmaterial unterscheiden.
- Qualitativ konnte eine gute Übereinstimmung zwischen den eigenen Beobachtungen und denen in der Literatur festgestellt werden. Zu den wichtigsten Erkenntnissen aus den eigenen Versuchen und den in der Literatur dokumentierten gehören:
 - Der Aufreißdruck steigt mit der Anfangsspannung, z.B. [49].
 - Der Aufreißdruck hängt nicht allein von der kleinsten initialen Hauptspannung ab, sondern wird auch vom Spannungsverhältnis beeinflusst, z.B. [110].
 - Mit der Überkonsolidierung steigt auch der Aufreißdruck, z.B. [5, 63].
 - Mit steigender Belastungsgeschwindigkeit steigt auch der Aufreißdruck und bei einer undrainierten Belastung tritt eine Hohlraumvergrößerung ein, z.B. [67, 63].
 - Eine Mikrorissentstehung durch die Porenwasserdrucksteigerung reduziert ebenso wie ein initialer Schlitz den Aufreißdruck, z.B. [49, 112, 63].
- Die theoretischen Modelle zur Bestimmung des Aufreißdrucks unterscheiden sich hinsichtlich einer Rissentstehung durch Zug- oder Scherversagen sowie hinsichtlich einer drainierten oder undrainierten hydraulischen Belastung (mit oder ohne Leak-off).

- Mit dem empirische Ansatz nach Gleichung 3.1 wird ein linearer Zusammenhang zwischen dem Aufreißdruck und der Anfangsspannung angenommen. Da für die Parameter m und n der Gleichung keine Korrelation mit Materialkenngrößen oder -parametern hergestellt wurde, ist das empirische Modell in dieser Form weder auf andere Versuche noch auf in situ-Verhältnisse übertragbar.
- Keines der betrachteten analytischen Modelle kann bei der Bestimmung des Aufreißdrucks alle Einflussfaktoren, die in den Versuchen ermittelt wurden, berücksichtigen. Die beste Übereinstimmung zwischen den berechneten und den gemessenen Aufreißdrücken konnten für die Versuche mit der Referenzbelastung mit dem Modell von Mhach [63] gefunden werden, das auf einem drainierten Scherversagen nach Mohr-Coulomb basiert. Für schnellere Belastungen lieferte das Modell der Hohlraumaufweitung von Massarsch [60] die besten Ergebnisse. Beiden Modellen zufolge ist ohne initiale Spannung im Boden keine Porenwasserdrucksteigerung möglich ($p_{w,fr}(\sigma = 0) = 0 \text{ kPa}$). Weder die Belastungsgeschwindigkeit noch die Überkonsolidierung werden in den Modellen erfasst. In dem Modell in [60] wäre dies durch Bestimmung der undrainierten Scherfestigkeit c_u abhängig von der Belastungsgeschwindigkeit und der Vorbelastung möglich. Allerdings ist das Modell nur für Versuche plausibel, die vor der Rissentstehung eine Hohlraumbildung aufweisen. Die Modelle, die Faktoren wie v/k -Verhältnis durch den Zustrom in den Porenraum [107] oder wie die Vorbelastung [5] berücksichtigen, zeigten bei der Validierung keine plausiblen Ergebnisse.
- Die Ansätze der LEBM können auf die Versuche dieser Arbeit nicht direkt angewendet werden, da K_{Ic} und K_{IIc} für die Versuchsmaterialien nicht ermittelt wurden. Des Weiteren wären zur Bestimmung der SIF die Fehlstellen in den Probekörpern vereinfacht als ebene Risse zu betrachten und zur Ermittlung der Aufreißdrücke deren initiale Risslänge l_c abzuschätzen.
- Keines der analytischen Rissmodelle kann den Aufreißdruck unter Berücksichtigung aller in dieser experimentellen Arbeit ermittelten Einflussfaktoren bestimmen. Zur Herleitung analytischer Lösung müssen stets starke Vereinfachung hinsichtlich Geometrie, Randbedingungen und Materialverhalten getroffen werden, sodass die Modelle die Spannungsänderungen durch die lokale Porenwasserdrucksteigerung in den Versuchen nur sehr vereinfacht wiedergeben. Um den Spannungszustand um die Kanülenspitze bei Rissentstehung genauer zu bestimmen, sind daher numerische Verfahren erforderlich.

Tabelle 5.2: Übersicht und Beurteilung der Quellen mit theoretischen Ansätzen zur Bestimmung des Aufreißdrucks.

Quelle	Geometrie	$K = \sigma_h / \sigma_v$	Installation	Leakoff	Parameter	Bewertung
Zugversagen						
H&W [47]	✗	✓	✓	✗	-	$\sigma_{min} > 0$ $\sigma_{min} > 0$
Sch. '60 [83]	✗	✓	✗	✗	-	$\sigma_t \gg c_u$ $\sigma_t \sim p$
Sch. '62 [84]	✗	✓	✓	✗	-	$\sigma_t \gg c_u$, $\sigma_t \sim p$
H&F [42]	✗	✓	✗	✓	α	$\sigma_t \gg c_u$ sehr hoch $\sigma_t \sim p$
Bj. [16]	✗	✓	✓	✗	φ, ν, E	begrenzt anwendbar
Widj. [107]	✓	✗	✗	✓	k	$p - \sigma_t$ nicht eindeutig, σ_t abhängig von v/k
L&K [58]	✓	✗	✗	✗	$c_u(\text{UU})$	$\sigma_t \sim p$
S&Z [85]	✗	✓	✓	✓/✗	α, β	$\sigma_t \gg c_u$, $\sigma_t \sim p$
Mh. [63]	✓	✗	✗	✓	-	$\sigma_{min} > 0$
And. [5]	✗	✓	✗	✓	$c_u(\text{UU})$, G_u, OCR	$\sigma_{min} > 0$, $\text{OCR} > 4 \rightarrow \sigma_{min} > 0$
Scherversagen						
M&V [66]	✗	✓	✗	✗	$\varphi, c = 0$	$p_{w,fr}(p=0) = 0$, $p > 200 \text{ kPa} \rightarrow p_{w,fr}$ zu hoch, $p_{w,fr}$ steigt für $K < 1$
Mas. [60]	✗	✓	✗	✗	$c_u(\text{UU})$ E_u	$p_{w,fr}(p=0) = 0$, $p > 200 \text{ kPa} \rightarrow p_{w,fr}$ zu hoch, $p_{w,fr}$ steigt für $K < 1$
M&T [67]	✓	✗	✗	✗	$c_u(\text{AD})$	$p_{w,fr}$ zu gering
P&Y [75]	✓	✗	✗	✗	$c_u(\text{UU})$	$p_{w,fr}$ zu gering ¹
Y&P [110]	✓	✓	✗	✗	$c_u(\text{AD})$	$p > 100 \text{ kPa} \rightarrow p_{w,fr}$ zu gering, $p_{w,fr}$ nimmt mit K ab
Mh. [63]	✓	✗	✗	(✓)	φ	$p_{w,fr}(p=0) = 0$
Mh. [63]	✓	✗	✗	✗	$c_u(\text{UU})$	$q(r=a) = 2c_u \rightarrow p_{w,fr}$ zu gering ¹ , $q(r=b) = 2c_u \rightarrow p_{w,fr}$ zu hoch

¹ Gleichungen nach Panah & Yanagisawa [75] und nach Mhach [63] (undrainiert b, Kriterium: $r_{pl} = a$) für $\phi_u = 0$ identisch

5.2 Numerische Analyse

Die Anwendung vereinfachter Methoden zur Bestimmung des Aufreißdrucks auf die eigenen Versuchsdaten im Abschnitt 5.1.2 zeigt, dass keine dieser Methoden geeignet ist um die eigenen Beobachtungen umfassend zu beschreiben bzw. die ermittelten Aufreißdrücke zu berechnen. Der Grund dafür ist, dass mit den Rissmodellen jeweils nur einige wenige Einflussfaktoren auf die Rissentstehung gleichzeitig betrachtet werden können. Keines der Modelle ermöglicht jedoch eine gleichzeitige Berücksichtigung aller, der eigenen Studie zufolge, relevanten Einflussfaktoren (Anfangsspannungszustand, Vorbelastungsspannung, Belastungsgeschwindigkeit bzw. v/k -Verhältniss sowie Materialeigenschaften) bei der Bestimmung des Aufreißdrucks.

Aus der Interpretation der Versuche an Schluffproben in Abschnitt 4.4.2 folgt, dass die Rissentstehung ein lokales Versagen ist, das von den effektiven Spannungspfaden bei der Porenwasserdruckbelastung in der Probenmitte sowie von Inhomogenitäten im Bereich um die Kanülenspitze bestimmt wird. Daher sollen zur weiteren Analyse der hydraulisch induzierten Rissentstehung im nächsten Schritt der Spannungsverlauf bis zur Rissentstehung in den verschiedenen Versuchsvarianten untersucht werden.

Unter der Voraussetzung, dass sich der Boden bis zur Rissentstehung wie ein Kontinuum verhält, lässt sich der Verlauf der effektiven Spannungen im Bereich der Kanüle während der hydraulischen Belastung durch eine instationäre, gekoppelte Strömungs-Verformungsberechnung mit der Finite Elemente Methode (FEM) berechnen. Im Vergleich zu den bisherigen Ansätzen zur Spannungsanalyse bietet ein FE-Modell den Vorteil, dass verschiedene Anfangs- und Randbedingungen sowie Stoffmodelle für das Materialverhalten vor der Rissentstehung mit vergleichsweise geringem Aufwand berücksichtigt werden können.¹

Zur Bestimmung des für die Rissentstehung relevanten Spannungszustands werden die effektiven Spannungen im Bereich der Kanüle zum Zeitpunkt des experimentell ermittelten Aufreißdrucks aus der numerischen Berechnung ermittelt. Die Rissentstehung oder der -fortschritt werden in dieser numerischen Analyse nicht wiedergegeben. Dazu konnten weder geeignete numerische Methoden gefunden werden², noch bieten die Versuchsdaten eine geeignete Grundlage zur Validierung einer Rissausbreitungssimulation.

Für die FE-Analyse der Spannungsverläufe in den verschiedenen Versuchsvarianten der Laborstudie an Schluff, wurde das FE-Programm Abaqus Standard verwendet. Nachfolgend werden

¹Auch vereinfachte Modelle zur Hohlräumeaufweitung ermöglichen eine große Variationsmöglichkeit [111], allerdings müssen für jede Änderung der Versuchsrandbedingungen oder der Materialeigenschaften neue Gleichungssysteme gelöst werden, wobei in einigen Fällen ebenso numerische Methoden erforderlich werden.

²Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Möglichkeiten in Abaqus Standard hydraulisch induzierte Risse mit „cohesive elements“ oder XFEM (extended finite element method) zu simulieren untersucht. Dabei standen die Validierung der Methoden anhand analytischer Lösungen einfacher Beispiele der Rissausbreitung [78, 35] sowie Untersuchungen zur Netzabhängigkeit im Fokus. Ergebnis der Untersuchung war, dass die in Abaqus 2020 zur Verfügung stehenden Methoden noch keine zuverlässige Prognose der hydraulisch induzierten Rissentstehung und -ausbreitung ermöglicht [45]. Von der Verwendung einer anderen Software zur Rissimulation wurde aus Zeitgründen abgesehen.

das numerische Modell und die durchgeführten Berechnungsvariationen beschrieben sowie die Methoden zur Kalibration und Validierung des Modells dargestellt. Abschließend werden die Berechnungsergebnisse der Variationen präsentiert und diskutiert.

5.2.1 Modellbeschreibung und Berechnungsvariationen

Geometrie und Randbedingungen

Für die Simulation der Versuchsvarianten mit Abaqus Standard wurde ein rotationssymmetrisches Modell des Probekörpers erstellt, das für die gekoppelte Strömungs-Verformungsberechnung mit CAX8RP-Elementen vernetzt wurde. CAX8RP Elemente sind acht knotige Kontinuumslemente mit reduzierter Integration sowie quadratischer Interpolation der Verschiebungen und linearer Interpolation des Porenwasserdrucks (sog. Taylor-Hood Formulierung). Das FE-Netz, die Modellabmessungen und die Randbedingungen sind in der Abbildung 5.3 dargestellt. Die Membran, auf

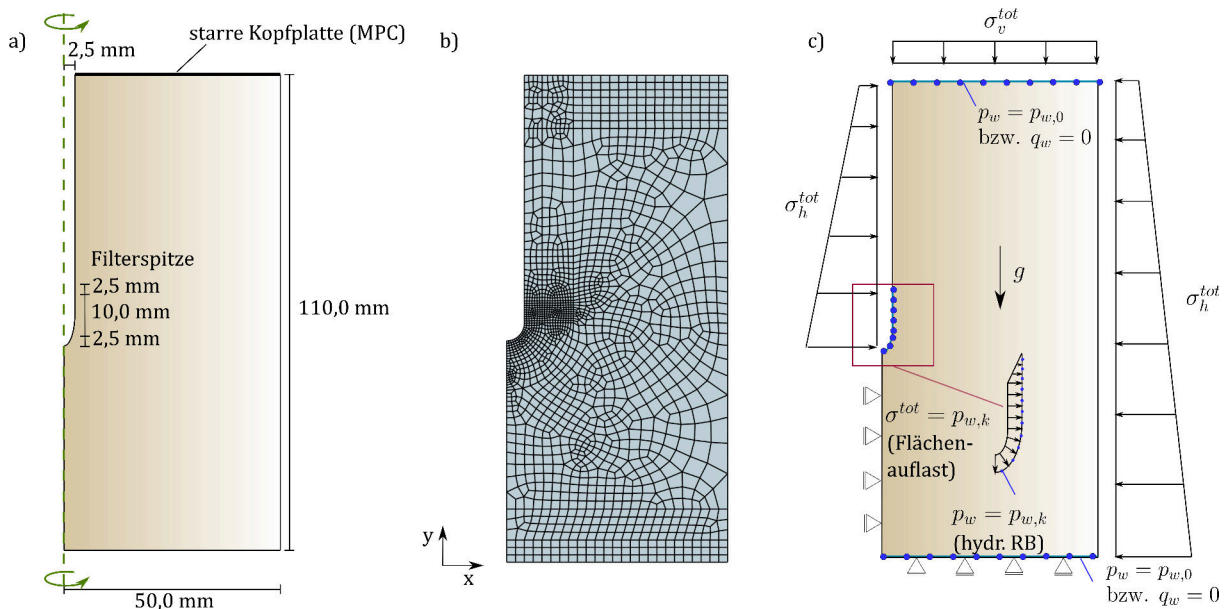


Abbildung 5.3: Rotationssymmetrisches Modell in Abaqus Standard. a) Maße. b) Finite Elemente Netz. c) Geometrische, hydraulische und Belastungsrandbedingungen.

die der Zelldruck wirkt, die Kopf- und die Fußplatte sowie die Kanüle mit der Filterspitze werden durch entsprechende Randbedingungen berücksichtigt. Die Reibung zwischen den Filterplatten und der Probe an den Probenenden wird vernachlässigt.³ Eine starre Kopfplatte wird mit Multi-Point-Constraints (MPC) realisiert, wobei die vertikale Verschiebung aller Knoten des oberen Probenrands der des obersten Knoten in der Rotationsachse entspricht.

Die Konsolidierungsspannung (isotrop oder anisotrop) wird über eine totale Auflast (σ^{tot}) auf

³In Vergleichsrechnungen mit und ohne behinderter Horizontalverformung am oberen bzw. unteren Probenende ($u_x = 0$ bzw. $u_x = u_y = 0$) wurden keine Auswirkung dieser Randbedingung auf den Spannungsverlauf während der hydraulischen Belastung festgestellt. Bei der Simulation der Konsolidierung hingegen führt $u_x = 0$ zu inhomogen verteilten Anfangsspannungszuständen.

den äußeren und oberen Probenrand aufgebracht. Bei der Simulation wird der Einfluss der Erdbeschleunigung g berücksichtigt, weshalb wie in Abbildung 5.3 c) zu sehen die Auflast über die Probenhöhe hydrostatisch zunimmt. An dem Probenrand zur Kanüle sind keine Verschiebungsrandbedingungen angeordnet, da wie an den Probenenden ein reibungsfreier Kontakt zwischen der Kanüle und der Probe angenommen wird. Zudem wird somit eine horizontale Verschiebung des Probekörpers ermöglicht, um eine Hohlrumbaftung wiedergeben zu können. Um das Kräftegleichgewicht zu gewährleisten, wirkt die totale Auflast auch auf den Rand der Kanüle.

Hydraulische Randbedingungen werden in Abaqus Standard entweder durch Vorgabe des Porenwasserdrucks p_w oder des Durchflusses q^w definiert. Bei Vorgabe des Porenwasserdrucks entsteht entsprechend der Randbedingung ein Zu- oder Abstrom über den Rand, während Ränder ohne Definition des Porenwasserdrucks undrainiert ($q_w = 0$) sind. Für die drainierten Versuchsvarianten wird an den Knoten des oberen und unteren Probenrands der Porenwasserdruck in Höhe des Sättigungsdrucks $p_{w,0}$ vorgegeben. Für die Nachrechnung der undrainierten Versuche wird kein Porenwasserdruck vorgegeben. Zur Simulation der hydraulischen Belastung wird der Porenwasserdruck an den Knoten der Kanülenspitze entsprechend der jeweiligen (druckgeregelten) Belastungsvariante gesteigert. Um das Kräftegleichgewicht an der Kanülenspitze bei steigendem Porenwasserdruck zu gewährleisten, wird die totale Auflast, die normal zur Oberfläche steht, um den gleichen Betrag auf den Rand der Kanülenspitze erhöht.⁴ Während der Simulation der hydraulischen Belastung führt der plötzliche Übergang von dem hohen Porenwasserdruck an der Kanülenspitze zu dem angrenzenden undrainierten Rand ($q^w = 0$, siehe Abbildung 5.3 c)) zu numerischen Problemen. Um dem zu entgegen wird der abrupte Übergang durch eine lineare Abnahme des Porenwasserdrucks über eine Strecke von 2,5 mm approximiert. mit einer linearen Abnahme zum undrainierten Rand hin modelliert (siehe Abbildung 5.3 c)). Diese lineare Verteilung gibt auch die im Experiment zu erwartende Porenwasserdruckverteilung auf die Probe besser wieder als ein Sprung in der Druckverteilung durch den Wechsel von der drainierten zu der undrainierte Randbedingung.

Stoffmodell und Modellparameter

Als Stoffmodell wurde das Modified Cam-Clay (MCC) gewählt. Das MCC Modell gehört zur Familie der Critical State-Modelle und besitzt eine assoziierter Fließfläche. Das Modell ist in der Lage, einige wesentliche Materialeigenschaften feinkörniger Böden wiederzugeben und die Stoffmodellparameter können anhand von Standardversuchen an Schluff (siehe Abschnitt 4.1) bestimmt werden [86, 76]. Die in Abaqus verfügbare Version des MCC beinhaltet kein Versagenskriterium und für die Berechnungen wurde auch keines ergänzt. Dementsprechend können Spannungszustände oberhalb der kritischen Zustandslinie (CSL) auftreten. Allerdings besteht eine Spannungsbegrenzung im Zugbereich, da eine mittlere effektive Zugspannung ($p < 0$) im

⁴In Abaqus sind der Porenwasserdruck an den Knoten und die Auflast durch den Wasserdruck entkoppelt.

MCC nicht zulässig ist [1].

Für die Kompressionsmoduln bei Erst- und Wiederbelastung wurden die Werte für Schluff $\lambda = 0,057$ und $\kappa = 0,004$ aus der Tabelle 4.1 übernommen. Die Poissonzahl des Bodens wurde zu $\nu = 0,3$ angenommen. Zur Bestimmung der Fließfläche wurde die Porezahl bei einer mittleren effektiven Spannung von $p = 1$ kPa aus den Oedometerkurven zu $e_{max} = 0,70$ bestimmt. Die Neigung der kritischen Zustandslinie (CSL) im $p - q$ -Diagramm $M_c = 1,4$ wurde anhand der CU-Versuche an Schluff bestimmt. Die Form der Fließfläche des MCC kann durch die Parameter β und K an die Spannungsverläufe im $p - q$ -Diagramm angepasst werden [1]. Zur Kalibrierung der Stoffmodellparameter wurden die CU-Versuche mit einem rotationssymmetrischen FE-Modell in Abaqus Standard mit dem MCC-Modell simuliert. Die Reibungsrandbedingungen an den Probenenden wurden in dem Modell vernachlässigt, sodass die Berechnungen unter Elementtestbedingungen durchgeführt wurden. Eine Nachrechnung der CU-Versuche mit den genannten Stoffmodellparametern sowie $\beta = 1,0$ und $K = 0,8$ ist in der Abbildung 5.4 beispielhaft für die Überkonsolidierungsbeiwerte $OCR = 1$ und 4 dargestellt. Der Peak des Porenwasserdrucks

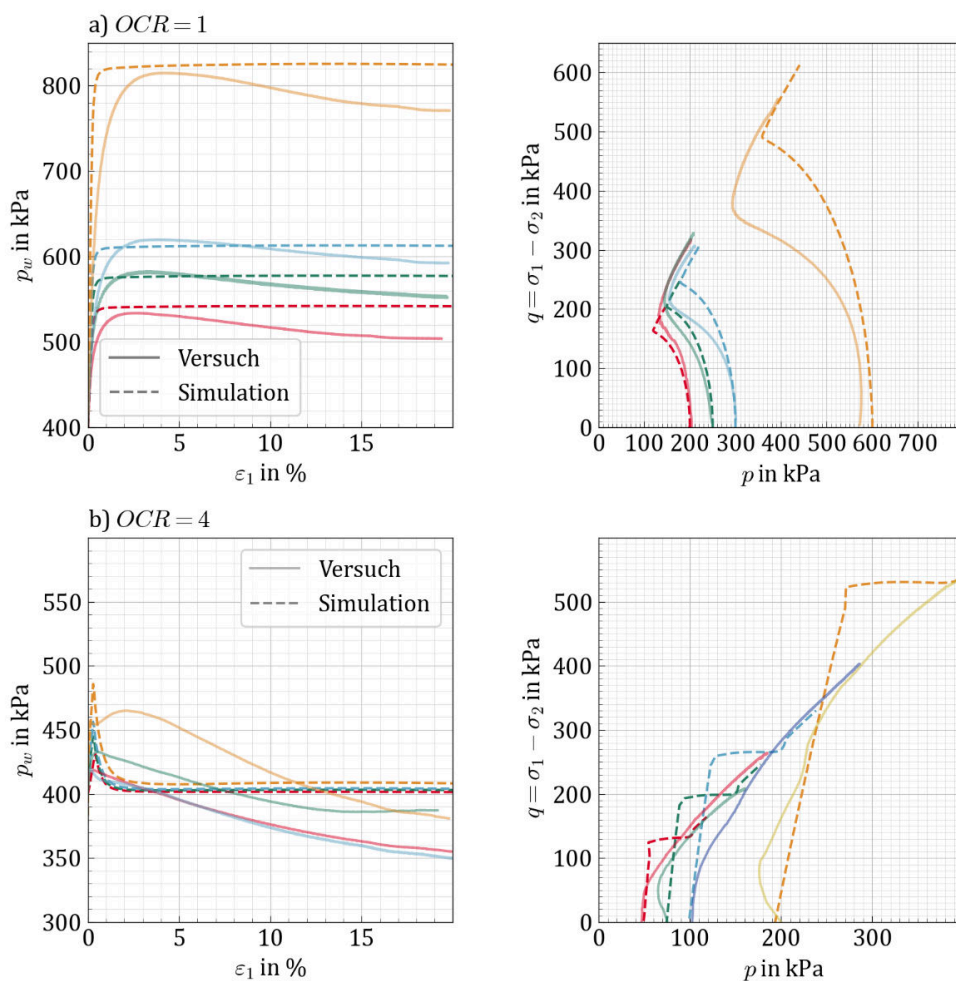


Abbildung 5.4: Nachrechnung der CU-Versuche an Schluffproben bei a) $OCR = 1$ und b) $OCR = 4$ mit dem MCC-Modell.

in den $\varepsilon_1 - p_w$ -Diagrammen wird in den Berechnungen mit dem MCC-Modell gut getroffen, allerdings kann die Porenwasserdruckabnahme bei Dilatanz mit steigender axialer Dehnung nicht wiedergegeben werden. Die Übereinstimmung der simulierten mit der gemessenen Neigung der $p - q$ -Verläufe bis zur CSL ist zufriedenstellend. Die Deviatorspannung vor der Phasentransformation ist bei $OCR > 1$ jedoch zu hoch, sodass die undrainierte Scherfestigkeit (vgl. Gleichung 4.1) überkonsolidierter Proben mit dem MCC überschätzt wird.⁵

Der hydraulische Durchlässigkeitsbeiwert k wird nach Ren & Santamarina [80] abhängig von der Porenzahl e definiert. Der in [80] beschriebene Ansatz ermöglicht eine Bestimmung von $k(e)$ für feinkörnige Böden bei Sättigungsgraden von $S_r \approx 1$ anhand des Feinkornanteils und der Fließgrenze in Anlehnung an Kozeny-Carman. Mit den Kenngrößen des Schluffs resultiert die in Abbildung 5.6 d) dargestellte Beziehung zwischen der Porenzahl und dem hydraulischen Durchlässigkeitsbeiwert. Demnach liegt die hydraulische Durchlässigkeit für die Porenzahl der Schluffprobekörper von $e \approx 0,53$ bei $k \approx 2 \cdot 10^{-10}$ m/s, was den Ergebnissen aus den hydraulischen Durchlässigkeitsversuchen entspricht. In den hydraulischen Durchlässigkeitsversuchen wird lediglich der Durchlässigkeitsbeiwert k_v bei vertikaler Durchströmung bestimmt. Aufgrund des vorwiegend radialen Abstroms bei der Vorkonsolidierung (siehe Abschnitt 4.2) ist jedoch eine Orientierung der Bodenstruktur und eine Anisotropie der hydraulischen Durchlässigkeit zu erwägen. Für die hydraulische Belastung wurden daher Simulationen mit $k_h > k_v$ durchgeführt und die besten Übereinstimmungen des berechneten und gemessenen Zu- und Abstroms wurde mit $k_h = 3 \cdot k_v$ erreicht.

Fluidsteifigkeit und B-Test

Das Steifigkeitsverhältnis von Porenfluid zu Bodenmatrix K_{wg}/K_m kann die instationäre Druckausbreitung maßgeblich beeinflussen [65]. Daher wurde in einem ersten Schritt die Fluidsteifigkeit für die Berechnungen der Druckausbreitungen durch Nachrechnung der B-Tests und Vergleich mit den Messergebnissen (siehe Abschnitt 4.4.7) kalibriert. Während die Matrixsteifigkeit K_m im MCC-Modell aus der druckabhängigen Steifigkeit resultiert, kann in Abaqus für das Porenfluid lediglich ein konstanter Kompressionsmodul angegeben werden.⁶ Der Modellvorstellung aus Abschnitt 4.4.7 zufolge ist die Probe im Inneren gesättigt ($K_{wg} = K_w$). Lediglich in Bereichen an der Kanüle und an den Filterplatten sind Gaseinschlüsse vorhanden, sodass K_{wg} dort geringer ist.

⁵Dieses Defizit des MCC-Modells ist bekannt und wird z.B. in [18] diskutiert.

⁶Auch K_{wg} ist abhängig von p_w (Abschnitt 4.4.7), jedoch ist in Abaqus Standard eine druckabhängige Fluidsteifigkeit nur über Umwege möglich. Eine Option ist durch die Verwendung von hydraulisch-thermisch gekoppelten Elementen (Elementtyp C3D8PT), die neben dem Porenwasserdruckfreiheitsgrad auch über einen Temperaturfreiheitsgrad verfügen. Dies ermöglicht die Vorgabe einer temperaturabhängigen Fluidsteifigkeit. Durch die benutzerdefinierte Subroutine uexternaldb.for kann bei jedem Recheninkrement der Porenwasserdruck des vorherigen Inkrements an den Knoten ausgelesen werden und als Randbedingung für die Temperatur für das nächste Inkrement vorgegeben werden. Der explizite Informationstransfer ($T_{i+1} = p_i^w$) und der somit eintretende zeitliche Versatz bei der Berechnung des Kompressionsmoduls $K_{wg} = f(p_w = T)$ war auch bei kleinen Zeitinkrementen nur bedingt stabil und sehr zeitintensiv. Schließlich wurde auf die Berücksichtigung einer druckabhängigen Fluidsteifigkeit in den Simulationen des B-Tests verzichtet, da beim Vergleich mit Ergebnissen bei Verwendung einer konstanter Fluidsteifigkeit aufgrund des in diesem Fall geringen Δp_w kaum Unterschiede zu erkennen waren.

Für die Simulation der B-Tests wurde den in Abbildung 5.5 a) dargestellten Bereichen „oben“, „mittig“ und „unten“ jeweils ein konstantes K_{wg} zugeordnet. Die Werte für $K_{wg,oben}$, $K_{wg,mittig}$ und $K_{wg,unten}$ wurden abhängig von dem Anfangssättigungsgrad $S_{r,0}$ und dem Sättigungsdruck $p_{w,0}$ anhand der Gleichungen aus der Kurvenanpassungen für $B = f(p_{w,0}, S_{r,0})$ in der Abbildung 4.51 berechnet.

Die Diagramme in Abbildung 5.5 b) zeigen den Vergleich von Simulation und Versuch beispielhaft anhand des B-Tests bei Schluff mit $p_{w,0} = 200$ kPa und $p = 50$ kPa. In dem linken Diagramm sind

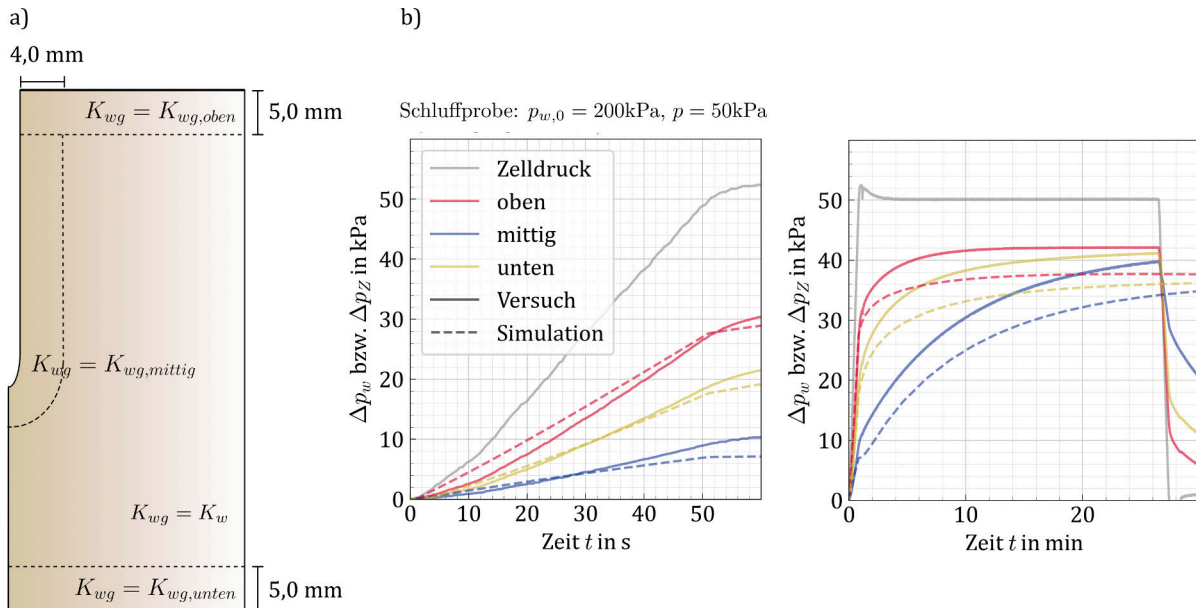


Abbildung 5.5: a) Verteilung der Fluidsteifigkeit K_{wg} : Probeninneres mit $S_{r,0} = 1$ und $K_{wg} = K_w$ sowie Randbereiche mit $S_{r,0} < 1$ und entsprechend reduzierten Fluidsteifigkeiten $K_{wg,unten}$, $K_{wg,oben}$ und $K_{wg,mittig}$. b) Vergleich von Simulation und Versuch beispielhaft für den B-Test an Schluff mit $p_{w,0} = 200$ kPa und $p = 50$ kPa. Weitere Simulationsergebnisse des B-Tests sind im Anhang C.2 zu finden.

die Druckverläufe in den ersten 60 s des B-Tests dargestellt, wobei sich eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuch zeigt. In dem rechten Diagramm sind die Druckverläufe nach der Auflaständerung bis zum Erreichen eines Druckausgleichs in dem Probekörper dargestellt. Sowohl im Versuch als auch in der Simulation stellt sich dabei ein stationärer Endwert für Δp_w mit $B < 1$ ein. Die Simulationsergebnisse der B-Tests bei Variation des Sättigungsdrucks $p_{w,0}$ (C.8), der mittleren effektiven Spannung p (C.9) und mit Kaolin (C.10) sind im Anhang C.2 dargestellt und zeigen eine ebenso gute Übereinstimmung mit den Versuchsdaten. Somit kann mit der Modellvorstellung eines herstellungsbedingten Lufteintrags in den Nahbereichen der Probenendflächen und der Kanüle und eines gesättigten Probeninneren die gemessene Druckausbreitung in den Probekörpern wiedergegeben werden. Alle nachfolgenden Simulationen wurden mit den Bereichen reduzierter Fluidsteifigkeit K_{wg} durchgeführt, um deren Einfluss auf die Porenwasserdruckausbreitung durch die hydraulische Belastung zu berücksichtigen.

Anfangsbedingungen

Als Anfangsbedingungen für die numerische Berechnung mit dem MCC-Modell sind die Verteilung der effektiven Spannung durch $\sigma_{v,0}$ und K_0 , des Porenwasserdrucks $p_{w,0}$, der Porenzahl e_0 und des Sättigungsgrads $S_{r,0}$ zu definieren. Als Anfangsspannung wurde eine isotrop, homogen verteilte mittlere effektive Spannung von $p_0 = 200$ kPa gewählt. Hiervon abweichende Anfangsspannungszustände für die hydraulische Belastung wurden durch nachfolgende Konsolidationsberechnungen abgebildet. Für die initiale Porenwasserdruckverteilung wurde der Sättigungsdruck $p_{w,0}$ vorgegeben. Als Anfangssättigung wurde für das gesamte Modell $S_{r,0} = 1$ angesetzt, obwohl dies im Widerspruch zu den bereichsweise reduzierten Fluidsteifigkeiten steht. Da ein Sättigungsgrad von $S_r < 1$ durch die Teilsättigung zu Saugspannung führt, die jedoch bei dem hohen Sättigungsdruck im Versuch nicht gemessen werden, wurde der Lufteintrag an den Probenrändern beim Sättigungsgrad nicht berücksichtigt.

Nach Bjerrum [16] führt der Installationsprozess der Kanüle zu einer radialen Aufweitung um das Bohrloch. Zur Berücksichtigung dieser in der initialen Porenzahlverteilung, wurde eine Hohlräumeaufweitung anhand des 2D-Modells in Abbildung 5.6 a) berechnet. Dieses poroelastische Modell stellt einen horizontalen Schnitt durch den Probekörper dar, in dem die Aufweitung des inneren Radius von $r_0 = 0,2$ mm um $\Delta u = 2$ mm simuliert wurde. Der Kompressionsmodul der Poroelastizität wurde aus den Wiederbelastung der Oedometerversuche zu $\kappa = 0,004$ bestimmt und die initiale Porenzahl betrug $e_0 = 0,529$, was der Porenzahl der Schluffprobekörper nach einer Vorkonsolidierung mit $\sigma_v = 200$ kPa (Abschnitt 4.2.3) entspricht. Die aus der radialen Aufweitung resultierende Porenzahlverteilung ist in Abbildung 5.6 Diagramm b) dargestellt. Für die Übertragbarkeit der Porenzahlverteilung auf das rotationssymmetrische Modell des Probekörpers wurde die ebenfalls im Diagramm b) eingetragenen Kurvenanpassung mit $e_0 = f(r)$ durchgeführt. In der Abbildung 5.6 c) ist die aus der Hohlräumeaufweitung resultierende Verteilung der Anfangsporenzahl e_0 in dem Probekörper skizziert. Ab einem Abstand von $r \approx 6$ mm zur Kanüle ist die Porenzahl konstant $e_0 = 0,53$.

Berechnungsvariationen

Zur Analyse der Spannungsverläufe bis zum Rissversagen in der Laborstudie wurden die Versuchsvarianten der Schluffversuche in Tabelle 4.5 mit dem zuvor beschriebenen FE-Modell simuliert. Für Versuchsvarianten mit $p_c > 200$ kPa, $OCR > 1$ oder $\sigma_v > \sigma_h$ wurden die entsprechenden Konsolidierungs- bzw. Entlastungsprozesse durch instationäre Berechnungsphasen abgebildet. Bei den durchflussgesteuerten Varianten IVe, IVf und VIc wurde anstelle des steigenden Porenwasserdrucks an den Knoten ein konstanter Zustrom über den Modellrand an der Kanülenspitze vorgegeben. Aufgrund der geringen Durchlässigkeit des Bodenmaterials führt der konstante Zustrom zu einem Anstieg des Porenwasserdrucks. Direkt an der Kanülenspitze entspricht der

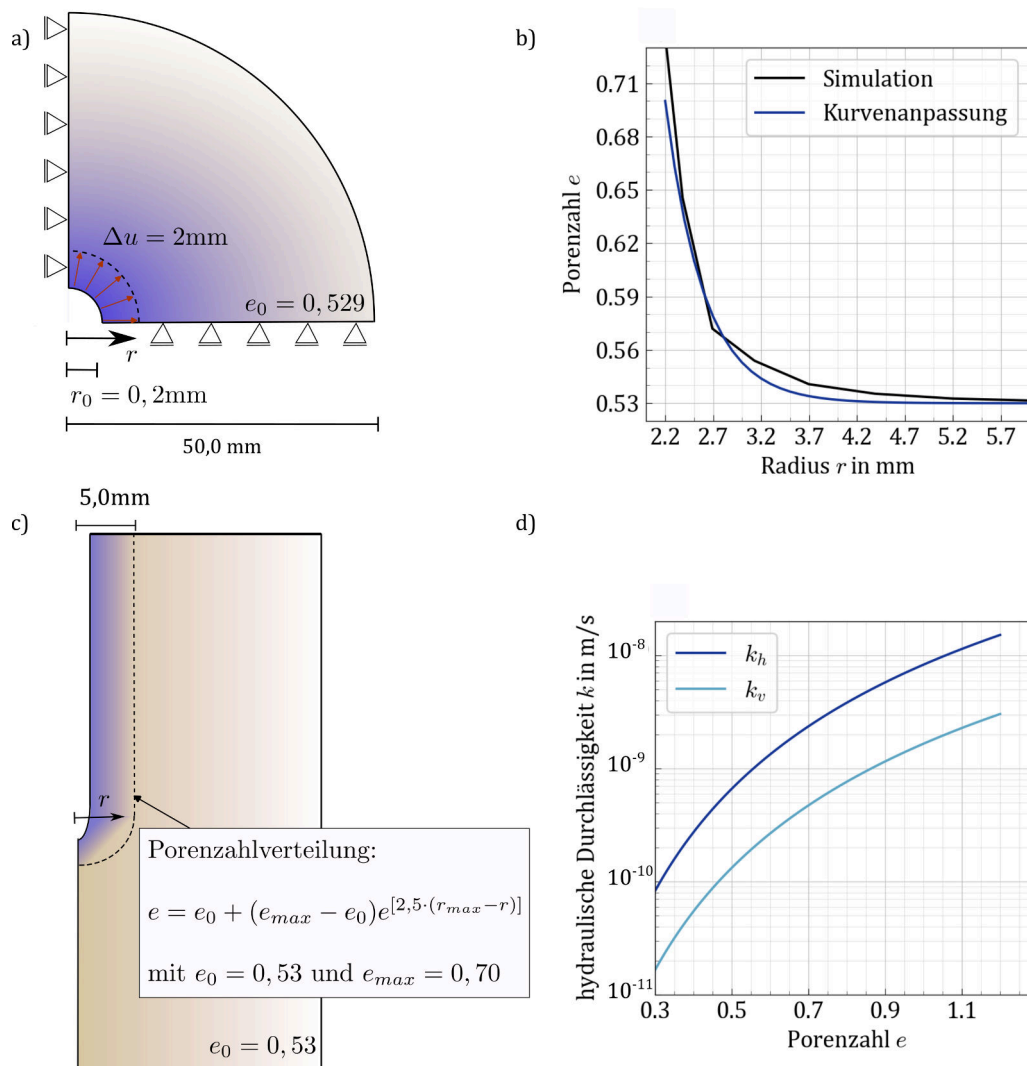


Abbildung 5.6: a) FE-Modell zur poroelastischen Berechnung einer Hohlräume aufweitung. b) Resultierende Porenzahlverteilung aus $\Delta u = 2 \text{ mm}$ und Kurvenanpassung. c) Anwendung der Kurvenanpassung für die Verteilung der Anfangsporenzahl im FE-Modell. d) Porenzahlabhängige hydraulische Durchlässigkeitsbeiwerte k_h und k_v nach [80].

gemessene Porenwasserdruckanstieg einer auf das Probenmaterial wirkenden externen totalen Spannung. In den Simulationen wurde dies durch Vorgabe einer totalen Zusatzspannung im Bereich der Kanüle (siehe Abbildung 5.3 c)) realisiert, welche dem am im Experiment am Porenwasserdruckaufnehmer der Kanüle gemessenen Wasserdruck entspricht. Bei den undrainierten Versuchen der Reihe VI wurde an den Endplatten kein Porenwasserdruck vorgegeben, sodass die Ränder undrainiert waren und der Porenwasserdruckanstieg anstelle des Abstroms ermittelt wurde. Bei den Versuchen mit reduziertem Sättigungsdruck wurde die Fluidsteifigkeit K_{wg} für $p_{w,0} = 300 \text{ kPa}$ aus der Kurvenanpassungen im Abschnitt 4.4.7 berechnet.

5.2.2 Auswertung und Diskussion

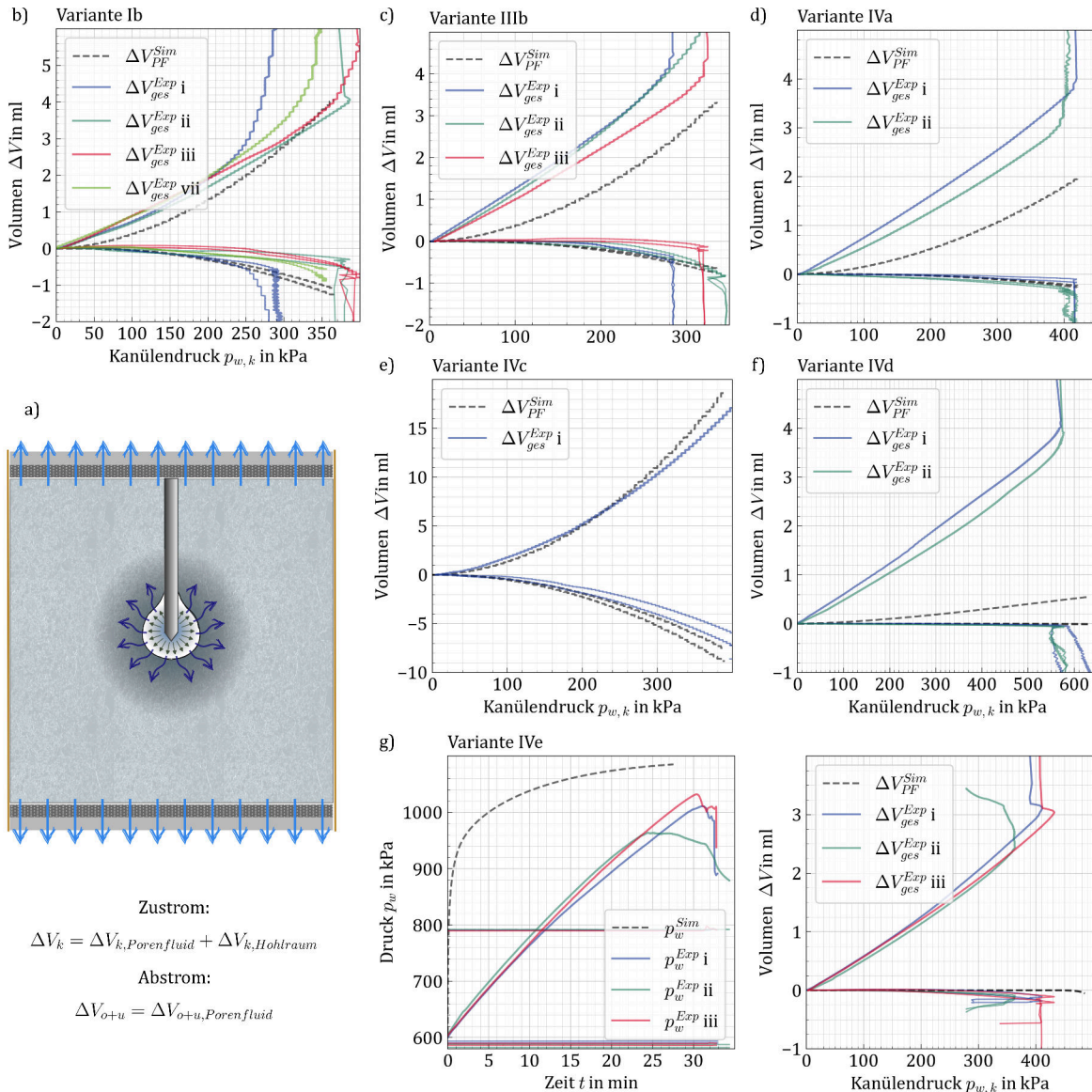
Im Folgenden werden die Simulationsergebnisse präsentiert und diskutiert. Dazu ist der Abschnitt untergliedert in die Validierung der FE-Simulationen anhand der im Versuch gemessenen Volumen- und Druckänderungen an der Probe, in die Erläuterung der verwendeten Darstellungsmethoden für die Spannungsanalyse sowie in eine allgemein gehaltene Diskussion der Simulationsergebnisse anhand der Berechnung des Referenzversuchs. Abschließend werden die Ergebnisse der Berechnungsvariationen dargestellt und diskutiert.

Validierung

Zur Validierung des numerischen Modells werden je nach Versuchsvariante die an den Druckerzeugern der Kanülenspitze und der Kopf- und der Fußplatte gemessenen Volumenänderungen (ΔV_k , ΔV_o und ΔV_u) bzw. die an den zusätzlichen Porenwasserdruckaufnehmern gemessenen Porenwasserdruckänderungen ($p_{w,k}$, $p_{w,o}$ und $p_{w,u}$) verwendet. Für den Vergleich mit der numerischen Berechnung werden zunächst die zu- und abströmenden Volumina des Porenfluids bzw. die Porenwasserdruckänderungen an den Knoten der hydraulischen Randbedingung (Kanülenspitze und am oberen und unteren Ende des Modells) ausgewertet. Somit ergeben sich abhängig von der Belastungsart und der Drainagerandbedingung vier Kombinationen aus vorgegebenen und berechneten (im Versuch geregelt und gemessenen) Größen:

1. Vorgabe: $p_{w,k}(t); p_{w,o} = p_{w,u} = p_{w,0}$; Berechnung: $\Delta V_k, \Delta V_o, \Delta V_u$
2. Vorgabe: $p_{w,k}(t); \Delta V_o = \Delta V_u = 0$; Berechnung: $\Delta V_k, p_{w,o}, p_{w,u}$
3. Vorgabe: $Q_k = konst, p_{w,0} = p_{w,u} = p_{w,0}$; Berechnung: $p_{w,k}, \Delta V_o, \Delta V_u$
4. Vorgabe: $Q_k = konst, \Delta V_o = \Delta V_u = 0$; Berechnung: $p_{w,k}, p_{w,o}, p_{w,u}$

In den Diagrammen der Abbildung 5.7 sind für die Varianten Ib, IIIb, IVa, IVc, IVd, IVe, IVf, VIa und VIb diese zu- und abströmenden Volumina bzw. die Porenwasserdruckanstiege dargestellt. Die durchgezogenen Linien zeigen die Volumenänderungen an den Druckerzeugern bzw. die Druckänderungen an den Porenwasserdruckaufnehmern im Versuch und die schwarz gestrichelten Linien die zu- und abströmende Volumina bzw. die Porenwasserdruckänderungen in der Simulation. Für die Versuche mit druck geregelter Belastung und drainierten Randbedingungen (Ib, IIIb, IVa, IVc, IVd) sind in den Diagrammen b) bis f) der Abbildung 5.7 die Volumenänderungen ΔV über dem Porenwasserdruck an der Kanüle $p_{w,k}$ dargestellt. Für die Versuche mit durchflussgesteuerter Belastung und drainierten Randbedingunge (IVe, IVf) sind in den Diagrammen g) und h) die Verläufe der Porenwasserdrücke an der Kanüle $p_{w,k}$ und an den Probenenden $p_{w,oben}$ und $p_{w,unten}$ über die Belastungszeit sowie die Volumenänderungen über dem dem Porenwasserdruck an der Kanüle dargestellt. Für die Versuche mit druck geregelter Belastung und undrainierten Randbedingungen (VIa, VIb) sind in den Diagrammen i) und j) ebenso die



Fortsetzung in der nächsten Abbildung 5.7

Porenwasserdruckverläufe über die Zeit sowie die Volumenänderungen über den Porenwasserdruck an der Kanüle gegeben. Positive Volumenänderungen entsprechen einem Zustrom in die Probe und negative einen Abstrom aus der Probe.

Die Interpretation der Versuchsdaten in Abschnitt 4.4.2 zeigt, dass sich das zuströmende Volumen aus dem Druckerzeuger der Kanüle ΔV_k im Versuch aus einem Volumenanteil $\Delta V_{k,Porenfluid}$, der in den Probekörper strömt, und einem Volumentanteil $\Delta V_{k,Hohlraum}$, der sich in einem Hohlraum um die Kanülenspitze sammelt, zusammensetzt. Die Anteile $\Delta V_{k,Porenfluid}$ und $\Delta V_{k,Hohlraum}$ werden durch das v/k -Verhältnis und die Bodensteifigkeit bestimmt (siehe Abschnitt 4.4.2). Diese Zusammensetzung des zuströmenden Volumens ist für den Versuch in der Abbildung 5.7 a) skizziert. (Die Skizze entspricht einem druckgeregelten Versuch mit drainierten Randbedingungen an den Probenenden.) Die Simulationsergebnisse in den Diagrammen der Abbildung 5.7 stellen

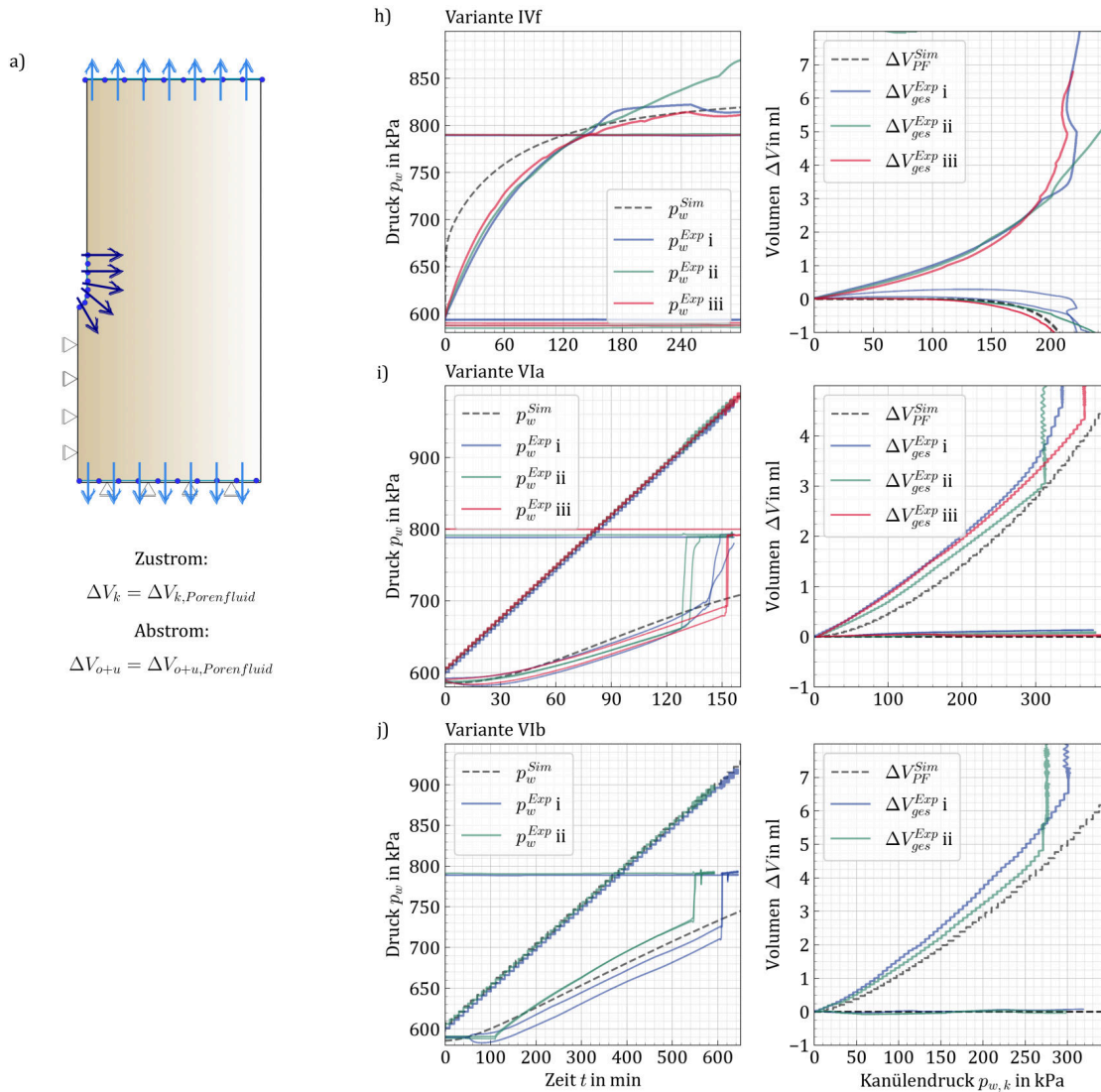


Abbildung 5.7: Vergleich der gemessenen und berechneten Volumenströme und/oder Porenwasserdrücke. Die durchgezogenen, farbigen Linien zeigen die Messdaten und die gestrichelten, schwarzen Linien die Simulationsdaten.

nur die Volumenänderung an den Knoten der Kanülenspitze durch Zustrom des Fluids in den Porenraum dar. Das abströmende Volumen an den Probenenden oben und unten ΔV_{o+u} ist sowohl im Versuch als auch in der Simulation mit dem Abstrom des Porenfluids aus dem Porenraum der Probe gleichzusetzen.

Nachfolgend werden die Volumenänderungen im Versuch mit ΔV^{Exp} und die in der Simulation mit ΔV^{Sim} bezeichnet. Die aus dem Zustrom bzw. aus der Hohlrumbaue resultierenden Volumenänderungen werden nachfolgend zu $\Delta V_{k,PF}$ bzw. $\Delta V_{k,HR}$ abgekürzt. Die gesamte Volumenänderung an der Kanülenspitze heißt $\Delta V_{k,ges} = \Delta V_{k,PF} + \Delta V_{k,HR}$.

Bei den Versuchsvarianten mit der Referenzbelastung ($\Delta p_w = 5 \text{ kPa}$ und $\Delta t = 2 \text{ min}$) sowie mit längeren Haltezeiten Δt (geringeres v/k -Verhältnis) wurde bei den Simulationen von normal-

konsolidierten Proben ($OCR = 1$) eine gute Übereinstimmung zwischen $\Delta V_{k,ges}^{Exp}$ und $\Delta V_{k,PF}^{Sim}$ erzielt (vgl. Abbildung 5.7 b) und e)). Ebenso konnten die Simulationen mit dieser Belastung das Abstromvolumen ΔV_{o+u} bzw. die Druckanstiege an den Probenenden bei undrainierten Randbedingungen wiedergeben (vgl. Abbildung 5.7 i)).

Bei einer Belastung mit höherem v/k -Verhältnis war die Volumenänderung $\Delta V_{k,ges}^{Exp}$ im Versuch hingegen höher als $\Delta V_{k,PF}^{Sim}$ der Berechnung (vgl. Abbildung 5.7 c) und d)). Die Differenz zwischen der simulierten und der gemessenen Volumenänderung $\Delta V_{k,ges}^{Exp} - \Delta V_{k,PF}^{Sim}$ ist auf die Hohlrumbildung $\Delta V_{k,HR}^{Exp}$ im Versuch bei höheren v/k -Verhältnissen zurückzuführen.

Auch bei den überkonsolidierten Versuchen der Reihe III wird bei der Versuchsinterpretation in Abschnitt 4.4.2 von einer Hohlrumbildung ausgegangen, was die Differenz $\Delta V_{k,ges}^{Exp} - \Delta V_{k,PF}^{Sim}$ in Abbildung 5.7 c) bei einer Probe mit $OCR = 2$ erklärt.

Das Volumen des Hohlraums $\Delta V_{k,HR}$ lässt sich nicht allein anhand der Versuchdaten ermitteln. Mithilfe der Simulationsergebnisse hingegen kann das Hohlraumvolumen für unterschiedliche Porenwasserdrücke an der Kanüle $p_{w,k}$ durch $\Delta V_{k,HR}^{Exp} = \Delta V_{k,ges}^{Exp} - \Delta V_{k,PF}^{Sim}$ abgeschätzt werden. Da in dem FE-Modell eine Verschiebung der Knoten an der Kanülenspitze möglich ist (siehe Abschnitt 5.2.1), kann auch in der Simulation eine Aufweitung an der Kanülenspitze ($\Delta V_{k,HR}^{Sim}$) eintreten. Um zu Prüfen, ob die Hohlrumbildung der Simulation die des Versuchs wiedergeben kann, wurde anhand der Knotenverschiebungen an der Kanülenspitze in dem rotationssymmetrischen Modell zu unterschiedlichen Berechnungszeitpunkten bzw. Porenwasserdrücken an der Kanüle $p_{w,k}$ das Hohlraumvolumen in der Simulation berechnet. In der Abbildung 5.8 a) sind an dem FE-Modell die Volumenänderungen durch Zustrom $\Delta V_{k,HR}^{Exp}$ und Hohlrumbildung $\Delta V_{k,HR}^{Sim}$ skizziert. (Die Skizze stellt einen druckgeregelten Versuch mit drainierten Randbedingungen dar.) Ein Vergleich der aus der Knotenverschiebung resultierenden Volumina $\Delta V_{k,HR}^{Sim}$ und der abgeschätzten Volumina $\Delta V_{k,HR}^{Exp}$ ist in der Abbildung 5.8 für Versuchsvarianten mit unterschiedlichen OCR -Werten (Ib, IIIa, IIIc, IIIe im Diagramm (b)) und mit unterschiedlichem v/k -Verhältnis (Ib, IVa im Diagramm (c) und Ic, IVb, IVd im Diagramm (d)) dargestellt. Die Auswertung erfolgt jeweils für Porenwasserdrücke an der Kanülenspitze während der hydraulischen Belastung von $p_{w,k} = 50, 75, 100, 150, 200, 300$ und 400 kPa bzw. maximal für den mittleren Aufreißdruck $p_{w,k} = p_{w,fr}^{\mu}$ der Versuchsvariante. Die Volumenänderungen $\Delta V_{k,HR}^{Exp}$ sind durch Kreise und $\Delta V_{k,HR}^{Sim}$ durch Dreiecke dargestellt. Den Diagrammen ist zu entnehmen, dass das Hohlraumvolumen $\Delta V_{k,HR}^{Sim}$ für die Porenwasserdrücke $p_{w,k}$ vor der Rissentstehung geringer ist als das Hohlraumvolumen $\Delta V_{k,HR}^{Exp}$. Qualitativ zeigen die Simulationen und die Versuche allerdings das gleiche Verhalten. Die Simulationen bestätigen somit die Modellvorstellung der Hohlrumbildung im Abschnitt 4.4.2, können jedoch die Hohlraumvolumina quantitativ nicht adäquat wiedergeben. Ein Grund hierfür ist etwa, dass die Bodensteifigkeiten um die Kanülenspitze mit dem Stoffmodell nicht korrekt abgebildet werden.

In den Diagrammen der Abbildung 5.8 sind die Volumenänderungen für Porenwasserdrücke an der Kanülenspitze bis zum mittleren Aufreißdruck der jeweiligen Versuchsvariante angege-

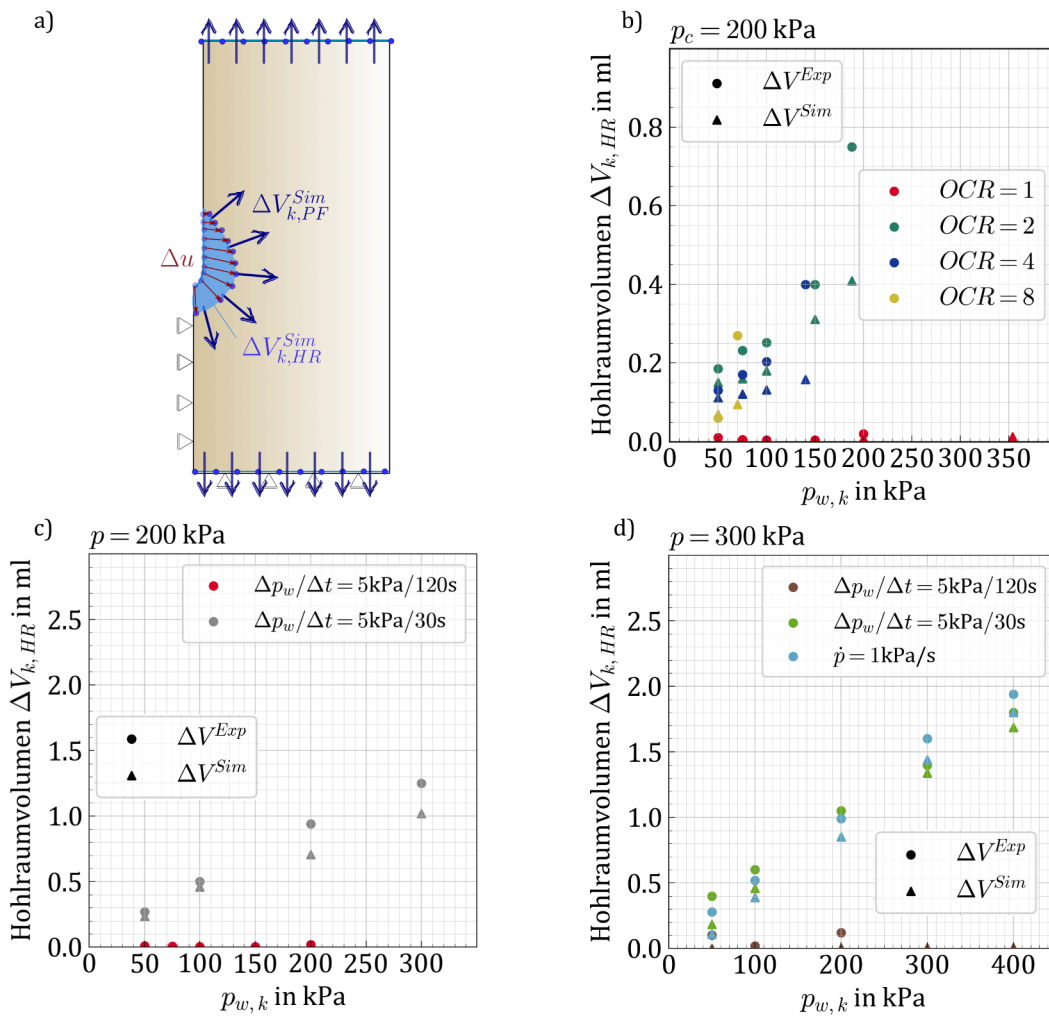


Abbildung 5.8: Plausibilisierung der Hohlbildung anhand der Versuchs- und der Simulationsdaten. (a) Skizze der Volumenänderungen in der Simulation eines druckgeregelten Versuchs mit drainierten Randbedingungen durch Zustrom in den Porenraum ($\Delta V_{k,PF}^{Sim}$) und durch Hohlbildung ($\Delta V_{k,HR}^{Sim}$) anhand von der Porenfluidströmung bzw. der Knotenverschiebungen Δu . (b), (c) und (d): Differenz zwischen der Volumenänderung am Druckerzeuger und dem zuströmendem Volumen in den Porenraum der Berechnung $\Delta V_{k,HR}^{Exp} = \Delta V_{k,ges}^{Exp} - \Delta V_{k,PF}^{Sim}$ dargestellt durch Kreise sowie anhand von Δu berechnetes Hohlräumvolumen $\Delta V_{k,HR}^{Sim}$ dargestellt durch Dreiecke für verschiedene Porenwasserdrücke an der Kanüle $p_{w,k}$. Der Vergleich der Hohlräumvolumina aus Versuch und Simulation ist für Varianten mit unterschiedlichen Überkonsolidierungsverhältnissen (b) und mit unterschiedlichen v/k -Verhältnissen (c) und (d) zu sehen.

ben ($p_{w,k} = p_{w,fr}^\mu$). Für den Aufreißdruck ist die Differenz zwischen dem simulierten und dem abgeschätzten Hohlraumvolumen am Höchsten, da zum Zeitpunkt der Rissentstehung die Volumenänderung im Versuch $\Delta V_{k,ges}^{Exp}$ beispielsweise aufgrund von Mikrorissen vor dem Entstehen eines Makrorisses ansteigt.

In den Diagrammen g) und h) der Abbildung 5.7 wird für die Versuchsvarianten mit durchflussgeregelter Belastung (IVe und IVf) der Druckanstieg an der Kanülenspitze im Versuch und in der Simulation verglichen. Unter der Annahme einer Hohraumbildung bei hohen v/k -Verhältnissen durch vergleichsweise hohe konstante Volumenströme Q_k , setzt sich auch der Druckanstieg aus zwei Anteilen zusammen: Ein Anteil der zu einem Porenwasserdruckanstieg im Porenraum um die Kanülenspitze führt, und ein Anteil, der zu einer Hohraumbildung führt. Analog zu den Volumenänderungen ΔV_k werden die Bezeichnungen $p_{w,k}^{Exp}$ und $p_{w,k}^{Sim}$ bzw. $p_{w,k,PF}$ und $p_{w,k,HR}$ verwendet. Auch bei den Varianten der durchflussgeregelten Belastung entsprechen die durchgezogenen Kurven der Versuche der gesamten Druckänderung $p_{w,k,ges}^{Exp} = p_{w,k,PF}^{Exp} + p_{w,k,HR}^{Exp}$ und die gestrichelten Kurven der Simulationen nur dem Anstieg des Porenwasserdrucks in den Knoten der Kanülenspitze $p_{w,k,PF}^{Sim}$.

Bei der Versuchsvariante IVe (Diagramm g) der Abbildung 5.7) ist aufgrund des hohen v/k -Verhältnisses durch den hohen Volumenstrom von einer Hohraumbildung auszugehen. Entsprechend ist die Rate der Porenwasserdruckänderung $p_{w,k,PF}^{Sim}$ der Simulation im Vergleich zu der Druckänderung im Versuch $p_{w,k,ges}^{Exp}$ deutlich zu hoch. Grund hierfür ist, dass der in der Simulation vorgegebene konstante Volumenzutrom an der Kanülenspitze einen Zustrom in den Porenraum erzwingt und nicht durch Knotenverschiebung zu einer Hohraumbildung führen kann. Während in dem Versuch der Volumenzutrom zunächst zu einer Hohraumbildung und damit zu einem Druckanstieg in dem Hohlraum führt, führt der initial hohe Zustrom in die Probe in der Simulation zu einem sehr hohen Porenwasserdruckanstieg im Porenraum. Die Übereinstimmung von Simulation und Versuch lässt sich iterativ verbessern, indem eine geschätzte Hohraumbildung als Verschiebungsrandbedingung an der Kanülenspitze vorgegeben wird und der Volumenzutrom Q_k entsprechend um dieses Hohlraumvolumen reduziert wird. Diese iterative Anpassung wurde jedoch nicht vorgenommen, da die Bestätigung einer Hohraumbildung durch die Simulation als ausreichend betrachtet wurde.

Darstellung der Berechnungsergebnisse

Die Auswertung der numerischen Berechnungen erfolgt einerseits anhand der Porenwasserdruck- und Spannungsänderungen während der hydraulischen Belastung in den Auswertungspunkten A, B, C und D im Nahbereich der Kanüle, die in der Skizze der Abbildung 5.9 eingezeichnet sind. Andererseits werden die Spannungsverteilungen in der Probe zum Zeitpunkt der Rissentstehung betrachtet. Der Zeitpunkt der Rissentstehung $t = t_{fr}$ wird durch den im Labor ermittelten mittleren Aufreißdruck $p_{w,fr}^\mu$ der jeweiligen Versuchsvariante bestimmt ($p_{w,k}(t = t_{fr}) = p_{w,fr}^\mu$).

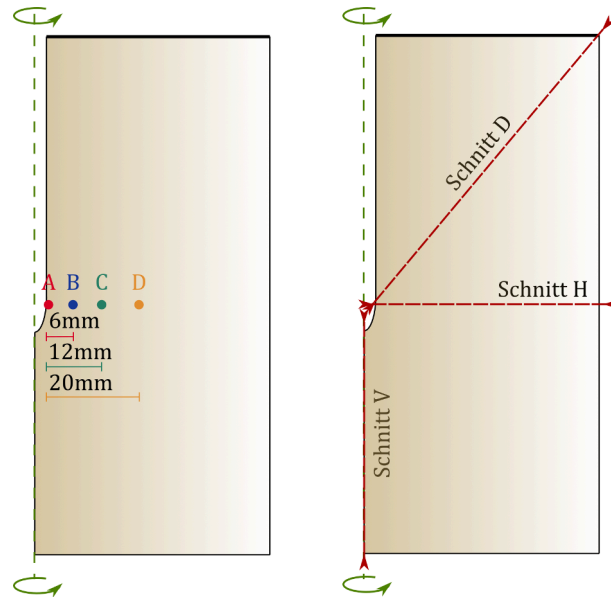


Abbildung 5.9: Ausgewählte Punkte (links) und Schnitte (rechts) für die Auswertung der numerischen Simulation.

In den Punkten A, B, C und D werden die effektiven Spannungspfade im $p - q$ -Diagramm ($p = (\sigma_{min} + \sigma_{mid} + \sigma_{max})/3$ und $q = \sigma_{max} - \sigma_{min}$) sowie die Verläufe der deviatorischen Spannung q und der minimalen effektiven Spannung σ_{min} über der Porenwasserdruckänderung an der Kanüle $p_{w,k}$ dargestellt. Diese Spannungspfade und -verläufe sind beispielhaft für die Variante Ib in den Diagrammen a) der Abbildung 5.10 zu sehen. In dem $p - q$ -Diagramm sind zusätzlich zu den effektiven Spannungspfaden (durchgezogene Linien) auch die totalen $p^{tot} - q$ -Spannungspfade (gestrichelte Linien) abgebildet. Der Spannungszustand zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$ ist in den $p - q$ -Verläufen durch Kreise gekennzeichnet. Um die Variation des Spannungszustands im Bereich der Standardabweichung σ des Aufreißdrucks in den Versuchen aufzuzeigen, sind in den $p - q$ -Verläufen ebenso die die Spannungszustände bei $p_{w,k} = p_{w,fr}^{\mu \pm \sigma}$ durch Kreuze markiert. In den Spannungsverläufen von q und σ_{min} über $p_{w,k}$ sind der Mittelwert $p_{w,fr}^{\mu}$ sowie die Standardabweichung $p_{w,fr}^{\mu \pm \sigma}$ durch grau gestrichelte vertikale Linien eingetragen.

Zur Darstellung der Spannungsverteilung in dem Modell zum Zeitpunkt t_{fr} werden Raumlische Verteilungen, in Abaqus als „Fieldplots“ bezeichnet, des Gesamtmodells sowie die in Abbildung 5.9 eingezeichneten Schnitte („H - horizontal“, „V - vertikal“ und „D- diagonal“) verwendet. Fieldplots für die Verteilungen der Porenwasserdruckänderung $p_w (= p_w^{tot} - p_{w,0})$, die effektive mittlere Spannung p , die deviatorische Spannung q , die minimale effektive Spannung σ_{min} und das Spannungsverhältnis $\eta = q/p$ aus der Berechnung von Ib für $t = t_{fr}$ sind in der Abbildung 5.11 zusammengestellt. In den Diagrammen b) und c) der Abbildung 5.10 sind die zugehörigen Verteilungen der Porenwasserdruckänderung p_w , der mittleren effektiven Spannung p und der deviatorischen Spannung q , der minimalen und maximalen effektiven Spannungen σ_{min} und σ_{max} sowie des Spannungsverhältnisses $\eta = q/p$ entlang der Schnitte „H“, „V“ und „D“ dargestellt.

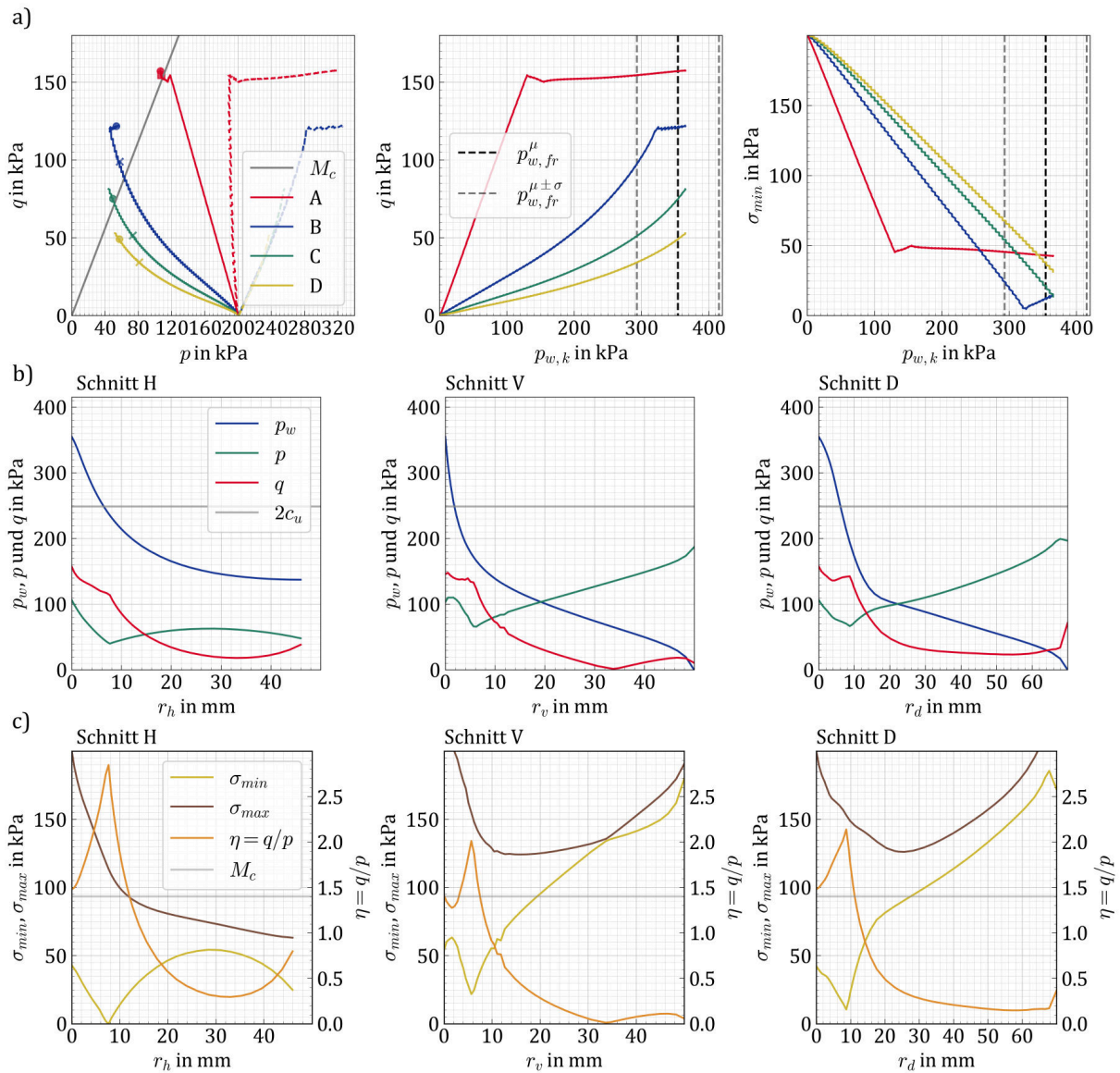


Abbildung 5.10: Auswertung der Simulation des Referenzversuchs Ib. a) Effektive und totale Spannungspfade in den Auswertungspunkten A, B, C und D. b) und c) Druckverläufe in den Schnitten H, V und D zum Zeitpunkt des mittleren Aufreißdrucks ($p_{w,k} = p_{w,fr}$).

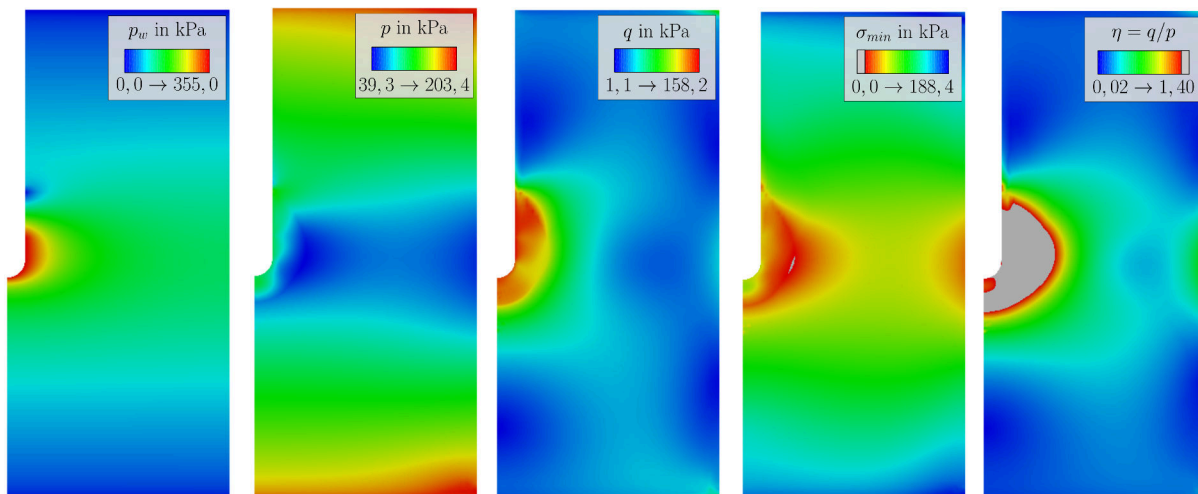


Abbildung 5.11: Fieldplots aus der Berechnungsvariante Ib zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$ ($p_{w,fr}^u = 355$ kPa). Von links nach rechts: Porenwasserdruck p_w , effektive mittlere Spannung p , deviatorische Spannung q , minimale effektive Hauptspannung σ_{min} und Spannungsverhältnis $\eta = q/p$. Der Bereich mit effektiver Zugspannung ($\sigma_{min} < 0$ kPa) sowie mit $\eta \geq M_c = 1,4$ sind grau dargestellt.

Die im Abschnitt 4.1 anhand von CU-Versuchen ermittelten drainierten und undrainierten Scherfestigkeiten der konsolidierten Schluffproben sind durch $M_c = 1,4$ und $c_u(p) = 0,56 \cdot p + 12,5$ kPa (Gl. 4.1) in der Abbildung 5.10 durch graue Linien dargestellt.

Aus den effektiven Spannungsverteilungen entlang der Schnitte H, V und D (Diagramme b) und c) der Abbildung 5.10) lässt sich ermitteln, in welchem horizontalen, vertikalen und diagonalen Abstand (r_h , r_v und r_d) zur Kanülenspitze die drainierte Scherfestigkeit mit $\eta \geq M_c$ bzw. die undrainierte Scherfestigkeit mit $q \geq 2 \cdot c_u$ überschritten wird oder Zugspannungen mit $\sigma_{min} < 0$ kPa auftreten. Ebenso sind in den Fieldplots von η , q und σ_{min} in Abbildung 5.11 die Bereiche grau gekennzeichnet, in denen die drainierte oder undrainierte Scherfestigkeit überschritten wird bzw. Zugspannungen auftreten.

Allgemeines zur Spannungsanalyse bei der hydraulischen Belastung

Um allgemein die Zusammenhänge zwischen Porenwasserdrucksteigerung und effektiven Spannungsänderungen in der numerischen Simulation zu erläutern, werden nachfolgend beispielhaft die Berechnungsergebnisse des Referenzversuchs Ib diskutiert.

Durch die lokale Porenwasserdrucksteigerung ändern sich die Hauptspannungsrichtungen im Nahbereich der Kanülenspitze. Um die Hauptspannungszustände in diesem Bereich zu beschreiben, eignet sich ein Polarkoordinatensystem, dessen Ursprung an der Spitze der Kanüle liegt. Das in Abaqus verwendete kartesische und das neu eingeführte Polarkoordinatensystem sowie die zugehörige Koordinatentransformation sind in der Abbildung 5.12 a) für das rotationssymmetrische Modell dargestellt. In der Abbildung 5.12 c) sind die Richtungen der minimalen und maximalen Hauptspannung zum Zeitpunkt der Rissentstehung für die Referenzrechnung Ib im

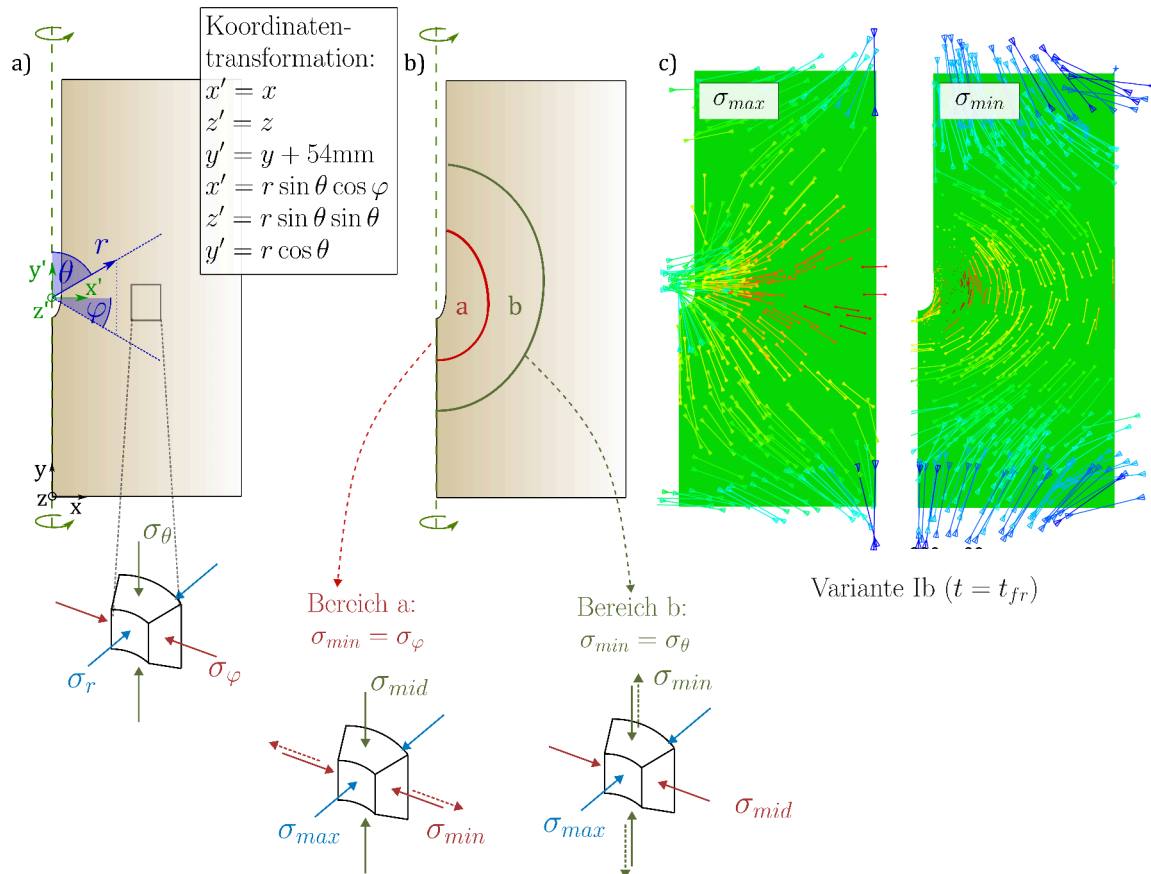


Abbildung 5.12: Links: Transformation von kartesischen zu Polarkoordinaten und Darstellung der Hauptspannungen an einem Bodenelement in Bereich der Kanülenspitze in Polarkoordinaten. Rechts: Schematische Darstellung der kritischen Spannungsbereiche um die Kanülenspitze. Im Bereich a stellt die Tangentialspannung σ_{φ} die minimale Hauptspannung σ_{min} dar. Im Bereich b hingegen ist $\sigma_{min} = \sigma_{\theta}$. Die minimale Hauptspannung kann entweder eine Druck- oder eine Zugspannung (gestrichelte Pfeile) sein.

Gesamtmodell zu sehen. Mit der Einführung der Polarkoordinaten entsprechen die effektiven (und totalen) Hauptspannungen während der hydraulischen Belastung der Radialspannung $\sigma_r^{(tot)}$ und den Tangentialspannungen $\sigma_{\varphi}^{(tot)}$ und $\sigma_{\theta}^{(tot)}$.

Zunächst werden die aus der Simulation des Versuchs Ib resultierenden effektiven und totalen Spannungsverläufe im $p - q$ -Diagramm der Abbildung 5.10 in den Punkten B, C und D betrachtet. Durch den Porenwasserdruckanstieg wird die mittlere effektive Spannung p zunächst reduziert, wobei die deviatorische Spannung q steigt. Der horizontale Abstand zwischen dem effektiven (durchgezogenen Linie) und dem totalen Spannungspfad (gestrichelten Linie) stellt die Porenwasserdruckänderung $p_w = p_w^{tot} - p_{w,0}$ in dem Auswertungspunkt dar.

Bei dem in Variante Ib isotropen Anfangszustand ($K_0 = 1$) ist die deviatorische Spannung zu Belastungsbeginn Null ($q_0 = 0$). Durch den isotropen Anstieg des Porenwasserdrucks an der Kanülenspitze wird die effektive Radialspannung σ_r erhöht und die effektiven Tangentialspannungen

σ_φ und σ_θ werden reduziert, sodass die deviatorische Spannung $q = \sigma_{max} - \sigma_{min} = \sigma_r - \sigma_\varphi$ bzw. $q = \sigma_r - \sigma_\theta$ steigt. Die Reduktion von p und der Anstieg von q erfolgt zunächst im elastischen Bereich innerhalb der Fließfläche, die durch die Vorbelastungsspannung definiert wird. Erreichen die $p - q$ -Pfade die Fließgrenze treten plastische Verformungen auf und q kann nur unter einer Zunahme von p gesteigert werden. In den $q - p_{w,k}$ -Diagrammen ist der Porenwasserdruck an der Kanüle $p_{w,k}$, ab welchem in dem jeweiligen Auswertungspunkt plastische Verformungen eintreten, durch das Abknicken auf einen annähernd horizontalen Verlauf von q zu erkennen. In den Verläufen der minimalen effektiven Spannung $\sigma_{min} - p_{w,k}$ steigt beim Erreichen der Fließgrenze σ_{min} erneut an.

Einen Sonderfall stellt der Auswertungspunkt A dar, für den einer der Randknoten gewählt wurde, an denen die hydraulische Randbedingung für die Porenwasserdrucksteigerung vorgegeben wird. Auf die Außenseite der Elemente, zu denen dieser Randknoten gehört, wirkt während der hydraulischen Belastung die Auflastspannung σ^{tot} , die der Wasserauflast durch die Porenwasserdrucksteigerung entspricht ($\sigma^{tot} = p_{w,k}$, siehe Abbildung 5.3 c)). Aus dem Kräftegleichgewicht am Modellrand an der Kanülenspitze ergibt sich daher $\sigma_r \approx \sigma^{tot}(p_{w,k}) - p_{w,k} = \sigma_{r,0} = const..$ In dem $p - q$ -Verlauf des Punktes A zeigt sich entsprechend eine geringe Differenz zwischen dem totalen und dem effektiven Spannungspfad als in den anderen drei Punkten. Die Reduktion von p in dem Punkt A entsteht allein durch die Abnahme der Tangentialspannungen σ_φ bzw. σ_θ , wodurch im Punkt A die höchsten deviatorischen Spannungen $q = \sigma_{r,0} - \min(\sigma_\varphi; \sigma_\theta)$ auftreten. Aufgrund der konstanten maximalen Spannung $\sigma_r = \sigma_{r,0}$ und der annähernd konstanten deviatorischen Spannung q während der plastischen Verformung, ist im Punkt A im plastifizierten Bereich auch die minimale Spannung mit $\sigma_{min} = \sigma_{r,0} - q$ näherungsweise konstant.

Eine weitere Besonderheit des Auswertungspunktes A ist, dass der $p - q$ -Spannungspfad bis zu dem Schnittpunkt der Fließgrenze mit der CSL (M_c) läuft. In den Punkten B, C und D hingegen, wird die Fließgrenze erst nach Überschreiten der M_c -Linie erreicht. Die aus den CU-Versuchen ermittelte (undrainierte) Scherfestigkeit wird daher in diesen Punkten in der Simulation überschritten, was einen Nachteil des verwendeten Stoffmodells darstellt (siehe [18]). Nur bei einem Verlauf durch den Schnittpunkt der M_c -Linie mit der Fließgrenze wird die Scherfestigkeit nicht überschritten.

Die Porenwasserdruck- und Spannungsverteilungen der Berechnungsvariante Ib zum Zeitpunkt der Rissentstehung ($t = t_{fr}$) sind anhand der Schnitte H, V und D in den Diagrammen b) und c) der Abbildung 5.10 dargestellt.

Die Diagramme b) zeigen die Porenwasserdruckänderung $p_w = p_w^{tot} - p_{w,0}$. Bei $r = 0$ mm entspricht $p_w = p_{w,fr}$ und mit zunehmendem Abstand r zur Kanüle nimmt p_w ab. Aufgrund der hydraulischen Randbedingung $p_{w,o} = p_{w,u} = p_{w,0}$ an dem oberen und unteren Modellrand gilt in den Schnitten V und D beim maximalen Abstand von der Kanüle $p_w = 0$. Im Schnitt H stellt sich am maximalen horizontalen Abstand von der Kanüle $p_w = \sigma_h^{tot} - \sigma_h$ aufgrund des

Kräftegleichgewichts am radialen Modellrand ein (für Ib $\sigma_h^{tot} = 200$ kPa).

Zusätzlich zu dem Porenwasserdruck sind in den Diagrammen b) die effektive mittlere Spannung p und die deviatorische Spannung q dargestellt. Beide zeigen bei $r \approx 8$ mm einen deutlichen Knick im Spannungsverlauf, der den Wechsel von elastischem zu plastischen Verhalten kennzeichnet. Der plastifizierte Bereich um die Kanülenspitze wird nachfolgend durch den plastischen Radius r_{pl} beschrieben. Für $r > r_{pl}$ verhält sich die Probe weiterhin elastisch, da die Spannungspfade sich innerhalb der Fließfläche bewegen. Im Bereich um die Kanüle mit $r \leq r_{pl}$ ist q annähernd konstant und ein Anstieg von q erfolgt nur unter gleichzeitigem Anstieg von p (siehe $p - q$ -Diagramm). In den Diagrammen c) sind die minimalen und maximalen Hauptspannungen σ_{min} und σ_{max} sowie das Spannungsverhältnis η in den drei Schnitten dargestellt. In den Verläufen von σ_{min} und η ist bei $r = r_{pl}$ wiederum ein Knick zu sehen. Nach Erreichen der Fließgrenze steigt die minimale Hauptspannung mit der plastischen Verformung wieder an, was auch das $\sigma_{min} - p_{w,k}$ -Diagramm (Abbildung 5.10 a)) zeigt. Die kleinste minimale Hauptspannung liegt daher zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$ bei $r = r_{pl}$ und damit nur für den Sonderfall $r_{pl}(t_{fr}) = 0$ direkt an der Kanülenspitze. Der Bereich um die Kanülenspitze in dem mit $\sigma_{min} < 0$ kPa effektive Zugspannungen (σ_t) auftreten, wird mit dem radialen Abstand r_{σ_t} zur Kanülenspitze beschrieben.

Auch das maximale Spannungsverhältnis $\eta_{max} = \max(q/p)$ tritt beim Wechsel zwischen elastischem und plastischem Verhalten auf. Im plastifizierten Bereich fällt η zur Kanülenspitze hin ab. Der Bereich, für den $\eta \geq M_c$ gilt, ist demzufolge größer als der plastifizierte Bereich um die Kanülenspitze. Der radiale Abstand von der Kanülenspitze, der den Bereich $\eta \approx M_c$ kennzeichnet, wird nachfolgend mit r_{M_c} bezeichnet. Die undrainierte Scherfestigkeit, die aus den CU-Versuchen ermittelt wurde (Gl. 4.1) und durch die horizontale Linie in den Diagrammen b) gekennzeichnet ist, wird von q in dem Referenzversuch Ib nicht überschritten. Im Fall eines Bereichs mit $q \geq 2c_u$ um die Kanülenspitze wird dieser entsprechend mit r_{c_u} bezeichnet.

In den Fieldplots zur Verteilung von σ_{min} , q und η in der Abbildung 5.11 sind die Bereiche mit effektiven Zugspannungen $\sigma_{min} < 0$ kPa, $q \geq 2 \cdot c_u$ bzw. $\eta \geq M_c$ grau dargestellt. Bei der Simulation des Referenzversuchs Ib wird zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$ nur M_c überschritten, weshalb in der Abbildung 5.11 nur im Fieldplot von η ein grauer Bereich zu sehen ist.

Die Darstellung der Hauptspannungsrichtungen zum Zeitpunkt der Rissentstehung in der Abbildung 5.12 c) zeigt, dass sich die Richtung von σ_{min} mit zunehmendem Abstand von der Kanülenspitze ändert. Unmittelbar an der Kanülenspitze gilt für die effektive Radialspannung $\sigma_r = p_{w,k} = \sigma_{max}$. Auch mit zunehmendem Abstand zur Kanülenspitze bleibt die Radialspannung die größte Hauptspannung. Die effektiven Tangentialspannungen σ_φ und σ_θ werden durch die Porenwasserdruckbelastung reduziert. Je nach Abstand und Winkel zur Kanülenspitze stellt σ_φ oder σ_θ die minimale effektive Hauptspannung σ_{min} dar. Dies ist in Abbildung 5.12 b) durch die Einteilung des Nahbereichs um die Kanüle in die Bereiche a und b skizziert. Für den Bereich a gilt $\sigma_{min} = \sigma_\varphi$ und für den Bereich b $\sigma_{min} = \sigma_\theta$. Dadurch unterscheiden sich auch die Richtungen der maximal auftretenden Scherspannung $\tau_{max} = q_{max}/2 = (\sigma_{max} - \sigma_{min})/2$ in den Bereichen a

und b . Im Bereich a verläuft die Scherspannung in Richtung der Rotationsebene und im Bereich b in der x - y -Ebene der kartesischen Koordinaten. Die Hauptspannungsrichtungen beeinflussen die Ausrichtung eines initialen Makrorisses oder der Mikrorissentstehung.

Da das Risskriterium für hydraulisch induzierte Risse in feinkörnigen Böden nicht bekannt ist, wurde für die Simulationen kein Versagenskriterium definiert. Um den Risswiderstand anhand der Berechnungsvariationen zu analysieren, werden daher nachträglich die maximalen Spannungsintensitäten und die Bereiche „kritischer effektiver Spannung“ zum Zeitpunkt der Rissentstehung $t = t_{fr}$ identifiziert. Rissentstehung kann sowohl beim Überschreiten der Zug- als auch der Scherfestigkeit des Materials eintreten. Daher wird unterschieden zwischen Bereichen mit „kritischer effektiver Zugspannung“, in denen die minimale effektive Spannung eine Zugspannung darstellt ($\sigma_{min} < 0$ kPa), und Bereichen „kritischer Scherspannung“, in denen $\eta \geq M_c$ oder $q \geq 2c_u$ gilt. Da diese Bereiche annähernden Ellipsen (2D) bzw. Sphären (3D) um die Kanülenspitze bilden (siehe z.B. Abbildung 5.11), kann deren Fläche bzw. Volumen anhand der zuvor definierten radialen Abstände r_{σ_t} , $r_{\sigma_{M_c}}$ bzw. r_{c_u} abgeschätzt werden.

Um die Spannungszustände bei Rissentstehung der Berechnungsvarianten zu vergleichen, wurden in Tabelle 5.3 die Maximal- bzw. Minimalwerte von q , η und σ_{min} für $t = t_{fr}$ sowie die Radien der zugehörigen Bereiche r_{pl} sowie r_{σ_t} , r_{M_c} und r_{c_u} zusammengestellt.

Wie bei der Validierung des Modells beschrieben, kann aus der resultierenden Knotenverschiebung Δu an der Kanülenspitze ein Hohlraumvolumen V_{HR}^{Sim} berechnet werden. Dieses Hohlraumvolumen ist in der Tabelle 5.3 für Berechnungsvarianten angegeben, in denen der Volumenanteil aus der Hohlraumbildung ΔV_{HR}^{Sim} im Vergleich zur Volumenänderung durch den Zustrom in den Porenraum ΔV_{PF}^{Sim} relevant ist.

Die tabellarische Darstellung ermöglicht einen Vergleich der Spannungs- und Verformungszustände bei Rissentstehung ohne die Darstellung der Spannungspfade oder -verteilungen und ist daher die Grundlage für die nachfolgende Diskussion der Ergebnisse der Berechnungsvariationen.

Isotrope Anfangsspannung

In den Berechnungen zur Versuchsreihe I wurde die Referenzbelastung ausgehend von einem isotropen mittleren effektiven Anfangsspannungszustand mit $p = 100, 200$ und 300 kPa aufgebracht. Wie im Abschnitt zur Validierung des Modells beschrieben, wurde für normalkonsolidierte Proben mit der Referenzbelastung eine gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen Volumenänderungen ΔV^{Exp} und den in den FE-Simulationen berechneten Volumenänderungen aufgrund von Volumenströmen in oder aus dem Porenraum des Modells ΔV_{PF}^{Sim} erzielt. Daher wird auf Basis der Simulationsergebnisse eine Hohlraumbildung in den Versuchen der Reihe I ausgeschlossen.⁷ Bei der Simulation mit dem MCC treten bei der Porenwasserdrucksteigerung bis zum Zeitpunkt

⁷In den einzelnen Laborversuchen mit einer Volumenänderung an der Kanülenspitze, die höher als die berechnete ΔV_{PF}^{Sim} ist, wird von einem Anstieg der hydraulischen Durchlässigkeit durch Mikrorissentstehung auszugehen. Diese kann in dem numerischen Modell nicht wiedergegeben werden.

Tabelle 5.3: Zusammenstellung der Ergebnisse der Berechnungsvarianten zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$ bei $p_{w,fr}^{\mu}$. Der plastifizierte Bereich wird durch r_{pl} angegeben. Der kritische Schubspannungsbereich wird durch das maximal auftretende Spannungsverhältnis η und den Radius r_{M_c} ($\eta \geq M_c$ für $r \leq r_{M_c}$) sowie die maximale deviatorische Spannung q beschrieben. Der kritische effektive Zugspannungsbereich wird durch das Minimum der minimalen effektiven Hauptspannung σ_{min} sowie den Radius r_{σ_t} ($\sigma_{min} < 0$ für $r < r_{\sigma_t}$) beschrieben. Im Fall einer Hohlrumbildung ist das Hohlraumvolumen V_{HR} angegeben.

Variante	p in kPa	r_{pl} in mm	$\min(\sigma_{min})^1$ in kPa	r_{σ_t} in mm	$\max(q)^2$ in kPa	r_{c_u} in mm	$\max(\eta)^1$ -	r_{M_c} in mm	V_{HR}^{sim3} in ml
Ia	100	6,0	5,0	-	80,0		2,25	9,0	-
Ib	200	8,0	0,0	-	158,2		2,85	12,0	-
Ic	300	11,0	0,0	-	187,0		3,45	15,5	-
IIa	215	8,0	-40,0	8,0	160,0		2,85	12,5	-
IIb	352	11,0	-53,0	9,5	190,5		3,45	15,6	-
IIIa	100	3,0	-18,0	5,0	109,0		>3,5	8,0	0,41
IIIb	150	6,0	-22,0	12,0	150,0		>3,5	17,0	0,28
IIIc	50	2,0	-15,0	10,0	63,0		>3,5	14,0	0,16
IIId	100	3,0	-40,0	15,0	140,0		>3,5	20,0	0,09
IIIe	25	1,0	-13,0	6,0	38,0		>3,5	10,5	0,10
IIIf	50	1,5	-18,0	13,0	65,0		>3,5	19,0	0,06
IVa	200	10,0	-0,0	-	150,0		2,65	15,0	1,37
IVb	300	5,0	-12,0	-	220,0		2,45	8,0	2,04
IVc	200	3,0	0,0	-	150,0	2,25		5,0	-
IVd	300	18,0	70,0	-	550,0		1,5	17,0	2,39
VIa	200	8,0	-2,0	8,5	150,0		3,2	14,0	-
VIb	200	6,0	-4,0	6,0	150,0		2,8	8,0	-

¹ Das Minimum der minimalen effektiven Hauptspannung σ_{min} und das Maximum des Spannungsverhältnisses η liegen bei r_{pl} . ² $q = \max(q)$ an der Kanülenspitze bei $r = 0$ und im plastifizierten Bereich $r \leq r_{pl}$ annähernd konstant. ³ Das entstandene Hohlraumvolumen V_{HR}^{sim} wird aus der Knotenverschiebung Δu an der Kanülenspitze zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$ berechnet.

der Rissentstehung $t = t_{fr}$ keine minimalen effektiven Hauptspannungen im Zugbereich auf ($\max(\sigma_{min}) \geq 0 \text{ kPa}$, $r_{\sigma_t} = -$ in der Tabelle 5.3). Die in den Versuchen zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$ entstandenen Risse sind demzufolge auf eine Scherbelastung zurückzuführen.

Zur Analyse der deviatorischen Spannungen, die im Bereich der Kanülenspitze in der Versuchsreihe I zu der Entstehung von Scherrissen führen, sind in der Abbildung 5.13 a) die Spannungspfade im Auswertungspunkt B und in b) die Fieldplots des Spannungsverhältnisses η zum Zeitpunkt $t = t_r$ dargestellt. Zum Vergleich der Spannungspfade bei unterschiedlichen effektiven Anfangsspannungen, die an dieser Stelle mit p_0 bezeichnet werden, wurde in dem Diagramm a) eine normierte Darstellung mit p/p_0 bzw. q/p_0 gewählt.

Die normierten Spannungspfade zeigen einen sehr ähnlichen Verlauf. Die mit Kreisen markierten

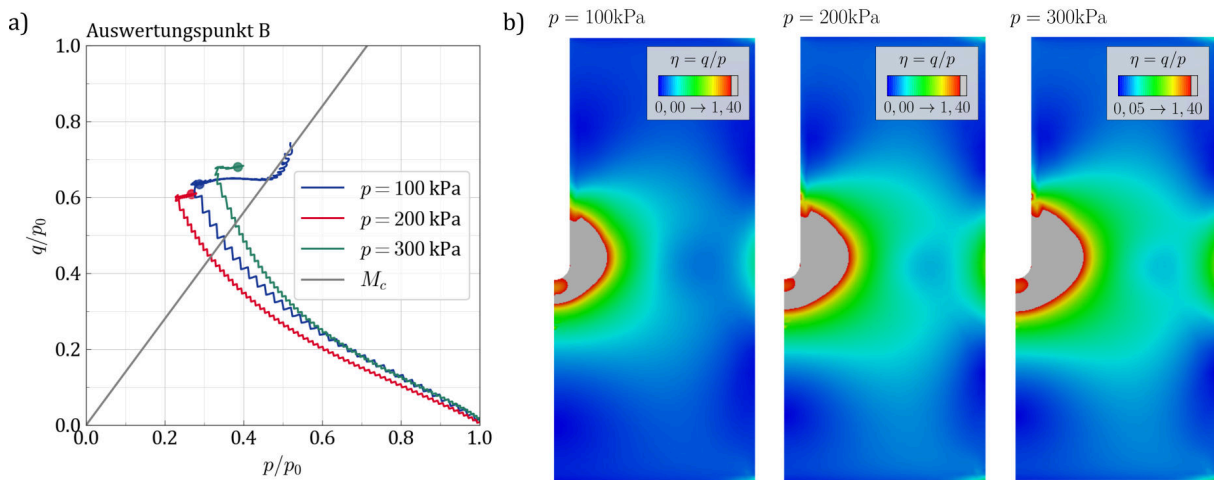


Abbildung 5.13: Spannungsverläufe und Fieldplots bei unterschiedlicher mittlerer effektiver Spannung p .

Spannungszustände bei Rissentstehung liegen in allen Versuchsvarianten bei $\approx q/p_0(t = t_{fr}) = 0,65$ und oberhalb der M_c -Linie. Zwischen der effektiven Anfangsspannung p und der normierten mittleren Spannung bei Rissentstehung $p/p_0(t = t_{fr})$ kann kein Zusammenhang festgestellt werden.

Der grau dargestellte Bereich in den Fieldplots mit $\eta \geq M_c = 1,40$ nimmt mit steigender effektiver Anfangsspannung p tendenziell zu. Quantitativ wird die Zunahme des kritischen Scherbereichs mit dem radialen Abstand zur Kanülenspitze r_{M_c} in der Tabelle 5.3 angegeben. Auch die Scherspannungsintensität, gemessen an dem maximal auftretenden Spannungsverhältnis $\max(\eta)$ steigt mit p an (siehe Tabelle 5.3).

Zusammenfassend folgt aus den Simulationsergebnissen der Reihe I, dass bei einer Porenwasserdrucksteigerung mit der Referenzbelastung in Proben mit $OCR = 1$ nur Scherrisse eintreten. Die maximale Deviatorspannung an der Kanülenspitze zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$ nimmt mit p zu, da der normierte Wert q/p_0 bei Rissentstehung unabhängig von p_0 ist. Gleichzeitig wächst der Bereich der kritischen Scherspannung um die Kanülenspitze mit p_0 . Die Scherbelastung bei

Rissentstehung ist demnach höher, je größer p ist, woraus auf einen höheren Materialwidertand gegen eine Entstehung von Scherrissen bei steigender isotroper effektiver Anfangsspannung geschlossen wird.

Anisotrope Anfangsspannung

In den Berechnungen der Versuchsreihe II wurde die Referenzbelastung ausgehend von einem anisotropen Anfangsspannungszustand mit $K_0 = 0,62$ bzw. $0,82$ simuliert. Die Ergebnisse der Variante IIc werden nicht betrachtet, da bei den zugehörigen Laborversuchen vorab Risse entstanden sind und somit kein Aufreißdruck ermittelt werden konnte (vgl. Abschnitt 4.4.2).

Wie auch in den Berechnungen der Reihe I konnten der simulierte Zu- und Abstrom in den Porenraum anhand der gemessenen Volumina im Versuch validiert werden.

Im Gegensatz zu der Spannungsanalyse der Reihe I treten bei Berechnungen mit $K_0 < 1$ Bereiche mit effektiven Zugspannungen σ_t zum Zeitpunkt der Rissentstehung $t = t_{fr}$ auf. Die minimal auftretende Zugspannung $\sigma_t = \min(\sigma_{min})$ und der radiale Abstand um die Kanülenspitze mit Zugspannungen r_{σ_t} sind in der Tabelle 5.3 angegeben. Der in der Tabelle 5.3 durch $\max(q)$, $\max(\eta)$ und r_{M_c} beschriebene kritische Scherbereich unterscheidet sich hingegen nur geringfügig von dem der Varianten Ib und Ic.

In der Abbildung 5.14 a) ist beispielhaft für die Reihe II der $p - q$ -Verlauf der Versuchsvariante IIa in den Auswertungspunkten B und D dargestellt. Im Gegensatz zu den gestrichelt dargestellten Verläufen der Berechnung Ib wird bei $\sigma_{v,0} > \sigma_{h,0}$ bzw. $q_0 \neq 0$ kPa zu Beginn des Porenwasserdruckanstiegs die mittlere effektive Spannung p ohne Anstieg der deviatorischen Spannung q reduziert, sodass die Spannungspfade zunächst im Diagramm horizontal Richtung $p = 0$ kPa verlaufen. Erst ab $\approx p_{w,k} > 200$ kPa steigt q mit der Abnahme von p an.

In der Abbildung 5.14 b) und c) sind die Spannungsverteilungen entlang Schnitt H der Variante IIa dargestellt. Zum Vergleich sind auch hier die Verteilungen von Ib gestrichelt ergänzt. Die Verteilungen von p , q , σ_{max} sowie η der Berechnungsvarianten Ib und IIa zum jeweiligen Zeitpunkt $t = t_{fr}$ sind beinahe identisch. Daher besteht auch bei genauerer Betrachtung der Simulationsergebnisse der wesentliche Unterschied zwischen den Reihen I und II im Auftreten von kritischen Zugbereichen in der Reihe II.

Aufgrund der initial höheren Vertikalspannung σ_v in den Berechnungen der Reihe II stellt σ_φ immer die minimale Hauptspannung dar, sodass nur der Bereich a nach Abbildung 5.12 b) um die Kanülenspitze vorliegt.

Basierend auf der numerischen Spannungsanalyse kann für die Versuchsreihe II von einem Eintreten von Zug- oder Scherrissen ausgegangen werden, die aufgrund der geringsten Hauptspannung in tangentialer Richtung mit $\theta = 0^\circ$ im Bereich der Kanüle vertikal verlaufen. Die Aufreißdrücke sind in der Reihe II im Vergleich zur Reihe I höher, da bei gleichem Porenwasserdruck an der Kanülenspitze $p_{w,k}$ bei anisotroper Vorbelastung geringere Scherspannungen auftreten. Auch die

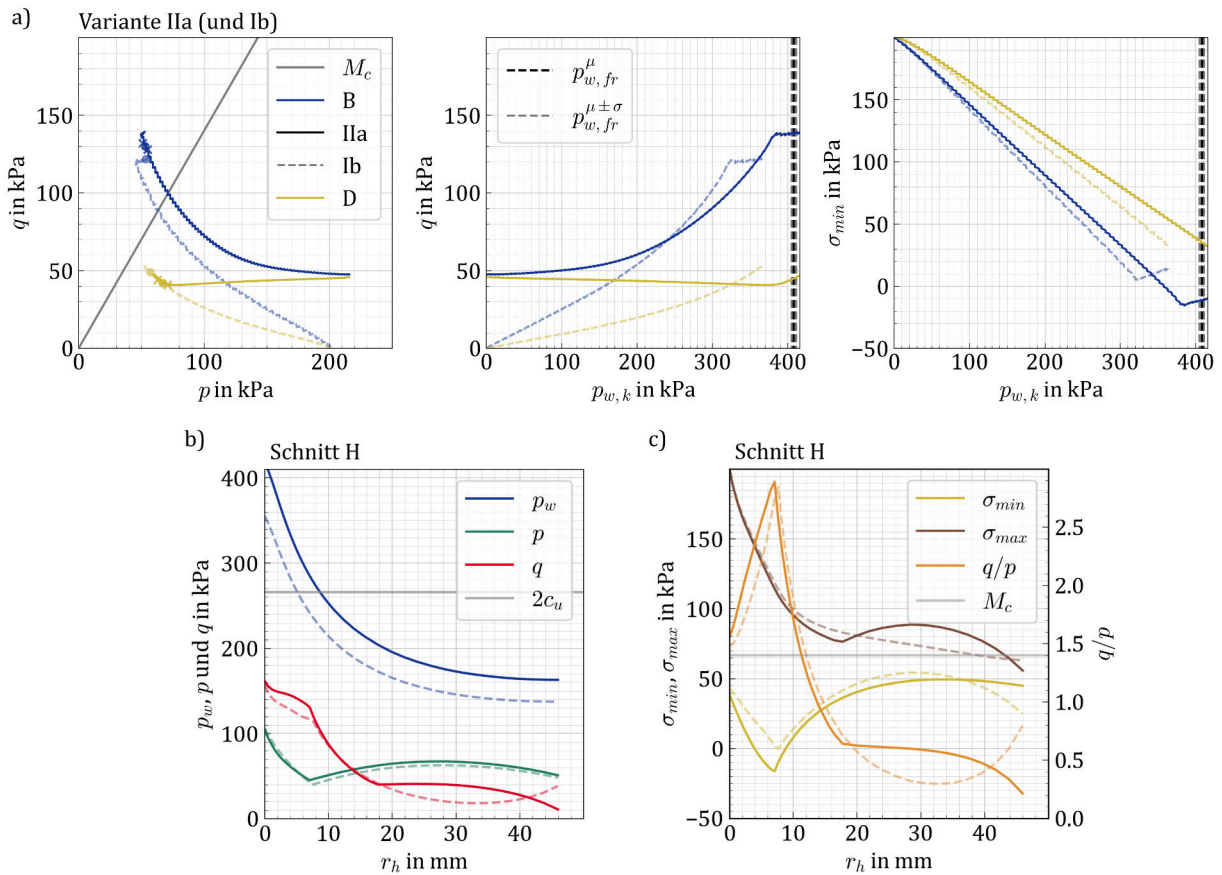


Abbildung 5.14: Ergebnisse der Variante IIa dargestellt anhand der Spannungsverläufe in den Auswertungspunkten B und D (a), sowie anhand der Spannungsverteilung entlang Schnitt H (b) und (c) zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$. Zum Vergleich sind jeweils die Spannungsverläufe bzw. die -verteilungen der Referenzvariante Ib durch gestrichelte Linien eingetragen.

Zugspannungen treten in der Simulation des Versuchs IIa erst bei einem Porenwasserdruck $p_{w,k}$ ein, der höher ist als der Aufreißdruck in dem Versuch Ib.

Überkonsolidierung

In der Berechnungsreihe III wurden die unterschiedlichen Überkonsolidierungsgrade $OCR = p_c/p$ der Proben durch entsprechende Konsolidierungs- und Entlastungsphasen simuliert. Durch die höheren isotropen Vorbelastungsspannungen p_c vergrößert sich die Fließfläche, sodass der elastische Bereich für die Spannungspfade ausgehend von p größer ist als bei $OCR = 1$.

Die Validierung der zuströmenden Volumina in den Porenraum $\Delta V_{k,PF}^{Sim}$ anhand der Versuchsdaten hat gezeigt, dass es in überkonsolidierten Proben zu einer Hohlrumbildung durch die Porenwasserdrucksteigerung kommen kann. Die Hohlraumvolumina ΔV_{HR}^{Sim} zum Zeitpunkt der Rissentstehung sind in der Tabelle 5.3 angegeben. Das Produkt aus dem Aufreißdruck und dem Hohlraumvolumen $p_{w,fr} \cdot \Delta V_{HR}^{Sim}$, das ein Maß für die Bodensteifigkeit bei der Hohlrumbaufweitung ist, steigt mit zunehmender effektiver mittlerer Spannung p und sinkt mit ansteigendem

Überkonsolidierungsgrad OCR . Demzufolge ist die Hohlräum- bildung größer, je geringer p und je höher OCR ist.

In den Diagrammen der Abbildung 5.17 und in den Fieldplots der Abbildungen 5.15 und 5.16 werden Berechnungsvarianten mit der gleichen Anfangsspannung $p = 100$ kPa und unterschiedlichen Überkonsolidierungsgraden $OCR = 1, 2$ und 4 (Ia, IIIa, IIIId) sowie die Berechnungsvarianten mit der gleichen Vorbelastungsspannung $p_c = 200$ kPa und $OCR = 1, 2, 4$ und 8 (Ib, IIIa, IIIc, IIIe) verglichen.

Die Diagramme a) der Abbildung 5.17 zeigen für die Varianten mit $p = 100$ kPa im Auswertungspunkt B die $p - q$ -Spannungspfade und den Verlauf der minimalen Spannung über dem Kanüldruck $p_{w,k}$. Im Gegensatz zu den Simulationen der CU-Versuche (Abbildung 5.4) weisen die aus einer Porenwasserdrucksteigerung resultierenden Spannungspfade bei unterschiedlichen OCR -Werten die gleiche Neigung auf. Je größer die Vorbelastung bzw. die Fließfläche, desto länger verläuft der Spannungspfad im elastischen Bereich Richtung $p = 0$ kPa bei steigendem q . Dadurch treten mit steigendem OCR höhere Spannungsverhältnisse η bis zur Plastifizierung auf. Im elastischen Bereich wird die minimale Hauptspannung durch die Porenwasserdrucksteigerung kontinuierlich reduziert, wodurch, wie im $\sigma_{min} - p_{w,k}$ -Diagramm zu sehen, Zugspannungen $\sigma_t = \sigma_{min} < 0$ kPa im Nahbereich der Kanüle auftreten. Die Kreise markieren in beiden Diagrammen a) den Spannungszustand bei Rissentstehung im Auswertungspunkt B.

Die Darstellung der Spannungsverteilung der drei Berechnungsvarianten zum jeweiligen Zeitpunkt $t = t_{fr}$ ist in den Diagrammen b) der Abbildung 5.17 im Schnitt H und in der Abbildung 5.15 dargestellt. Der Knick in der Verteilung von p und q zeigt den mit OCR abnehmenden plastifizierten Bereich um die Kanülenspitze (vgl. r_{pl} in der Tabelle 5.3). Für das maximale Spannungsverhältnis η und den Radius r_{M_c} ist eine Zunahme mit steigendem OCR festzustellen. Der Minimalwert der minimalen Hauptspannung wird mit steigendem OCR reduziert und der Radius r_{σ_t} steigt gleichzeitig an. Die entsprechenden Maximalwerte der Scher- oder Zugbelastung bei Rissentstehung $\max(q)$, $\max(\eta)$ und $\min(\sigma_{min})$ sowie die Radien r_{M_c} und r_{σ_t} der kritischen Scher- oder Zugspannungsbereiche sind der Tabelle 5.3 zu entnehmen. Die mit OCR wachsenden kritischen Spannungsbereiche werden in den Fieldplots durch die grauen Bereiche mit $\eta \geq M_c = 1,40$ bzw. $\sigma_{min} < 0$ kPa visualisiert.

Für den Vergleich der Berechnungsvarianten mit gleicher mittlerer effektiver Konsolidierungsspannung $p_c = 200$ kPa und unterschiedlichen effektiven mittleren Anfangsspannungen wurde für die Diagramme c) in Abbildung 5.17 eine normierte Darstellung mit q/p_0 , p/p_0 bzw. σ_{min}/p_0 gewählt und die mittlere effektive Anfangsspannung als p_0 bezeichnet. Die normierten Spannungspfade zeigen, wie bereits auch die Berechnungsvariationen in Diagramm a), eine von OCR unabhängige Neigung. Die Kreise, die die Rissentstehung in den Spannungspfaden und im Verlauf der minimalen Hauptspannung kennzeichnen, zeigen, dass die normierte Scherspannung und die normierte minimale Zugspannung mit OCR zunehmen. Die zugehörigen Fieldplots in Abbildung 5.16 zeigen hingegen, dass die kritischen Zug- oder Scherbereiche ab $OCR = 4$ nicht mehr ansteigen. Dies

ist jedoch auf die geringe mittlere effektive Anfangsspannung von $p = 25 \text{ kPa}$ zurückzuführen, wodurch der Aufreißdruck trotz $OCR = 8$ vergleichsweise gering und die Belastungsdauer kurz ist. Für $p = 50 \text{ kPa}$ und $OCR = 8$ zeigt Tabelle 5.3 einen Anstieg von r_{σ_t} im Vergleich zu $OCR = 4$. Aus den Berechnungen mit unterschiedlichen Überkonsolidierungsgraden folgt, dass bei $OCR > 1$ sowohl Scher- als auch Zugrisse im Nahbereich der Kanülenspitze entstehen können. Je höher OCR , desto kleiner ist der Bereich um die Kanülenspitze, in dem plastische Dehnungen auftreten. Gleichzeitig steigt bei gleicher mittlerer effektiver Anfangsspannung p mit höherem OCR die Hohlraumbildung um die Kanülenspitze. Die Größe der kritischen Spannungsbereiche und die Maximalwerte der Scher- und Zugbeanspruchung bei Rissentstehung steigen mit OCR an. Der Widerstand gegen eine Entstehung von Scher- oder Zugrissen steigt somit mit dem Überkonsolidierungsgrad.

Belastungsgeschwindigkeit

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Berechnungsvarianten IVa bis IVd mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten der Porenwasserdrucksteigerung bzw. v/k -Verhältnissen dargestellt. Zusammen mit der Reihe I liegen Berechnungen mit $\Delta p_{w,k}/\Delta t = 5 \text{ kPa}/600 \text{ s}$, $5 \text{ kPa}/120 \text{ s}$, $5 \text{ kPa}/30 \text{ s}$ sowie $\dot{p}_{w,k} = 1 \text{ kPa}/\text{s}$ bei $p = 200 \text{ kPa}$ oder 300 kPa vor. Die Berechnungen mit konstantem Volumenstrom werden nicht gezeigt, da bei diesen die Validierung anhand des Porenwasserdruckanstiegs nicht erfolgreich war.

Die Validierung der druckgeregelten Berechnungsvarianten (Abbildung 5.7) zeigt, dass mit steigender Belastungsgeschwindigkeit der Anteil der undrainierten Belastung, die zu einer Hohlraumbildung führt, zunimmt. Diese Zunahme ist quantitativ in der Tabelle 5.3 anhand der simulierten Hohlraumvolumina $\Delta V_{k,HR}^{Sim}$ angegeben.

Die Diagramme a) der Abbildung 5.18 zeigen die normierten Spannungspfade $p/p_0 - q/p_0$ und den Verlauf der normierten minimalen Hauptspannung σ_{min}/p_0 über $p_{w,k}$ im Punkt B für die unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten. Für die Normierung wird die mittlere effektive Anfangsspannung mit p_0 bezeichnet. In dem Diagramm b) sind die Spannungsverteilungen zum Zeitpunkt der Rissentstehung $t = t_{fr}$ entlang Schnitt H der Varianten Ib und IVa gegenübergestellt. Die Fieldplots in der Abbildung 5.19 zeigen, mit von links nach rechts zunehmender Belastungsgeschwindigkeit, in grau die kritischen Scherspannungsbereiche in den Verteilungen von η zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$. Für die Variante IVc mit dem geringsten v/k -Verhältnis war die Standardabweichung des mittleren Aufreißdrucks sehr hoch und die Versagensmechanismen nicht eindeutig, weshalb der Spannungszustand zum Zeitpunkt $t = t_{fr}$ nicht stellvertretend für alle Einzelversuche der Variante ist (vgl. Abschnitt 4.4.2).

Die normierten Spannungspfade im Diagramm a) der Abbildung 5.18 zeigen, dass die Neigung der Spannungspfade steiler ist, je höher die Belastungsgeschwindigkeit ist. Der Spannungspfad der Variante IVd mit der maximal untersuchten Belastungsgeschwindigkeit weist die größte

Neigung und entsprechend die geringste Reduktion von p sowie einen Knick vor Erreichen der M_c -Linie auf. Somit nähert sich der Spannungspfad asymptotisch von unten der M_c -Linie. Dieser Spannungsverlauf gleicht den effektiven Spannungsverläufen der UU-Versuche an den Schluffproben in der Abbildung 4.6.

Der Verlauf der minimalen effektiven Hauptspannung σ_{min} über $p_{w,k}$ in der Abbildung 5.18 b) zeigt stellvertretend anhand des Auswertungspunktes B, dass in keiner der Berechnungen Zugspannungen auftreten. Für das Rissversagen wird daher das Spannungsverhältnis η betrachtet. Die Schnittbetrachtung im Diagramm b) und die Fieldplots von η in der Abbildung 5.19 zeigen für die Berechnungen mit $p = 200$ kPa bzw. $p = 300$ kPa mit Abnahme der Haltezeiten von $\Delta t = 120$ s auf 30 s nur eine geringfügige Änderung der kritischen Scherbereich (r_{M_c}) und des maximalen Spannungsverhältnisses $\max(\eta)$. Aufgrund der ähnlichen effektiven Spannungszustände bei Rissentstehung liegt bei diesen v/k -Verhältnissen der gleiche Widerstand der Probe gegen die Entstehung von Scherrissen vor. Die höheren Aufreißdrücke bei kürzeren Haltezeiten resultieren demnach nicht aus einem höheren Materialwiderstand.

Anders verhält es sich bei der wesentlich schnelleren Belastung mit $\Delta p_{w,k}/\Delta t = 1$ kPa/s. Bei diesem v/k -Verhältnis dominiert die Hohlrumbildung und es findet kein Zustrom in den Porenraum während der Belastung statt. Der Porenwasserdruck wirkt als undrainierte Auflast. In dem zugehörigen Fieldplot in Abbildung 5.19 ist kein durchgängiger Bereich mit $\eta \geq M_c$ zu erkennen. Die maximal auftretende deviatorische Spannung $\max(q) = 550$ kPa ist wesentlich höher als in den anderen Berechnungsvarianten. Aufgrund der Analogie zu den effektiven Spannungspfaden der UU-Versuche und der wesentlich höheren deviatorischen Spannung bei Rissentstehung ist bei diesem hohen v/k -Verhältnis von einer Rissentstehung durch Überschreiten der undrainierten Scherfestigkeit c_u auszugehen. Da die maximalen deviatorischen Spannungen direkt an der Kanülenspitze auftreten, tritt die Rissentstehung an der Hohlräumwandung beim Erreichen der undrainierten Scherfestigkeit ein. Die aus den CU-Versuchen berechnete undrainierte Scherfestigkeit beträgt für $p = 300$ kPa $c_u = 180,5$ kPa, womit die maximale Deviatorspannung $q = 550$ kPa oberhalb der undrainierten Scherfestigkeit von $q = 2c_u = 361$ kPa liegt.

Sättigungsdruck

Die Simulationen für die Reihe V entsprechen den Berechnungen der Varianten Ib und VIa mit angepassten Kompressionsmoduln des Porenfluids K_{wg} für den geringeren Sättigungsdruck von $p_{w,0} = 300$ kPa (siehe Abschnitt 5.2.1.)

Mit den $p - q$ -Spannungspfaden sowie den Verläufen von q und σ_{min} über $p_{w,k}$ in den Auswertungspunkten B und C werden in der Abbildung 5.20 die beiden Versuchsvarianten Ib und Va mit drainierten Randbedingungen und unterschiedlichem Sättigungsdruck verglichen. Die Spannungsverläufe sind nahezu identisch. Auch beim Vergleich der undrainierten Varianten Vb und VIa wurden keine Unterschiede in den Simulationen festgestellt.

Somit hat die geringere Kompressibilität des Porenfluids bei Belastungsgeschwindigkeiten, die derjenigen der Referenzbelastung entsprechen, keine Auswirkung auf die Änderungen der effektiven Spannungen. Diese Beobachtung bestätigt die gemessenen Aufreißdrücke in den Versuchen, die kein Abhängigkeit von $p_{w,0}$ zeigten.

Bei den B-Tests wurden jedoch mit abnehmendem $p_{w,0}$ eine langsamere Porenwasserdruckausbreitung und ein geringerer Porenwasserdruckanstieg in der Probenmitte beobachtet (siehe Abschnitt 4.4.7). Einen wesentlichen Unterschied zwischen der Belastung im B-Test und der Porenwasserdrucksteigerung in der Probenmitte stellt die Druckrate dar. Beim B-Test wird mit $\dot{\sigma}^{tot} = 1 \text{ kPa/s}$ und bei der Referenzbelastung umgerechnet mit $\approx \dot{p}_{w,k} = 0,042 \text{ kPa/s}$ belastet, wodurch sich die v/k -Verhältnisse um etwa den Faktor 30 unterscheiden. Nur bei sehr hohen v/k -Verhältnissen macht sich die reduzierte Druckausbreitungsgeschwindigkeit aufgrund von K_{wg} durch den Sättigungsdruck bemerkbar. Für Versuche mit sehr schnellen Porenwasserdrucksteigerungen ist daher mit der Abnahme des Sättigungsdrucks von einer verlangsamten Porenwasserdruckausbreitung und entsprechend einer geringeren Reduktion der effektiven Spannungen auszugehen.

Drainagebedingung

Für die Versuchsreihe VI mit verhinderter Drainage an den Probenenden werden nachfolgend nur die Berechnungen VIa und VIb mit Porenwasserdrucksteigerung diskutiert, die den Varianten Ib und IVc ohne Drainage entsprechen. Die Berechnung der Variante VIc mit konstantem Volumenzustrom wird, wie auch die Varianten IVe und IVf, aufgrund der Unstimmigkeiten bei der Validierung nicht verwendet.

Die Validierung der Berechnung VIa (Abbildung 5.7 d)) mit unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten hat anhand des Porenwasserdruckanstiegs gezeigt, dass die Porenwasserdruckausbreitung mit dem numerischen Modell wiedergegeben werden kann. Von einer Hohlraumbildung um die Kanülenspitze ist demnach in der Reihe VI nicht auszugehen.

Die Diagramme der Abbildung 5.21 zeigen den Vergleich der Berechnungsvarianten Ib und VIa anhand der $p-q$ -Spannungspfade sowie den Verläufen von q und σ_{min} über $p_{w,k}$ in den Auswertungspunkten B und C. Die $p-q$ -Spannungspfade der drainierten und der undrainierten Variante sind nahezu identisch, wobei die Spannungspfade der undrainierten Variante tendenziell flacher verläuft. Auch der Anstieg von q und die Abnahme von σ_{min} mit steigendem $p_{w,k}$ unterscheiden sich in den Berechnungen nicht wesentlich. Tendenziell ist der Anstieg bzw. die Abnahme in der undrainierten Variante stärker, sodass bei gleichem $p_{w,k}$ q etwas höher und σ_{min} etwas geringer ist als in der drainierten Berechnung. Diese Beobachtungen gelten auch für den Vergleich von IVc und VIb.

Daraus folgt, dass bei geschlossener Drainage an den Probenenden und gleichem Porenwasserdruck an der Kanüle die maximale Scherbelastung etwas höher und r_{M_c} für den kritischen Scherbereich etwas größer ist als bei geöffneter Drainage. Damit treten die Risse in den undrai-

nierten Versuchsvarianten bei einem geringeren Aufreißdruck, aber bei vergleichbaren effektiven Spannungszuständen auf. Die Drainagebedingung beeinflusst daher nicht den Materialwiderstand gegen Rissentstehung oder den Versagensmechanismus, sondern die Verläufe der effektiven Spannungen.

Fazit zu der numerischen Spannungsanalyse

- Es wurde kein Versagenskriterium ergänzend zum MCC in den Berechnungen definiert, sodass durch die Porenwasserdruckbelastung Spannungszustände mit $\eta = q/p \geq M_c$ oder $\sigma_{min} < 0$ kPa eintreten können. Nach Abschluss der Simulation (Postprocessing) werden für die Berechnungsvariationen zum Zeitpunkt der Rissentstehung der „kritische Scherbereich“ anhand $\eta = q/p \geq M_c$ und der „kritische Zugbereich“ anhand $\sigma_{min} < 0$ kPa bestimmt. Die Größe dieser kritischen Bereiche wird durch die radialen Abstände zur Kanülenspitze r_{M_c} und r_{σ_t} quantifiziert.
- Zum Zeitpunkt der Rissentstehung entspricht die Radialspannung der maximalen Hauptspannung $\sigma_{max} = \sigma_r$. Für die minimale Hauptspannung gilt in dem Bereich a $\sigma_{min} = \sigma_\varphi$ und in dem Bereich b $\sigma_{min} = \sigma_\theta$ (siehe Abbildung 5.12). Die Verteilung der Bereiche a und b hängt von der effektiven Anfangsspannung und der Belastungsart der Berechnungsvariante ab.
- In den Berechnungen der Reihe I ($OCR = 1, K_0 = 1$) treten keine Zugspannungen bis zur Rissentstehung auf. Mit der mittleren effektiven Anfangsspannung p nimmt jedoch die Scherbelastung bei Rissentstehung zu ($\max(\eta)$ und r_{M_c} steigen mit p). Folglich steigt der Widerstand gegen die Entstehung von Scherrissen mit zunehmendem p .
- Bei Berechnungen mit anisotropen Spannungszustand $K_0 < 1$ ist bei Rissentstehung ein kritischer Zugbereich zu sehen, wobei $\sigma_t = \sigma_\varphi$ ist. Die Scherbelastung bei Rissentstehung ist vergleichbar mit der bei Berechnungen mit $K_0 = 1$. Damit ist eine Entstehung von Scher- oder Zugrisse möglich. Die Orientierung der Rissoberflächen erfolgt bevorzugt vertikal aufgrund der Richtung der kleineren Hauptspannung.
- Bei einer Porenwasserdrucksteigerung in einer Probe mit $OCR > 1$ und $K = 1$ treten bis zur Rissentstehung kritische Zug- und Scherbelastungen sowie eine Hohlraumbildung auf. Der Bereich plastischer Dehnungen um die Kanülenspitze ist im Vergleich zu Versuchen mit $OCR = 1$ gering. Da sowohl die maximalen Zug- und Scherbelastungen ($\min(\sigma_t)$ und $\max(q/p)$) als auch die Bereiche kritischer Spannungen (r_{σ_t} und r_{M_c}) zum Zeitpunkt der Rissentstehung mit OCR zunehmen, ist von einem höheren Risswiderstand in überkonsolidierten Proben auszugehen.

- Um den Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit zu erfassen wird abhängig vom v/k -Verhältnis unterschieden zwischen: i) Einer Durchströmung der Probe bei geringen hydraulischen Gradienten, die zu einer Konsistenzänderung führt und eine Makrorissentstehung unwahrscheinlich macht (siehe Abschnitt 4.4.2). ii) Einer (teil-)drainierten Belastung, bei einer Kombination aus Zustrom in den Porenraum der Probe und Hohlraumbildung um die Kanülenspitze eintritt. Beide Mechanismen führen zu Scher- und/oder Zugbelastungen im Bereich der Kanülenspitze. iii) Einer undrainierten Belastung an der Kanülenspitze, wobei $p_{w,k}$ als Auflast wirkt und nur eine Hohlraumbildung eintritt.
- Je geringer das v/k -Verhältnis bei einer (teil-)drainierten Belastung (ii), desto höher ist bei gleichem $p_{w,k}$ die maximale (Zug-) oder Scherbelastung und desto größer ist der zugehörige Radius r_{M_c} (bzw. r_{σ_t}). Die Rissentstehung erfolgt bei vergleichbaren effektiven Spannungszuständen, die jedoch mit Anstieg des v/k -Verhältnisses bei höheren Aufreißdrücken $p_{w,fr}$ eintreten.
- Bei sehr hohem v/k -Verhältnis und damit einer undrainierten Belastung (iii) treten nur in einem kleinen Bereich um die Kanülenspitze sehr hohe deviatorische Spannungen auf. Überschreiten diese die undrainierte Scherfestigkeit ($q \geq 2c_u$), tritt ein Scherriss an der Wand des Hohlraums ein.
- Die Reduktion von K_{wg} mit abnehmendem $p_{w,0}$ spielt für die Schluffversuche erst bei v/k -Verhältnissen eine Rolle, die einer vollständig undrainierten Belastung entsprechen.
- Bei v/k -Verhältnissen für eine drainierte Belastung an der Kanülenspitze wird bei geschlossener Drainage an den Probenenden der kritische Spannungszustand für eine Rissentstehung früher erreicht, als bei geöffneter Drainage.

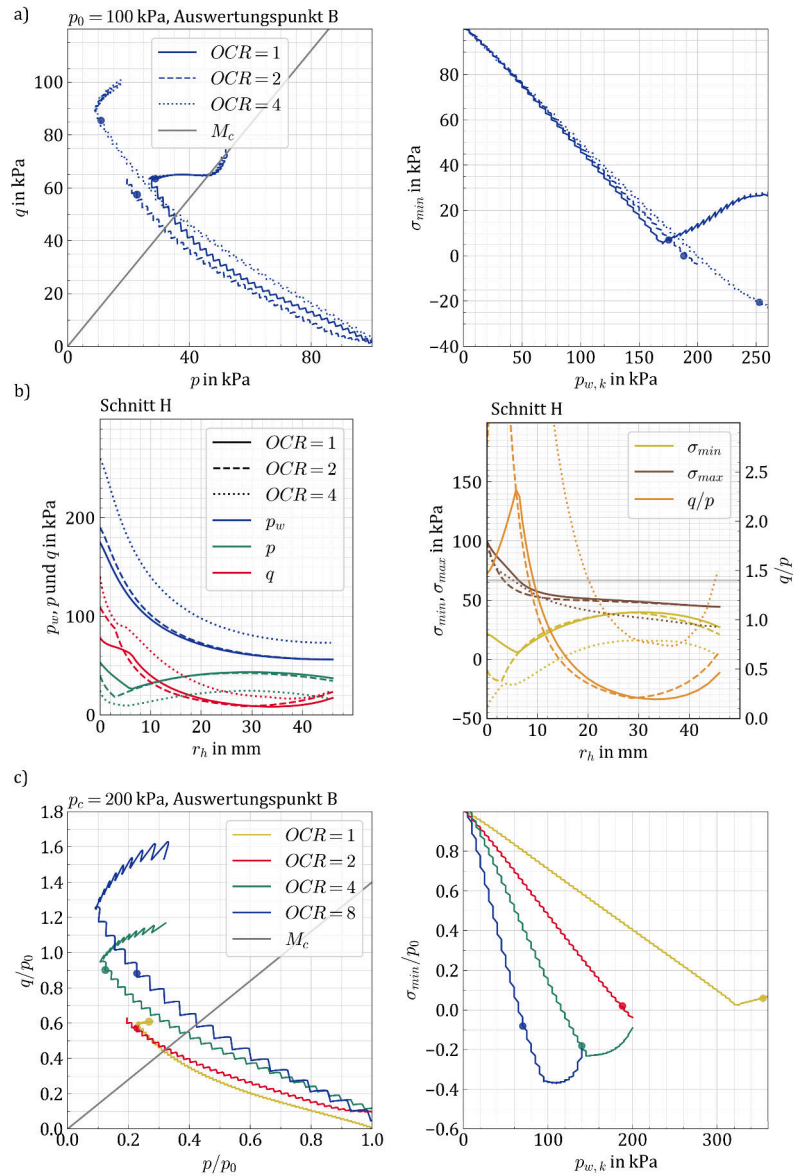


Abbildung 5.15: Spannungsverläufe der Berechnungsverläufe mit unterschiedlichen Überkonsolidierungsgraden. a) $p - q$ -Spannungspfade und der Verläufe der minimalen Hauptspannung σ_{min} über dem Porenwasserdruck an der Kanüle $p_{w,k}$ im Auswertungspunkt B bei $OCR = 1, 2, 4$. b) Spannungsverteilung im Schnitt H zum Zeitpunkt der Rissentstehung bei $OCR = 1, 2, 4$. c) Anhand der mittleren effektiven Anfangsspannung p_0 normierte Spannungspfade im Auswertungspunkt B für bei $OCR = 1, 2, 4, 8$.

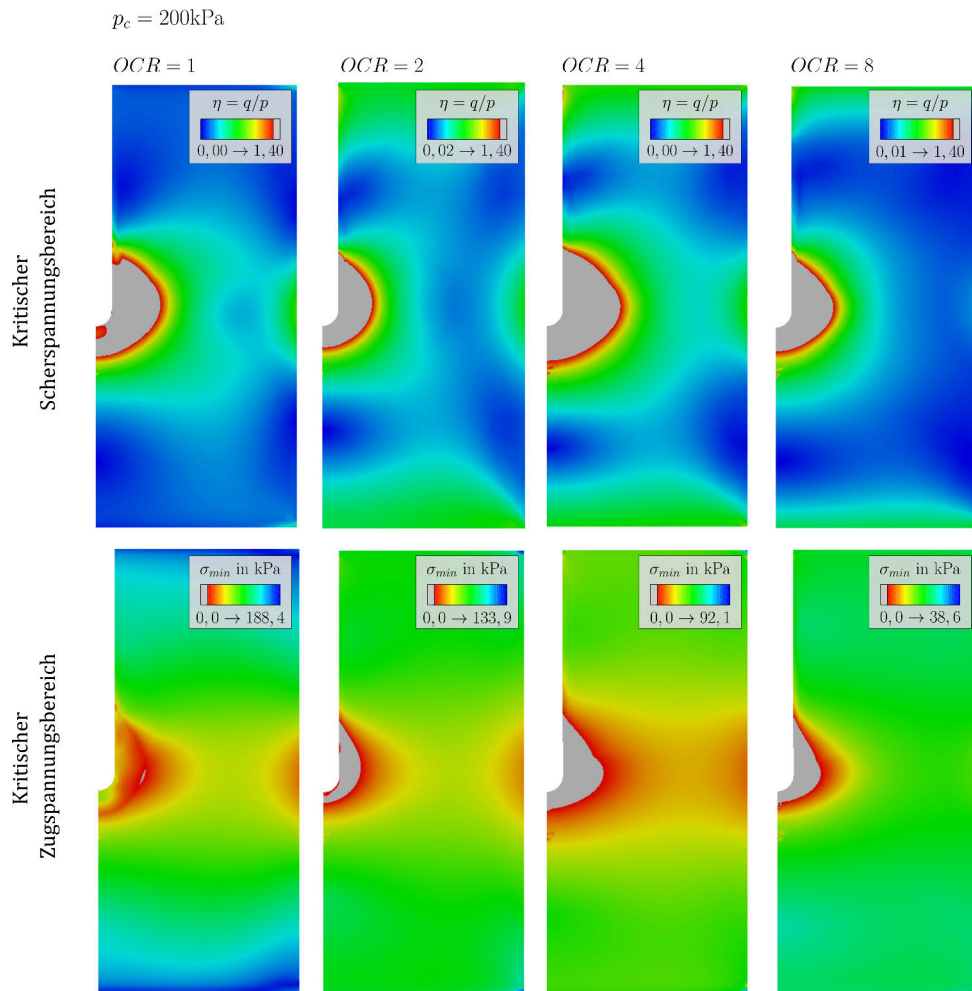


Abbildung 5.16: Fieldplots aus den Berechnungsvarianten mit $p_c = 200 \text{ kPa}$ und unterschiedlichen Überkonsolidierungsgraden. Die kritischen Scher- bzw. Zugspannungsbereiche ($\eta \geq M_c = 1,4$ bzw. $\sigma_{min} < 0 \text{ kPa}$) sind grau dargestellt.

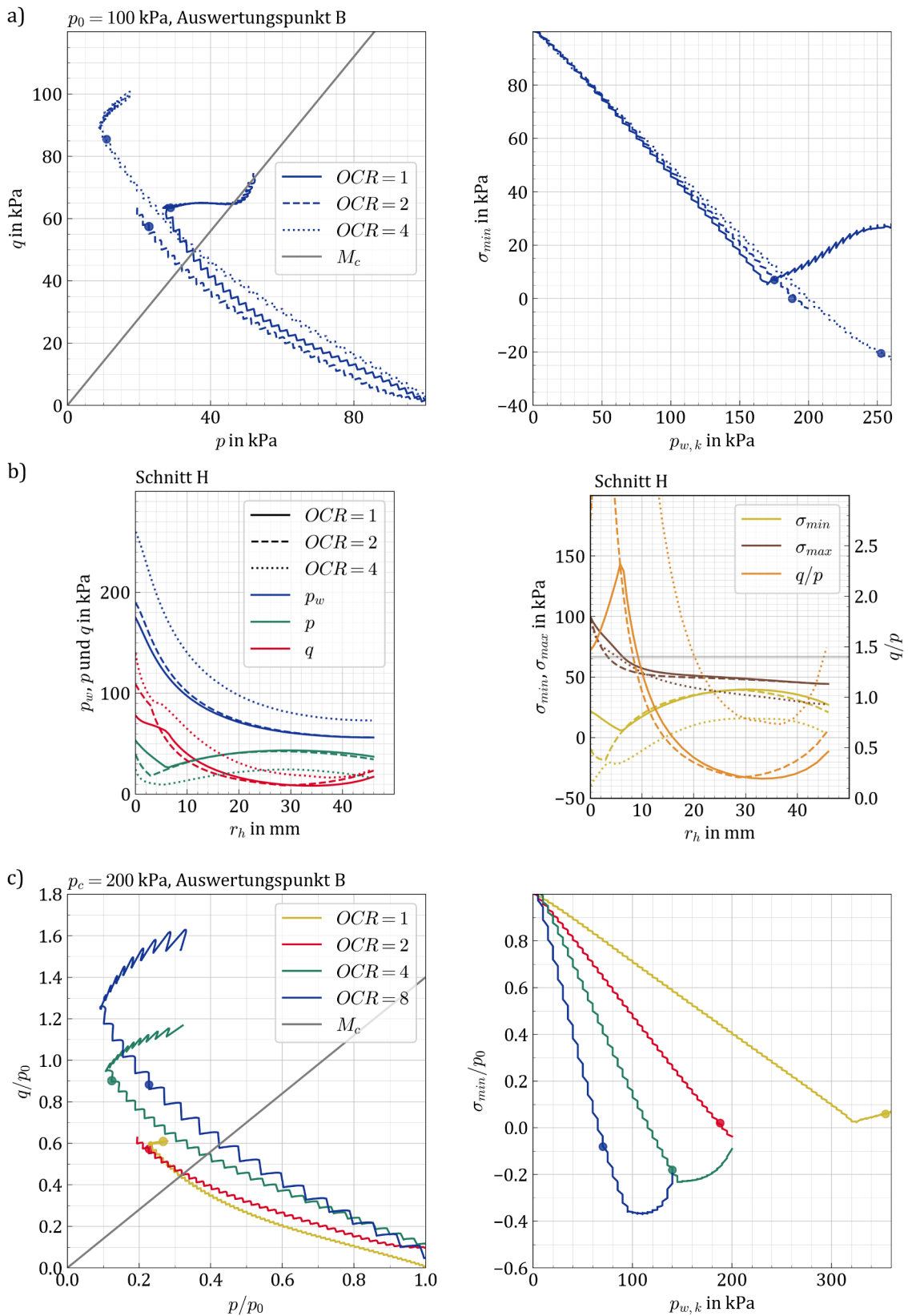


Abbildung 5.17: Gegenüberstellung der a) Spannungsverläufe und b) Spannungsverteilungen für die Simulation der Versuche mit $p = 100$ kPa und unterschiedlichen OCR -Werten. c) Gegenüberstellung der Spannungsverläufe für die Simulation der Versuche mit $p_c = 200$ kPa und unterschiedlichen OCR -Werten.

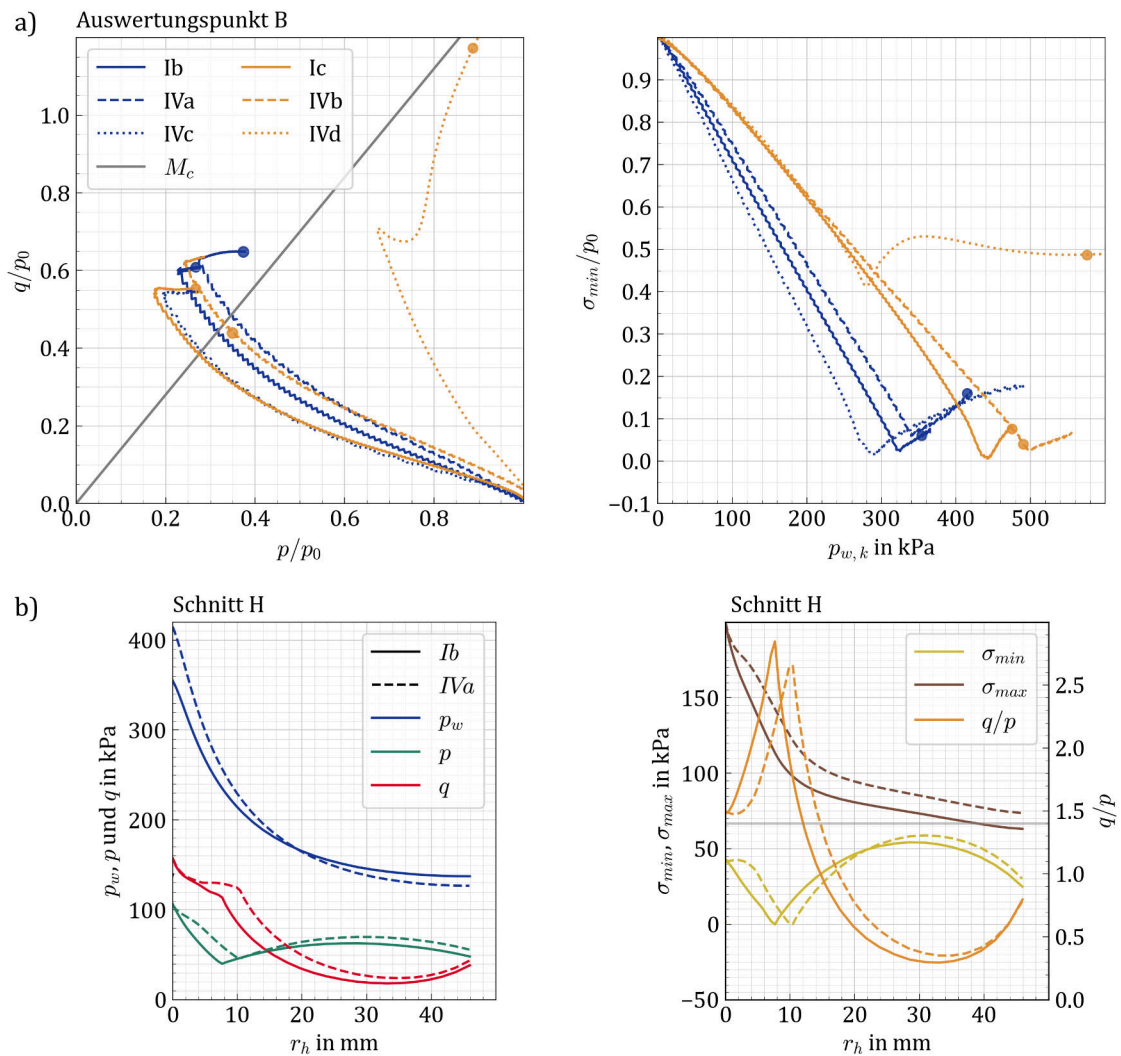


Abbildung 5.18: Gegenüberstellung der a) Spannungsverläufe und b) Spannungsverteilungen entlang Schnitt H für Simulationen der druckgeregelten Versuche mit unterschiedlichen v/k -Verhältnissen.

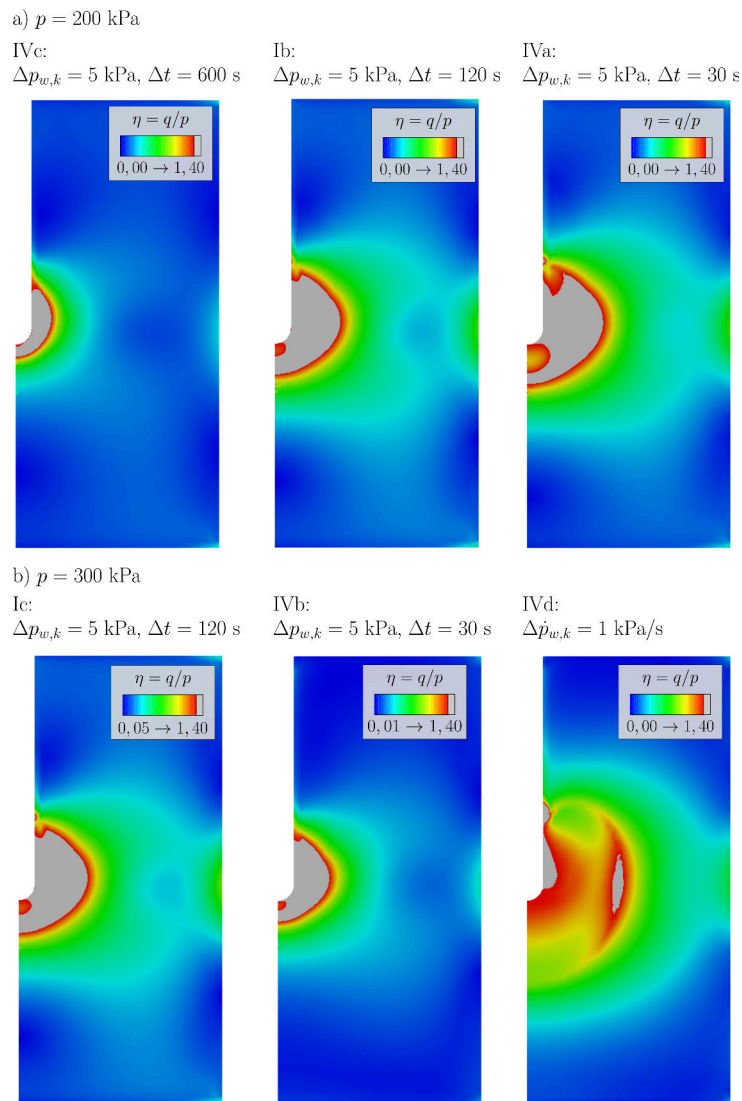


Abbildung 5.19: Fieldplots der Bereiche kritischer effektiver Scherspannungen bei unterschiedlichen v/k -Werten bei mittleren effektiven Spannungen von a) $p = 200$ kPa bzw. b) $p = 300$ kPa.

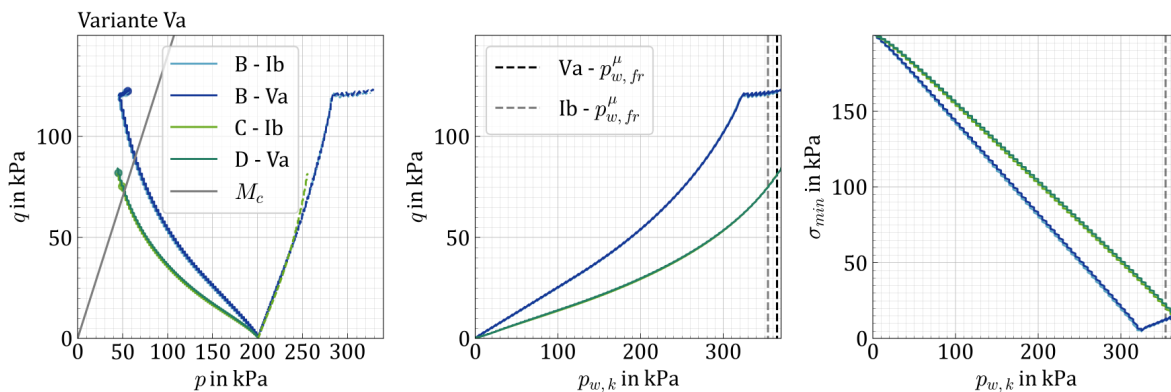


Abbildung 5.20: Gegenüberstellung der Spannungsverläufe aus Berechnungen mit $p_{w,0} = 300$ und 600 kPa (Ib und Va).

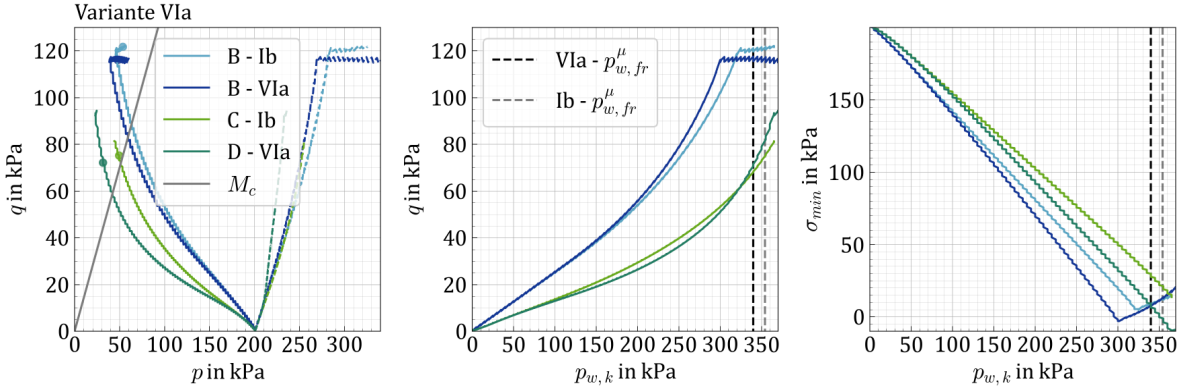


Abbildung 5.21: Vergleich der Spannungsverläufe bei drainierten und undrainierten hydraulischen Randbedingungen (Ib und VIa).

5.3 Entwicklung eines Rissmodells

Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Hypothese zur Entstehung hydraulisch induzierter Risse in feinkörnigen Böden aufgestellt, die auf den Ergebnissen der experimentellen Studie und der numerischen Spannungsanalyse basiert. Grundlage für ein entsprechendes Rissmodell können die Spannungsintensitätsfaktoren (SIF) aus der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) sowie die probabilistische Bruchmechanik (PBM) darstellen.

Zunächst wird die Risshypothese auf Basis der Erkenntnisse zur Rissentstehung formuliert, die aus der experimentellen Untersuchung, deren Vergleich mit der Literatur und der numerischen Simulation der hydraulischen Belastungsversuche hervorgehen. Anschließend wird diskutiert, inwiefern die Anwendung der SIF oder der PBM für eine Modellbildung geeignet sind. Aus der Modellvorstellung resultiert kein Risskriterium, das für die Bemessung gegen eine hydraulisch induzierte Rissentstehung bzw. gegen ein hydraulisches Versagen in feinkörnigen Böden als Alternative zum Nachweis gegen hydraulischen Grundbruch angewendet werden kann. Stattdessen wird abschließend aus der Risshypothese eine neuartige Methode zur Beurteilung der Gefährdung für hydraulisch bedingtes Versagen in feinkörnigen Böden vorgestellt, indem die Erkenntnisse zur hydraulisch induzierten Rissentstehung auf in situ-Randbedingungen übertragen werden.

5.3.1 Hypothese zur Rissentstehung

Die vorgeschlagene Risshypothese besagt, dass die Rissentstehung in einem feinkörnigen Boden im Wesentlichen durch drei Faktoren beeinflusst wird: (i) Größe, Form und Anzahl von Fehlstellen, (ii) dem effektiven Spannungszustand im Boden und (iii) der Rissfestigkeit des Materials. Die Dreiecksanalyse in Abbildung 5.22 zeigt schematisch den Zusammenhang zwischen diesen drei Faktoren und dem Risswiderstand. Der Widerstand gegen Rissentstehung bzw. der Aufreißdruck $p_{w,fr}$ sinkt mit steigender Anzahl und Größe der Fehlstellen, mit der Abnahme der Materialfestigkeit und mit zunehmender Beanspruchung durch Zug- oder Scherspannungen im Bereich der Porenwasserdruckausbreitung.

Damit entspricht die Hypothese dem Ansatz der Bruchmechanik, derzufolge Rissentstehung an einem Defekt im Kontinuum entsteht, an dem durch sehr hohe Spannungsintensitäten die Bruchfestigkeit des Materials überschritten wird. Die Spannungsintensitäten werden neben der Geometrie des Defekts und des Probekörpers durch den effektiven Spannungszustand bestimmt (siehe Abschnitt 2.2).

Die in den experimentellen Untersuchungen identifizierten Einflussgrößen auf den Aufreißdruck lassen sich mithilfe der numerischen Spannungsanalyse auf die drei Faktoren „Fehlstelle“, „Spannungszustand“ und „Materialfestigkeit“ reduzieren. Nachfolgend werden die experimentellen und numerischen Ergebnisse der unterschiedlichen Versuchsvariationen (p , K , OCR , v/k , Drainagerandbedingung, Probenmaterial und -herstellung) zusammengefasst und deren Auswirkungen

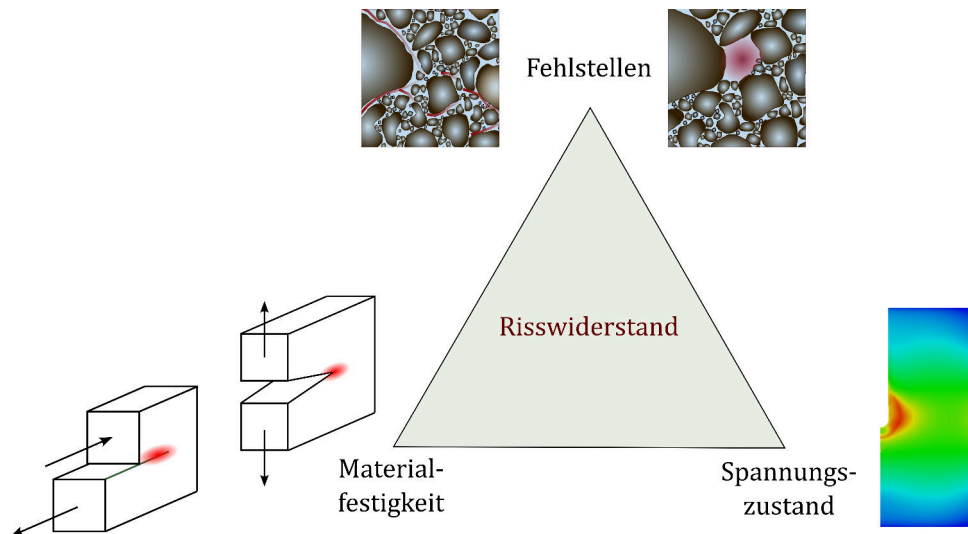


Abbildung 5.22: Risshypothese: Dreiecksanalyse der Einflussfaktoren auf die Rissentstehung.

auf die drei maßgebenden Einflussfaktoren erläutert. Eine entsprechende Übersicht der Zusammenhänge zwischen den Versuchsvariationen und den drei Einflussfaktoren ist in der Tabelle 5.4 zusammengestellt.

Tabelle 5.4: Auswirkung der Versuchsvariationen auf die Einflussfaktoren zur hydraulisch induzierten Rissbildung.

Versuchsvariation	$p_{w,fr}$	Fehlstellen		Auswirkung kritischer Spannungszustand		Materialfestigkeit
		Poren	Mikrorisse	Zug	Schub	
$p \uparrow$	\uparrow	\downarrow		-	$\eta_{max} \downarrow, r_{M_c} \downarrow$	
$K_0 \downarrow$	\uparrow	\downarrow	(✓)	$\sigma_{min} < 0, r_{\sigma_t} \uparrow$	$\eta_{max} \downarrow, r_{M_c} \downarrow$	
$OCR \uparrow$	\uparrow	\downarrow		$\sigma_{min} < 0, r_{\sigma_t} \uparrow$	$\eta_{max} \uparrow, r_{M_c} \uparrow$	
$v/k \uparrow$	\uparrow			-	$\eta_{max} \downarrow, r_{M_c} \downarrow$	
$v/k \uparrow$	\uparrow		✓	-	$q_{max} \uparrow, r_{M_c} \downarrow$	undrainiert ¹
$v/k \downarrow$	-	weiche Konsistenz		-	$\eta_{max} \downarrow, r_{M_c} \uparrow$	kein Riss
$\Delta V_{o/u} = 0$	\downarrow	\uparrow	✓	$\sigma_{min} < 0, r_{\sigma_t} \uparrow$	$\eta_{max} \uparrow$	
FK-Anteil ² ↗	\downarrow	\downarrow				\uparrow
verdichtet ³	\downarrow	\uparrow				\downarrow

¹ Zunahme \uparrow starke Zunahme \uparrow Abnahme \downarrow ¹ Wasserdruck als Auflast, Hohlräumverengung

² höherer Feinkornanteil bzw. Tonanteil bei Verwendung von Kaolin oder Bentonitproben

³ Probenherstellung durch statische Verdichtung statt Konsolidierung

Mittlere effektive Anfangsspannung p :

In normalkonsolidierten Proben steigt der Aufreißdruck $p_{w,fr}$ und demzufolge der Risswiderstand mit zunehmender mittlerer effektiver Spannung an. Durch die höhere Konsolidierungsspannung wird die Größe der Inhomogenitäten (z.B. größere Porenräume oder Mikrorisse) im Korngerüst reduziert. Zudem steigt der Porenwasserdruck, der an der Kanüle erforderlich ist, um die gleiche Scherbeanspruchung im Bereich der Kanülenspitze zu erreichen, mit der effektiven Anfangsspan-

nung im Boden.

Anisotrope Anfangsspannung $\sigma_h < \sigma_v$:

Bei konstanter effektiver Horizontalspannung σ_h steigt der Aufreißdruck bzw. der Risswiderstand mit zunehmender effektiver Vertikalspannung σ_v an. Im Vergleich zu einem isotropen Anfangsspannungszustand ist ausgehend von der gleichen kleineren effektiven Anfangsspannung bei einem anisotropen Anfangsspannungszustand ein höherer Porenwasserdruck an der Kanülenspitze erforderlich, um die gleiche Scherbeanspruchung im Bereich der Kanüle zu erreichen. Zudem treten durch die Steigerung des Porenwasserdrucks in einer anisotrop konsolidierten Probe auch Zugspannungen im Bereich der Kanüle auf. Die Materialfestigkeit kann für Zug- und Scherrisse unterschiedlich sein. (Entstehen bei der anisotropen Konsolidierung durch die axiale Dehnung im Bereich der Kanülenspitze initiale Risse, sinkt der Aufreißdruck hingegen deutlich, da diese Risse vergleichsweise große Fehlstellen darstellen.)

Überkonsolidierungsgrad OCR :

Mit zunehmender Vorbelastungsspannung bzw. Überkonsolidierung steigt der Aufreißdruck bzw. der Risswiderstand. Wie bei der Zunahme der effektiven Anfangsspannung gilt, dass sich durch eine höhere Konsolidierungsspannung die Größe der Fehlstellen im Korngerüst reduziert. Im Vergleich zu den normalkonsolidierten Proben treten sowohl Zug- als auch Scherbeanspruchungen im Bereich der Kanüle durch die Steigerung des Porenwasserdrucks auf, wobei sich die Materialfestigkeiten für Zug- und Scherrisse unterscheiden können. In überkonsolidierten Proben erfolgt das Rissversagen ohne relevante plastische Dehnungen, jedoch nach einer Hohlräumbildung um die Kanülenspitze aus. Durch plastische Verformungen können größere oder neue Inhomogenitäten im Korngerüst entstehen. Eine geringe Hohlräumaufweitung, die weder zu einer Mikrorissentstehung um die Kanülenspitze noch zu einer vollständig undrainierten Belastung führt, hat keinen maßgeblichen Einfluss auf die drei betrachteten Einflussfaktoren.

Belastungsgeschwindigkeit v/k :

Mit steigender Belastungsgeschwindigkeit bzw. steigendem v/k -Verhältnis steigt der Aufreißdruck bzw. der Risswiderstand. Bei Rissentstehung liegen unabhängig von der Belastungsgeschwindigkeit vergleichbare Scher- und Zugspannungen im Bereich der Kanülenspitze vor. Die höheren Aufreißdrücke sind daher zunächst auf die zeitabhängige Druckausbreitung zurückzuführen. Bei schneller Belastung liegt bei gleichem Porenwasserdruck an der Kanülenspitze ein kleinerer Bereich mit kritischen Scherspannungen vor als bei einer langsameren Belastung. Bei sehr hohen v/k -Verhältnissen liegt eine undrainierte Belastung an der Kanülenspitze vor, bei der ein zunehmender Wasserdruck zu einer Hohlräumaufweitung führt. In diesem Fall treten vergleichsweise große plastische Dehnungen direkt an der Hohlräumwandung auf und die kritischen Scherspannungen konzentrieren sich auf einen kleinen Bereich um die Kanülenspitze. Bei sehr kleinen

v/k -Verhältnissen ist die Belastungsdauer bis zum Erreichen des Aufreißdrucks vergleichsweise lang und es treten großräumig um die Kanülenspitze geringere Scherspannungen auf. Durch die länger andauernde Durchströmung des Bodens verändert sich die Probenbeschaffenheit hin zu einer sehr weichen bis breiigen Bodenkonsistenz, wodurch die Sprödigkeit des Bodens, also die Eigenschaft, durch eine Rissentstehung an einer Spannungsspitze zu versagen, verloren geht. Die Rissshypothese ist demzufolge nur auf Böden weicher bis fester Bodenkonsistenz anwendbar.

Hydraulische Randbedingung:

Ist die Drainage an den Probenenden während der Porenwasserdrucksteigerung verhindert, sinkt der Aufreißdruck bzw. der Risswiderstand. Bei Rissentstehung liegen unabhängig von den Drainagebedingungen vergleichbare Scherspannungen im Bereich der Kanülenspitze vor, jedoch wird die mittlere effektive Spannung bei verhindertem Abstrom aus der Probe stärker durch den Porenwasserdruck an der Kanülenspitze reduziert. Zudem treten unter undrainierten Randbedingungen auch Zugspannungen im Kanülenbereich auf. Da das in die Probe zuströmende Wasser nicht abfließen kann, kommt es zu größeren volumetrischen Dehnungen, wodurch sich wiederum größere Fehlstellen bilden können.

Probenmaterial und -herstellung:

Die Aufreißdrücke in Versuchen an konsolidierten Kaolin- und Bentonitproben sind höher als in Versuchen an konsolidierten Schluffproben. In proctorverdichteten Schluff- oder Kaolinproben wurden wesentlich geringere Aufreißdrücke als in konsolidierten Proben ermittelt. Das Probenmaterial und die -herstellung haben Auswirkungen auf alle drei Einflussfaktoren (Fehlstellen, Materialfestigkeit, Spannungszustand). Die unterschiedliche Mikrostruktur der Proben beeinflusst die Fehlstellen im Kanülenbereich. Die Festigkeit gegen Rissentstehung ist eine Materialkonstante und wird maßgeblich von der Korngrößenverteilung und dem Feinkornanteil bestimmt. Der Spannungszustand im Kanülenbereich ändert sich einerseits durch das v/k -Verhältnis und andererseits durch das materialspezifische Verformungsverhalten.

5.3.2 Ansätze für ein Berechnungsmodell

Nachfolgend wird ein geeignetes Modell für die Rissshypothese gesucht. Da die Hypothese Analogien zum Konzept der SIF und der PBM aufweist, werden Ansätze aus diesen Bereichen verwendet, um die Grundlage für ein geeignetes Modell zur Bestimmung der Aufreißdrücke der Versuche zu schaffen.

LEBM

Die Analogie der Versuche zu hydraulisch induzierten Rissen zu den SIF der LEBM wird anhand der Abbildung 5.23 erläutert. Die Rissentstehung setzt ein oder mehrere Fehlstellen im Material

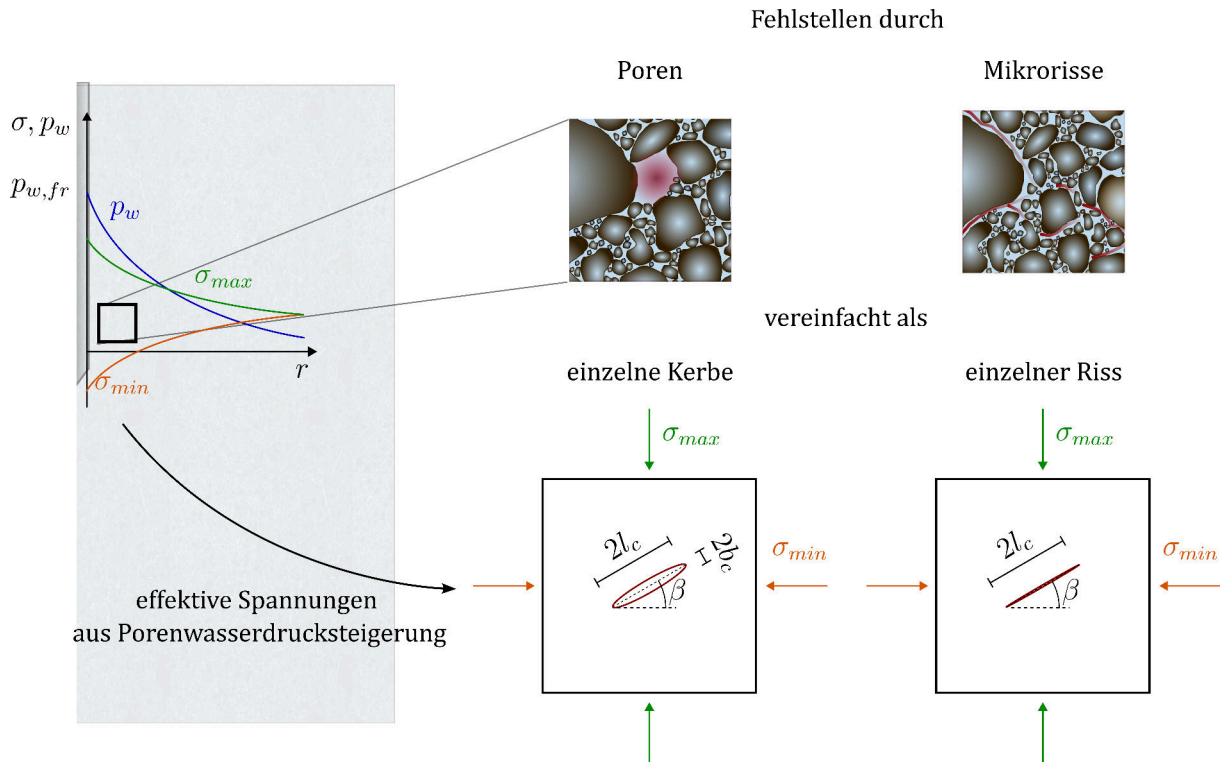


Abbildung 5.23: Anwendung des Konzepts der SIF auf die hydraulisch induzierte Rissentstehung im modifizierten Triaxialversuch. Links: Verteilung der effektiven Spannungen und des Porenwasserdrucks in der Probe. Rechts: Betrachtung von Fehlstellen in einem Bodenelement im Bereich der Kanülenspitze (oben) und Vereinfachung der Geometrie (unten) zur Bestimmung der SIF mit der äußeren Belastung auf das Bodenelement aus der Spannungsverteilung.

voraus. In der Bodenprobe können diese in Form von größeren Poren (nachfolgend als Makroporen bezeichnet) vorliegen, die Unregelmäßigkeiten im Korngerüst darstellen, oder durch Mikrorisse aus mechanischer oder hydraulischer Beanspruchung entstehen. Im Nahbereich dieser Fehlstellen entstehen durch Zug- oder Scherbelastungen im Material sehr hohe Spannungsintensitäten, wobei in der LEBM zwischen Spannungsspitzen an Kerben und Rissen unterschieden wird (siehe Abschnitt 2.2). Der Kerb- bzw. Spannungsintensitätsfaktor beschreibt die Spannungen unmittelbar an der Fehlstelle und sind abhängig von der Geometrie der Probe und Fehlstelle sowie vom Belastungszustand im Boden bestimmbar. Eine Makroriss entsteht durch Rissausbreitung ausgehend von der initialen Fehlstelle, an der die Spannungsintensitäten als erstes einen materialspezifischen kritischen Wert erreichen.

Voraussetzung für die Anwendbarkeit der LEBM ist, dass sich der Boden im Bereich der Risspitze linear-elastisch verhält. Diese Annahme kann für die Versuche zur hydraulisch induzierten Rissentstehung getroffen werden, da nur kleine Dehnungen vor der Rissentstehung auftreten und sich die Spannungspfade durch die Porenwasserdrucksteigerung in dieser Phase des Versuchs im größtenteils elastischen Bereich befinden.

Zur Bestimmung der Spannungsintensitäten an den Fehlstellen wird nach dem Vorgehen in

[102] eine zweidimensionale Betrachtung von Bodenelementen im Bereich der Kanülenspitze gewählt. Vorteil dieser Herangehensweise ist, dass die SIF nicht für die Probengeometrie der Versuche mit fester Lage ein oder mehrerer Fehlstellen sowie der globalen Belastung auf die Probe bestimmt werden müssen. Stattdessen werden wie in der Abbildung 5.23 dargestellt, einzelne Bodenelemente im Bereich der Kanülenspitze mit einer mittig platzierten Fehlstelle betrachtet. Die effektiven Spannungen auf die Bodenelemente können aus analytischen oder numerischen Spannungsberechnungen für eine lokale Porenwasserdrucksteigerung übernommen werden. Dies ermöglicht es unterschiedliche Belastungsrandbedingungen abzubilden.

In dem betrachteten Bodenelement wirken die effektiven Hauptspannungen σ_{min} und σ_{max} und es liegt eine Fehlstelle in Form eines Risses der Länge $2l_c$ oder einer Kerbe der Länge $2l_c$ und der Höhe $2b_c$ unter dem Winkel β zur minimalen Hauptrichtung vor (siehe Abbildung 5.23). Nachfolgend wird zur Vereinfachung der Riss als einzige Fehlstelle betrachtet. Da die Spannungsintensitäten für Kerben immer geringer sind als für Risse, stellt dies eine konservative Vereinfachung dar.

Für den Riss der Länge $2l_c$ können nach der Gleichung 3.29 die SIF K_I und K_{II} für eine reine Zug- (Modus I) bzw. Scherbeanspruchung (Modus II) ermittelt werden:

$$K_I = -\frac{1}{2}[(\sigma_{max} + \sigma_{min}) + (\sigma_{max} - \sigma_{min}) \cos(2\beta)]\sqrt{l_c\pi} \quad (5.1a)$$

$$K_{II} = -\frac{1}{2}[(\sigma_{max} - \sigma_{min}) \sin(2\beta)]\sqrt{l_c\pi} \quad (5.1b)$$

Die Kriterien für das Eintreten eines Modus I- bzw. Modus II-Risses lauten $K_I = K_{Ic}$ bzw. $K_{II} = K_{IIc}$, wobei die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren K_{Ic} und K_{IIc} Materialkonstanten sind. Ein Grenzkriterium für eine Kombination aus Zug- und Scherbelastung wird von Wang [102] mit der Gleichung 3.30 vorgeschlagen: $\frac{K_I}{K_{Ic}}^2 + \frac{K_{II}}{K_{IIc}}^2 = 1$.

Für die Anwendung dieses Risskriteriums zur Bestimmung des Aufreißdrucks in den Versuchen ist einerseits die Spannungsverteilung in der Probe zu berechnen und aus dieser die Hauptspannungen auf die Bodenelemente im Nahbereich der Kanüle zu bestimmen. Andererseits sind die kritischen SIF als Widerstand des Bodens zu ermitteln.

Zwischen dem kritischen SIF und der Zugfestigkeit kohäsiver Böden besteht nach Wang [102] der Zusammenhang $K_{Ic} = 0,355\sigma_t$. Für die Zugfestigkeit wiederum gilt nach Griffith [38] $\sigma_t = q_u/8$, wobei q_u die einaxiale Druckfestigkeit ist. Damit wird in erster Näherung der kritische SIF für Schluff mit $q_u = 37,2 \text{ kPa}$ zu $K_{Ic} = 1,65 \text{ kPa}\sqrt{\text{m}}$ geschätzt. Nach [102] gilt für kohäsive Böden $K_{IIc} \approx K_{Ic}$.

Zur Bestimmung der Hauptspannungszustände im Bereich der Kanülenspitze durch die Porenwasserdrucksteigerung können die numerischen Spannungsanalysen aus dem Abschnitt 5.2 verwendet werden. Um jedoch im ersten Schritt die Einflussfaktoren auf das Konzept der SIF zu erfassen, wird die analytische Berechnung der Spannungsverteilung nach [47] anhand der Gleichungen 3.2 (a und b) gewählt. Aus den Gleichungen 3.2 ergibt sich für einen Bohrlochinnendruck, der

in diesem Fall den Porenwasserdruck an der Kanülenspitze darstellt, die Änderung der Radial- und der Tangentialspannung abhängig vom radialen Abstand zum Bohrloch (zur Kanülenspitze). Die Änderungen der Radial- und der Tangentialspannung stellen in dieser zweidimensionalen Betrachtung die Änderungen der kleineren und der größeren Hauptspannung dar. Für einen Anfangsspannungszustand im Versuch mit $\sigma_{min} = \sigma_h$ und dem Radius der Kanüle a ergibt sich aus dem experimentell ermittelten Aufreißdruck $p_{w,fr}$ für die Spannungsverteilung bei Rissentstehung:

$$\sigma_{min} = \sigma_h - p_{w,fr} \frac{a^2}{r^2} \quad (5.2a)$$

$$\sigma_{max} = \sigma_h + p_{w,fr} \frac{a^2}{r^2} \quad (5.2b)$$

Durch Einsetzen der Hauptspannungen der Gleichungen 5.2 (a und b) in die Gleichungen 5.1 (a und b) können für eine unterschiedliche Werte von σ_h und $p_{w,fr}$ aus den Versuchen die SIF abhängig vom Abstand zur Kanülenspitze r für unterschiedliche Risslängen l_c und Neigungen β zur Tangentialspannung ($\sigma_{min} = \sigma_\theta$) ermittelt werden. Dies setzt voraus, dass die betrachteten Bodenelemente sehr klein sind und gilt daher nur für kleine Risslängen. Aus den SIF $K_I(r)$ und $K_{II}(r)$ und $K_{Ic} = K_{IIc} \approx 1,65 \text{ kPa}\sqrt{\text{m}}$ kann wiederum das kombinierte Risskriterium nach [102] $(\frac{K_I(r)}{K_{Ic}})^2 + (\frac{K_{II}(r)}{K_{IIc}})^2 \leq 1$ (Gleichung 3.30) bestimmt werden. In den Diagrammen der Abbildung 5.24 ist dieses für unterschiedliche Werte von β und l_c für den Referenzversuch mit $p = 200 \text{ kPa}$ und $p_{w,fr}^\mu = 354 \text{ kPa}$ sowie für die Versuche mit Variation von p (Versuchsreihe I) dargestellt. In dem Diagramm a) wird das Risskriterium für unterschiedliche Winkel β bei einer Risslänge

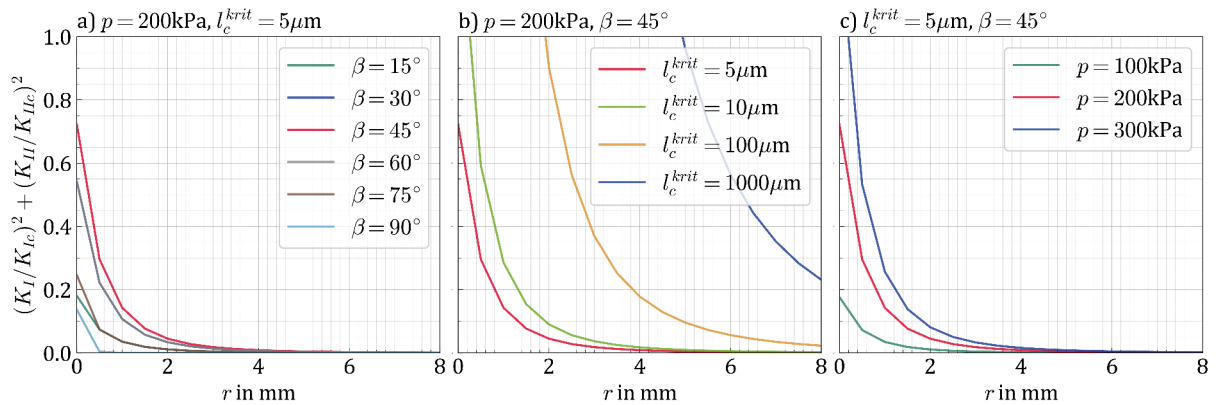


Abbildung 5.24: Betrachtung des kombinierten Risskriteriums für die Rissmodi I und II nach [102] anhand einer Berechnung der Spannungsänderungen um die Kanülenspitze durch den mittleren Aufreißdruck im Versuch nach Gleichung 3.2 in [47]. a) Einfluss des Winkels β zwischen dem Riss und der Richtung der minimalen Hauptspannung. b) Einfluss der initialen Risslänge l_c . c) Auswertung für Versuchsvarianten mit unterschiedlicher effektiver Anfangsspannung.

von $l_c^{krit} = 5 \mu\text{m}$ über dem Radius r dargestellt. Die Annahme für die Risslänge basiert auf der Quecksilberporosimetrie-Untersuchung (QSP) an konsolidierten Schluffproben (siehe Abschnitt 4.2.3), derzufolge eine Porenöffnungsweite von $\approx 5 \mu\text{m}$ in diesen Proben am häufigsten vorliegt.

Unabhängig vom Winkel β , treten die maximalen Werte für $(\frac{K_I}{K_{Ic}})^2 + (\frac{K_{II}}{K_{IIc}})^2$ unmittelbar an der Kanülenspitze auf und nehmen mit zunehmendem Abstand exponentiell ab, sodass mit einem Abstand von 4 mm zur Kanülenspitze keine relevanten Spannungsintensitäten durch $l_c = 5 \mu\text{m}$ auftreten. Der maximale Wert wird für $\beta = 45^\circ$ erreicht. Mit $(\frac{K_I(r=0)}{K_{Ic}})^2 + (\frac{K_{II}(r=0)}{K_{IIc}})^2 = 0,72 < 1$ ist daher keine Rissentstehung zu erwarten, wenn die Fehlstellen der Größe der maximalen Porenöffnungsweite entsprechen.

Der SIF K_I spielt nur für große Winkel ab $\beta \approx 75^\circ$ eine Rolle und ist sonst Null, da die Normalspannung auf den Riss in diesen Fällen eine Druckspannung ist. Für $\beta < 75^\circ$ reduziert sich das Risskriterium dadurch zu $(\frac{K_{II}}{K_{IIc}})^2 \leq 1$.

Da sich die maximalen Werte für das Risskriterium mit $\beta = 45^\circ$ ergeben, ist im Diagramm b) $(\frac{K_{II}(r)}{K_{IIc}})^2$ für unterschiedliche Risslängen unter dieser Rissneigung dargestellt. Es zeigt sich, dass mit der vereinfachten Spannungsberechnung das Risskriterium für $l_c = 10 \mu\text{m}$ bereits in einem Abstand von 0,2 mm von der Kanülenspitze erreicht wird. Für $l_c = 100$ und $1000 \mu\text{m}$ beträgt der Abstand 1,9 und 4,9 mm. Dies bedeutet, dass ein Makroriss entsteht, wenn in diesem Bereich eine initiale Fehlstelle der entsprechenden Länge l_c unter dem Winkel β zur Tangentialspannung vorliegt. Es ist zu beachten, dass mit l_c auch die Größe des zu betrachteten Bodenelements zunimmt. Für $l_c = 1 \text{ mm}$ sind daher die homogenen Spannungen in einem ausreichend großem Bodenelement nur über eine Integration der Spannungsverteilung über die Fläche des Elements möglich. Das Diagramm b) der Abbildung 5.24 daher allein der qualitativen Bewertung.

Das Diagramm c) zeigt für die Versuche mit $p = 100, 200$ und 300 kPa und den zugehörigen mittleren Aufreißdrücken (Reihe I) $p_{w,fr} = 175, 354$ und 575 kPa das Risskriterium für $l_c = 5 \mu\text{m}$ und $\beta = 45^\circ$. Die geringsten Werte ergeben sich für $p = 100 \text{ kPa}$ und die höchsten für $p = 300 \text{ kPa}$, wobei in diesem Fall auch das Grenzkriterium im Bereich $r < 0,2 \text{ mm}$ überschritten wird. Damit wäre dieser Analyse zufolge bei $p = 300 \text{ kPa}$ eine Fehlstelle der Größe $5 \mu\text{m}$ für die Rissentstehung ausreichend, während bei $p = 100$ oder 200 kPa größere Fehlstellen erforderlich sind. Der Riss-hypothese zufolge müssten die Verläufe des Risskriteriums im Diagramm c) für unterschiedliche Anfangsspannungen annähernd gleich sein.

Mit den Erkenntnissen aus den Diagrammen der Abbildung 5.24 wird das Kriterium $(\frac{K_{II}}{K_{IIc}})^2 \leq 1$ für das Eintreten eines Modus II-Risses auf die numerischen Spannungsanalysen aus dem Abschnitt 5.2 angewendet. Mit $K_{IIc} = 1,65 \text{ kPa}\sqrt{\text{m}}$ sollen anhand der effektiven Spannungsverteilung, die aus der nichtlinearen Spannungsberechnung zum Zeitpunkt des experimentell ermittelten Aufreißdrucks resultiert, die Verteilung der kritischen Risslängen l_c^{krit} im Bereich der Kanülenspitze berechnet werden. Vereinfacht wird dabei nur eine Rissneigung von $\beta = 45^\circ$ zur minimalen Hauptspannung betrachtet, womit sich die kritische Risslänge aus dem Grenzkriterium $(\frac{K_{II}}{K_{IIc}})^2 = 1$ zu $l_c^{krit} = \frac{4K_{IIc}^2}{\pi(\sigma_{max} - \sigma_{min})^2}$ ergibt.

In den Fieldplots der Abbildung 5.25 ist die Verteilungen der kritischen Risslänge für einen Wertebereich von $5 \mu\text{m}$ bis 1 mm für unterschiedliche Berechnungsvariationen dargestellt. Den Wertebereich für l_c^{krit} wurde anhand der Ergebnisse der QSP und der CT-Aufnahmen in den

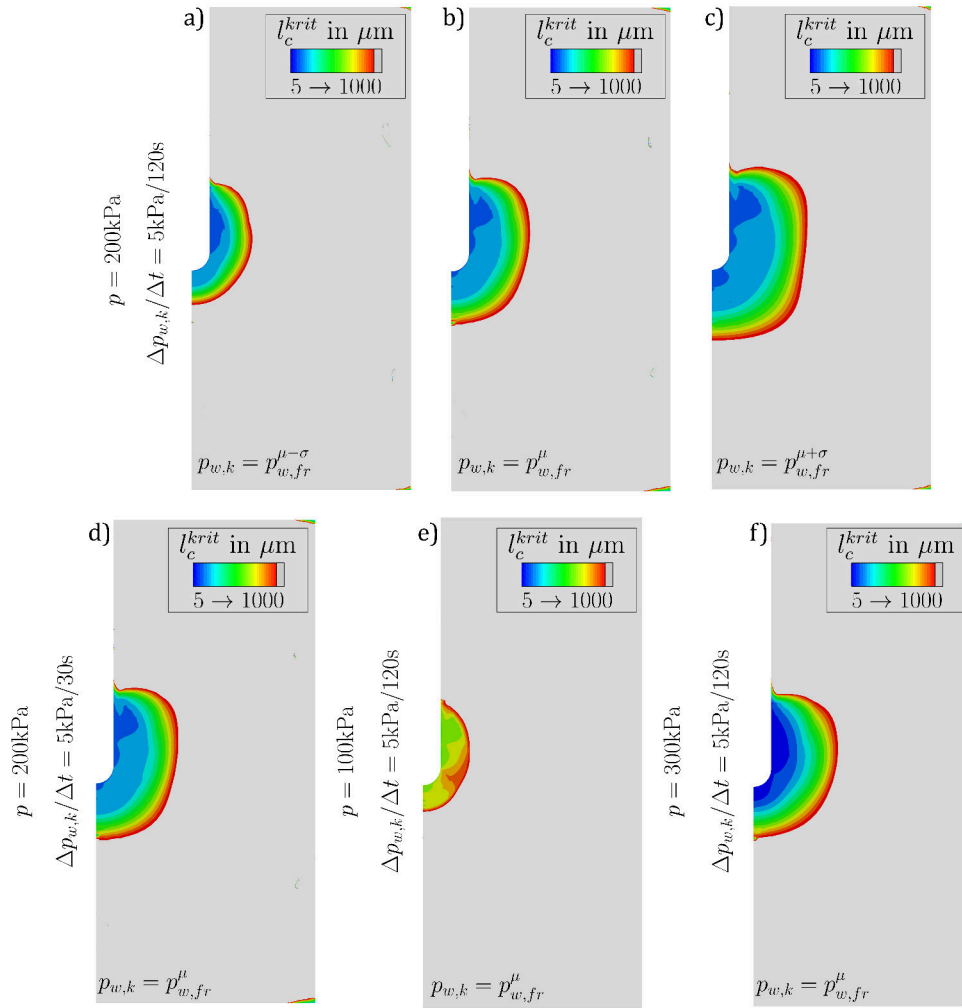


Abbildung 5.25: Verteilung der kritischen Risslänge l_c^{krit} (für $\beta = 45^\circ$) bei der Annahme von $K_{IIc} = 1,65 \text{ kPa}\sqrt{\text{m}}$ in der numerischen Spannungsanalyse. a)-c): Referenzberechnung Ib zum Zeitpunkt von $p_{w,k} = p_{w,fr}^\mu$ sowie $p_{w,k} = p_{w,fr}^{\mu \pm \sigma}$. d) Berechnung mit schnellerer Porenwasserdrucksteigerung im Vergleich zu Ib. e) und f): Berechnungen mit $p = 100$ und 200 kPa .

Abschnitten 4.2.3 und 4.2.3 festgelegt. Die Verteilung der Porenöffnungsweite der QSP zeigt, dass die dominierende Porenöffnungsweite $5 \mu\text{m}$ beträgt. Die CT-Aufnahmen zeigen, dass Mikrorisse im Millimeterbereich durch Konsolidierungsprozesse oder die hydraulische Belastung entstehen können.

Die oberen drei Fieldplots der Abbildung 5.25 zeigen die Verteilung von l_c^{krit} für unterschiedliche Porenwasserdrücke an der Kanülenspitze $p_{w,k}$ in der Referenzberechnung ($p = 200 \text{ kPa}$, $\Delta p_w/\Delta t = 5 \text{ kPa}/120 \text{ s}$, vgl. Abschnitt 5.2). Der mittlere Fieldplot zeigt die Rissverteilung beim mittleren in dem Versuch gemessenen Aufreißdruck $p_{w,k} = p_{w,fr}^\mu$ und die Plots links und rechts davon jeweils bei den ermittelten Standardabweichungen $p_{w,k} = p_{w,fr}^{\mu \pm \sigma}$. Mit zunehmendem $p_{w,k}$ und damit zunehmender Belastungszeit wächst der annähernd kugelförmige Bereich der kritischen Risslänge. Unmittelbar an der Kanülenspitze ist l_c^{krit} aufgrund der hohen Scherspannungen am

geringsten und es wäre eine Rissentstehung auch bei $l_c = 5 \mu\text{m}$ möglich. Der maximale Radius, innerhalb dessen eine Risslänge von $\approx 1 \text{ mm}$ für die Rissentstehung erforderlich ist, beträgt in den Fieldplots $r(l_c^{krit}) \approx 4,5$ und $6,0 \text{ mm}$. Das zugehörige Probenvolumen, in dem l_c^{krit} zum Rissentstehung führt, ergibt sich unter der Annahme eines annähernd sphärischen Bereichs zu $V_{krit} = 4/3\pi r^3(c_{crit})$ und steigt somit mit r^3 an.

In den unteren Fieldplots der Abbildung 5.25 ist die Verteilung von l_c^{krit} für $p_{w,k} = p_{w,fr}^\mu$ aus den Berechnungsvarianten mit einer schnelleren Belastung von $\Delta p_w/\Delta t = 5 \text{ kPa}/30 \text{ s}$ (d) und mit unterschiedlichen Anfangsspannungen $p = 100$ und 300 kPa (e und f) dargestellt. Bei der schnelleren Belastung unterscheidet sich die Verteilung von l_c^{krit} nur geringfügig von der im Fieldplot b), obwohl der Aufreißdruck beim Versuch mit der schnelleren Belastung mit $p_{w,fr} = 405 \text{ kPa}$ größer ist.

Für $p = 100$ und 300 kPa ist der Bereich der kritischen Risslängen $l_c^{krit} \leq 1 \text{ mm}$ deutlich kleiner bzw. größer als bei $p = 200 \text{ kPa}$ (Fieldplots e) und f)). Dies deutet darauf hin, dass K_{IIc} mit der Konsolidierungsspannung p zunimmt und (oder) die Größe der initialen Mikrorisse mit der Konsolidierungsspannung abnimmt.

Auf Basis der Bestimmung der SIF und dem Risskriterium für kohäsive Materialien nach [102] sowie der numerischen Spannungsanalyse kann ermittelt werden, welche initiale Risslänge in einem Bereich um die Kanüle für die Rissentstehung erforderlich ist. Unter der Annahme, dass sich bei identischer Versuchsdurchführung immer die gleiche Spannungsausbreitung einstellt, ist die Streuung der Aufreißdrücke nur durch eine unterschiedliche Verteilung der Fehlstellen in den Proben zu erklären. Als Modell für die zuvor formulierte Risshypothese ist die Kombination aus numerischer Spannungsanalyse und SIF somit geeignet, wenn eine passende statistische Verteilung der Fehlstellen verwendet wird. Die Implementierung einer derartigen statistischen Verteilung in dem FE-Modell wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter verfolgt.

An dieser Stelle wird nochmals auf die stark vereinfachten Annahmen, auf denen die gezeigten Verteilungen der kritischen Risslänge beruhen, hingewiesen. Die Fehlstelle wird als Riss idealisiert. An Poren können durch die elliptische Form geringere Spannungsintensitäten auftreten (Kerbfaktor, siehe Abschnitt 2.2). Zudem werden nur Risse unter einem Winkel von 45° zur kleineren Hauptspannung betrachtet. Bei davon abweichenden Winkeln treten ebenso geringere kritische Risslängen auf. Im Gegensatz zu der Spannungsverteilung nach [47] ist die minimale Spannung nicht immer die Tangentialspannung in einem horizontalen Schnitt durch die Probe. Stattdessen resultieren die minimalen und maximalen Hauptspannungen aus einer dreidimensionalen Betrachtung der Spannungen in der Probe im rotationssymmetrischen Modell (vgl. Bereiche a) und b) im Abschnitt 5.2).

Probabilistische Bruchmechanik

Mit der Schlussfolgerung aus der Anwendung der SIF, dass die Entstehung von Makrorissen von der Verteilung der Fehlstellen in den Probekörpern abhängt, liegt es nahe, zu untersuchen, ob ein

rein probabilistischer Ansatz die experimentell ermittelten Aufreißdrücke wiedergeben kann. Wie im Abschnitt 2.2.2 erläutert, wird in der Bruchmechanik vorwiegend die Weibull-Verteilung zur statistischen Beschreibung der Bruchspannung verwendet. Die probabilistische Bruchmechanik bzw. die Weibull-Verteilung hat im Vergleich zu der LEBM den Vorteil, dass keine Annahme über die Form, Größe oder Ausrichtung der Defekte gemacht werden muss. Für die Anwendung auf die Versuche dieser Arbeit bedeutet dies, dass die Methode auch unabhängig von einer Rissentstehung durch Makroporen oder Mikrorissentstehung ist.

Allerdings treffen einige Annahmen, die der herkömmlichen zwei- oder dreiparametrischen Weibull-Verteilung (Gleichung 2.10a) zugrunde liegen, auf die hydraulischen Belastungsversuche dieser Arbeit nicht zu. Die wesentlichen Unterschiede sind in der Abbildung 5.26 dargestellt. Wie im

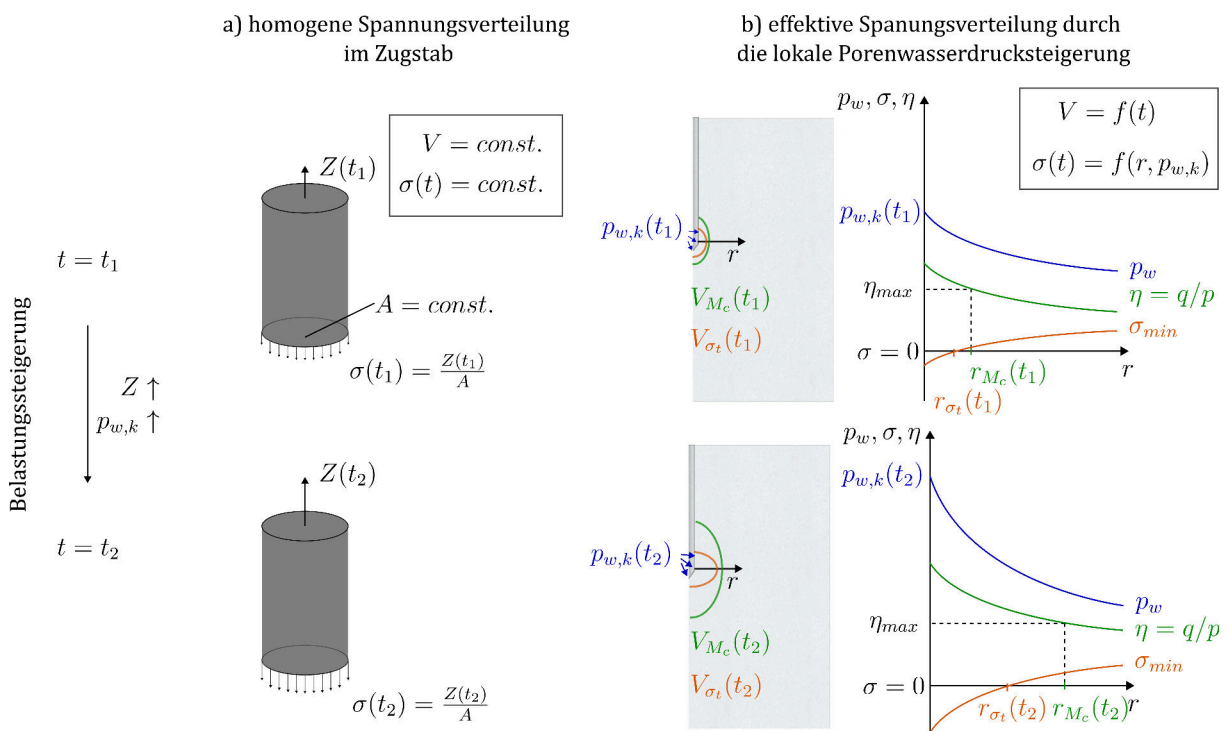


Abbildung 5.26: Grenzen der Anwendbarkeit der Weibull-Verteilung für reines Zugversagen auf die hydraulisch induzierte Rissentstehung. a) „weakest-link“-Theorie der Weibull-Verteilung nach [105] an einem Zugstab. b) Spannungsverteilung durch die Porenwasserdrucksteigerung bei hydraulisch induzierter Belastung im modifizierten Triaxialversuch.

Abschnitt 2.2.2 beschrieben, gilt die Wahrscheinlichkeitsverteilung der Gleichung 2.10a für eine homogen über den Querschnitt des Probekörpers verteilte Zugbeanspruchung. Die Wahrscheinlichkeit des Bruchs steigt mit dem Probenvolumen, wobei das betrachtete Volumen während eines Versuchs konstant ist.

Bei den hydraulischen Belastungsversuchen hingegen können Scher- und Zugbeanspruchungen im Bereich der Kanülenspitze durch den Porenwasserdruck $p_{w,k}$ auftreten, die nicht homogen verteilt sind, sondern mit dem Abstand zur Kanülenspitze abnehmen. Das Volumen der Gesamtprobe ist in den Versuchen konstant, aber das „kritische“ Probenvolumen V_{krit} , in dem ein Riss durch

Zug- oder Scherspannungen auftreten kann (definiert durch r_{σ_t} , r_{M_c} oder l_c^{krit}), wächst mit zunehmendem $p_{w,k}$. Zudem ist das kritische Probenvolumen abhängig vom v/k -Verhältnis der Belastung, da sich bei geringen v/k -Werten die Porenwasserdruckänderung beim gleichen Druck $p_{w,k}$ in einem kleinerem Probenvolumen ausgebreitet hat. Im Gegensatz zu dem Zugversuch, auf dem die Gleichung 2.10a basiert, steigt somit bei den hydraulischen Belastungsversuchen mit der Zunahme der Belastung $p_{w,k}$ die Zug- und Scherspannung in der Probe und die Größe des Probenvolumens, in dem Versagen eintreten kann.

Für die Weibull-Verteilung werden zahlreiche Erweiterungen hinsichtlich inhomogenen oder mehrdimensionalen Spannungszuständen oder zur Anwendung auf zeitabhängige Bruchversagen vorgeschlagen (z.B. [97, 90, 11]). Jedoch wurde im Rahmen einer ausführlichen Literaturrecherche kein Ansatz gefunden, der die in Abbildung 5.26 dargestellten Prozesse in einem statistischen Modell berücksichtigen kann. Die Herleitung eines geeigneten probabilistischen Ansatzes auf Basis der Weibull-Verteilung wurde im Rahmen der Arbeit nicht durchgeführt. Durch die Berücksichtigung des mit der Belastung zunehmenden kritischen Volumens, wäre ein solcher nicht analytisch zu lösen.

Trotz der ausgeführten Unterschiede zwischen den Annahmen der Weibull-Verteilung und den Prozessen bei einer hydraulisch induzierten Rissentstehung, werden nachfolgend die Parameter m und σ_0 der zweiparametrischen Weibull-Verteilung für die Versuchsergebnisse ermittelt. Die Wahrscheinlichkeitsverteilung wird mit der normierten Zugfestigkeit $F(\sigma_t/p)$ nach der Gleichung 4.8b bestimmt, da somit Versuche unterschiedlicher Anfangsspannungen verwendet werden können. Die Verwendung der Weibull-Verteilung gilt in diesem Fall unter der vereinfachten Annahme, dass in einem Probenvolumen um die Kanüle ein annähernd homogener Spannungszustand vorliegt, der mit der normierten Zugfestigkeit korreliert. Nicht berücksichtigt wird dabei, dass dieses Probenvolumen von der Höhe des Aufreißdrucks und der Belastungsgeschwindigkeit abhängt. Die Parameter der Wahrscheinlichkeitsverteilung werden aus der linearen Regression der Versuchsdaten in dem Diagramm a) der Abbildung 5.27 bestimmt, in dem auf der x-Achse $\ln(\sigma_t/p)$ und auf der y-Achse $\ln[-\ln(1 - \frac{j}{N+1})]$ aufgetragen werden (siehe Abschnitt 2.2.2). Mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 98,0\%$ ergeben sich $m = 1,92$ und $\sigma_0 = 1,067$. Der Mittelwert und die Standardabweichung betragen nach den Gleichungen 2.11 $(\sigma_t/p)^\mu = 0,95$ und $\sigma_t/p^\sigma = var^2 \sigma_t/p = 0,07$. Die daraus resultierenden Wahrscheinlichkeits- und Dichteverteilungen $F(\sigma_t/p)$ und $f(\sigma_t/p)$ sind in den Diagrammen b) und c) der Abbildung 5.27 dargestellt. Um die Übereinstimmung zu prüfen, wurden die approximierten Verteilungskurven zusätzlich in die Diagramme der Häufigkeitsverteilung und der kumulierten Häufigkeit der Versuchsergebnisse eingetragen. Der Vergleich zwischen den Weibull-Verteilungen und den Histogrammen zeigt trotz stark vereinfachten Betrachtung der tatsächlichen Prozesse der hydraulisch induzierten Rissentstehung eine gute Übereinstimmung. Im Vergleich zu dem Diagramm in der Abbildung 4.42, bei dem eine Normalverteilung der Versuchsergebnisse untersucht wurde, kann durch die Weibull-Verteilung die Häufigkeitsverteilung der normierten Zugfestigkeiten besser wiedergegeben

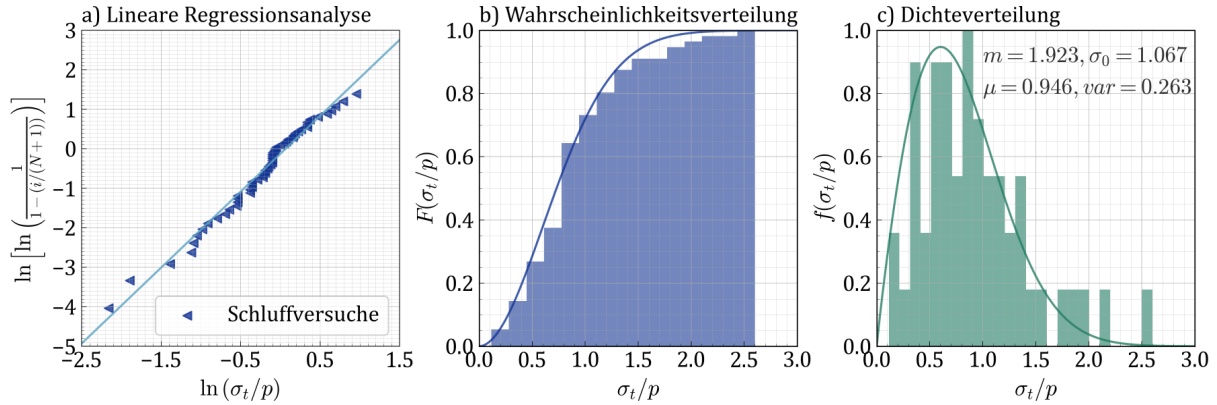


Abbildung 5.27: Weibullverteilung der normierten Zugfestigkeit σ_t/p der Schluffversuche: a) Lineare Regression zur Bestimmung der Parameter m und σ_0 . b) Wahrscheinlichkeitsverteilung und kumulierte Häufigkeitsverteilung. c) Dichteverteilung und Häufigkeitsverteilung.

werden. Dies liegt insbesondere an der unsymmetrischen Dichtefunktion der Weibull-Verteilung. Da mit dem Anstieg des Porenwasserdrucks an der Kanülenspitze neben der Zug- und Scherbelastung auch das kritische Volumen v_{krit} wächst, nimmt die Wahrscheinlichkeit der Rissentstehung bei jeder Änderung $\Delta p_{w,k}$ überproportional zu. Durch eine symmetrische Dichteverteilung wie der Normalverteilung kann dieses Verhalten nicht wiedergegeben werden, da die Wahrscheinlichkeit eines Über- oder Unterschreitens des Mittelwerts gleich groß ist.

Bei der Bestimmung der Wahrscheinlichkeitsverteilung nach Weibull kann ohne Erweiterung der zugrunde liegenden Gleichungen die Zunahme des kritischen Probenvolumens nicht berücksichtigt werden. Allerdings kann wie im Abschnitt 2.2.2 erläutert mit den Gleichungen 2.12a und 2.12b ein Zusammenhang zwischen der mittleren Bruchfestigkeit oder der Varianz der Bruchfestigkeit mit dem Probenvolumen (hier V_{krit}) hergestellt werden. Damit können, wie nachfolgend beschrieben wird, der Mittelwert oder die Varianz der normierten Zugfestigkeit in Abhängigkeit des v/k -Verhältnisses ermittelt werden.

Hierzu sind zunächst einige Annahmen zu treffen:

Das kritische Probenvolumen, in dem ein Riss eintreten kann, lässt sich als Kugel um die Kanülenspitze mit dem kritischen Radius r_{krit} beschreiben, sodass $V_{krit} = 4/3r_{krit}^3\pi$ gilt. Der kritische Radius wächst mit steigendem Porenwasserdruck $p_{w,k}$ an der Kanülenspitze an. Mit der Gleichung 3.25 wird in [63] ausgehend von der eindimensionalen Konsolidierungstheorie nach [8] der Radius des durchströmten Bereiches in einem Paraboloid durch eine Porenwasserdrucksteigerung in dessen Mittelpunkt abgeschätzt. Statt des durchströmten Bereichs wird die Gleichung nun zur Bestimmung des kritischen Radius abhängig vom Konsolidierungsbeiwert $c_v = \frac{k \cdot E_s}{\gamma_w}$ und der Belastungsdauer Δt verwendet:

$$r_{krit} = \sqrt{\frac{3}{4}c_v\Delta t} \quad (5.3)$$

Mit der Belastungsgeschwindigkeit $v = \frac{\Delta p_{w,k}}{\gamma_w \Delta t}$ ergibt sich durch Einsetzen in die Gleichung 5.3:

$$r_{krit} = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{E_s k}{\gamma_w^2 v} \Delta p_{w,k}} \quad (5.4)$$

Da E_s in einem Versuch mit gleicher Anfangsspannung konstant ist, resultiert für die kritischen Radien $r_{krit,1}$ und $r_{krit,2}$ zweier Versuche mit Belastungen von $(v/k)_1$ und $(v/k)_2$:

$$r_{krit,2} = r_{krit,1} \sqrt{\frac{(v/k)_1}{(v/k)_2}} \quad (5.5)$$

Für die zugehörigen Kugelvolumina gilt:

$$V_{krit,2} = V_{krit,1} \left(\frac{(v/k)_2}{(v/k)_1} \right)^{3/2} \quad (5.6)$$

Durch Einsetzen des Verhältnisses der Volumina in die Gleichungen 2.12a für den Mittelwert und die Varianz ergibt sich für die normierten Zugfestigkeiten bei $(v/k)_1$ und $(v/k)_2$:

$$\begin{aligned} (\sigma_t/p)_2^\mu &= (\sigma_t/p)_1^\mu \frac{(v/k)_2^{3/(2m)}}{(v/k)_1} \\ var(\sigma_t/p)_2 &= var(\sigma_t/p)_1 \frac{(v/k)_2^{3/m}}{(v/k)_1} \end{aligned}$$

Zwischen den v/k -Verhältnissen der Versuchsvarianten mit Belastungsstufen von $\Delta p_{w,k} = 5 \text{ kPa}$ und Haltezeiten von $\Delta t = 120$ bzw. 30 s liegt ein Faktor 4. Damit ergibt sich mit $m = 1,9$ der Mittelwert zu $(\sigma_t/p)_{\Delta t=30} = 4^{3/(2m)} (\sigma_t/p)_{\Delta t=120} = 2,95 (\sigma_t/p)_{\Delta t=120}$ und die zugehörige Varianz zu $var(\sigma_t/p)_{\Delta t=30} = 4^{3/m} var(\sigma_t/p)_{\Delta t=120} = 8,7 (\sigma_t/p)_{\Delta t=120}$. Aus den Versuchsdaten mit unterschiedlichen effektiven Anfangsspannungen ergibt sich für die Mittelwerte mit $(\sigma_t/p)_{\Delta t=30}/(\sigma_t/p)_{\Delta t=120} \approx 1,8$ ein geringeres Verhältnis. Das Verhältnis der Varianzen von $var(\sigma_t/p)_{\Delta t=30}/var(\sigma_t/p)_{\Delta t=120} \approx 9,1$ im Versuch wird hingegen gut getroffen.

Auf sehr geringe oder sehr hohe v/k -Verhältnisse ist der Ansatz nicht anwendbar. Bei sehr langsamen Belastungen tritt kein Rissversagen ein, sondern der Probekörper wird durchströmt und weicht auf. Bei sehr schnellen Belastungen tritt eine vollständig undrainierte Belastung ein und der Ansatz zur Bestimmung von r_{krit} auf Basis der Konsolidierungstheorie ist nicht geeignet zur Beschreibung des Spannungszustands um die Kanülenspitze.

Die beiden Anwendungsbeispiele zeigen, dass durch probabilistische Methoden der Materialwiderstand im Boden bei Rissversagen mit vergleichsweise wenig Informationen und Annahmen zur Mikrostruktur ermittelt werden kann. Mit Erweiterungen der Weibull-Verteilungen könnten auch weitere Einflussfaktoren wie der Spannungszustand oder ein kritisches Probenvolumen, das von der Belastungszeit und dem v/k -Verhältnis abhängt, berücksichtigt werden. Damit haben statistische Verfahren ein großes Potential zur Bestimmung der Rissentstehung, da diese ohne

ein klassisches Versagenskriterium auskommen und somit ein lokales Versagen besser wiedergeben können. Der Nachteil der probabilistischen Methoden besteht hauptsächlich in der großen Datenmenge, die für eine zuverlässige Modellbildung erforderlich ist.

5.3.3 Gefährdungsbeurteilung einer hydraulisch induzierten Rissentstehung

Wie in diesem Abschnitt 5.3 einleitend erwähnt wurde, wird im Rahmen dieser Arbeit aus der Risshypothese kein Rissmodell mit einem Versagenskriterium abgeleitet, das zukünftig eine Berechnung der Rissentstehung in feinkörnigen Böden ermöglicht. Der Grund hierfür ist, dass die Risshypothese auf der Vorstellung basiert, dass der Riss an Fehlstellen eintritt, und der Boden somit nicht wie für die klassischen Versagenskriterien der Bodenmechanik als Kontinuum beschrieben werden kann. Aus diesem Grund kann auch keine direkte Korrelation des Risswiderstands mit der drainierten oder undrainierten Scherfestigkeit hergestellt werden, da diese auf einem globalen Versagen der Probekörper beruhen (siehe Abschnitt 4.4.2). Für das Rissversagen hingegen spielen neben dem Spannungszustand und der Materialfestigkeit auch die lokalen Fehlstellen eine entscheidende Rolle.

Eine qualitative Gefährdungsbeurteilung anhand der Risshypothese und den Erkenntnissen aus den Versuchen ist jedoch möglich. Im Folgenden wird beispielhaft eine potentielle Rissentstehung am Fuß einer umströmten Spundwand im feinkörnigen Baugrund betrachtet (siehe Abbildung 2.1), wie sie in den Untersuchungen von Wudtke [108] beobachtet wurde und somit zu der Fragestellung dieser Arbeit führte.

Die Tabelle 5.4 fasst für die Laborversuche zusammen, welche Auswirkungen die Versuchsvariationen auf die drei nach der Risshypothese maßgebenden Einflussfaktoren für das Rissversagen haben (siehe Abbildung 5.22). Nachfolgend wird diskutiert, welche Auswirkungen die in situ-Verhältnisse an einer umströmten Spundwand auf diese drei Einflussfaktoren *Fehlstellen*, *Spannungszustand* und *Materialfestigkeit* haben und in welchen Fällen daher eine hydraulisch induzierte Rissentstehung wahrscheinlich ist.

In situ-Einflussfaktoren auf Fehlstellen

Die Definition von Inhomogenität oder Fehlstellen ist, wie im Abschnitt 2.2 beschrieben, eine Frage der Betrachtungsebene. Im Gegensatz zu den Versuchen dieser Arbeit, bei denen Wert auf homogen konsolidierte Probekörper und ein möglichst störungsfreies Einbringen der Kanüle gelegt wurde (siehe Abschnitt 4.2), liegen in situ auf der gleichen Größenskala große Inhomogenitäten vor.

Im Vergleich zu den homogen konsolidierten Probekörpern sind im Baugrund um eine Spundwand eine größere Streuung der Porenraumgrößen und der Wassergehalte, Einschlüsse anderer Bodenarten oder Fremdkörper, Aggregatbildungen unterschiedlicher Größe sowie initiale Mikrorisse

durch Verformungen im Boden, Einbringen der Spundwand oder Spundwandbewegungen zu erwarten. Diese begünstigen ein Versagen durch Rissausbreitung ausgehend vom Spundwandfuß bei hohen hydraulischen Gradienten. Daher ist grundsätzlich von einem geringeren Risswiderstand (geringeren Aufreißdrücken bei gleicher Anfangsspannung) eines Bodens in situ als in den Proben auszugehen.

Die Material- und Baugrundeigenschaften sowie die Spundwandinstallation, welche die Fehlstellen im Boden maßgeblich beeinflussen, werden nachfolgend kurz erläutert:

- Die Größe und Streuung der Poren wird von der Bodenstruktur des feinkörnigen Bodens bestimmt. Diese ist in einem *natürlich gewachsenen* Boden (vgl. konsolidierte Proben) anders als in einem *eingebrachten und verdichteten* Boden (vgl. verdichtete Proben) [23, 64, 103]. Durch den Vergleich der Versuche an konsolidierten und verdichteten Proben konnte gezeigt werden, dass durch die größeren Poren und die größere Streuung der Porengrößen in verdichteten Proben der Risswiderstand sinkt. Gleichzeitig nimmt die Streuung des Risswiderstands in den verdichteten Proben zu [49].
- Die Größe der Poren nimmt mit der Konsolidierungsspannung ab [39, 103]. Daher ist vor allem bei stark überkonsolidierten Böden von einem erhöhten Risswiderstand auszugehen. Auch initial vorhandene Mikrorisse können sich bei ausreichender Konsolidierungsspannung und -zeit wieder vollständig schließen [31].
- Unabhängig vom Einbringverfahren (Vibration-, Einpress- oder Rammverfahren) kommt es durch die Spundwandherstellung zu Spannungsänderungen, Bodenverfestigung und auch Mikrorissentstehung im Nahbereich der Spundwand (z.B. [32]). Die Mikrorisse können sich bis zur hydraulischen Belastung wieder schließen, wenn ausreichend Zeit zwischen der Spundwandherstellung und der hydraulischen Belastung liegt. Daher ist bei der Beurteilung des Risswiderstands zu berücksichtigen, ob es sich um ein temporäres Bauwerk (Baugrube mit temporärer Grundwasserhaltung) handelt und nur wenige Tage zwischen der Herstellung und der hydraulischen Belastung liegen, oder um ein permanentes Bauwerk, bei dem die maßgebende hydraulische Belastung erst Monate oder Jahre nach der Herstellung eintritt (z.B. Belastung durch Hochwasser oder Schleusenwasserstand auf die Kanalspundwand).
- Durch Spundwandbewegungen können auch nach der Spundwandherstellung Mikrorisse im Bereich des Spundwandfußes verursacht werden. Damit steigt die Rissgefährdung vor allem für temporäre Bauwerke, wenn von Spundwandbewegungen durch unterschiedliche Bauzustände auszugehen ist.

In situ-Einflussfaktoren auf den Spannungszustand

Die Risshypothese besagt, dass die Rissentstehung nicht allein durch das Erreichen eines spannungsbasierten Risskriteriums in einem oder mehreren Punkten in einem Bodenmodell beurteilt

werden kann. Stattdessen sind kritische Spannungsbereiche mit Zug- oder Scherbeanspruchungen durch die hydraulische Belastung sowie die Verteilung der Fehlstellen in diesen Bereichen zu betrachten. Je größer der kritische Spannungsbereich ist, desto höher ist die Wahrscheinlichkeit, dass eine Fehlstelle vorliegt, an der die Materialfestigkeit überschritten wird.

In den Versuchen sind die kritischen Spannungsbereiche sphärische oder ellipsoide Bereiche um eine punktuelle Porenwasserdruckbelastung an der Kanülenspitze, die sich in einem rotationsymmetrischen Modell darstellen lassen. Bei einer Spundwand handelt es sich hingegen um ein linienförmiges Bauwerk, bei dem die Porenwasserdruckbelastung am Spundwandfuß durch die Umströmung eine linienförmige Belastung darstellt. Für die Spannungsberechnung oder die Darstellung der kritischen Bereiche eignet sich daher ein vertikalebene 2D-Modell. Zur Beurteilung der Rissgefährdung sind die kritischen Spannungsbereiche jedoch dreidimensional zu betrachten, da die Wahrscheinlichkeit einer ausreichend großen Fehlstelle im kritischen Bereich um den Spundwandfuß mit der Länge der Spundwand zunimmt.

Nachfolgend wird erläutert, welche Auswirkungen die in situ-Situation auf die kritischen Spannungszustände haben kann:

- Für die Richtung der Rissausbreitung spielen die Richtungen der Hauptspannungen eine wesentliche Rolle (siehe Abschnitte 3.2,4.4.2). Liegt initial eine deutliche Spannungsanisotropie im Boden vor, bestimmt diese die Richtung der Rissausbreitung und die hydraulisch induzierten Risse verlaufen orthogonal zur minimalen Hauptspannung [47]. In normal- bis leicht überkonsolidierten Böden ist die Vertikalspannung meist höher als die Horizontalspannung, sodass $K < 1$ und die Risse vertikal verlaufen. In überkonsolidierten Böden mit $OCR > 4$ ist hingegen oft die Horizontalspannung die maximale Hauptspannung und die Rissausbreitung verläuft horizontal [56, 5]. Für die Wahrscheinlichkeit einer Rissentstehung ist dies nicht weiter bedeutend, jedoch bestimmt die Richtung der Rissausbreitung den auf den initialen Riss folgenden hydraulischen Versagensmechanismus. Verlaufen die Risse bei $K < 1$ senkrecht nach oben wird vergleichsweise schnell eine hydraulische Verbindung zur Baugrubensohle hergestellt und es ist von Erosion bzw. Piping auszugehen. Verlaufen die Risse hingegen bei $K > 1$ zunächst horizontal, wird deren Verlauf nur durch Spannungsänderungen durch die vertikale Strömungsrichtung allmählich Richtung Baugrubensohle gelenkt. Die Sickerstrecke dieser Risse ist wesentlich länger als bei einer vertikalen Rissausbreitung, sodass die Durchströmung des Risses bei geringeren hydraulischen Gradienten zu einem Aufweichen des Bodens führt.
- Durch die Spundwandherstellung kommt es zu Spannungsänderungen um die Spundwand und unterhalb des Spundwandfußes. Abgesehen von einem Einbringen der Spundwand durch Vibration ist jedoch von einer Verfestigung des Bodens durch die Spundwandinstallation auszugehen, sodass bei der Bestimmung der kritischen Spannungsbereiche für eine Rissentstehung für den initialen Spannungszustand die Spannungsänderungen durch die

Spundwandinstallation auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt werden können.

- Die Porenwasserdruckausbreitung und damit die kritischen Spannungsbereiche werden maßgeblich von der Belastungsgeschwindigkeit bzw. dem v/k -Verhältnis bestimmt. Analog zu den Versuchen dieser Arbeit gilt in situ, dass mit steigendem v/k -Verhältnis der Risswiderstand steigt, da die kritischen Bereiche kleiner werden. Dies bedeutet zunächst, dass etwa bei einem schnellen Absink höhere Wasserspiegeldifferenzen an der Spundwand vorliegen können, ohne dass ein Riss entsteht, als bei einer langsamen Wasserstandsänderung. Da für baupraktische Zwecke die Wasserstandsänderungen jedoch über mehrere Tage bis Monate gehalten werden, breitet sich der Porenwasserüberdruck am Spundwandfuß aus und die kritischen Bodenbereiche werden größer. Der Effekt des höheren Risswiderstands bei hohen v/k -Verhältnissen ist daher für praktische Zwecke selten nutzbar (Ausnahmen stellen z.B. Hochwasserereignisse oder Schleusungsvorgänge in geringdurchlässigem Baugrund dar). Stattdessen ist bei der Berechnung der kritischen Spannungsbereiche meist eine stationäre Betrachtung maßgebend.
- Bei sehr hohen v/k -Verhältnissen wirkt der Porenwasserdruck wie in den Versuchen als undrainierte Auflast, vorausgesetzt es kann sich ein Hohlraum zwischen der Spundwand und dem Boden bilden. Dies ist der Fall, wenn der Verbund zwischen Boden und Wand gering ist oder sich ein Spalt durch eine Spundwandbewegung gebildet hat. In diesen Fällen kann ein Sickerweg entlang der Spundwand entstehen. Dies kann Versagensmechanismen durch Partikeltransport (Piping oder Innere Erosion) zur Folge haben.
- Bei sehr geringen v/k -Verhältnissen besteht hingegen eine geringe Gefahr, dass ein Versagen im Boden ausgehend von einem oder mehreren Makrorissen am Wandfuß eintritt. Da der Boden bei einer langen Belastungsdauer bei geringen hydraulischen Gradienten durchströmt wird, liegt eine weiche bis breiige Konsistenz vor und der Boden verliert die Eigenschaft spröde durch Rissentstehung zu versagen. Andere hydraulische Versagensmechanismen werden in diesem Fall relevant.

In situ-Einflussfaktoren auf die Materialfestigkeit

Die Materialfestigkeit, die unter der Annahme, dass die LEBM die hydraulische Rissentstehung im Boden adäquat wiedergibt, dem kritischen SIF entspricht, ist nur durch Laborversuche zu ermitteln (siehe Abschnitt 2.2). Für praktische Fragestellungen ist dies nicht zielführend, da für die Versuche homogene Probekörper verwendet werden, wodurch die Festigkeit in situ überschätzt wird. Daher sind nur qualitative Aussagen über Einflussgrößen auf die Materialfestigkeit bzw. den kritischen SIF möglich.

Je höher der Feinkornanteil, desto höher ist die Materialfestigkeit, da zwischen den Tonpartikeln Bindungskräfte wirken (siehe Abschnitt 4.1), die an den Fehlstellen einen Widerstand gegen

Rissentstehung darstellen. In den Versuchen wurden Alterungs- oder Zementierungseffekte nicht untersucht, jedoch ist davon auszugehen, dass sich die Materialfestigkeit durch diese zusätzlich erhöht.

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Zusammenfassung

Die hydraulischen Versagensmechanismen in bindigen Böden unterscheiden sich maßgeblich von denen in nichtbindigen Böden. Bei den hydraulischen Nachweisen nach DIN EN 1997-1 wird dies nicht ausreichend berücksichtigt. Wudtke [108] schlägt auf Basis von Untersuchungen zum hydraulischen Grundbruch an umströmten Wänden im bindigen Baugrund ein neues Nachweis-konzept vor, bei dem zunächst das Eintreten ein oder mehrerer Risse am Wandfuß durch hohe hydraulische Gradienten im bindigen Boden zu prüfen ist.

Um zu beurteilen, bei welchem kritischen hydraulischen Gradienten es in feinkörnigem Boden an einem umströmten Spundwandbauwerk zu einem Rissversagen kommt und welche Faktoren diesen kritischen Gradienten maßgeblich beeinflussen, fehlt es sowohl in der Praxis auch als in der Theorie an Erfahrung und Wissen. Daher beschäftigt sich diese Arbeit mit den grundlegenden Prozessen im feinkörnigen Boden bei hydraulischer Rissentstehung und der Identifikation der relevanten Einflussfaktoren auf die Rissentstehung und -ausbreitung.

Im Mittelpunkt der Arbeit steht dabei ein modifizierter Triaxialversuch, in dem durch eine Kanüle der Porenwasserdruck in der Mitte eines feinkörnigen Probekörpers bis zur Rissentstehung gesteigert wird. Damit kann der Risswiderstand der Triaxialproben durch den für eine Rissentstehung erforderlichen Porenwasserdruck, der als Aufreißdruck bezeichnet wird, ermittelt werden. Durch die Verwendung des Triaxialversuchs für die hydraulische Belastung können zahlreiche Einflussfaktoren auf den Risswiderstand wie der initiale Spannungszustand, die Vorbelastungsspannung oder die hydraulischen Randbedingungen untersucht werden. In dieser Arbeit wird die Entwicklung des Versuchsstands und der Versuchsablauf sowie die Methoden zur Auswertung und Darstellung der Versuchsergebnisse beschrieben.

Aus der Literaturrecherche zu hydraulisch induzierten Rissen im Kapitel 3 und den Vorversuchen an verdichteten Probekörpern (Abschnitt 4.3.1) geht hervor, dass der Risswiderstand maßgeblich von der Homogenität der Proben beeinflusst wird. Um in dem modifizierten Triaxialversuch reproduzierbare Ergebnisse für den Aufreißdruck zu erzielen und den Risswiderstand des Probenmaterials möglichst unabhängig von Fehlstellen in der Probe zu erfassen, wurde für die Herstellung der Probekörper ein spezielles Konsolidierungsverfahren verwendet. Bei dieser im

Abschnitt 4.2 beschriebenen Methode ist eine radiale Drainage sowie eine gleichmäßige Kompression an beiden Probenenden gewährleistet. Die Bestimmung der Wassergehaltsverteilung sowie Strukturuntersuchungen mittels Quecksilberporosimetrie und CT-Aufnahmen belegen, dass in den konsolidierten Probekörpern eine homogene Verteilung des Wassergehalts und der Porenöffnungsweiten vorliegt.

In dem modifizierten Triaxialversuch wurden unterschiedliche Versuchsvarianten durchgeführt, um die wesentlichen Einflussfaktoren auf den Aufreißdruck zu identifizieren. Bei der Verwendung der unterschiedlichen Versuchsmaterialien Schluff Apolda, Kaolin und Bentonit stellte sich heraus, dass der Schluff Apolda zur Untersuchung des hydraulisch bedingten Versagens durch Rissentstehung am besten geeignet ist. Der Fokus der Laborstudie liegt daher auf Versuchen an Probekörpern dieses Materials. Die nachfolgend beschriebenen Versuchsergebnisse beziehen sich größtenteils auf das Rissverhalten dieser Proben. Bezüglich der Versuche und der Aufreißdrücke an Kaolin- und Bentonitproben ist festzuhalten, dass die wenigen erfolgreich durchgeführten Versuche in beiden Materialien einen tendenziell höheren Risswiderstand als im Schluff hinweisen, was im höheren Tonanteil begründet sein könnte.

Aus den Versuchsvariationen resultiert, dass die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Rissentstehung die effektive mittlere Anfangsspannung p , der Überkonsolidierungsgrad OCR und die auf die Wasserdurchlässigkeit bezogene Belastungsgeschwindigkeit v/k sind. Das initiale Spannungsverhältnis beeinflusst hauptsächlich die Orientierung der Rissoberflächen.

Mit der Zunahme von p , OCR oder v/k steigt der Aufreißdruck. Für die Belastungsgeschwindigkeit lassen sich obere und untere Grenzwerte definieren. Bei sehr geringen v/k -Werten tritt keine Rissentstehung ein und die Proben weisen stattdessen durch die Durchströmung während der langen Belastungsdauer eine deutlich weichere Konsistenz bei Probenausbau auf. Bei sehr hohen v/k -Verhältnissen liegt hingegen eine undrainierte Belastung vor, wobei um die Kanüle herum ein Hohlraum entsteht, in dem sich das Wasser, das aus der Kanüle fließt, sammelt.

Die Zusammenhänge zwischen dem Risswiderstand und den genannten Einflussfaktoren konnten durch den qualitativen Vergleich mit Ergebnissen aus experimentellen Untersuchungen aus der Literatur bestätigt werden. Bei der Anwendung unterschiedlicher auf empirischen und analytischen Methoden basierender Modelle zur Bestimmung des Aufreißdrucks konnte hingegen keine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den eigenen Versuchsergebnissen erzielt werden. Der Grund hierfür ist, dass für die analytischen Lösungen stark vereinfachende Annahmen bezüglich der Geometrie, Belastungsrandbedingung sowie des Materialverhaltens und des Risskriteriums getroffen werden müssen. Dadurch können einerseits in keinem Modell die zuvor genannten relevanten Einflussfaktoren gleichzeitig berücksichtigt werden und andererseits die bei Rissentstehung vorliegenden Grenzspannungszustände nur bei stark vereinfachtem Materialverhalten betrachtet werden.

Für eine detaillierte Analyse der Spannungszustände um die Kanülenspitze bei Rissentstehung wurden instationäre gekoppelte Strömungs-Verformungs-Berechnungen mit einem rotationssym-

metrischen FE-Modell der Probe für die unterschiedlichen Versuchsvarianten durchgeführt. Das Materialverhalten wurde durch das Modified Cam-Clay Modell wiedergegeben. Es konnte gezeigt werden, dass die Einflussfaktoren p , OCR und v/k die Größe der Bereiche um die Kanülenspitze beeinflussen, in denen kritische Zug- oder Schubspannungen auftreten. In normalkonsolidierten Proben ist demzufolge von einem Versagen durch Scherrisse auszugehen, während in überkonsolidierten Proben sowohl Scher- als auch Zugbeanspruchungen im Kanülenbereich auftreten. Das v/k -Verhältnis bestimmt maßgeblich die Größe der Bereiche, in denen eine Rissentstehung möglich ist.

Aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen wird eine Hypothese zur hydraulisch induzierten Rissentstehung vorgeschlagen, derzufolge der Risswiderstand von drei Faktoren abhängt: Materialwiderstand, Spannungszustand und Fehlstellen im Boden. Alle beobachteten Einflussgrößen sind daher als Auswirkung auf eine oder mehrere dieser drei Faktoren zu sehen. Die Hypothese weist einige Analogien zur linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) und der probabilistischen Bruchmechanik (PBM) auf. Für die Entwicklung eines Rissmodells basierend auf der Hypothese wurde daher geprüft, ob sich das Konzept der Spannungsintensitätsfaktoren (SIF) oder die Grundidee der Weibull-Verteilung auf die Versuche dieser Arbeit anwenden lässt. Beide Methoden der Bruchmechanik zeigen ein deutlich größeres Potential, das Rissverhalten feinkörniger Böden wiederzugeben als die empirischen oder kontinuumsbasierten analytischen Rissmodelle. Für die Anwendung der SIF in Kombination mit numerischen Spannungsanalysen zur Bestimmung des Aufreißdrucks ist jedoch der kritische Spannungsintensitätsfaktor des Materials experimentell zu ermitteln und eine Annahme über die Größe, Form und Verteilung der Fehlstellen im Boden zu treffen. Für die Anwendung der PBM kann die klassische Weibull-Verteilung für beliebige Spannungszustände und zeitabhängige Belastungen erweitert werden. Beide Ansätze für ein Rissmodell führen in ihrem jetzigen Stadium nicht zu einem einfachen praxisgerechten Ansatz zur Bestimmung des Risswiderstands bzw. eines kritischen hydraulischen Gradienten bei Rissentstehung an einer umströmten Wand. Daher werden abschließend basierend auf der Risshypothese Empfehlungen für die Beurteilung einer Rissgefährdung in situ gegeben.

6.2 Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein besseres Verständnis für die Prozesse bei Rissentstehung durch hohe hydraulische Gradienten in feinkörnigen Böden sowie der wesentlichen Einflussfaktoren auf den Risswiderstand eines Bodens geschaffen. Aus diesem resultiert eine Risshypothese, für deren praktische Anwendung auf hydraulische Nachweisverfahren jedoch ein geeignetes Rissmodell entwickelt werden muss. Wie in Abschnitt 5.3.2 vorgeschlagen, ist dies auf Basis der Spannungsintensitätsfaktoren (SIF) der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) oder der probabilistischen Bruchmechanik (PBM) möglich. Die Vor- und Nachteile dieser Methoden werden nachfolgend dargestellt.

Das Konzept der SIF ist zwar in den Materialwissenschaften auch für praktische Fragestellungen weit verbreitet. In der Geotechnik ist die Anwendung jedoch noch mit vielen Fragen verbunden. Einerseits ist zu prüfen, ob die für Metall-, Keramik- oder Glasprobekörper vorgesehenen Versuche zur Bestimmung der kritischen Spannungsintensitätsfaktoren K_{Ic} und K_{IIc} auf Probekörpern aus feinkörnigem Material übertragbar sind. Dabei stellt sich vor allem die Frage, inwiefern eine Teilsättigung des Materials das Versuchsergebnis beeinflusst, da keine Versuchsdurchführung unter Wasser und bei einem Sättigungsdruck vorgesehen ist. Gleichzeitig ist auch dieser Versuch abhängig von Inhomogenitäten im Boden, sodass insbesondere bei der Verwendung von ungestörten Probekörpern von einer deutlichen Streuung durch die natürliche Verteilung von Fehlstellen im Boden auszugehen ist. Zudem ist für die Beurteilung der Rissentstehung anhand der kritischen SIF und einer Spannungsanalyse eine Annahme für die statistische Verteilung der Fehlstellen im Boden zu treffen.

Alternativ kann ein Modell auf Basis der PBM entwickelt werden. Durch Erweiterungen der Gleichungen nach Weibull ist es prinzipiell möglich, ein Versagen durch Zug- oder durch Scherrisse durch die Porenwasserdrucksteigerung zu berücksichtigen. Auch ließe sich das probabilistische Modell hinsichtlich eines mit der Zeit wachsenden kritischen Probenvolumens um die Injektionsstelle, in dem ein Riss entstehen kann, erweitern. Ebenso kann eine Untergrenze definiert werden, bei der es anstelle einer Rissentstehung zu einem Aufweichen des Bodens kommt. Der wesentliche Nachteil statistischer Methoden zur Bestimmung des Risswiderstands ist, dass für die Parameterbestimmung eine große Anzahl von Einzelversuchen ($N > 50$) unter identischen Versuchsbedingungen notwendig wäre, die vor allem für feinkörnige Böden aufgrund des hohen Zeitaufwands im Rahmen einer praktischen Fragestellung nicht zu erbringen ist.

Abhilfe kann an dieser Stelle durch den Einsatz neuer Methoden wie dem Machine Learning geschaffen werden. Betrachtet wird hierzu die Literaturrecherche zu den experimentellen Untersuchungen zu hydraulischer Rissentstehung. In der Literatur ist bereits eine sehr große Datengrundlage zum Aufreißdruck in feinkörnigen Böden vorhanden. Da sich die Versuche bezüglich Versuchsmaterialien, Probenherstellung, Versuchsaapparaturen und Randbedingungen unterscheiden, müssten Algorithmen entwickelt werden, um den Aufreißdruck in Abhängigkeit von Probeneigenschaften oder Belastungsart zu analysieren.

Bei beiden hier diskutierten Modellansätzen ist beim Übertragen auf die Nachweiskonzepte zu beachten, dass der ermittelte Risswiderstand bereits auf einer statistischen Verteilung der Fehlstellen im Boden basiert. Damit ist die Streuung des Materialwiderstands schon berücksichtigt und für die Nachweisführung ist nur die Einwirkung (Strömungskraft) mit einer Teilsicherheit zu beaufschlagen.

Die aus der Risshypothese resultierenden Ansätze erfordern ein grundsätzliches Umdenken bei der Bestimmung des Grenzkriteriums, da im Gegensatz zu den herkömmlichen bodenmechanischen Festigkeitstheorien von einem lokalen Versagen an einer Fehlstelle ausgegangen wird. Es ist daher unwahrscheinlich, dass ein Materialwiderstand basierend auf einer Wahrscheinlichkeitsvertei-

lung zeitnah Eingang in die Normung findet. Daher wird an dieser Stelle auf die Korrelationen zwischen den Beobachtungen des Risswiderstands mit der undrainierten Scherfestigkeit hingewiesen. Diese haben einen rein empirischen Charakter und sind nicht physikalisch begründet. Allerdings weist der Risswiderstand einige Eigenschaften auf, die auch auf die undrainierte Scherfestigkeit zutreffen. Beide nehmen mit der mittleren effektiven Spannung (der Tiefe) und dem Überkonsolidierungsgrad zu und sind abhängig von der Belastungsgeschwindigkeit. Daher ist es denkbar, vereinfacht für praktische Fragestellungen auf Basis weiterer experimenteller Untersuchungen einen empirischen Zusammenhang zwischen der undrainierten Scherfestigkeit und dem Risswiderstand eines Bodens herzustellen und gleichzeitig die wesentlichen Einflussfaktoren zu berücksichtigen.

Literaturverzeichnis

- [1] 2017, S. U. A.: *ABAQUS/Standard User's Manual*. Henley, England : Dassault Systèmes Simulia Corp, 2017
- [2] ABDULHADI, N. ; GERMAINE, J. ; WHITTLE, A. : Stress-dependent behavior of saturated clay. In: *Canadian Geotechnical Journal* (2012), Nr. 40, S. 907–916
- [3] AHMED, S. u. a.: Pore sizes and strength of compacted clay. In: *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division (ASCE)* 100 (1974), S. 407–425
- [4] ALFARO, M. C. ; WONG, R. C. K.: Laboratory studies on fracturing of low-permeability soils. In: *Canadian Geotechnical Journal* 38 (2001), S. 303–315
- [5] ANDERSEN, K. H. u. a.: Estimation of hydraulic fracture pressure in clay. In: *Canadian Geotechnical Journal* 31 (1994), S. 817–828
- [6] ATKINSON, B. K.: *Fracture mechanics of rock*. London : Wiley, 1989
- [7] ATKINSON, J. : *The mechanics of soils and foundation*. New York : Taylor & Francis, 2010
- [8] ATKINSON, J. H. ; BRANSBY, P. L.: *The Mechanics of Soils*. London : McGraw-Hill, 1978
- [9] BAILLE, W. : *Hydro-Mechanical Behaviour of Clays - Significance of Mineralogy*, Ruhr-Universität Bochum, Dissertation, 2014
- [10] BAZANT, Z. : Grundbruch unter einer Spundwand. In: *Bautechnik* 18 (1940), S. 595–599
- [11] BHUSHAN, A. u. a.: Weibull Effective Volumes, Surfaces, and Strength Scaling for Cylindrical Flexure Specimens Having Bi-Modularity. In: *Journal of Testing and Evaluation* 44 (2016), Nr. 5
- [12] BIOT, M. A.: General Theory of Three-Dimensional Consolidation. In: *Journal of Applied Physics* 12 (1941), S. 155–164
- [13] BIRLE, E. M.: *Geohydraulische Eigenschaften verdichteter Tone unter besonderer Berücksichtigung des ungesättigten Zustandes*, Technische Universität München, Dissertation, 2011

- [14] BISHOP, R. F. ; HILL, R. ; MOTT, N. F.: The Theory of Indentations and Hardness Test. In: *Proceedings of the British Physical Society* 57 (1949), Nr. 3
- [15] BJERRUM, L. : Problems of soil mechanics and construction on soft clays and structurally unstable soils. In: *Proceedings of the 8th International Conference on Soil Mechanics and Foundation*. Moskau, 1973
- [16] BJERRUM, L. u. a.: Hydraulic fracturing in field permeability testing. In: *Geotéchnique* 22 (1972), Nr. 2, S. 319–332
- [17] CARTER, J. P. u. a.: Cavity expansion in cohesive frictional soils. In: *Geotéchnique* 36 (1986), Nr. 3, S. 349–358
- [18] CHANG, M.-F. ; TEH, C. I. ; CAO, L. : Critical state strength parameters of saturated clays from the modified cam clay model. In: *Canadian Geotechnical Journal* 36 (1999), Nr. 5, S. 867–890
- [19] COYNER, K. B.: *Effect of stress, pore pressure and pore fluids on bulk strain, velocity and permeability in rocks*, Massachusetts Institute of Technology, Dissertation, 1984
- [20] DAVIDENKOFF, R. : *Untersüufigkeit von Stauwerken*. Wernerverlag, 1970
- [21] DAVIS, R. O. ; SCOTT, R. F. ; MULLENGER, G. : Rapid Expansion of a Cylindrical Cavity in a Rate-Type Soil. In: *Int. Journal for Num. and Anal. Methods in Geomechanics* 8 (1984), S. 125–140
- [22] DECKER, R. A. ; CLEMENCE, S. P.: Laboratory Study of Hydraulic Fracturing in Clay. In: *Proceedings of the 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*. Stockholm : A. A. Balkema, 1981, S. 573–575
- [23] DELAGE, P. u. a.: Microstructure of a compacted silt. In: *Canadian Geotechnical Journal* 33 (1996), Nr. 1, S. 150–158
- [24] DIAMOND, S. : Pore size distributions in clays. In: *Clays and Clay Minerals* 18 (1970), S. 7–23
- [25] DIN 1054:2010: *Baugrund – Sicherheitsnachweise im Erd und Grundbau – Ergänzende Regelungen zu DIN EN 1997-1*. NABau im DIN e. V.
- [26] DIN 1054/A2:2010-12: *Baugrund – Sicherheitsnachweise im Erd und Grundbau – Ergänzende Regelungen zu DIN EN 1997-1. Änderung 2*. NABau im DIN e. V.
- [27] DIN 1837-2 (1990): *Baugrund, Versuche und Versuchsgeräte: Bestimmung der Scherfestigkeit, Teil 2: Triaxialversuch*. NABau im DIN e. V.

- [28] DIN EN 1997-1:2009: *Eurocode 7: Entwurf, Berechnung und Bemessung in der Geotechnik - Teil 1: Allgemeine Regeln*. NABau im DIN e. V.
- [29] DJARWADI, D. u. a.: Stress-path on the hydraulic fracturing test of the clay core of rock fill dams in the laboratory. In: *Procedia Engineering* 125 (2015), S. 351–357
- [30] EAU 2004: *Empfehlungen des Arbeitsausschusses „Uferbefestigungen, Häfen und Wasserstraßen“*,. Verlag Ernst & Sohn, 2004. – Hafenbautechnischen Gesellschaft e.V. (HTG) und der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik e. V. (DGGT), 10.Auflage
- [31] EIGENBROD, K. D.: Self-healing in fractured fine-grained soils. In: *Canadian Geotechnical Journal* 40 (2003), Nr. 2, S. 435–449
- [32] FINNO, R. J. ; ATMATZIDIS, D. K. ; NERBY, S. M.: Ground Response to Sheet Pile Installation in Clay. In: *2nd International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*. Missouri University of Science and Technology, 1988
- [33] FREDLUND, D. G. ; RAHARDJO, H. ; FREDLUND, M. D.: *Unsaturated Soil Mechanics in Engineering Practice*. John Wiley & Sons, 2012
- [34] GARAGASH, D. ; DETOURNAY, E. : Plane-Strain Propagation of a Fluid Driven Fracture: Small Toughness Solution. In: *Journal of Applied Mechanics* 72 (2005), Nr. 6, S. 916–928
- [35] GEERTSMA, K. : A Rapid Method of Predicting Width and Extent of Hydraulically Induced Fractures. In: *Journal of Petroleum Technology* 246 (1969), S. 1571–1581
- [36] GHANBARI, A. ; RAD, S. S.: Development of an empirical criterion for prediction the hydraulic fracturing in the core of earth dams. In: *Acta Geotechnica* 10 (2013), Nr. 2, S. 243–254
- [37] GRIFFITH, A. A.: The phenomena of rupture and flow in solids. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society of London Series A* 221 (1921), S. 163–198
- [38] GRIFFITH, A. A.: The theory of rupture. In: *Proceedings of the 1st International Congress on Applied Mechanics*. Delft, 1924
- [39] GRIFFITHS, F. J. ; JOSHI, R. C.: Change in pore size distribution due to consolidation of clays. In: *Géotechnique* 39 (1989), Nr. 1, S. 159–167
- [40] GROSS, D. ; SEELIG, T. : *Bruchmechanik - Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Heidelberg : Springer-Verlag, 2015
- [41] HAIMSON, B. : *Hydraulic Fracturing in Porous and Non-Porous Rock and Its Potential for Determining In-Situ Stresses at Great Depth*. Omaha, Nebraska : U.S. Army Corps of Engineers, 1968

- [42] HAIMSON, B. ; FAIRHURST, C. : Initiation and Extension of Hydraulic Fractures in Rocks. In: *Society of Petroleum Engineers Journal* 8 (1967), S. 310–318
- [43] HAIMSON, B. ; FAIRHURST, C. : Hydraulic Fracturing in Porous-Permeable Materials. In: *Society of Petroleum Engineers Journal* 21 (1969), Nr. 7, S. 811–817
- [44] HARZA, L. F.: Uplift and Seepage under Dams on Sand. In: *Transaction American Society of Civil Engineers* 100 (1935), S. 1352–1406
- [45] HASANIDARABADI, S. : *Comparison of numerical methods to simulate cracks in cohesive soils - cohesive elements and extended finite element method in Abaqus*, Bauhaus Universität Weimar, Masterthesis (unveröffentlicht), 2018
- [46] HASSANI, A. W. u. a.: Laboratory Simulation of Hydraulic Fracturing. In: *Proceedings of the 11th In. Conf. on Soil Mechanics*. San Francisco, 1985, S. 1081–1084
- [47] HUBBERT, M. K. ; WILLIS, D. G.: Mechanics of Hydraulic Fracturing. In: *Journal of the Geotechnical Engineering Division* 210 (1957), S. 153–163
- [48] IRWIN, G. R. ; WIT, R. de: A Summary of Fracture Mechanics Concepts. In: *Journal of Testing and Evaluation* 11 (1983), Nr. 1, S. 56–65
- [49] JAWORSKI, G. W. ; DUNCAN, J. M. ; SEED, B. H.: Laboratory Study of Hydraulic Fracturing. In: *Journal of the Geotechnical Engineering Division* 107 (1981), S. 713–732
- [50] KAYABALI, K. u. a.: Revisiting the Bjerrum’s correction factor: Use of the liquidity index for assessing the effect of soil plasticity on undrained shear strength. In: *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* 7 (2015), S. 716–721
- [51] KENNARD, R. M.: *The Measurement of Soil Permeability In Situ by the Constant Head Test*, University of London, Ph.D. Thesis, 1970
- [52] KNAUPE, W. : *Aushub umschlossener Baugruben unter besonderer Berücksichtigung des hydraulischen Grundbruches im schichtweise gelagerten Baugrund.*, Hochschule für Bauwesen Leipzig, Dissertation, 1972
- [53] KUNA, M. : *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen*. Wiesbaden : Vieweg+Teubner, 2008
- [54] KÖDITZ, J. ; WUDTKE, R.-B. ; WITT, K. J.: Gegenüberstellung direkter und indirekter Versuchsmethoden zur Bestimmung der Zugfestigkeit bindiger Böden. In: *Geotechnik* 39 (2016), Nr. 4, S. 225–234
- [55] LARSSON, R. ; AHNBERG, H. : On the evaluation of undrained shear strength and preconsolidation pressure from common field tests in clay. In: *Canadian Geotechnical Journal* 42 (2005), S. 1221–1231

- [56] LEFEBVRE, G. u. a.: Evaluating K_0 in Champlain clays with hydraulic fracture tests. In: *Canadian Geotechnical Journal* 28 (1991), S. 365–377
- [57] LEINENKUGEL, H. J.: *Deformations- und Festigkeitsverhalten bindiger Erdstoffe. Experimentelle Ergebnisse und ihre physikalische Deutung.*, Veröffentlichung des Instituts für Boden- und Felsmechanik der Universität Fridericiana, Dissertation, Heft 66, 1976
- [58] LO, K. Y. ; KANIARU, K. : Hydraulic fracture in earth and rock-fill dams. In: *Canadian Geotechnical Journal* 27 (1990), S. 496–506
- [59] MARCHI, M. ; GOTTARDI, G. ; SOGA, K. : Fracturing Pressure in Clay. In: *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 140 (2014), Nr. 2, S. 9
- [60] MASSARSCH, K. R.: New Aspects of Soil Fracturing in Clay. In: *Journal of the Geotechnical Engineering Division* 23 (1978), S. 1109–1123
- [61] MERKBLATT ANWENDUNG VON KORNFILTERN (MAK): Bundesanstalt für Wasserbau, 1989
- [62] MERKBLATT STANDSICHERHEIT VON DÄMMEN AN BUNDESWASSERSTRASSEN (MSD): Bundesanstalt für Wasserbau, 2011
- [63] MHACH, H. K.: *An Experimental Study of Hydraulic Fracture and Erosion.* City Research Online, City University of London, Doctoral Thesis, 03/1991
- [64] MITCHELL, J. K. ; SOGA, K. : *Fundamentals of Soil Behaviour, 3rd Edition.* London : Wiley, 2005
- [65] MONTENEGRO, H. : *Parameterbestimmung und Modellierung der Wasserbewegung in heterogenen Böden*, Institut für Hydromechanik - KIT, Dissertation, Band 134 Fortschrittberichte VDI/15, 1995
- [66] MORGENSTERN, N. R. ; VAUGHAN, P. R.: Some Observations on Allowable Grout Pressures. In: *Proceedings of Conference on Grouts and Drilling Muds.* London, 1963
- [67] MORI, A. ; TAMURA, M. : Hydrofracturing Pressure of Cohesive Soils. In: *Soils and Foundations* 27 (1987), Nr. 1, S. 14–22
- [68] MORI, A. ; TAMURA, M. ; FUKUI, Y. : Fracturing Pressure of Soil Ground by Viscous Materials. In: *Soils and Foundations* 30 (1987), Nr. 3, S. 129–136
- [69] MURDOCH, L. C.: Hydraulic fracturing of soil during laboratory experiments Part1. - 3. In: *Geotéchnique* 43 (1992), Nr. 2, S. 255–265
- [70] MÜTHING, N.: *On the consolidation behaviour of fine-grained soils under cyclic loading*, Ruhr-Universität Bochum, Dissertation, 2017

- [71] NAGASO, M. ; MIKADA, H. ; TAKEKAWA, J. : The role of rock strength heterogeneities in complex hydraulic fracture formation - Numerical Simulation approach for the comparison to the effects of brittleness. In: *Journal of Petroleum Science and Engineering* 172 (2019), S. 572–587
- [72] NOBARI, E. S. ; LEE, K. L. ; DUNCAN, J. M.: *Hydraulic Fracturing in Zoned Earth and Rockfill Dams - A Report of an Investigation*. Vicksburg, Mississippi : U.S. army Engineers Waterways Experiment Station, 1973
- [73] NUR, A. ; BYERLEE, J. D.: An exact effective stress law for elastic deformation of rock with fluids. In: *Journal of Geophysical Research* 76 (1971), S. 6414–6419
- [74] OUALMAKRAN, M. ; MERCATORI, B. C. N. ; FRANCOIS, B. : Pore-size distribution of a compacted silty soil after compaction, saturation, and loading. In: *Canadian Geotechnical Journal* 53 (2016), Nr. 12, S. 1902–1909
- [75] PANAH, A. K. ; YANAGISAWA, E. : Laboratory Studies on Hydraulic Fracturing Criteria in Soil. In: *Soils and Foundations* 28 (1989), Nr. 4, S. 14–22
- [76] PARRY, R. H. G.: *Stress-Strain Behaviour of Soils*. Henley, England : Foulis and Co., 1972
- [77] PATER, C. J. ; DONG, Y. : Experimental Study of Hydraulic Fracturing in Sand as a Function of Stress and Fluid Rheology. In: *SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference*. Texas, 2017
- [78] PERKINS, K. : Widths of hydraulic fractures. In: *Journal of Petroleum Technology* 222 (1961), S. 937–949
- [79] REED, A. C. ; DUSSEAULT, M. B.: Hydraulic fracturing of soil as an analogue to rock behaviour. In: *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci.* 34 (1997), Nr. 3
- [80] REN, X. W. ; SANTAMARINA, J. C.: The hydraulic conductivity of sediments: A pore size perspective. In: *Engineering Geology* 233 (2018), S. 48–54
- [81] RUMMEL, F. : Fracture Mechanics Approach to Hydraulic Fracturing Stress Measurements. In: *Fracture Mechanics on Rock*. London, 1987
- [82] SANTAMARINA, J. C. u. a.: Specific surface: determination and relevance. In: *Canadian Geotechnical Journal* 39 (2002), S. 233–241
- [83] SCHEIDEGGER, A. E.: On the connection between tectonic stresses and well fracturing data. In: *Geofisica pura e applicata* 46 (1960), S. 66–76
- [84] SCHEIDEGGER, A. E.: Stresses in Earth's Crusts as Determined from Hydraulic Fracturing Data. In: *Geologie und Bauwesen* 27 (1962), Nr. 2, S. 45–53

- [85] SCHMITT, D. R. ; ZOBACK, M. D.: Poroelastic Effects in the Determination of the Maximum Horizontal Principal Stress in Hydraulic Fracturing Tests - A Proposed Breakdown Equation Employing a Modified Effective Stress Relation for Tensile Failure. In: *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.* 26 (1989), Nr. 6, S. 499–506
- [86] SCHOFIELD, A. ; WROTH, C. P.: *Critical State Soil Mechanics*. New York : McGraw-Hill, 1968
- [87] SCHÖNHARDT, M.: *Geostatistische Bearbeitung unsicherer Baugrunddaten zur Berücksichtigung in Sicherheitsnachweisen des Erd- und Grundbaus*, Bauhaus-Universität Weimar, Dissertation, 2005
- [88] SKEMPTON, A. W.: The Pore-Pressure Coefficients A and B. In: *Géotechnique* 4 (1954), Nr. 4, S. 143–147
- [89] SKEMPTON, A. W.: Discussion of the planning and design of the new Hong Kong airport. In: *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 1957
- [90] SOBOL, R. : *Modellierung der Druckzerkleinerung bei unterschiedlichen Kräfteinleitungsbedingungen*, Technischen Universität Bergakademie Freiberg, Dissertation, 1972
- [91] SOGA, K. u. a.: Laboratory investigation of multiple grout injections into clay. In: *Geotechnique* 54 (2004), Nr. 2, S. 81–90
- [92] TADA, H. ; PARIS, P. C. ; IRWIN, G. R.: *The Stress Analysis of Cracks Handbook*. El Research, Hellerton, 1973
- [93] TERZAGHI, K. : *Erdbaumechanik auf bodenphysikalischer Grundlage*. Verlag F. Deutike, 1925
- [94] TERZAGHI, R. B. K. und Peck P. K. und Peck: *Die Bodenmechanik in der Baupraxis*. Berlin/Göttingen/Heidelberg : Springer-Verlag, 1961. – 9. Auflage der 1. Edition aus dem Jahr 1948
- [95] TIMOSHENKO, S. : *Theory of Elasticity*. New York/London : McGraw-Hill, 1934
- [96] TIMOSHENKO, S. ; GOODIER, J. N.: Theory of Elasticity. In: *McGraw-Hill* (1951), S. 78–81
- [97] VARDAR, O. ; FINNIE, I. : An analysis of the Brazilian disk fracture test using the Weibull probabilistic treatment of brittle strength. In: *International Journal of Fracture* 11 (1975), Nr. 3, S. 495–508
- [98] VAUGHAN, P. R.: *The Use of Hydraulic Fracturing Tests to Detect Crack Formation in Embankment Dam Cores*, Departement of Civil Engineering, Imperial College, Interim Report, 1971

- [99] VESIC, A. S.: Expansion of cavities in infinite soil mass. In: *Proc. ASCE* 98 (1972), S. 265–290
- [100] VIGGIANI, G. u. a.: Laboratory X-ray Tomography: A Valuable Experimental Tool for Revealing Processes in Soils. In: *Geotechnical Testing Journal* 38 (2015), Nr. 1, S. 61–71
- [101] WAHLS, H. E.: Undrained Shear Strength of Saturated Clay / Transportation Research Record 919. 1983. – Forschungsbericht
- [102] WANG, J. : *Hydraulic Fracturing in Earth-rock Fill Dams*. Singapore : John Wiley & Sons, 2014
- [103] WANG, J.-D. u. a.: Evolution of pore-size distribution of intact loess and remolded loess due to consolidation. In: *Journal of Soils and Sediments* 19 (2019), S. 1226–1238
- [104] WASHBURN, E. W.: Note on a method of determining the distribution of pore sizes in a porous material. In: *Proc. Nat. Aca. Sci. U.S.* (1921), Nr. 7, S. 115–116
- [105] WEIBULL, W. : *A Statistical Theory of the Strength of Materials*. Stockholm : Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag, 1939
- [106] WICHTMANN, T. ; TRIANTAFYLIDIS, T. : Monotonic and cyclic tests on Kaolin - a database for the development, calibration and verification of constitutive models for cohesive soils with focus to cyclic loading. In: *Acta Geotechnica* 13 (2018), Nr. 5, S. 1103–1128
- [107] WIDJAJA, H. ; DUNCAN, J. M. ; SEED, H. B.: Scale and Time Effects in Hydraulic Fracturing. In: *Report prepared for U.S. Army Engineer Waterways Experiment Station* (1984)
- [108] WUDTKE, R.-B. : *Hydraulischer Grundbruch in bindigem Boden*, Bauhaus Universität Weimar, Dissertation, 2014
- [109] XU, T. u. a.: Numerical and experimental investigation of hydraulic fracturing in Kaolin clay. In: *Journal of Petroleum Science and Engineering* 134 (2015), S. 223–236
- [110] YANAGISAWA, E. ; PANAH, A. : Two Dimensional Study of Hydraulic Fracturing Criteria in Cohesive Soils. In: *Soils and Foundations* 34 (1994), Nr. 1, S. 1–9
- [111] YU, H.-S. : *Cavity Expansion Methods in Geomechanics*. Dordrecht : Springer-Science+Business Media, 2000
- [112] ZOBACK, M. D. u. a.: Laboratory Hydraulic Fracturing Experiments in Intact and Pre-fractured Rock. In: *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.* 14 (1977), S. 49–58

A Vorversuche

Versuchsnr.	K I
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 100.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 400.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 50 bzw. 25
Haltezeit Δt	in min: 2 bis 5
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 550.0
Rissbild/-intensität	: horizontal/ bis Rand
Zustrom $\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 132.00
Abstrom ΔV_{oben}	in ml: -
Abstrom ΔV_{unten}	in ml: 125.00

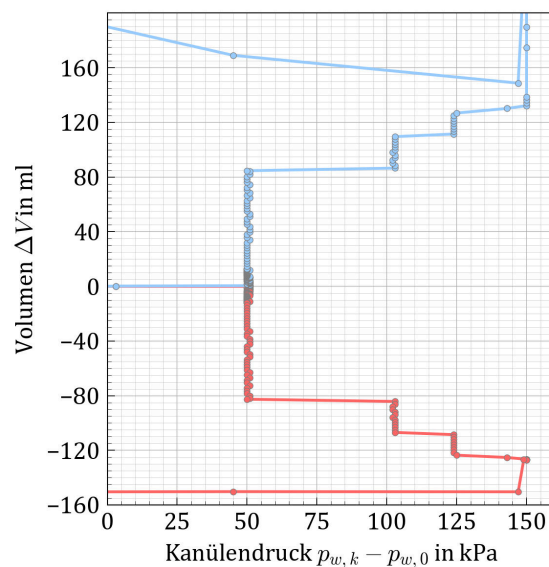
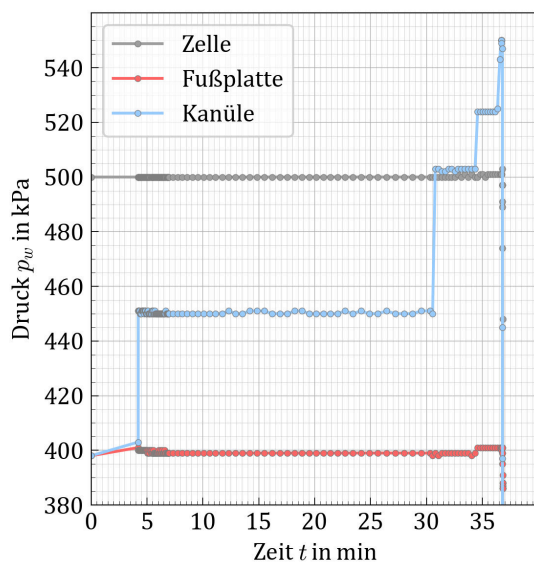
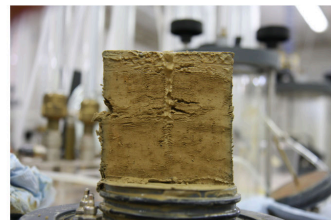


Abbildung A.1: Übersicht zum Vorversuch K I im Durchlässigkeitsstand

Versuchsnr. K II

Material U (Apolda)

Ausgangszustand

mittlere Spannung p in kPa: 100.0

Überkonsolidierung OCR : 1.0

Spannungsverhältnis K : 1.0

Backpressure in kPa: 400.0

Belastung

Druckstufe Δp_w in kPa: 25 bzw. 50

Haltezeit Δt in min: variiert

Auswertung

Aufreißdruck $p_{w, fr}$ in kPa: 500.0

Rissbild/-intensität : horizontal/
bis Rand

Zustrom $\Delta V_{Kanüle}$ in ml: 148.00

Abstrom ΔV_{oben} in ml: -

Abstrom ΔV_{unten} in ml: 27.00

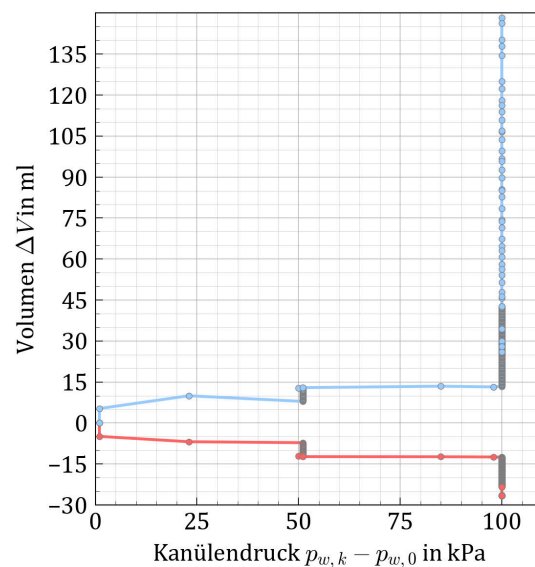
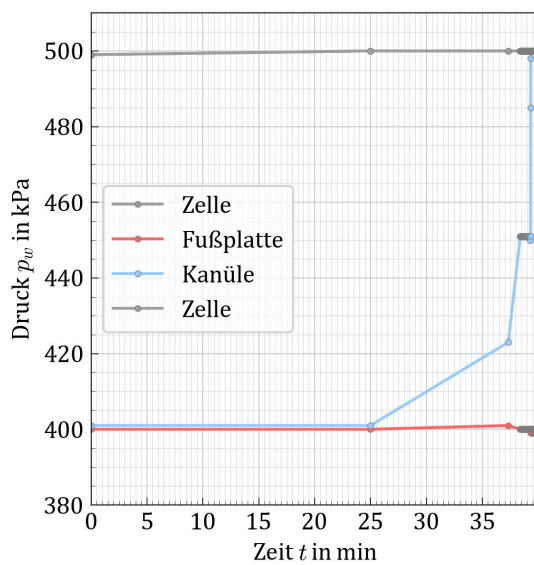
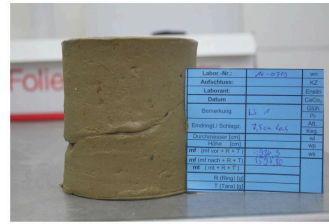


Abbildung A.2: Übersicht des Vorversuchs K II im Durchlässigkeitsstand.

Versuchsnr.	K III
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 100.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 400.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 50 bzw. 25
Haltezeit Δt	in min: 2
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 525.0
Rissbild/-intensität	: horizontal/ bis Rand
Abstromvolumen $\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 167.00
Abstromvolumen ΔV_{oben}	in ml: -
Abstromvolumen ΔV_{unten}	in ml: 44.00

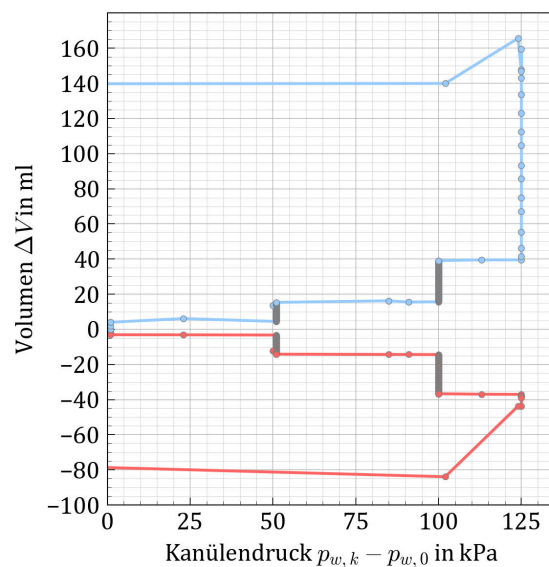
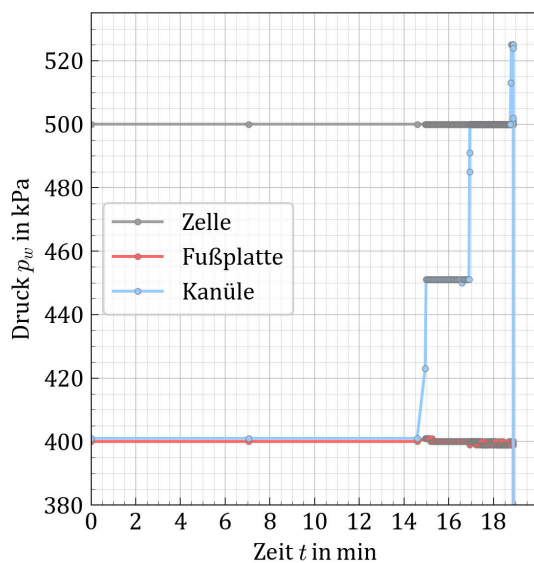
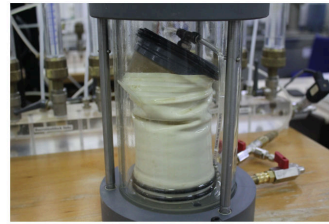


Abbildung A.3: Übersicht des Vorversuchs K III im Durchlässigkeitsstand.

Versuchsnr.	T I
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 150.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 475.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 10 bis 20
Haltezeit Δt	in min: 2 bis 6
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 810.0
Rissbild/-intensität	: -/
-	
Zustrom $\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 48.00
Abstrom ΔV_{oben}	in ml: 13.00
Abstrom ΔV_{unten}	in ml: -

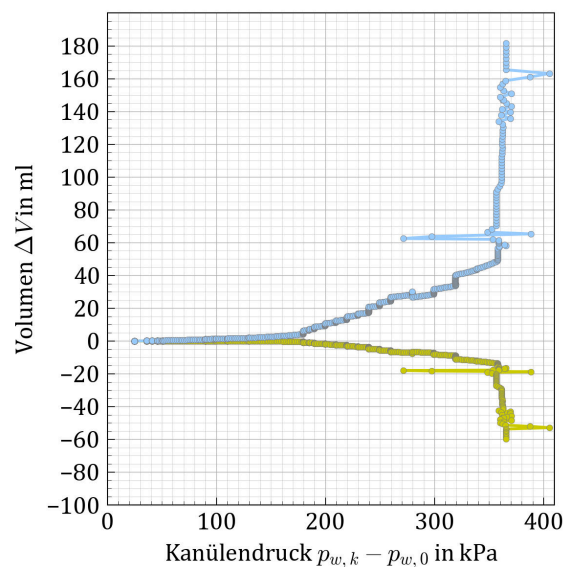
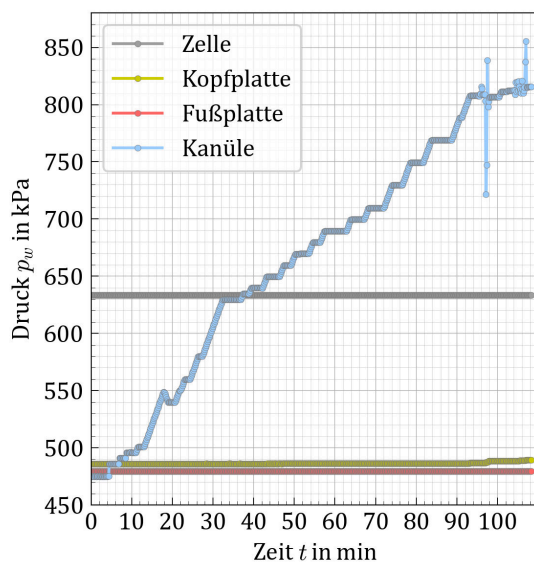


Abbildung A.4: Übersicht des Vorversuchs T I im Triaxialgerät mit VPC.

Versuchsnr.	T II
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 50.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 490.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 10 bis 20
Haltezeit Δt	in min: 4 bis 6
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 640.0
Rissbild/-intensität	: -/
	-
Zustrom $\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 25.50
Abstrom ΔV_{oben}	in ml: 19.50
Abstrom ΔV_{unten}	in ml: -

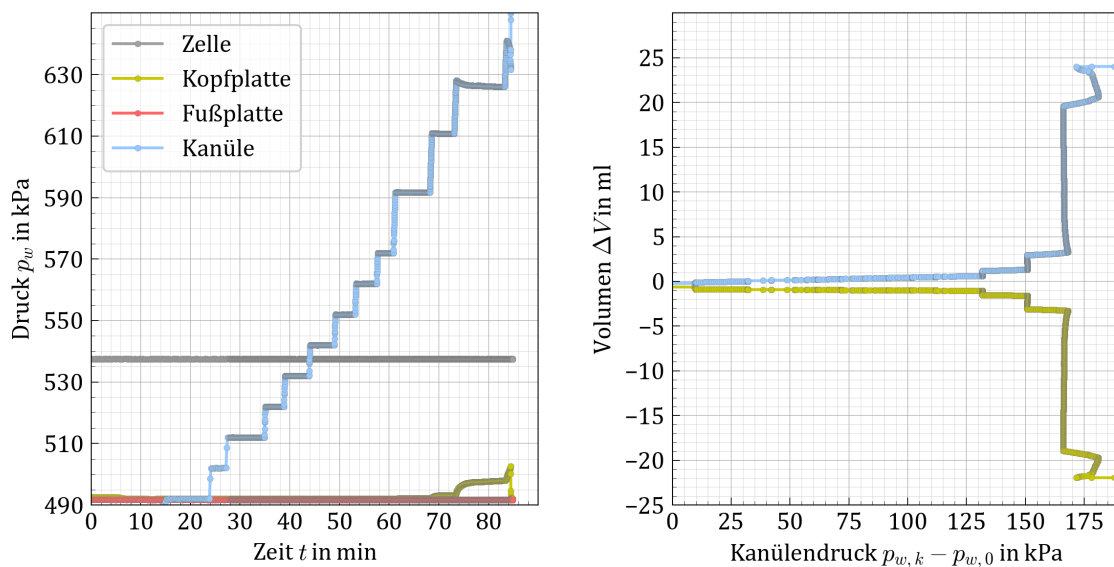


Abbildung A.5: Übersicht des Vorversuchs T II im Triaxialgerät mit VPC.

Versuchsnr.	T III
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 40.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 490.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 10
Haltezeit Δt	in min: 2 bis 8
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 630.0
Rissbild/-intensität	: -/
	-
Abstromvolumen $\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 16.00
Abstromvolumen ΔV_{oben}	in ml: 15.00
Abstromvolumen ΔV_{unten}	in ml: -

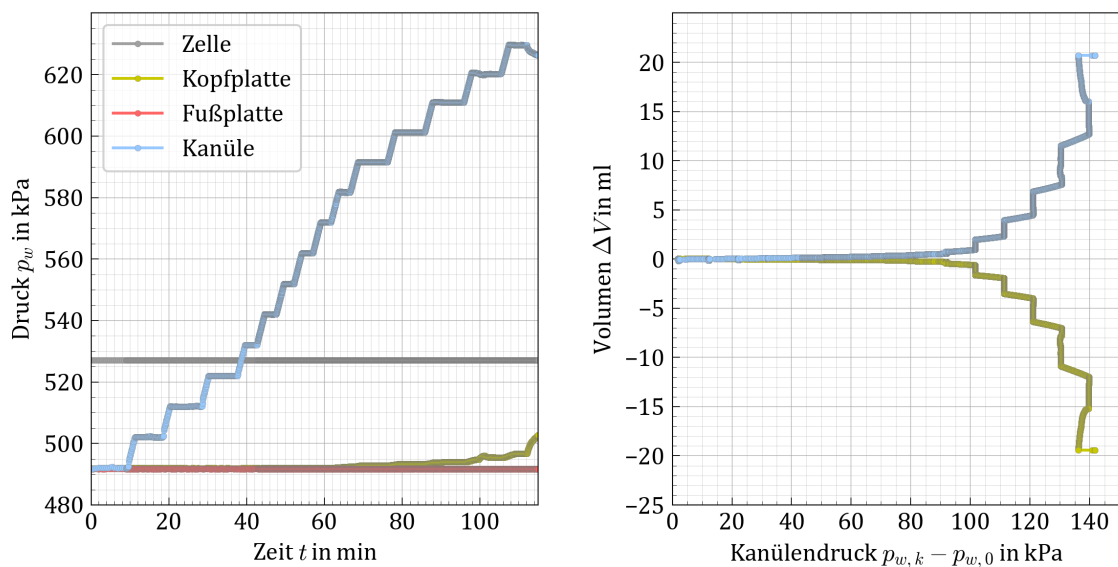


Abbildung A.6: Übersicht des Vorversuchs T III im Triaxialgerät mit VPC.

Versuchsnr.	T IV
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	[kPa]: 40.0
Überkonsolidierung OCR	[-]: 1.0
Spannungsverhältnis K	[-]: 1.0
Backpressure	[kPa]: 460.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	[kPa]: 10
Haltezeit Δt	[min]: 8
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	[kPa]: 590.0
Rissbild/-intensität	-/
	-
Abstromvolumen $V_{Kanüle}$	[ml]: 1.30
Abstromvolumen V_{oben}	[ml]: 0.50
Abstromvolumen V_{unten}	[ml]: -

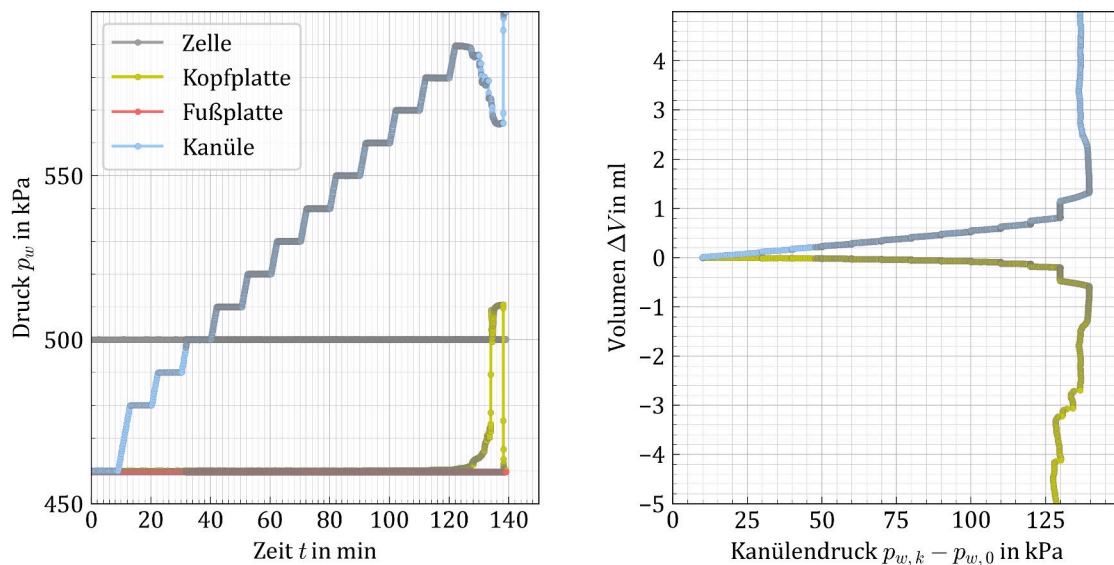


Abbildung A.7: Übersicht des Vorversuchs TIV im Triaxialgerät mit VPC.

Versuchsnr.	T V
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 10.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 490.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 10
Haltezeit Δt	in min: 8
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 570.0
Rissbild/-intensität	: -/
	-
Zustrom $\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 1.30
Abstrom ΔV_{oben}	in ml: 9.70
Abstrom ΔV_{unten}	in ml: -

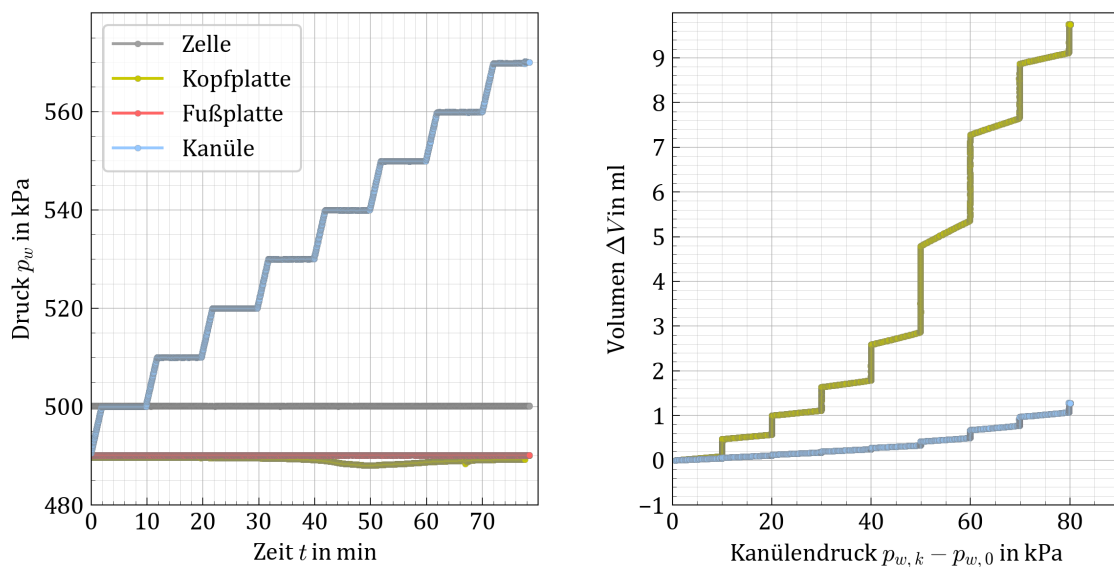


Abbildung A.8: Übersicht des Vorversuchs T V im Triaxialgerät mit VPC-

B Versuche zur hydraulisch induzierten Rissbildung

B.1 Versuche an Schluffproben

Tabelle B.1: Beurteilung der hydraulischen Belastungsphase, des Rissbilds und der Rissintensität und Interpretation des (Riss)versagens bei Schluffversuchen.

Var.	Druck- abfall	Volumen- strom	Rissbild			Rissintensität 1-6	Interpretation
			V	H	D		
Ia	✓	-	✓	✓		2	Makroriss
	(✓)	erhöht	✓			3	Mikrorissbildung vor Makroriss
Ib	(✓)	erhöht	✓		✓	2	Mikrorissbildung vor Makroriss
	✓	-			✓	1	Makroriss bis Rand
	✓	-			✓	1	Makroriss bis Rand
	✓	erhöht				4	Mikrorisse ohne Makroriss
	✓	-		✓		1	Makroriss bis Rand
	✗	-				6	Sickerweg entlang Kanüle
	✗	✓		✓	✓	3	Mikrorissbildung vor Makroriss
Ic	✓	-		✓		1	Makroriss
	✓	-			✓	1	Makroriss bis Rand
IIa	✓	-	✓			1	Makroriss bis Rand
	✓	-	✓			1	Makroriss
IIb	✓	-	✓			1	Makroriss
	✓	-	✓			2	vertikale Rissebene
IIc	✗	hoch				6	Schädigung vorab
	✗	hoch		✓		6	Schädigung vorab
IIIa	✓	-	✓			3	vertikale Rissebene
	✓	-	✓			3	Makroriss
	✓	-		✓		1	Makroriss bis Rand

IIIb	✗	erhöht				3	Mikrorisse
	✓	-			✓	1	Makroriss bis Rand
	✓	-			✓	1	Makroriss bis Rand
IIIc	✓	-	✓			3	lokaler Riss ohne
	✓	-	✓			5	lokaler Riss ohne Ausbreitung
	✓	-	✓			5	lokaler Riss ohne Ausbreitung
IIIId	✓	-			✓	2	lokaler Riss
	✓	-	✓			2	lokale Rissfläche
IIIe	(✓)	-			✓	1	Makroriss bis Rand
	(✓)	-		✓		2	Makroriss
	(✓)	-	✓			1	Makroriss bis Rand
IIIIf	(✓)	-	✓			1	Makroriss bis Rand
	(✓)	-	✓			1	Makroriss bis Rand
IVa	✓	-			✓	1	Hohlraumbildung und Risse bis Rand
	✓	-		✓	✓	1	Hohlraumbildung und Risse bis Rand
IVb	✓	-	✓			1	Makroriss Rand
	✓	-			✓	1	Makroriss bis Rand
IVc	✓	-		✓	✓	1	mehrfache Risse, Probe aufgeweicht
	✓	-	✓	✓		1	mehrfache Risse, Probe aufgeweicht
	(✓)	-		✓		1	Makroriss, Rissfläche aufgeweicht
IVd	✓	-		✓		1	Hohlraum und Makroriss
	✓	-		✓		1	Hohlraum und Makroriss
IVe	✓	-		✓		1	lokaler Riss ohne Ausbreitung
	✓	-				1	lokaler Riss ohne Ausbreitung
	✓	-		✓		3	lokaler Riss ohne Ausbreitung
IVf	✗	stationär				6	Durchströmen ohne Rissbildung
	✗	stationär				6	Durchströmen ohne Rissbildung
	✗	stationär				6	Durchströmen ohne Rissbildung
Va	✓	-			✓	1	Makroriss bis Rand
	✓	-			✓	1	Makroriss bis Rand
	(✓)	-				4	leichter Einzelriss
Vb	✓	-		✓		1	Makroriss bis Rand
	✓	-	✓			1	mehrere Risse bis Rand
VIa	✗	-		✓		4	leichter Einzelriss
	✗	-	✓			3	leichte Rissebene
	✗	-			✓	1	Makroriss bis Rand
VIb	✗	-	✓			3	Einzelriss
	✗	-		✓		1	Makroriss bis Rand

VIc	✓	-	✓		3	Einzelriss
	✓	-		✓	1	Makroriss bis Rand

Versuchsnr.	Ia i
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 100.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 180.0
Rissbild/-intensität	Makroriss
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 1.65
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.18

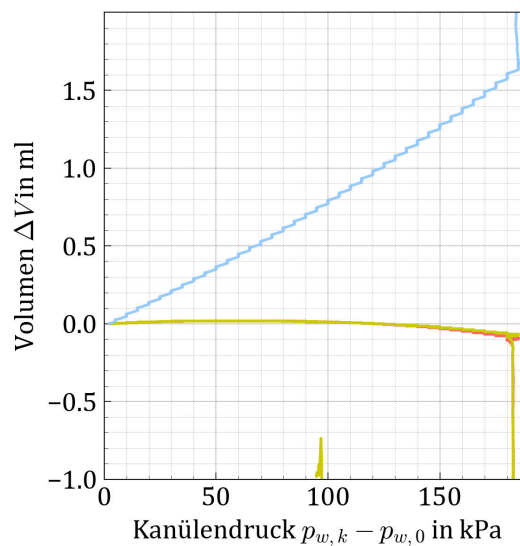
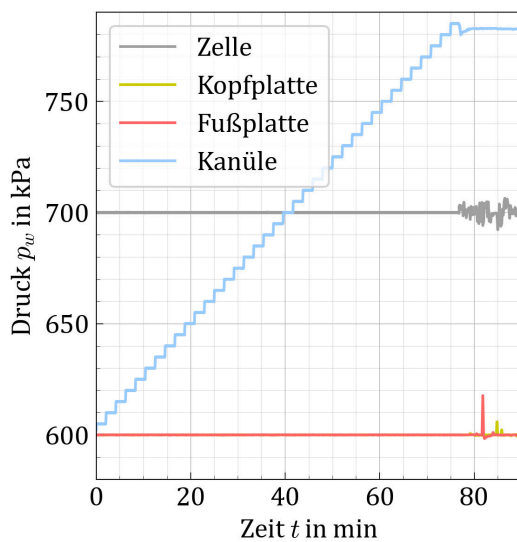
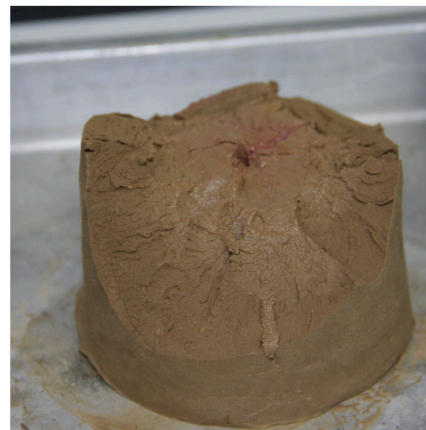
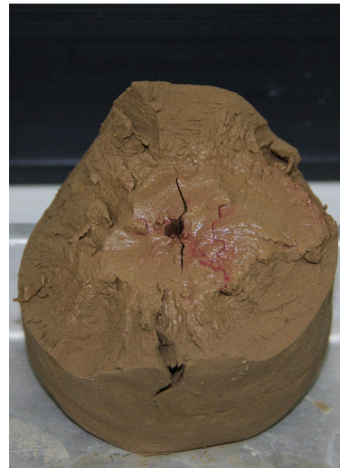


Abbildung B.1: Übersicht zum Versuch Ia i

Versuchsnr.	Ia ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	100.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	170.0
Rissbild/-intensität	Mikro-/	Makrorisse
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 3.10
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -1.60

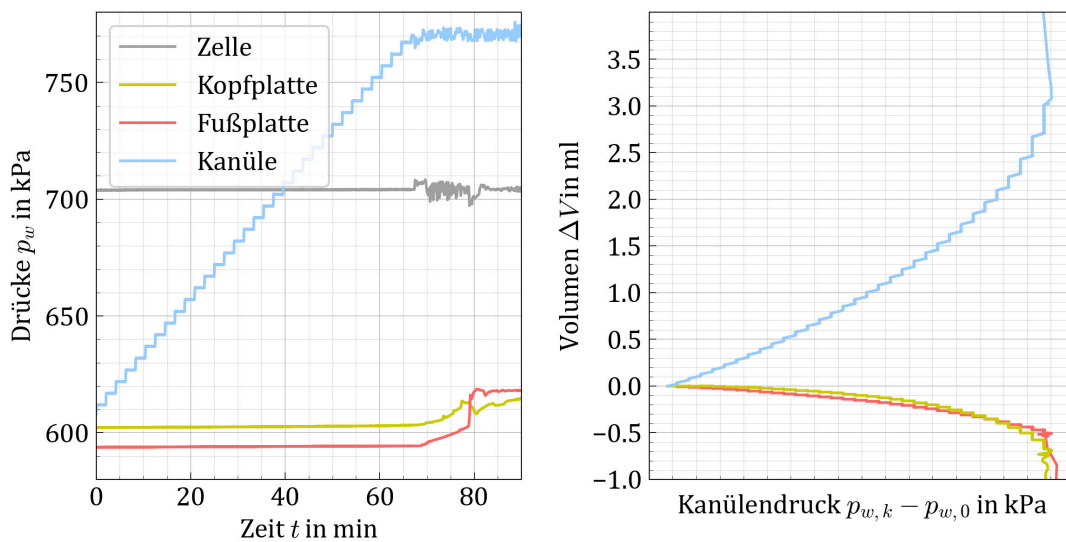


Abbildung B.2: Übersicht zum Versuch Ia ii

Versuchsnr.	Ib i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	290.0
Rissbild/-intensität	Mikro-/ Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	6.80
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-3.30

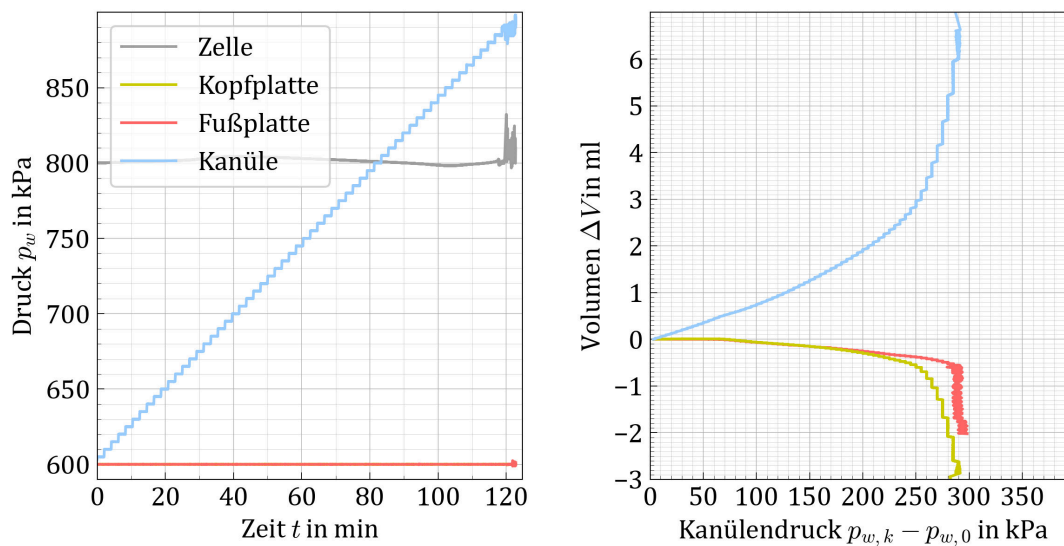


Abbildung B.3: Übersicht zum Versuch Ib i

Versuchsnr.	Ib ii
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 380.0
Rissbild/-intensität	Makroriss
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 4.10
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.84

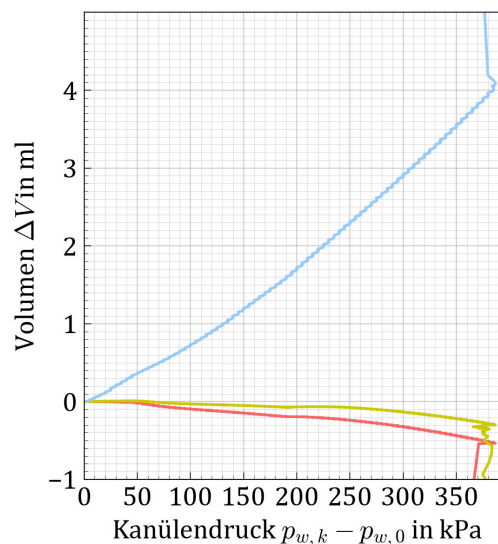
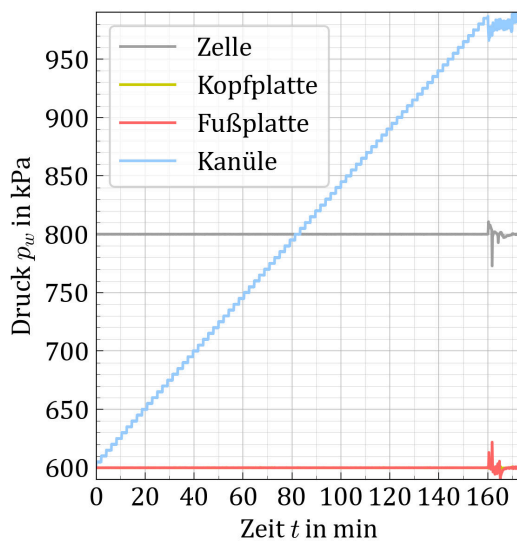


Abbildung B.4: Übersicht zum Versuch Ib ii

Versuchsnr.	Ib iii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	400.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	5.70
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	-1.50

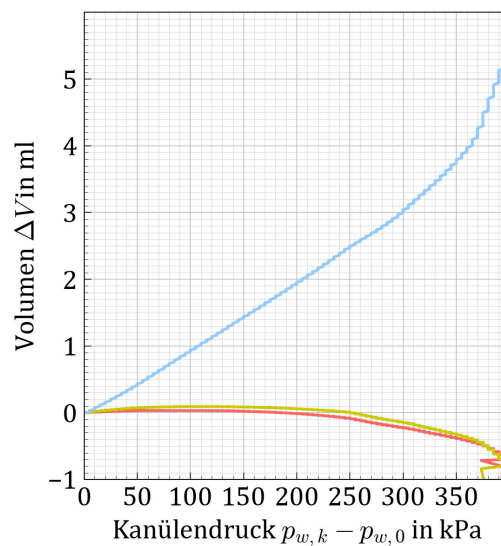
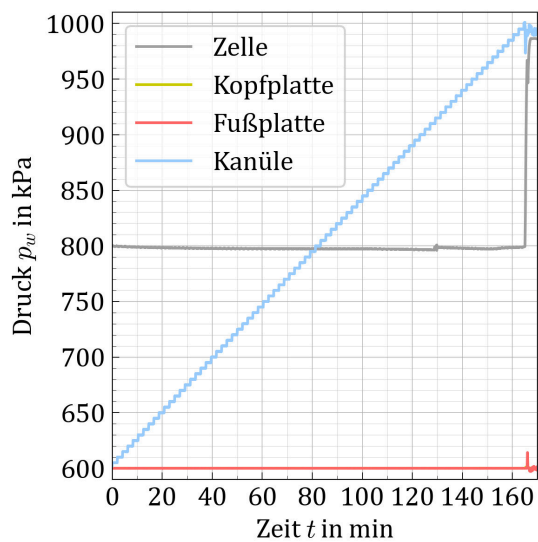


Abbildung B.5: Übersicht zum Versuch Ib iii

Versuchsnr.	Ib iv
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 265.0
Rissbild/-intensität	Mikrorisse
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 8.50
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -4.80

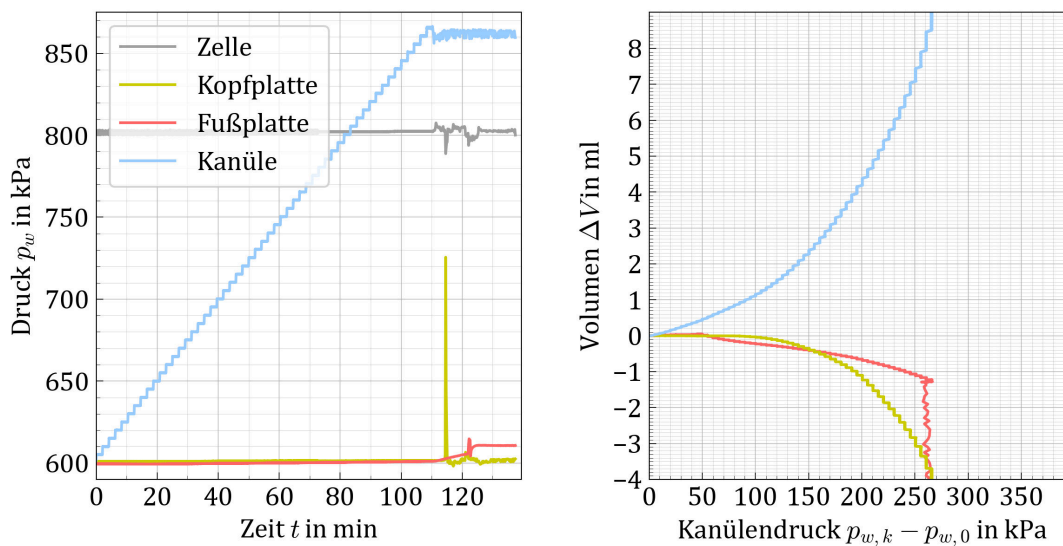
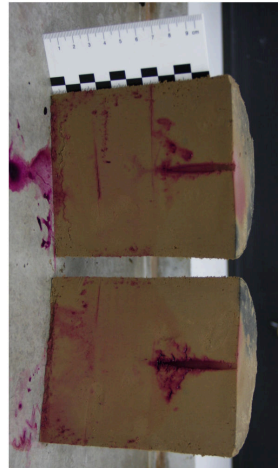


Abbildung B.6: Übersicht zum Versuch Ib iv

Versuchsnr.	Ib v
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 440.0
Rissbild/-intensität	Makroriss
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 5.75
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -2.10

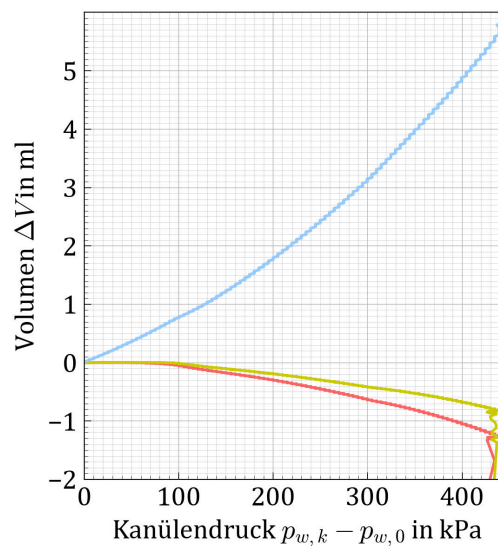
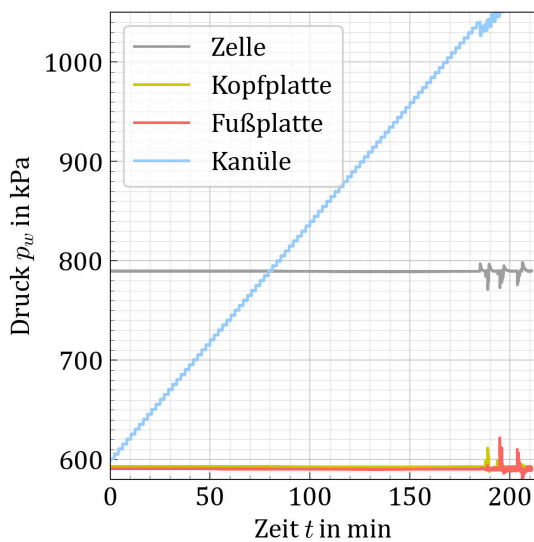
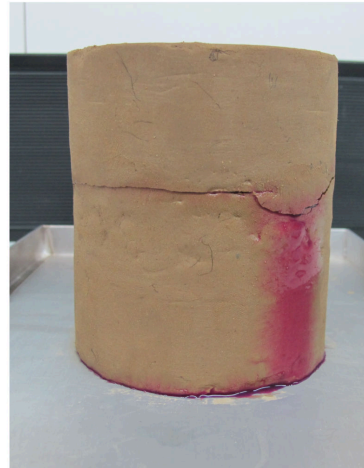


Abbildung B.7: Übersicht zum Versuch Ib v

Versuchsnr.	Ib vi
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 450.0
Rissbild/-intensität	kein Riss (Sickerweg)
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 5.50
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: 0.25

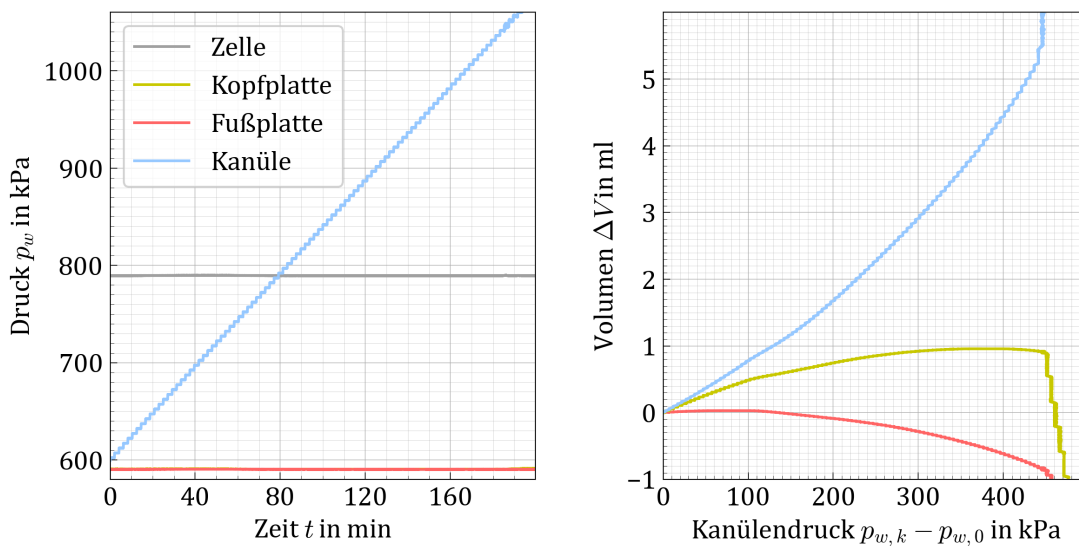


Abbildung B.8: Übersicht zum Versuch Ib vi

Versuchsnr.	Ib vii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	350.0
Rissbild/-intensität	Mikro-/ Makrorisse	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	5.75
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-1.40

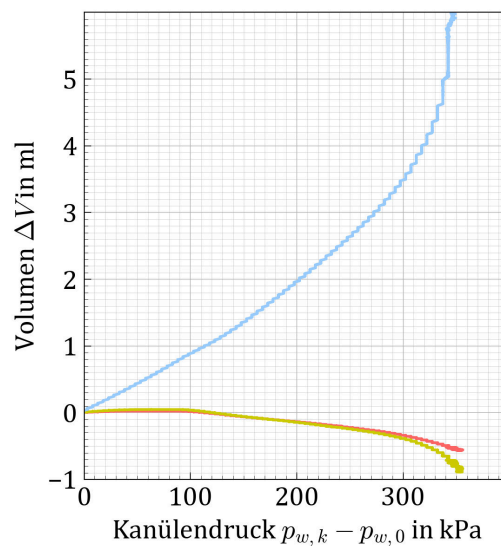
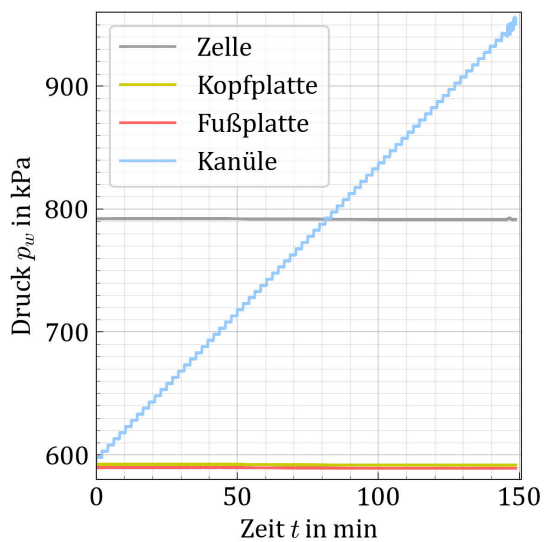
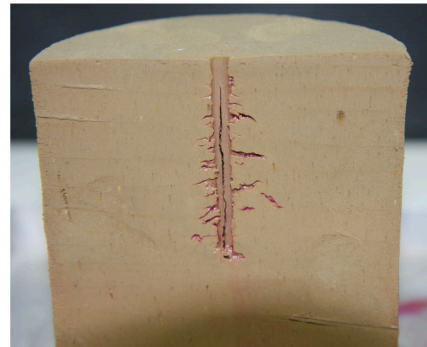


Abbildung B.9: Übersicht zum Versuch Ib vii

Versuchsnr.	Ic i
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 300.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 475.0
Rissbild/-intensität	Makroriss
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 5.70
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -1.90

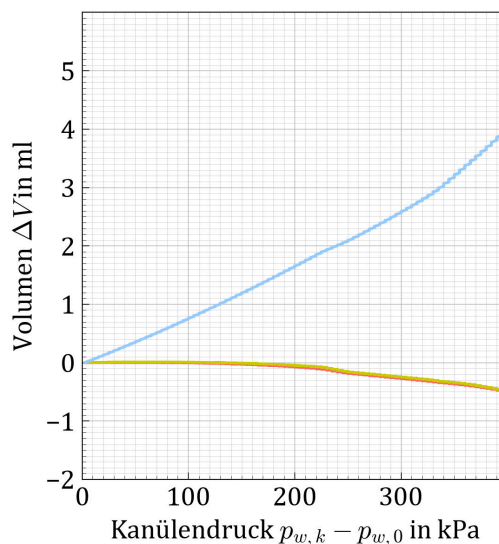
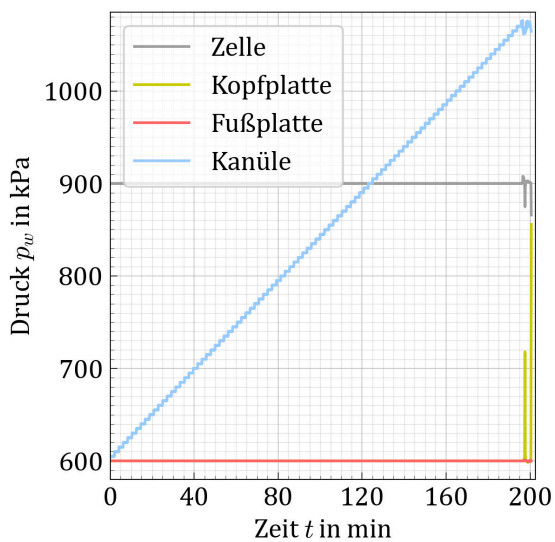


Abbildung B.10: Übersicht zum Versuch Ic i

Versuchsnr.	Ic ii
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 300.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 475.0
Rissbild/-intensität	Makroriss
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 9.50
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -5.10

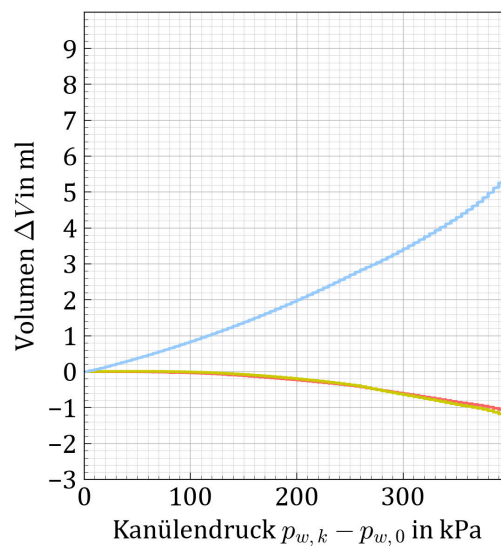
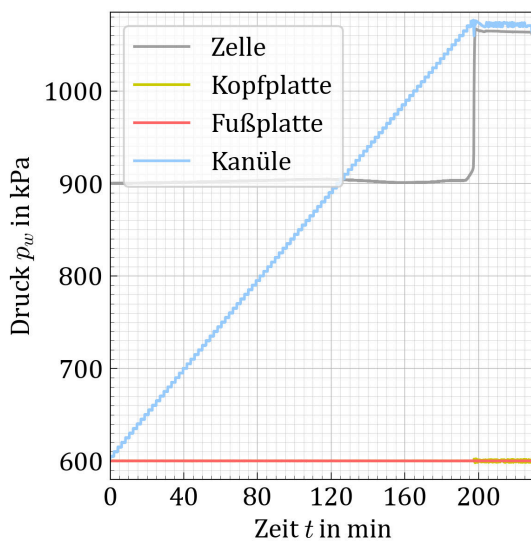


Abbildung B.11: Übersicht zum Versuch Ic ii

Versuchsnr.	IIa i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	215.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	0.8
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	410.0
Rissbild/-intensität	vertikal	bis Rand
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	7.00
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	-3.08

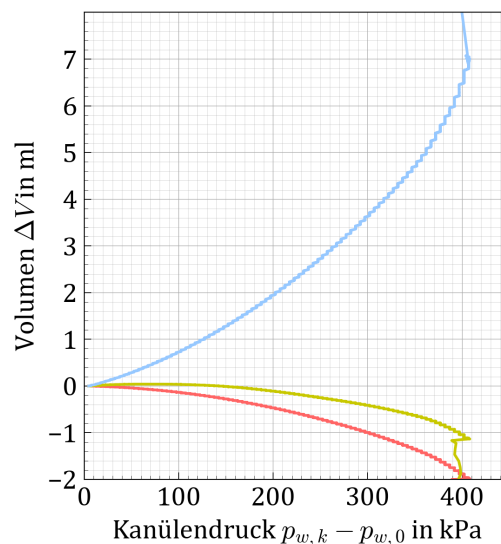
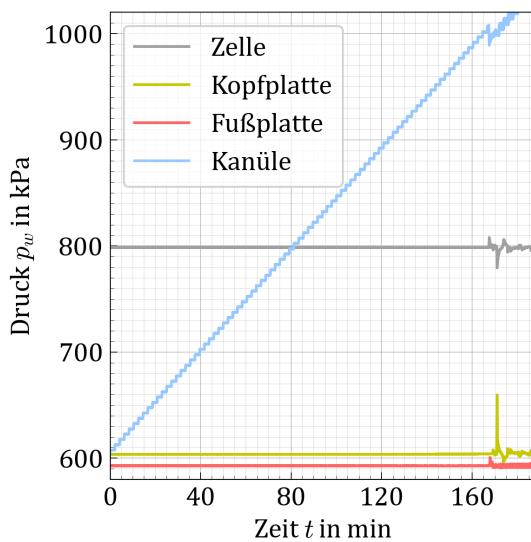
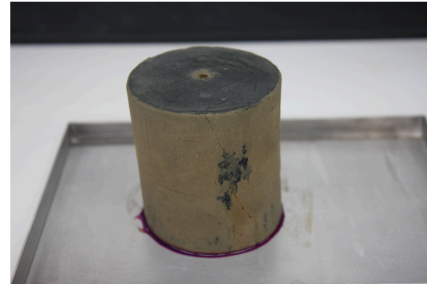


Abbildung B.12: Übersicht zum Versuch IIa i

Versuchsnr.	IIa ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	215.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	0.8
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	405.0
Rissbild/-intensität	vertikal	ab Kanüle
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	6.20
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-1.80

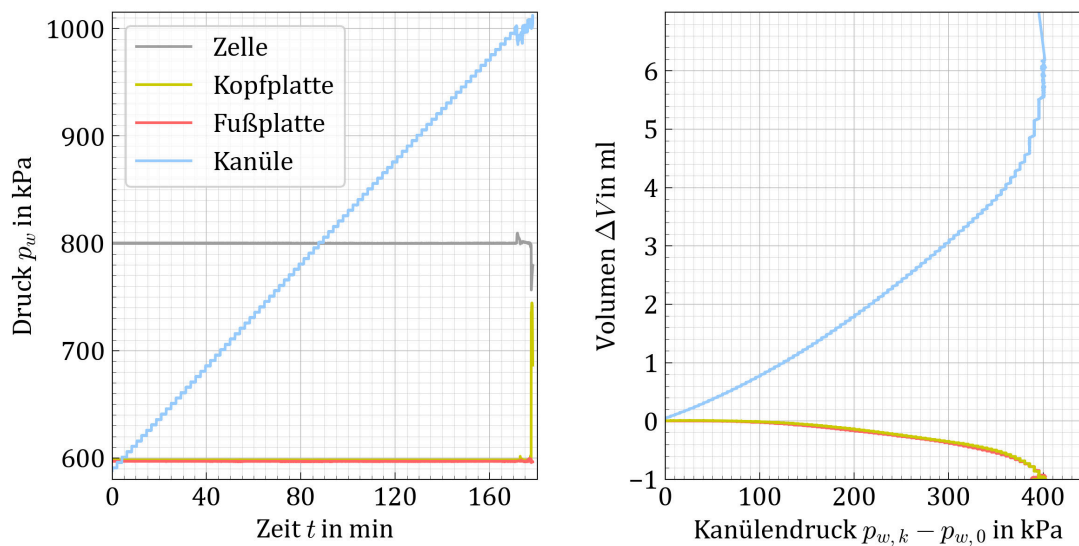


Abbildung B.13: Übersicht zum Versuch IIa ii

Versuchsnr.	IIb i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	351.7
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	0.7
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	565.0
Rissbild/-intensität	vertikale Rissebene	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	8.10
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-3.00

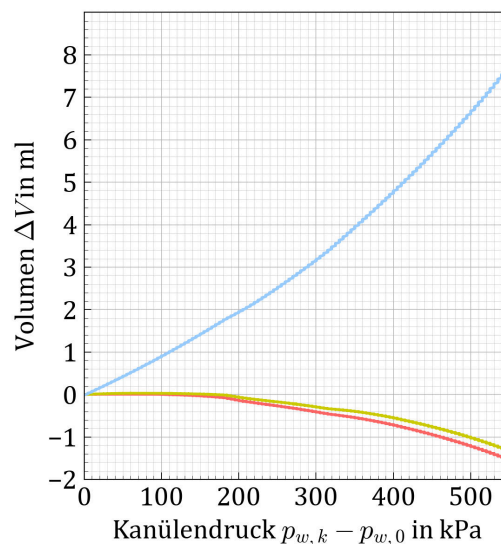
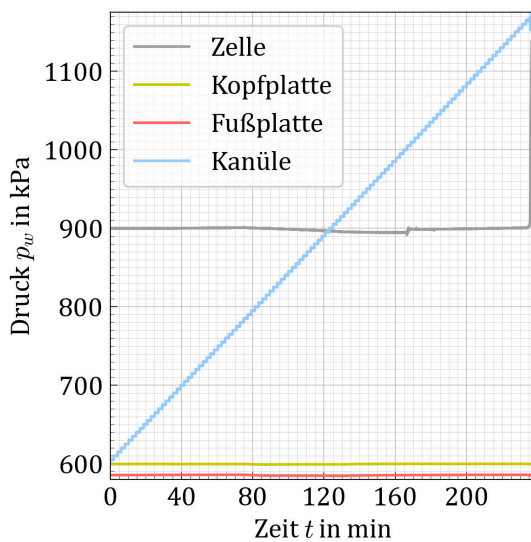
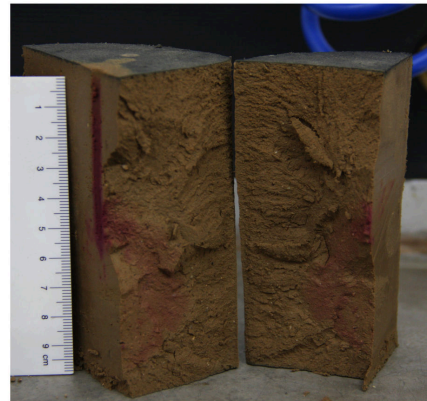


Abbildung B.14: Übersicht zum Versuch IIb i

Versuchsnr.	IIb ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	351.7
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	0.7
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	525.0
Rissbild/-intensität	vertikal	bis Rand
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 7.10
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -2.20

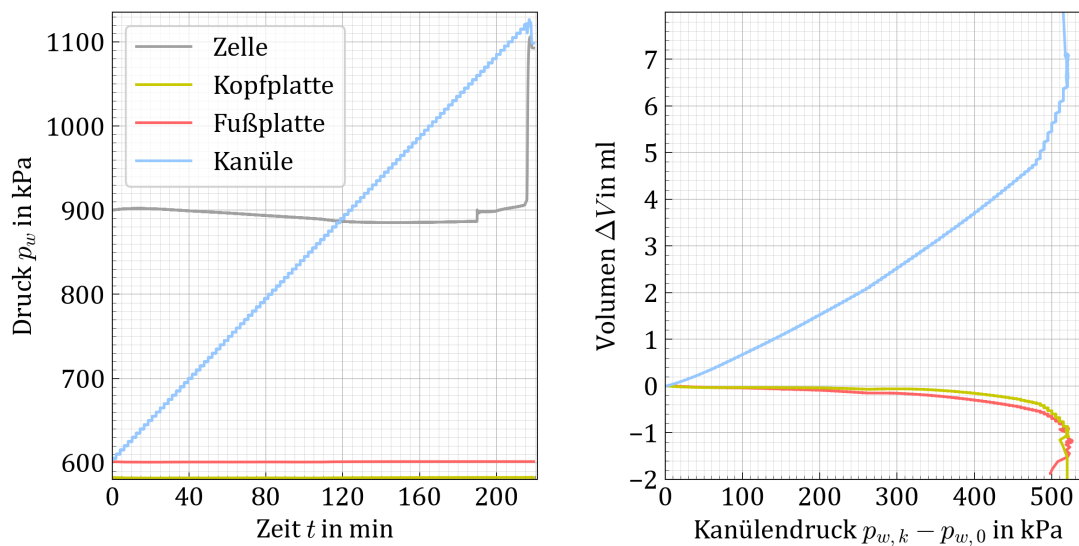
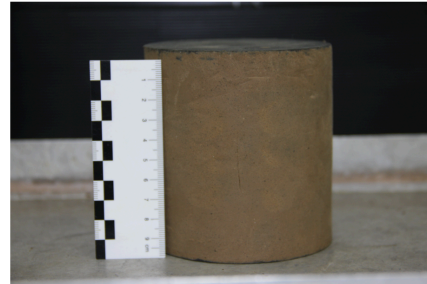


Abbildung B.15: Übersicht zum Versuch IIb ii

Versuchsnr.	IIc i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	223.3
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	0.7
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	415.0
Rissbild/-intensität	Schädigung	vorab
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 7.25
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -3.20

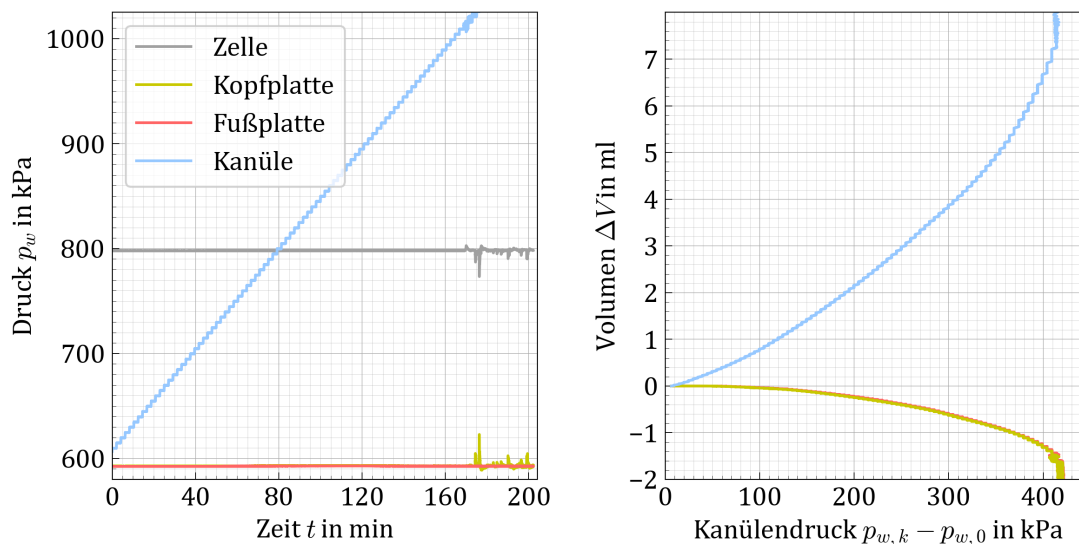


Abbildung B.16: Übersicht zum Versuch IIc i

Versuchsnr.	IIc ii		
Material	U (Apolda)		
Ausgangszustand			
mittlere Spannung p	in kPa:	223.3	
Überkonsolidierung OCR	:	1.0	
Spannungsverhältnis K	:	0.7	
Backpressure	in kPa:	600.0	
Belastung			
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0	
Haltezeit Δt	in min:	2.0	
Auswertung			
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	315.0	
Rissbild/-intensität	Schädigung	vorab	
Volumenänderungen	:		
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	5.80
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	-1.90

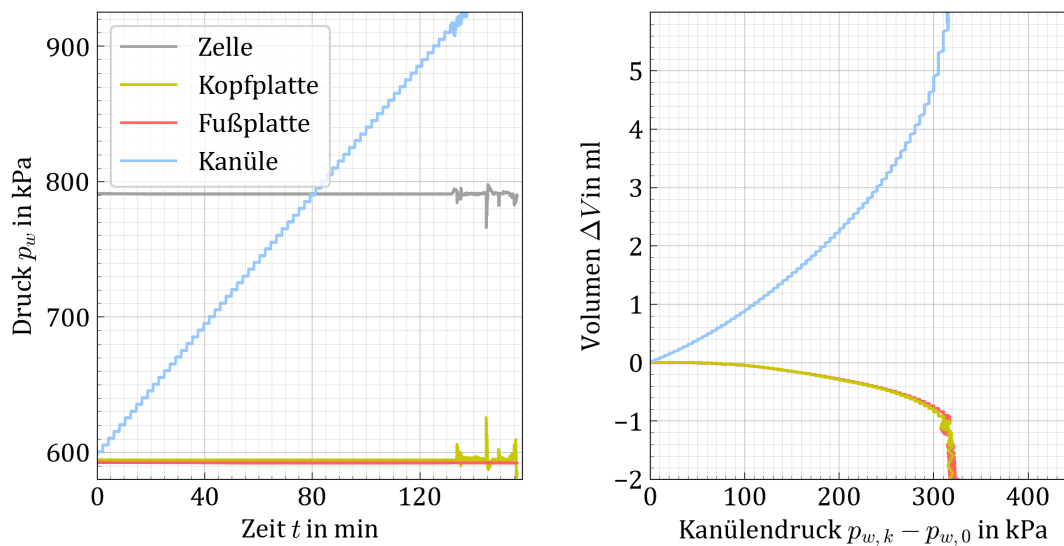


Abbildung B.17: Übersicht zum Versuch IIc ii

Versuchsnr.	IIIa i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	100.0
Überkonsolidierung OCR	:	2.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	190.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	2.30
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.70

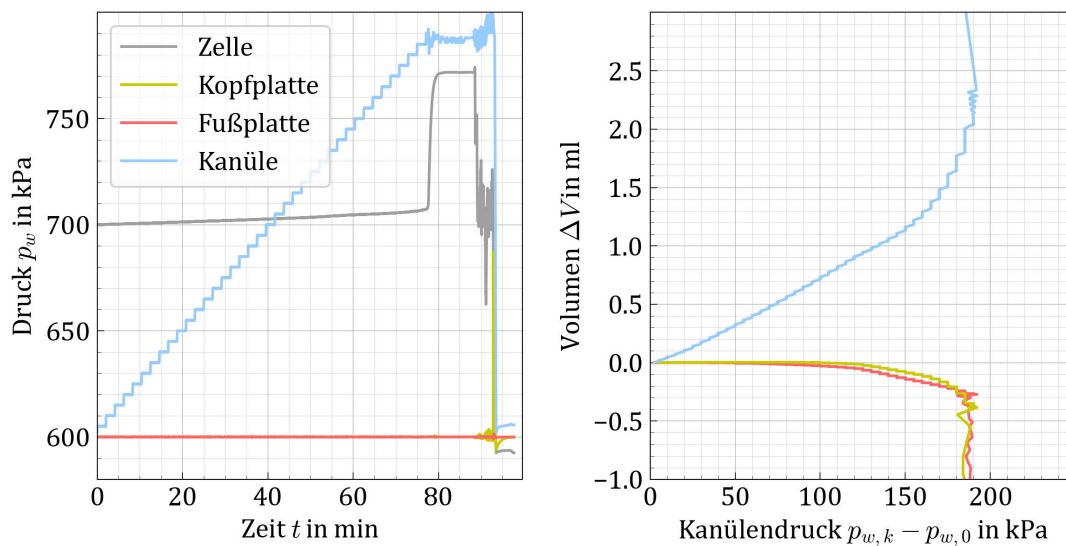


Abbildung B.18: Übersicht zum Versuch IiIa i

Versuchsnr.	IIIa ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	100.0
Überkonsolidierung OCR	:	2.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	180.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	2.65
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.70

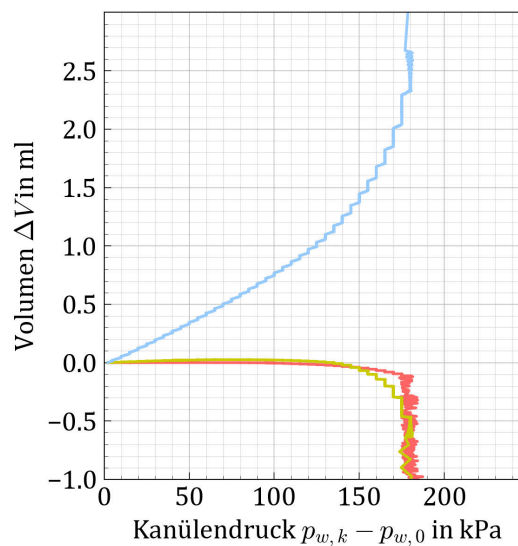
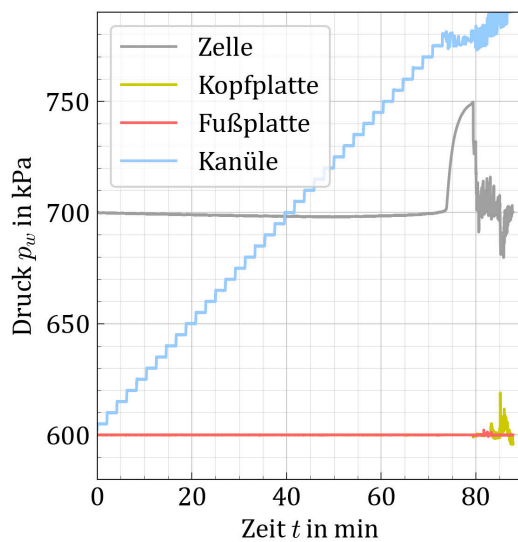
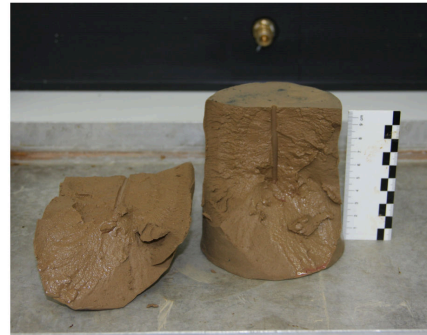


Abbildung B.19: Übersicht zum Versuch IIIa ii

Versuchsnr.	IIIa iii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	100.0
Überkonsolidierung OCR	:	2.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	195.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	2.45
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.40

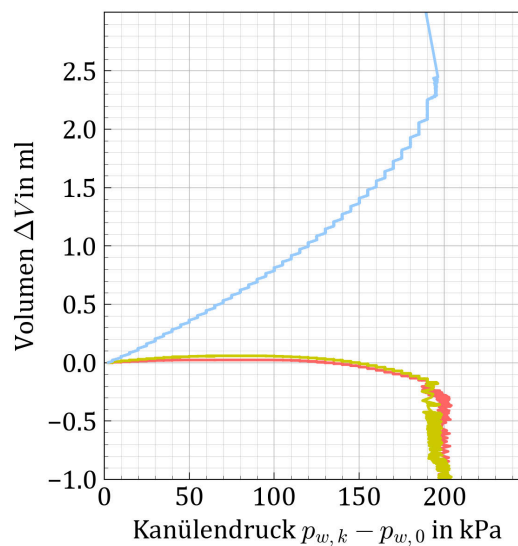
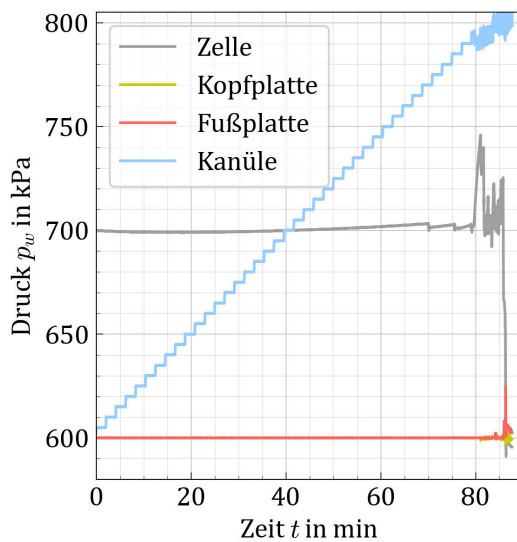


Abbildung B.20: Übersicht zum Versuch IIIa iii

Versuchsnr.	IIIb i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	150.0
Überkonsolidierung OCR	:	2.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	285.0
Rissbild/-intensität	Mikrorisse	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	4.50
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.80

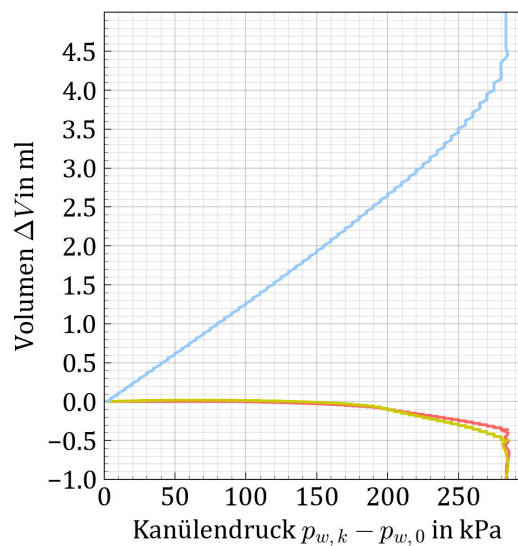
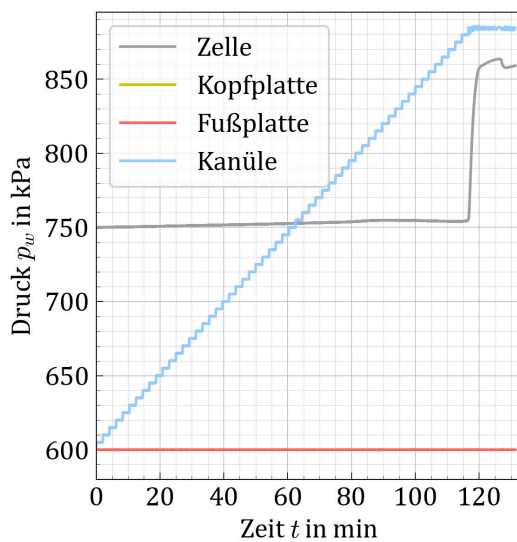
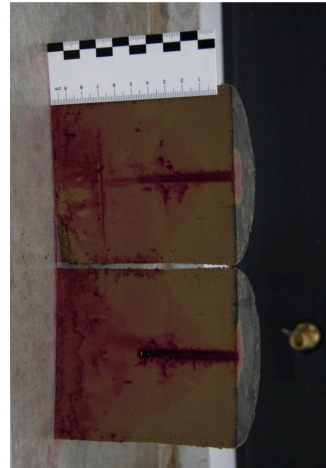


Abbildung B.21: Übersicht zum Versuch IIIb i

Versuchsnr.	IIIb ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	150.0
Überkonsolidierung OCR	:	2.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	345.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	6.00
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	-1.60

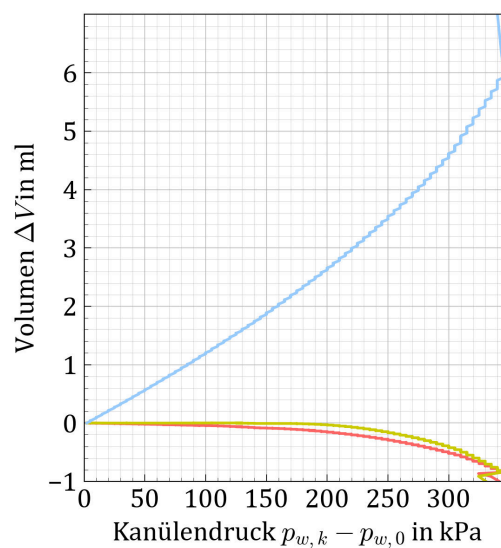
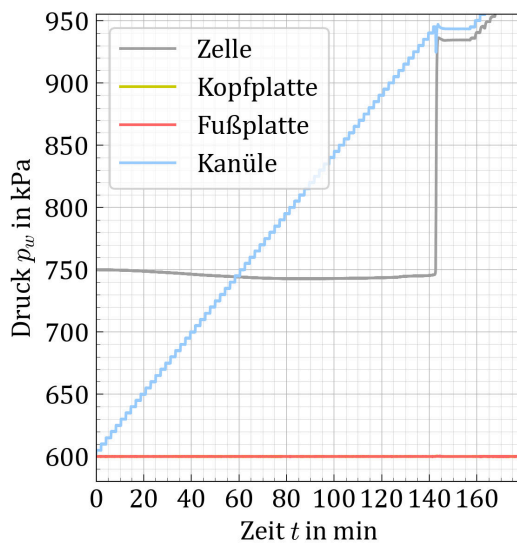
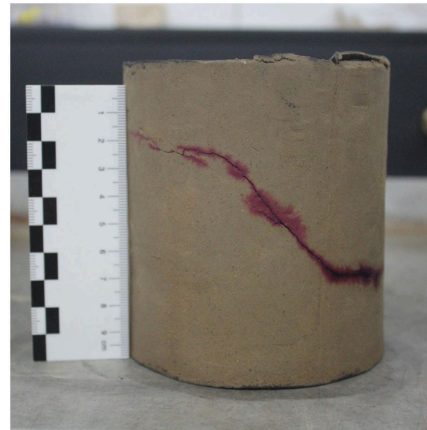


Abbildung B.22: Übersicht zum Versuch IIIb ii

Versuchsnr.	IIIb iii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	150.0
Überkonsolidierung OCR	:	2.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	325.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	4.40
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.30

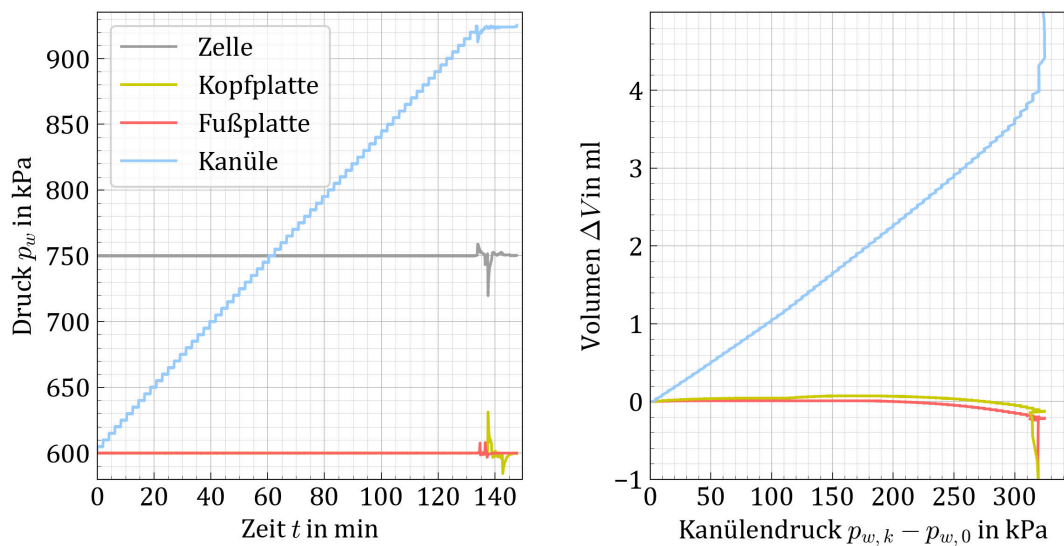
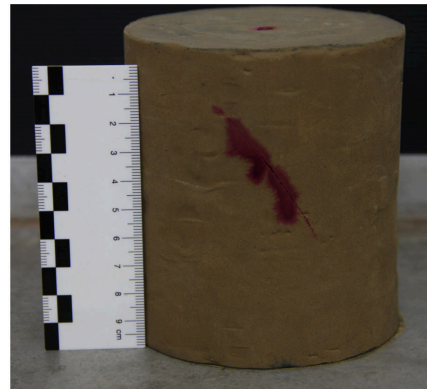


Abbildung B.23: Übersicht zum Versuch IIIb iii

Versuchsnr.	IIIc i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	50.0
Überkonsolidierung OCR	:	4.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	120.0
Rissbild/-intensität	geringe	Rissbildung
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 1.10
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: 0.00

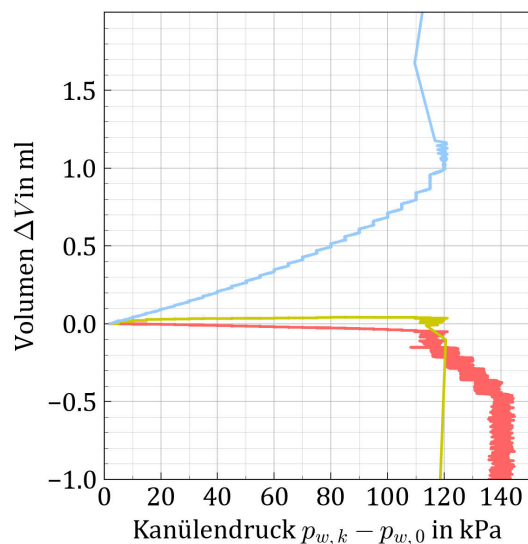
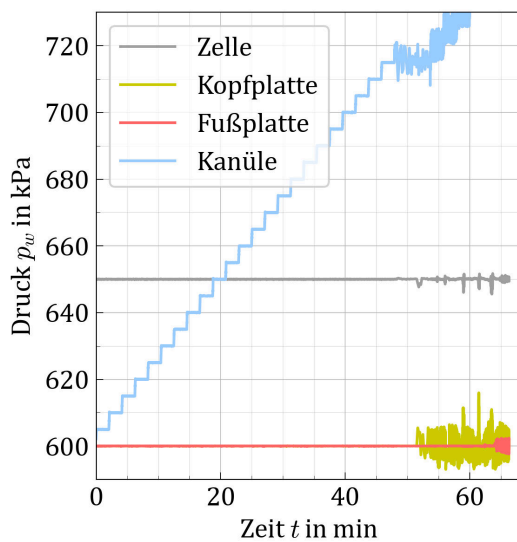


Abbildung B.24: Übersicht zum Versuch IIIc i

Versuchsnr.	IIIc ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	50.0
Überkonsolidierung OCR	:	4.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	120.0
Rissbild/-intensität	geringe	Rissbildung
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 1.15
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.45

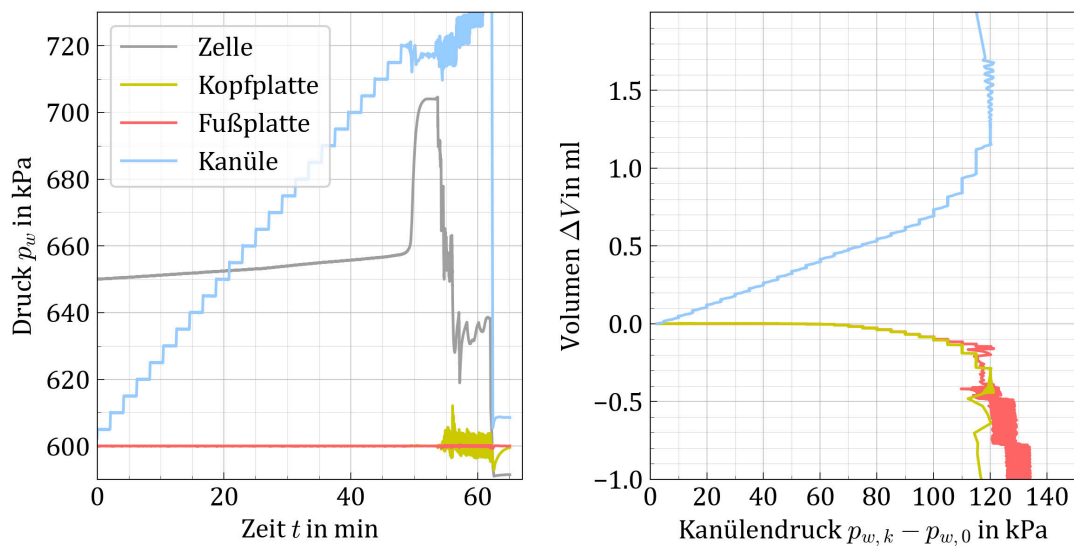
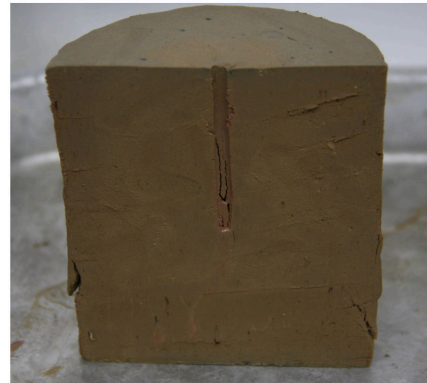


Abbildung B.25: Übersicht zum Versuch IIIc ii

Versuchsnr.	IIIc iii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	50.0
Überkonsolidierung OCR	:	4.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	165.0
Rissbild/-intensität	geringe	Rissbildung
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	1.60
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.20

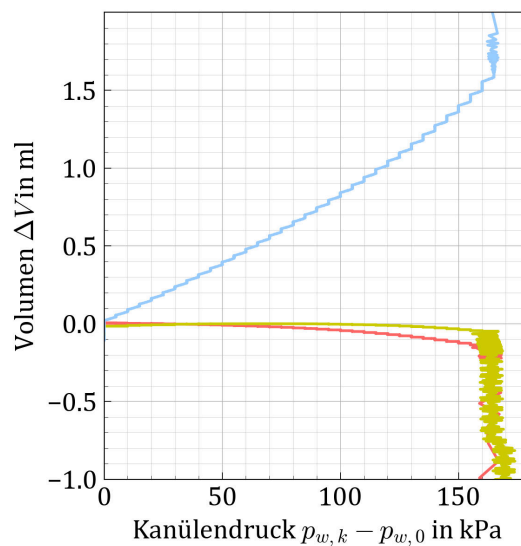
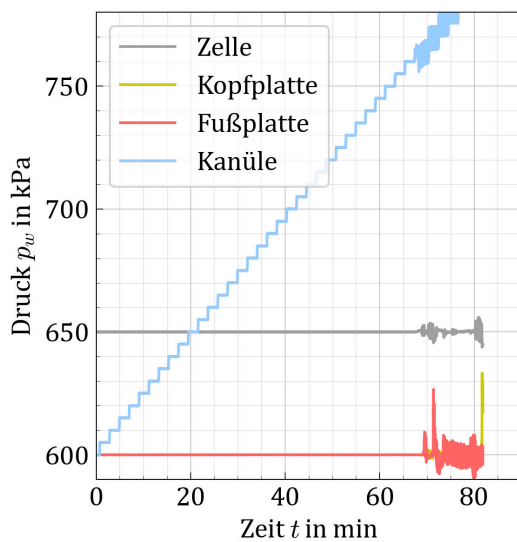
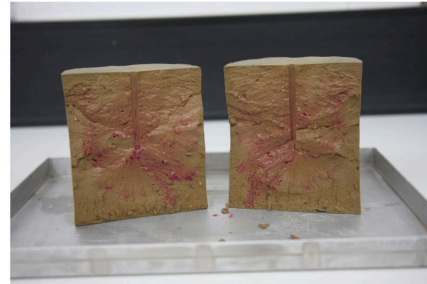


Abbildung B.26: Übersicht zum Versuch IIIc iii

Versuchsnr.	III d i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	100.0
Überkonsolidierung OCR	:	4.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	260.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 2.50
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.30

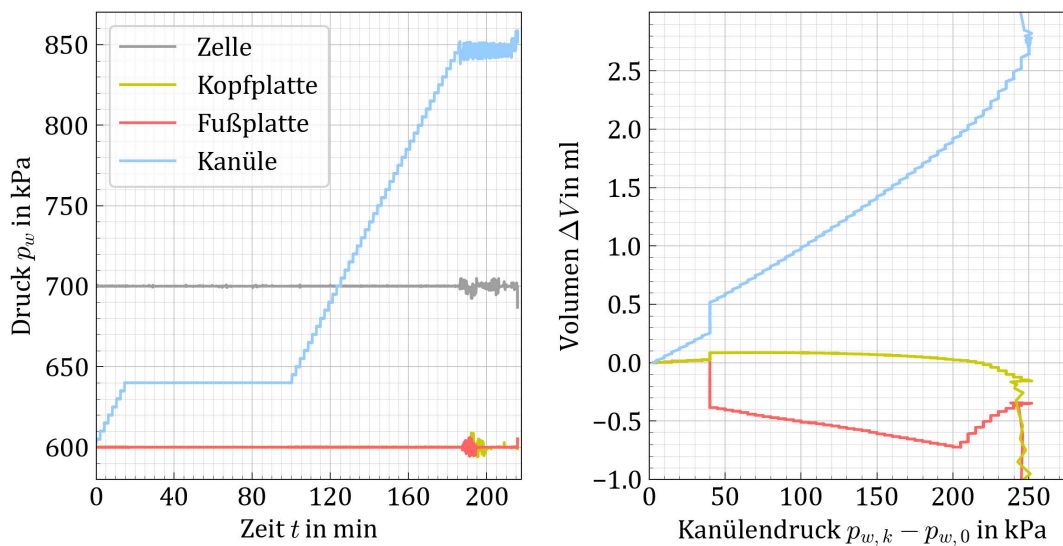


Abbildung B.27: Übersicht zum Versuch III d i

Versuchsnr.	III d ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	100.0
Überkonsolidierung OCR	:	4.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	245.0
Rissbild/-intensität	geringe	Rissbildung
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 3.30
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: 0.40

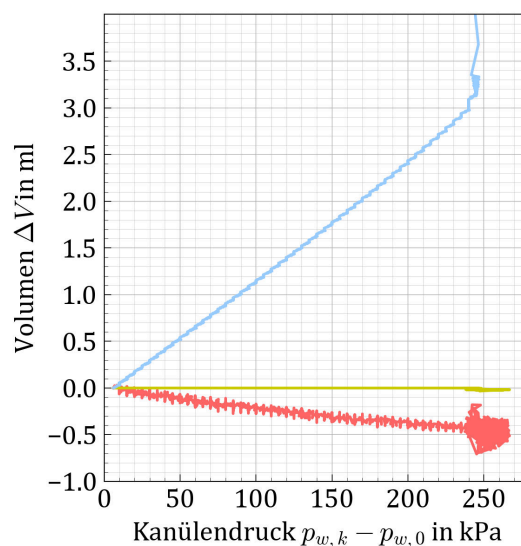
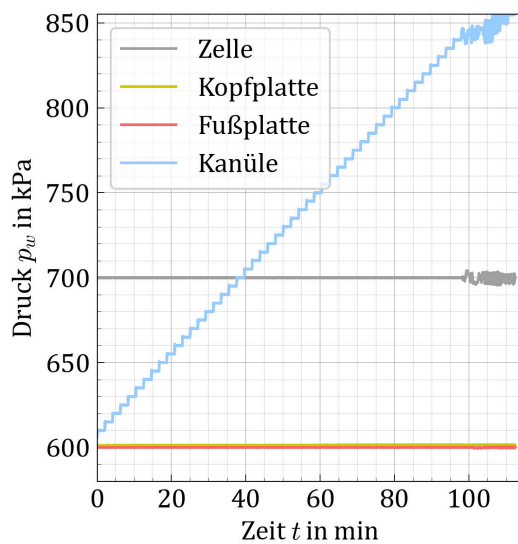
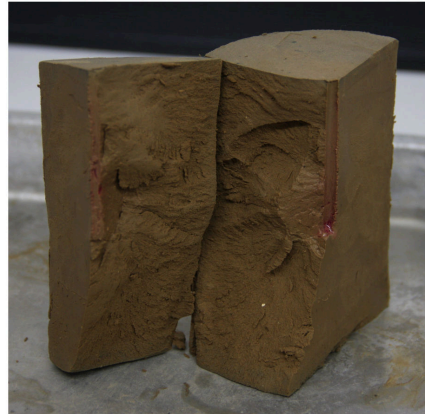


Abbildung B.28: Übersicht zum Versuch III d ii

Versuchsnr.	IIIe i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	25.0
Überkonsolidierung OCR	:	8.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	75.0
Rissbild/-intensität	Makroriss/	bis Rand
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 0.55
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.22

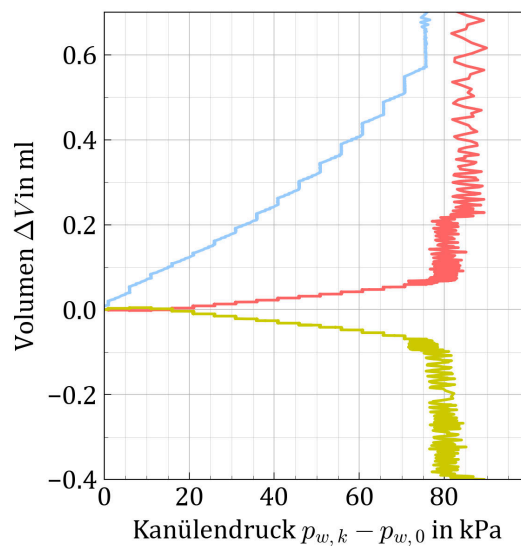
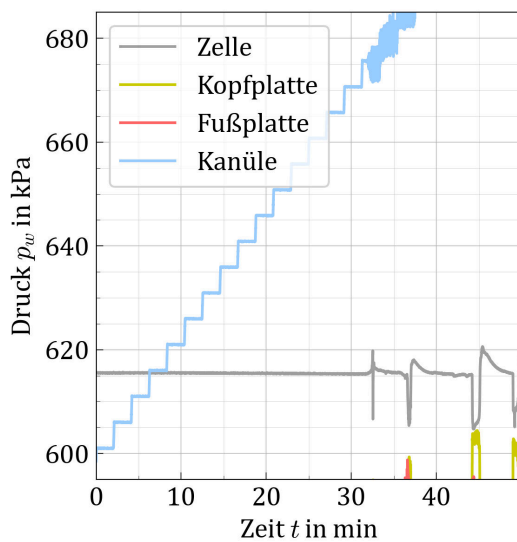


Abbildung B.29: Übersicht zum Versuch IIIe i

Versuchsnr.	IIIe ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	25.0
Überkonsolidierung OCR	:	8.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	70.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	0.62
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	0.02

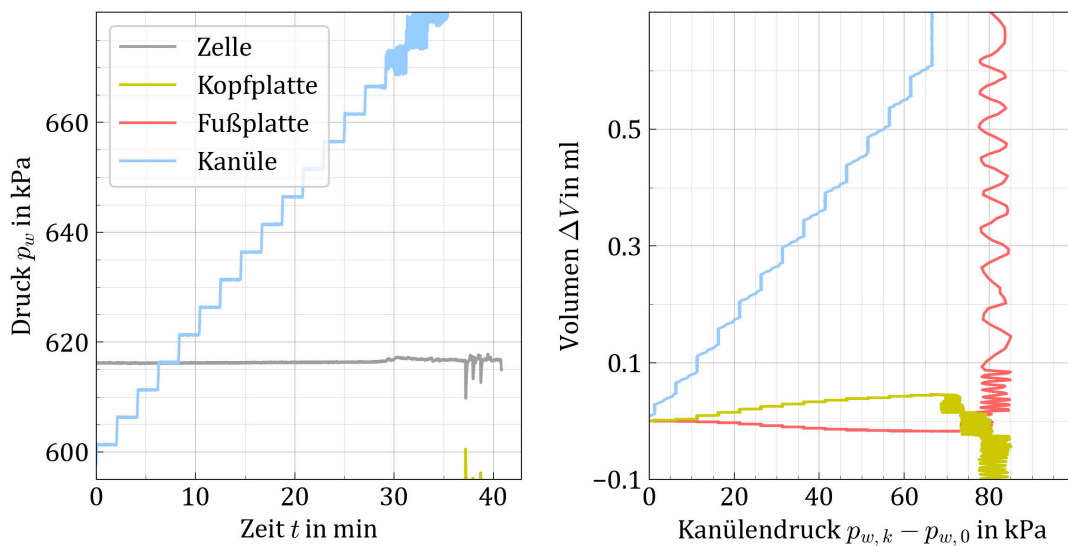


Abbildung B.30: Übersicht zum Versuch IIIe ii

Versuchsnr.	IIIe iii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	25.0
Überkonsolidierung OCR	:	8.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	60.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	0.60
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	-0.11

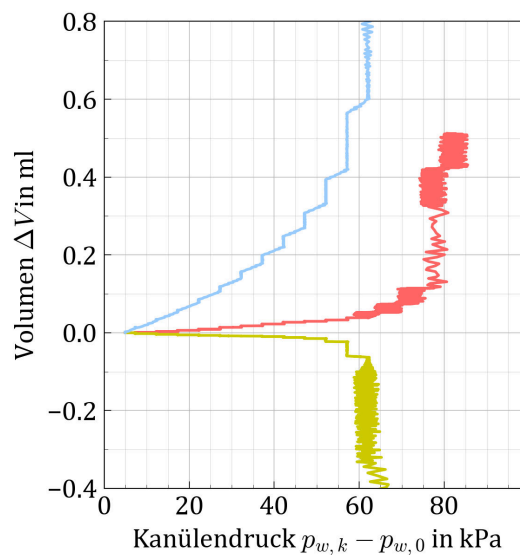
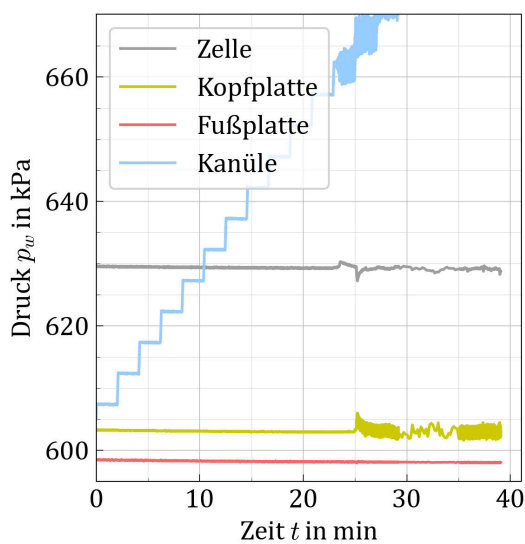


Abbildung B.31: Übersicht zum Versuch IIIe iii

Versuchsnr.	III f i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	50.0
Überkonsolidierung OCR	:	8.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	135.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen :		
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	1.83
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	0.15

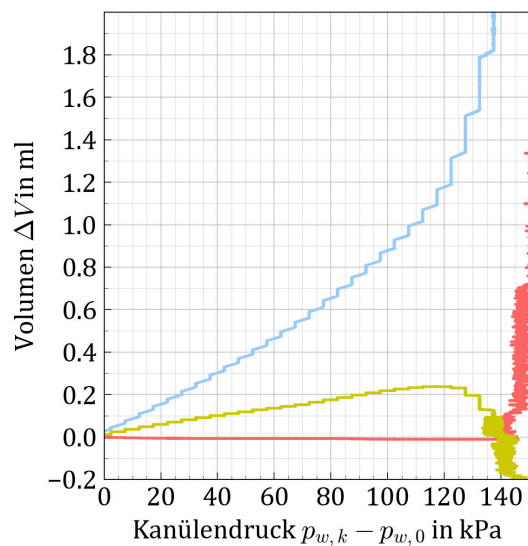
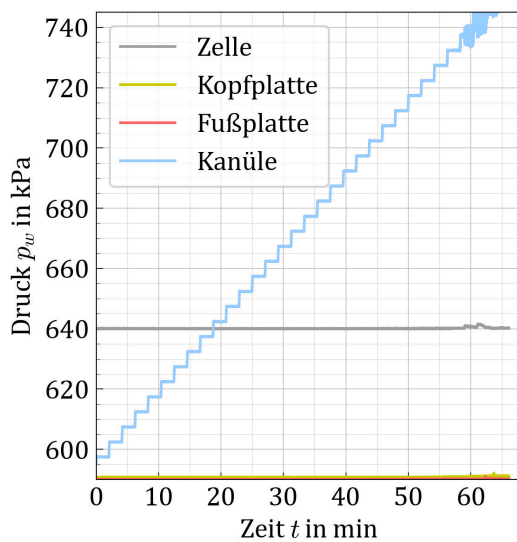
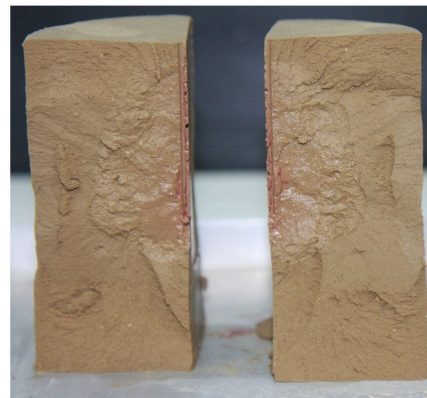


Abbildung B.32: Übersicht zum Versuch III f i

Versuchsnr.	III f ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	50.0
Überkonsolidierung OCR	:	8.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	140.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 1.20
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.05

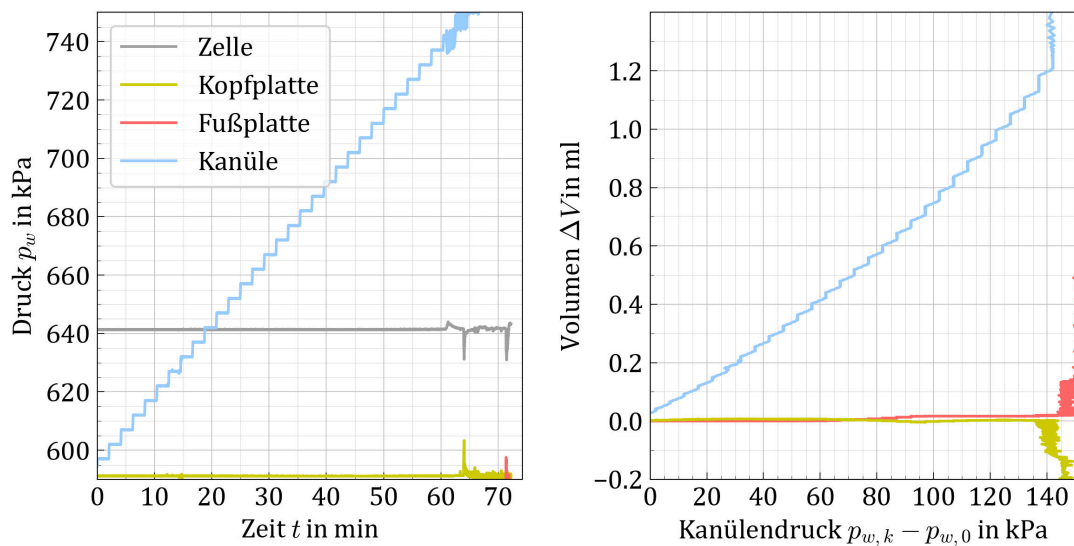


Abbildung B.33: Übersicht zum Versuch III f ii

Versuchsnr.	IVa i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	0.5
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	420.0
Rissbild/-intensität	Hohlraum/ Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	4.00
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.30

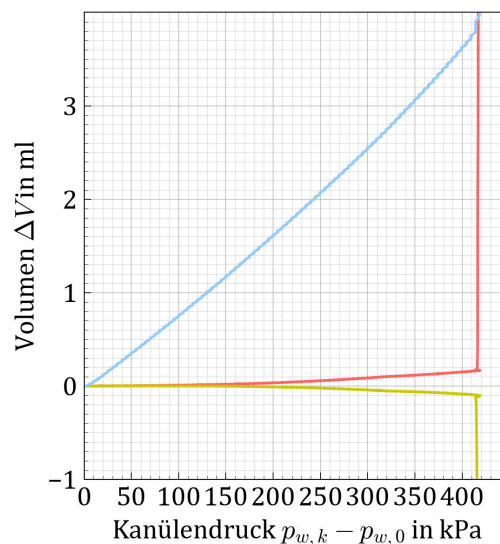
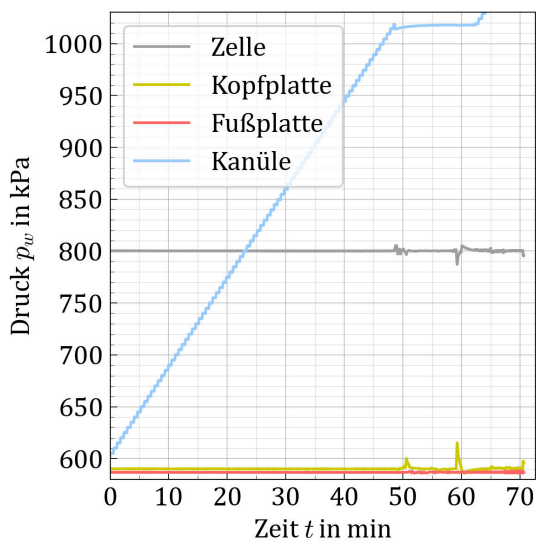


Abbildung B.34: Übersicht zum Versuch IVa i

Versuchsnr.	IVa ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	0.5
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	410.0
Rissbild/-intensität	Hohlraum/ Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	3.70
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.60

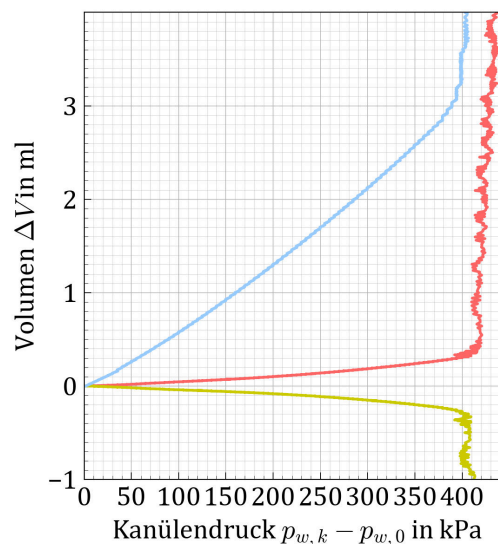
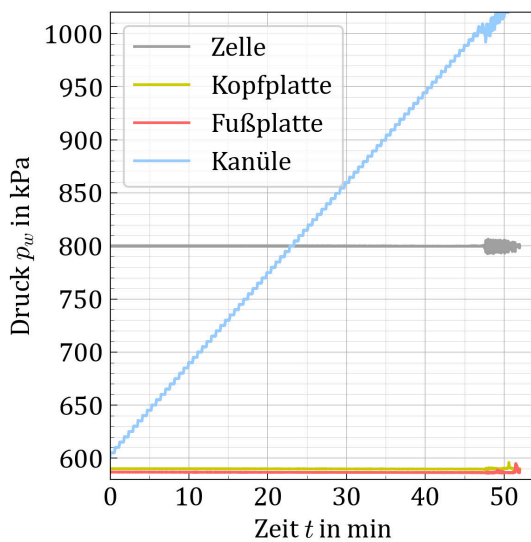


Abbildung B.35: Übersicht zum Versuch IVa ii

Versuchsnr.	IVb i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	300.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	0.5
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	505.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 5.20
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.60

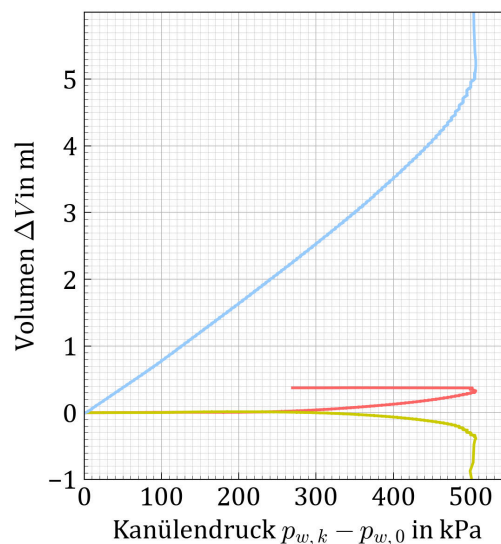
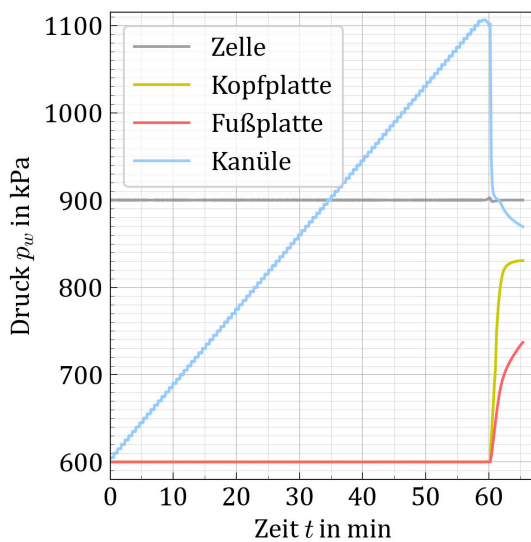


Abbildung B.36: Übersicht zum Versuch IVb i

Versuchsnr.	IVb ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	300.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	0.5
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	475.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 3.75
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.30

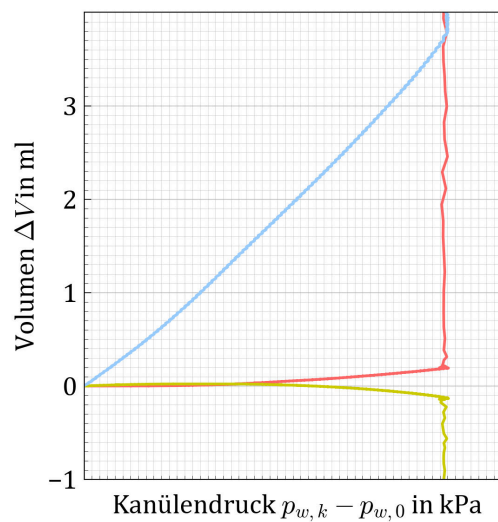
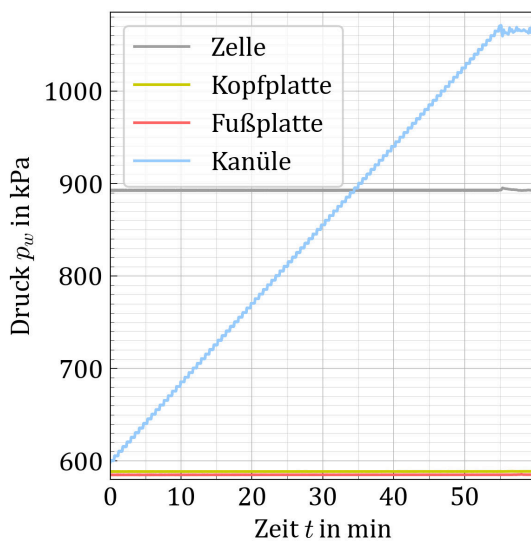


Abbildung B.37: Übersicht zum Versuch IVb ii

Versuchsnr.	IVc i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	10.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	440.0
Rissbild/-intensität	Makroriss/	nass und weic
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 20.50
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -15.80

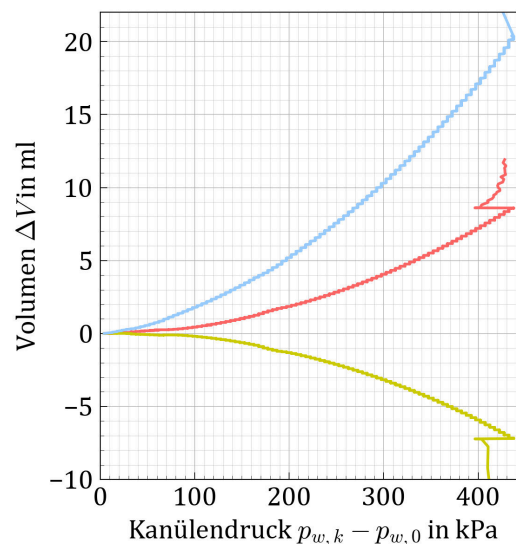
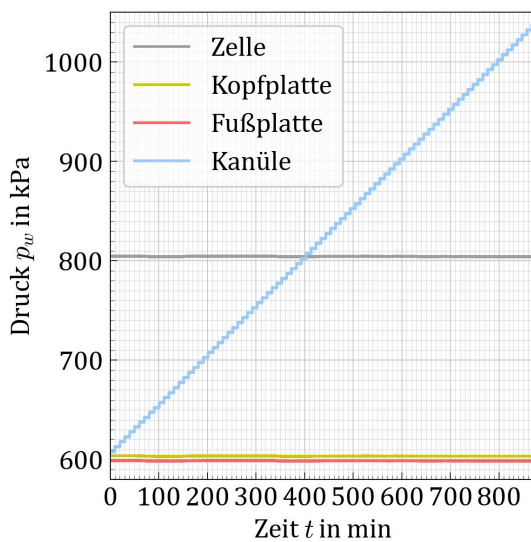
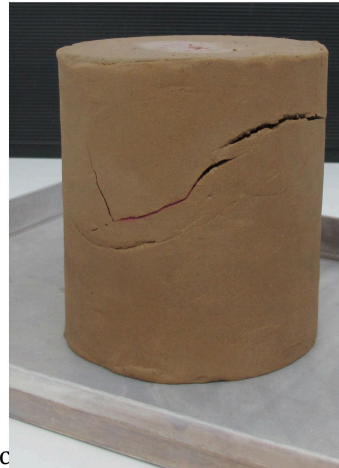


Abbildung B.38: Übersicht zum Versuch IVc i

Versuchsnr.	IVc ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	10.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	270.0
Rissbild/-intensität aufgeweichte	Risse	
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	18.00
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	-15.50

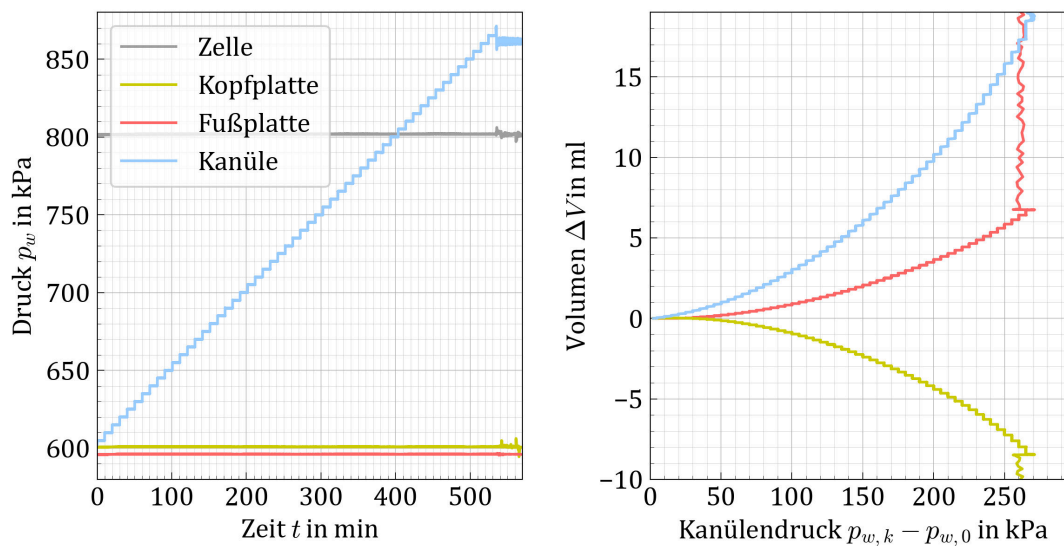


Abbildung B.39: Übersicht zum Versuch IVc ii

Versuchsnr.	IVc iii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	10.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	380.0
Rissbild/-intensität	leichter Riss/	nass
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 45.00
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -45.00

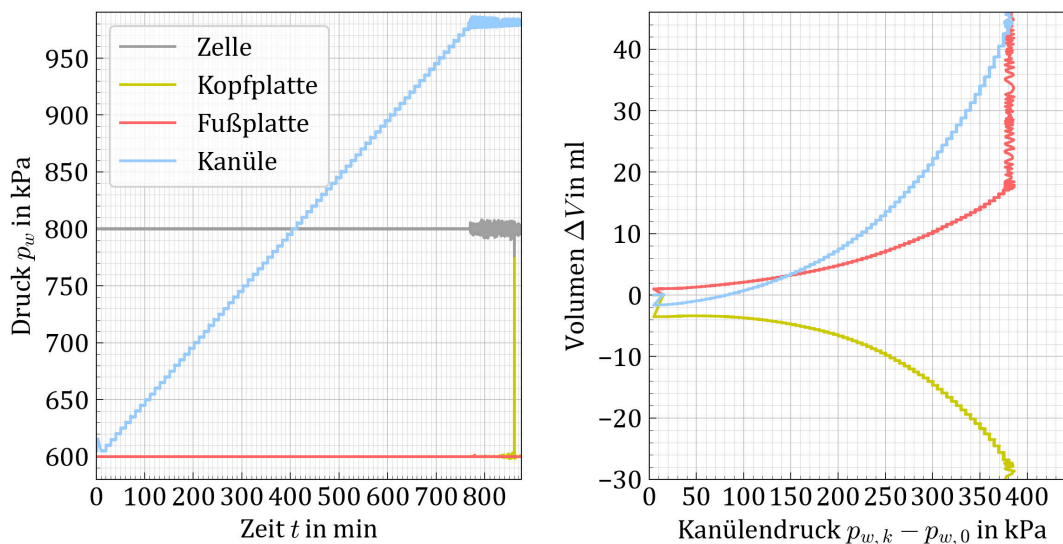


Abbildung B.40: Übersicht zum Versuch IVc iii

Versuchsnr.	IVd i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	300.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckrate \dot{p}_w	in kPa/min:	60.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	570.0
Rissbild/-intensität	Hohlraum/ Makroriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	4.00
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.00

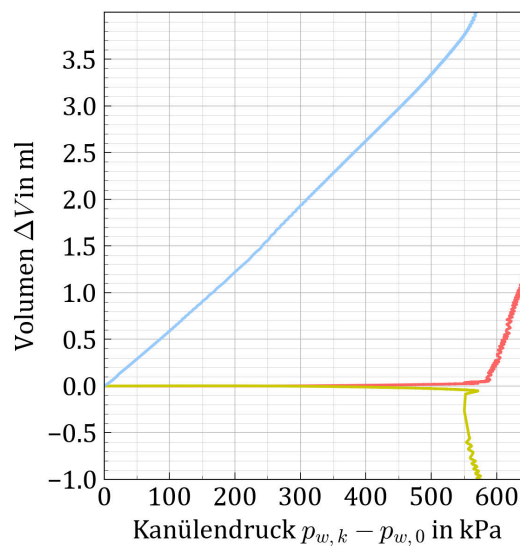
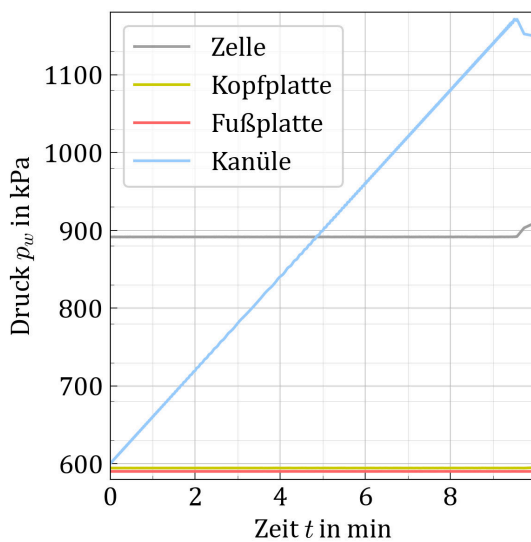


Abbildung B.41: Übersicht zum Versuch IVd i

Versuchsnr.	IVd ii
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 300.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckrate \dot{p}_w	in kPa/min: 60.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 580.0
Rissbild/-intensität	Hohlraum/ Makroriss
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 3.80
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.10

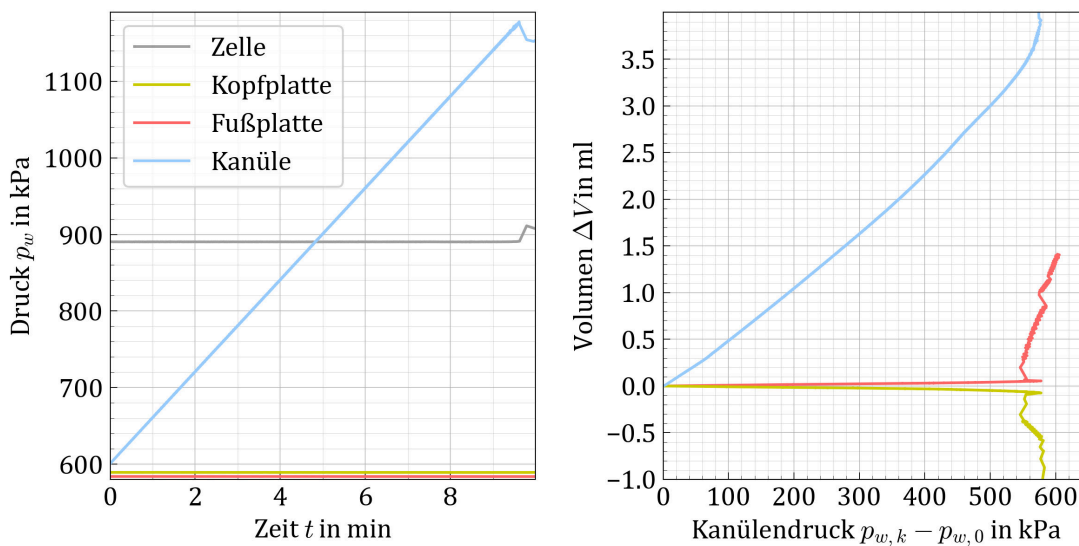


Abbildung B.42: Übersicht zum Versuch IVd ii

Versuchsnr.	IVe i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Volumenstrom Q_k	in ml/min:	0.10
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	415.0
Rissbild/-intensität	leichter Einzelriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	3.10
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.30

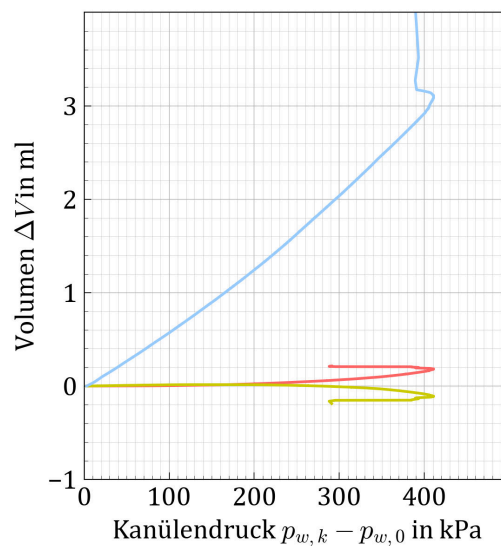
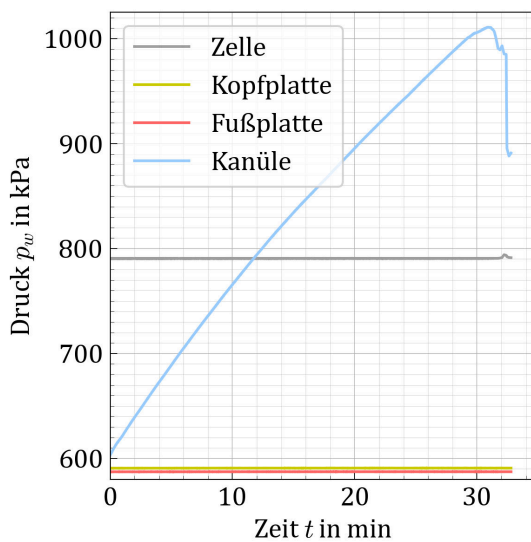
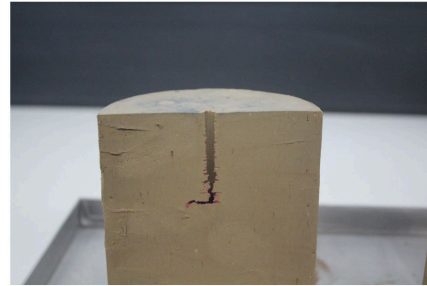


Abbildung B.43: Übersicht zum Versuch IVe i

Versuchsnr.	IVe ii
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.10
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 365.0
Rissbild/-intensität	leichter Einzelriss
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 2.50
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -0.20

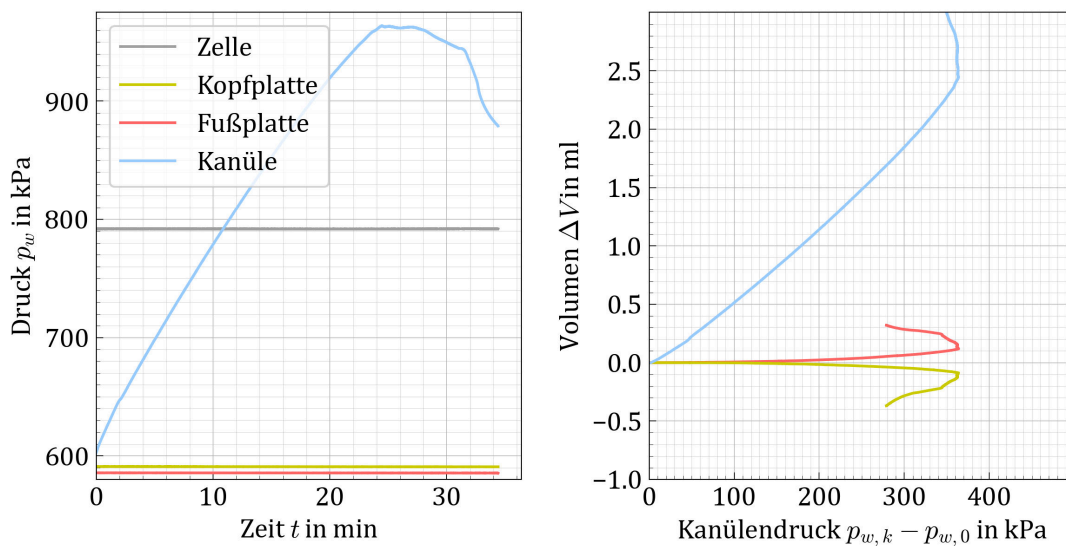
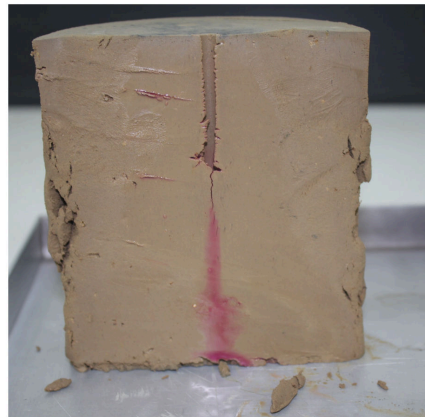


Abbildung B.44: Übersicht zum Versuch IVe ii

Versuchsnr.	IVe iii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Volumenstrom Q_k	in ml/min:	0.10
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	430.0
Rissbild/-intensität	leichter Einzelriss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	3.05
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-0.30

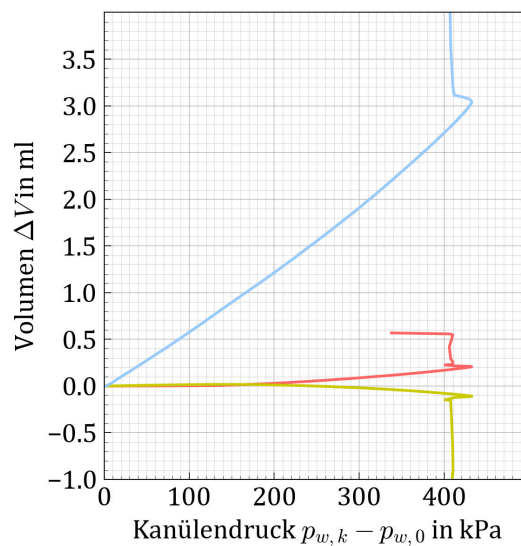
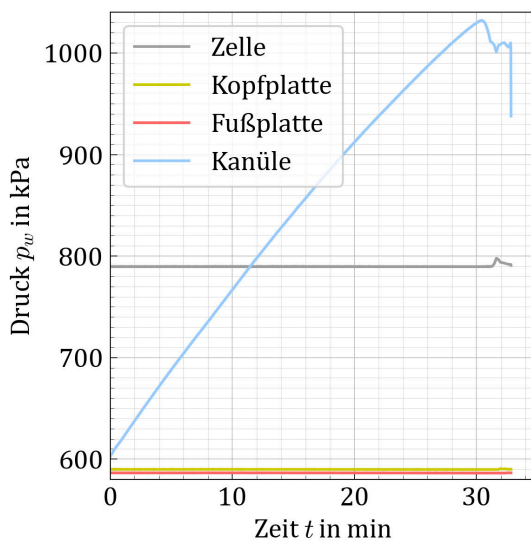
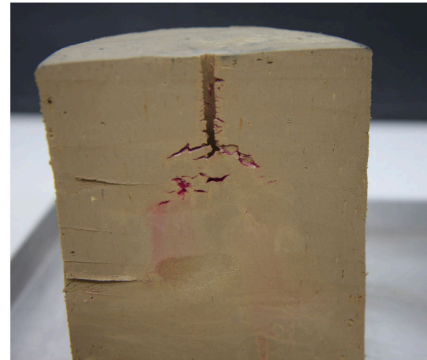


Abbildung B.45: Übersicht zum Versuch IVe iii

Versuchsnr.	IVf i
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.02
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 235.0
Rissbild/-intensität	stark aufgeweicht
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 5.00
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -1.30

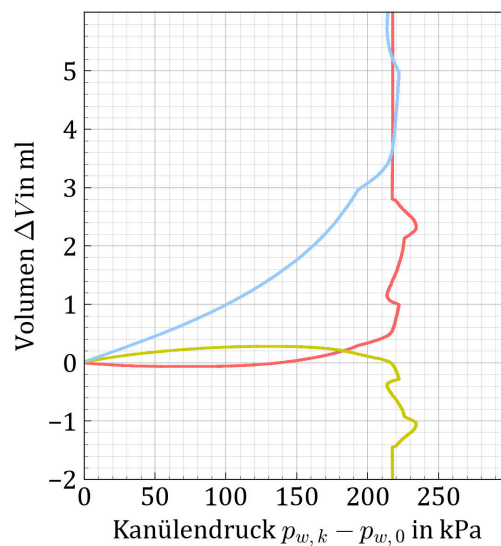
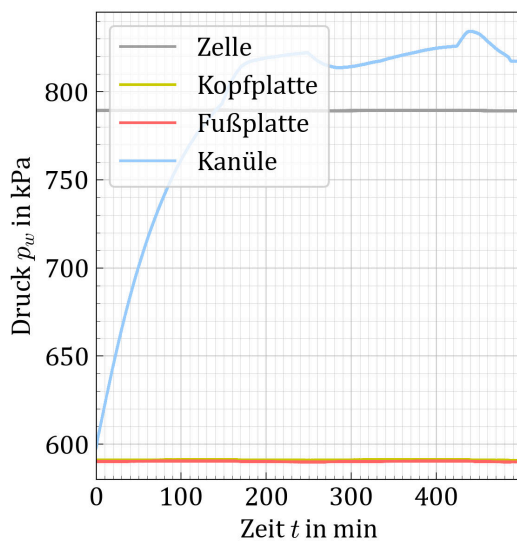
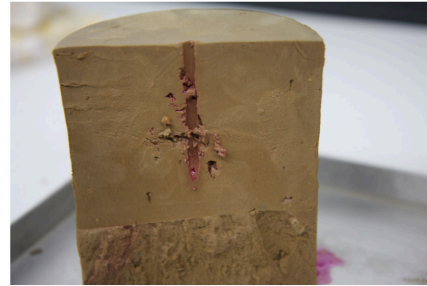


Abbildung B.46: Übersicht zum Versuch IVf i

Versuchsnr.	IVf ii
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.02
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 270.0
Rissbild/-intensität	stark aufgeweicht
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 6.10
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -3.20

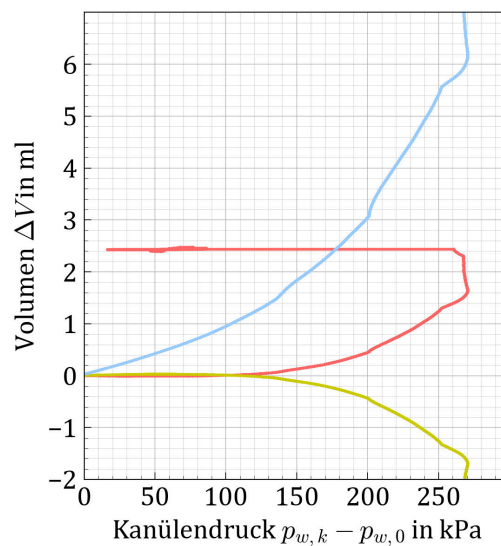
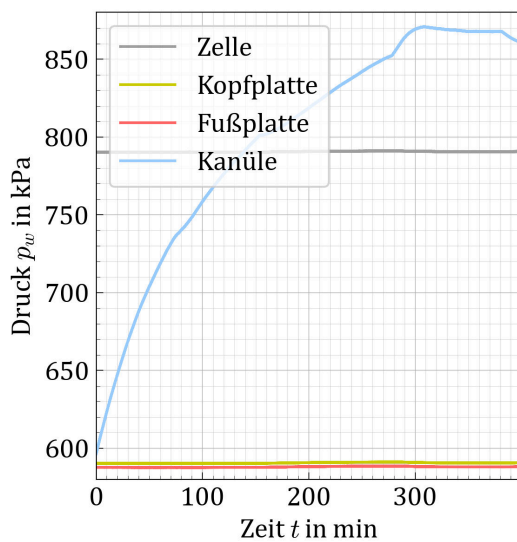
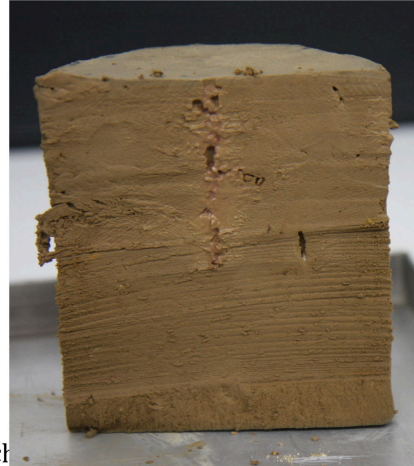


Abbildung B.47: Übersicht zum Versuch IVf ii

Versuchsnr.	IVf iii
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.02
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 220.0
Rissbild/-intensität	stark aufgeweicht
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 4.90
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -4.00

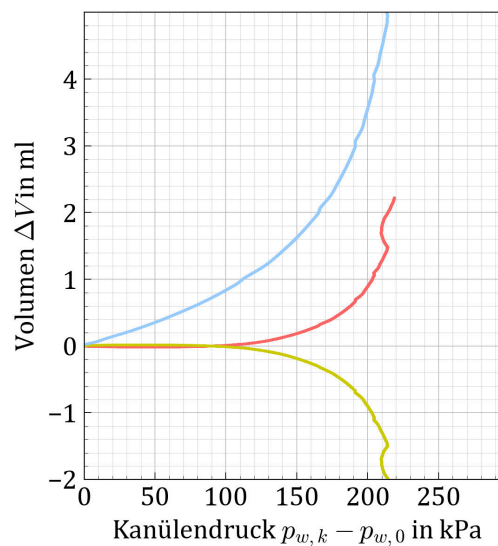
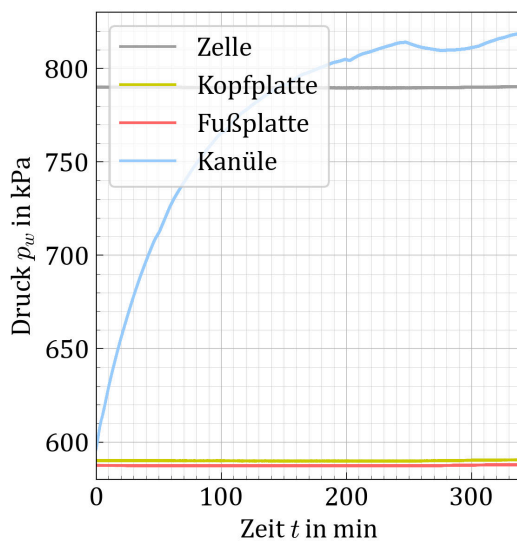


Abbildung B.48: Übersicht zum Versuch IVf iii

Versuchsnr.	Va i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	300.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	385.0
Rissbild/-intensität	diagonal/ bis Rand	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	5.20
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	-3.10

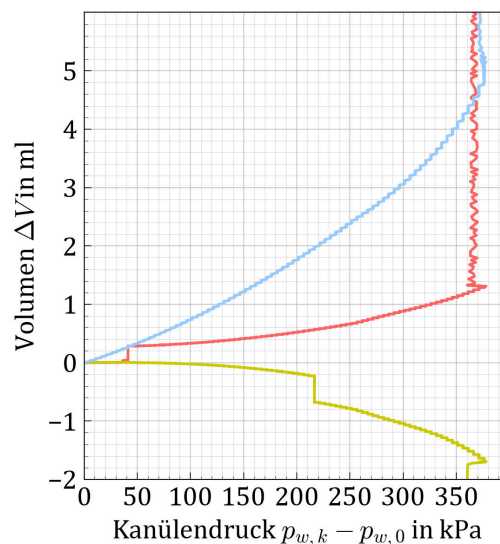
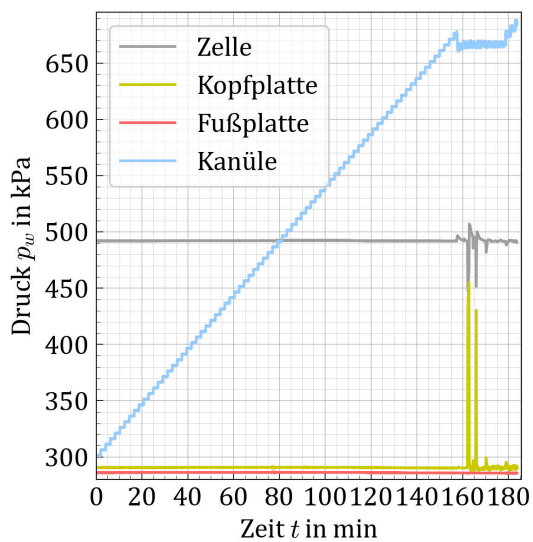


Abbildung B.49: Übersicht zum Versuch Va i

Versuchsnr.	Va ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	300.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	370.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen :		
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 5.20
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: -1.40

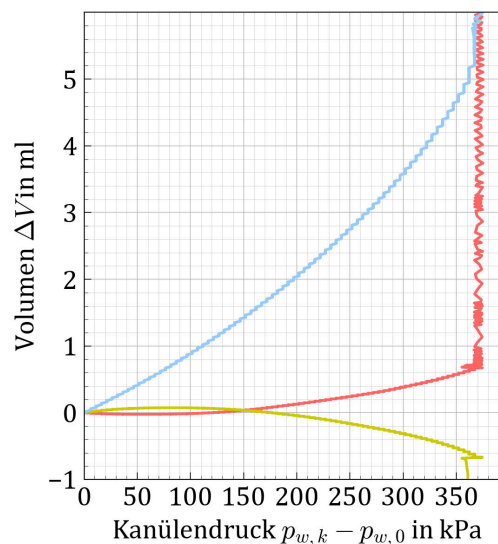
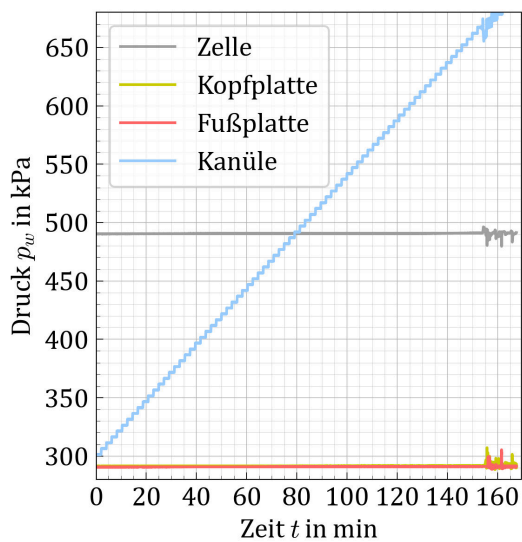
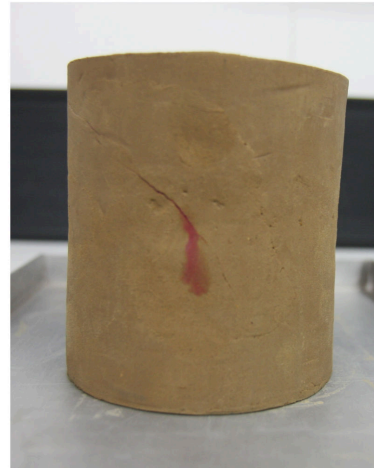


Abbildung B.50: Übersicht zum Versuch Va ii

Versuchsnr.	Va iii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	300.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	340.0
Rissbild/-intensität	leichter Einzelriss	
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	5.00
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	-1.40

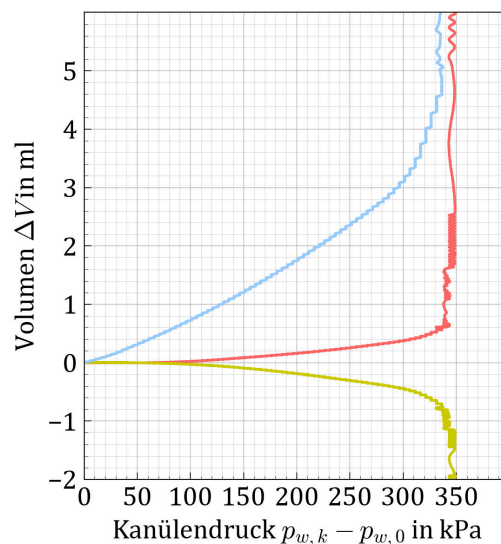
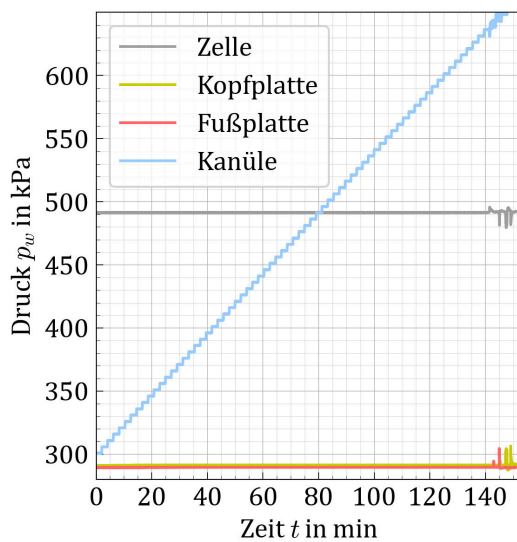


Abbildung B.51: Übersicht zum Versuch Va iii

Versuchsnr.	Vb i
Material	U (Apolda)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 300.0
Belastung	
Druckrate \dot{p}_w	in kPa/min: 5.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 315.0
Rissbild/-intensität	Makroriss/ bis Rand
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 4.10
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: 0.00

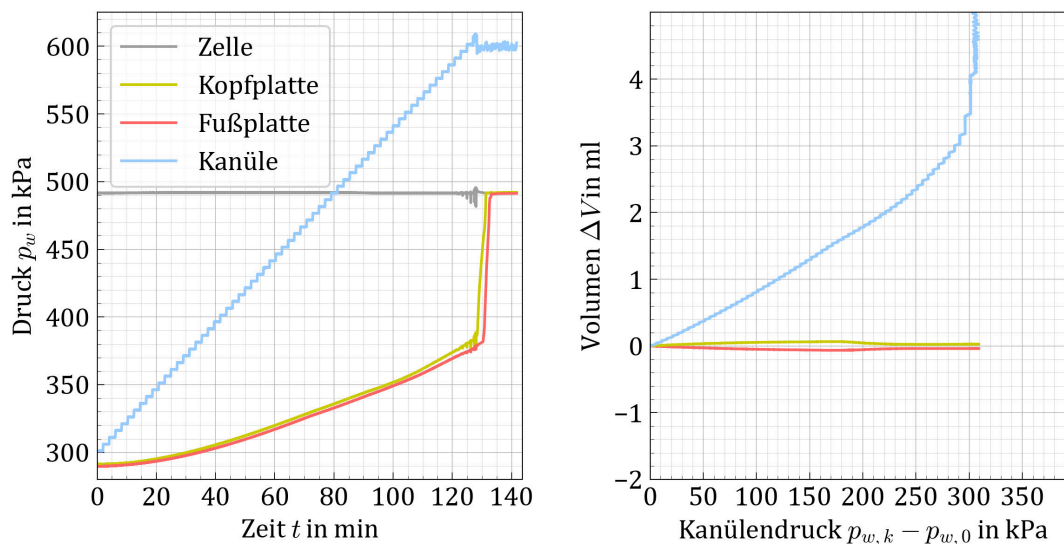
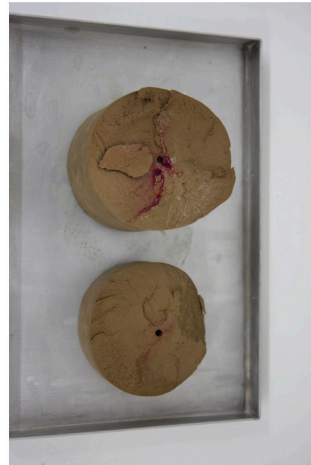


Abbildung B.52: Übersicht zum Versuch Vb i

Versuchsnr.	Vb ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	300.0
Belastung		
Druckrate \dot{p}_w	in kPa/min:	5.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	320.0
Rissbild/-intensität	Makroriss/ bis Rand	
Volumenänderungen :		
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	3.40
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	0.00

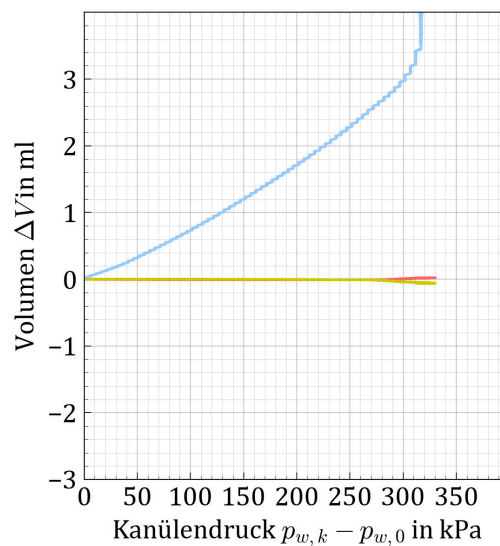
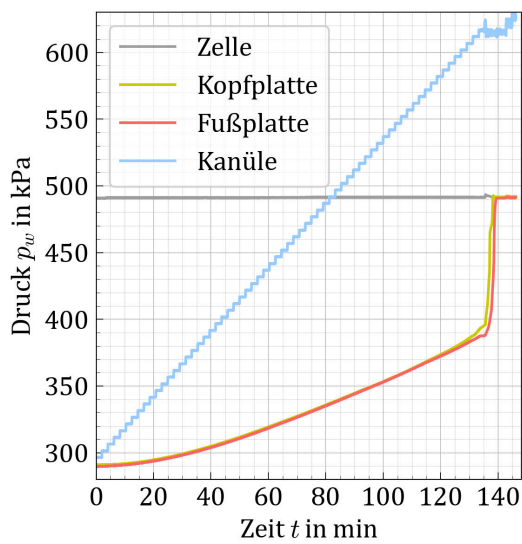
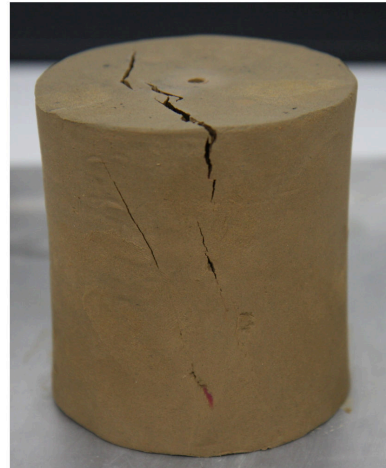


Abbildung B.53: Übersicht zum Versuch Vb ii

Versuchsnr.	VIa i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	340.0
Rissbild/-intensität	leichter Riss	
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$ in ml:	4.60
	$\Delta V_{Abstrom}$ in ml:	0.00

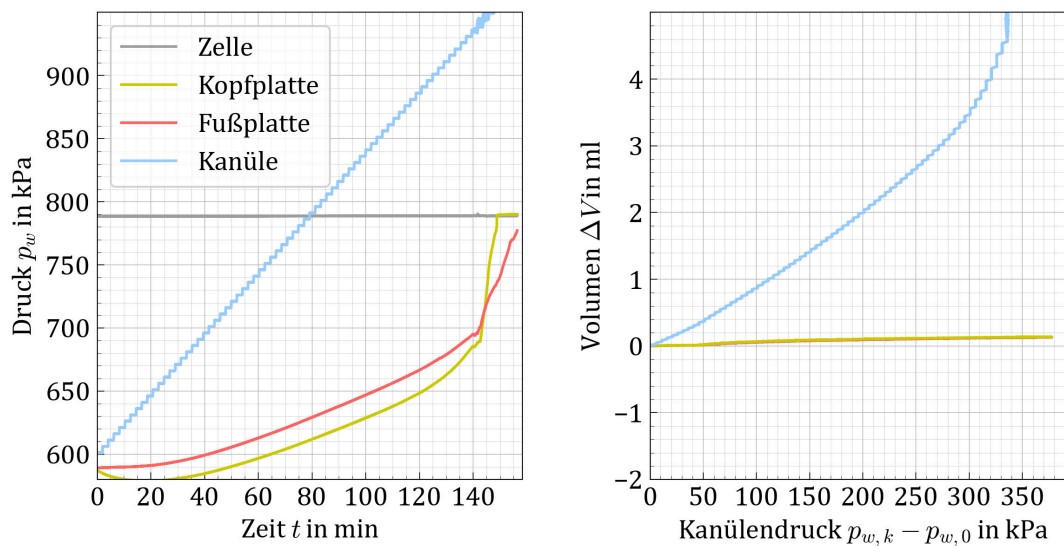


Abbildung B.54: Übersicht zum Versuch VIa i

Versuchsnr.	VIa ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	315.0
Rissbild/-intensität	leichte Rissebene	
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	3.10
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	0.00

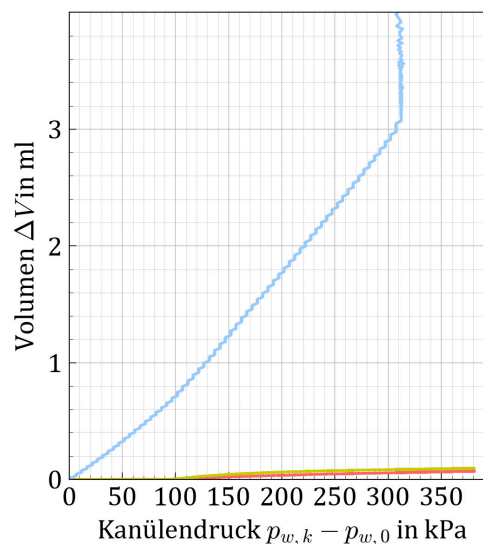
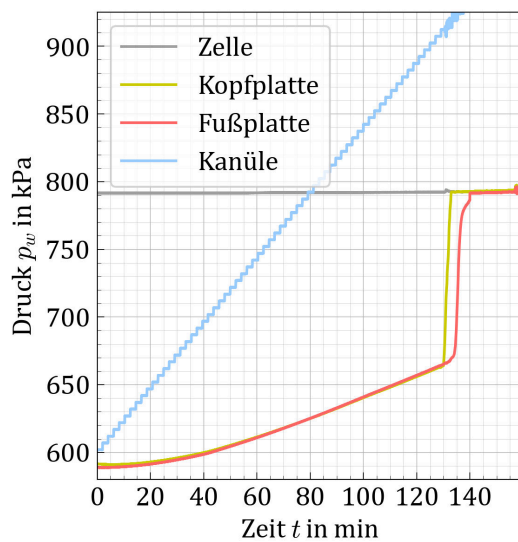
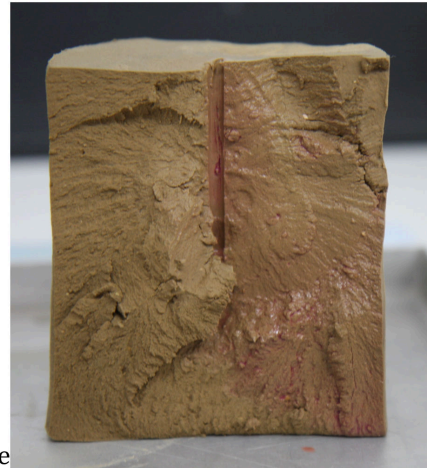


Abbildung B.55: Übersicht zum Versuch VIa ii

Versuchsnr.	VIa iii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	365.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 4.35
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: 0.00

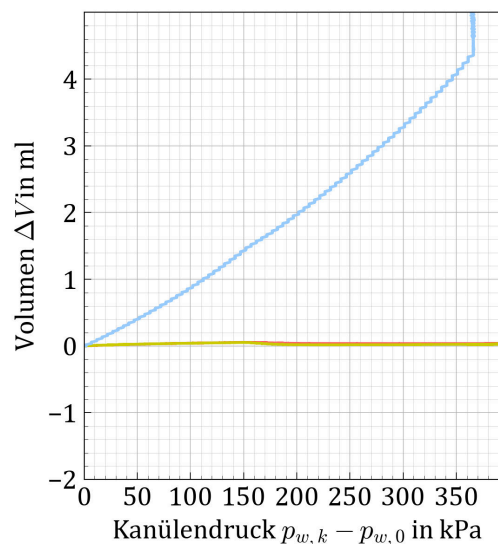
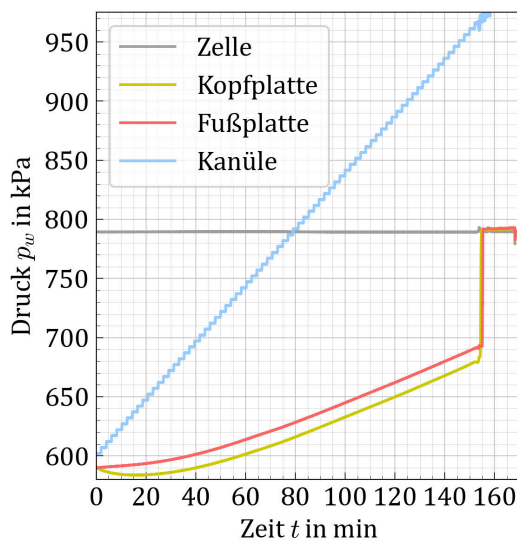


Abbildung B.56: Übersicht zum Versuch VIa iii

Versuchsnr.	Vib i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	10.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	300.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 6.55
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: 0.00

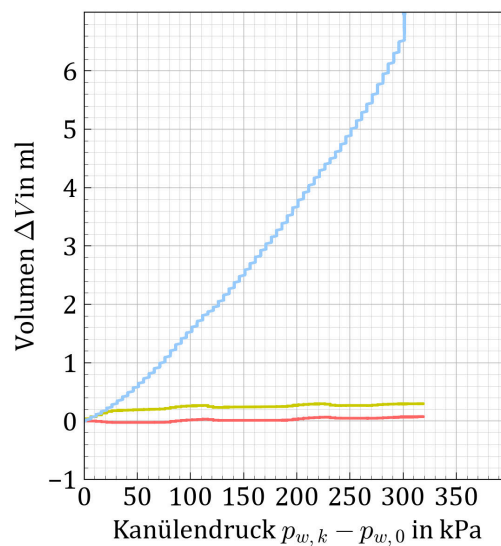
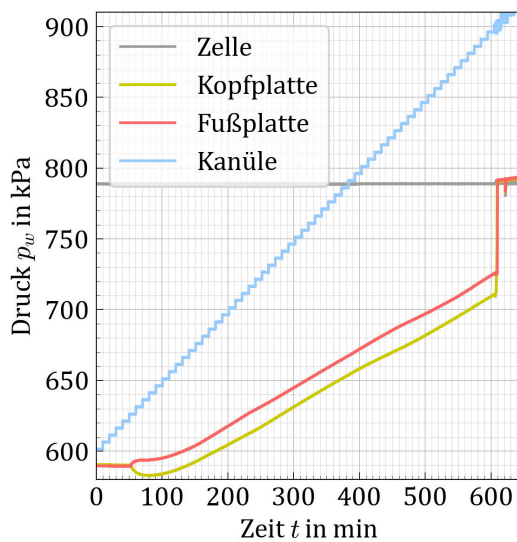
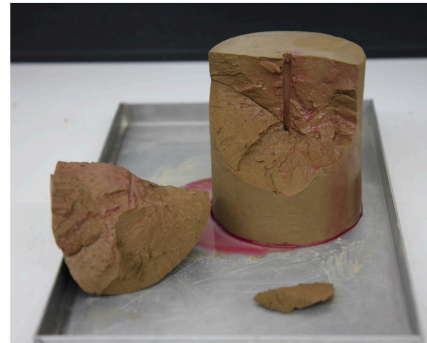


Abbildung B.57: Übersicht zum Versuch Vib i

Versuchsnr.	VIb ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	10.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	275.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 4.90
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: 0.00

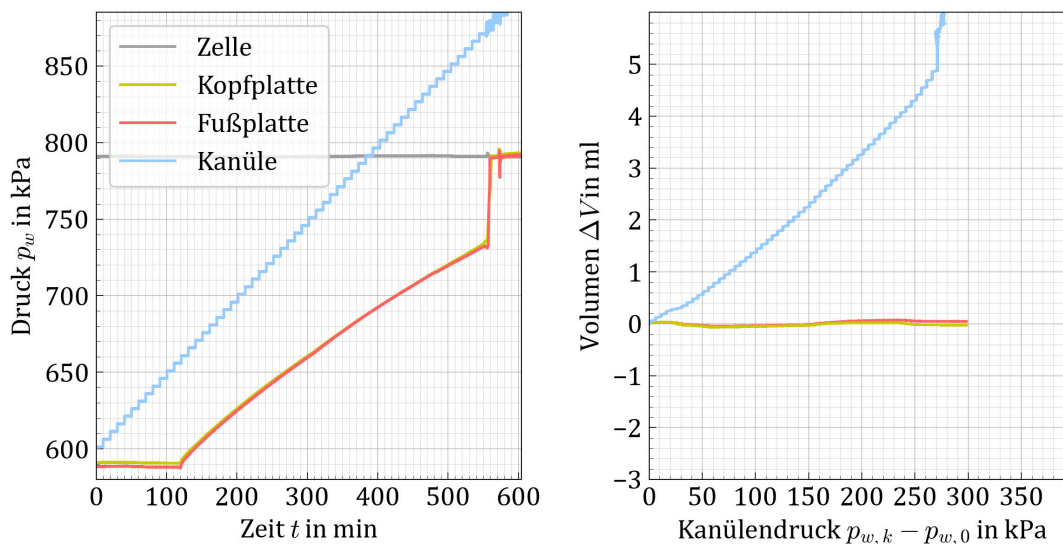


Abbildung B.58: Übersicht zum Versuch VIb ii

Versuchsnr.	VIc i	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	10.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	267.0
Rissbild/-intensität	deutlicher Einzelriss	
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Zustrom}$	in ml:	3.42
$\Delta V_{Abstrom}$	in ml:	0.00

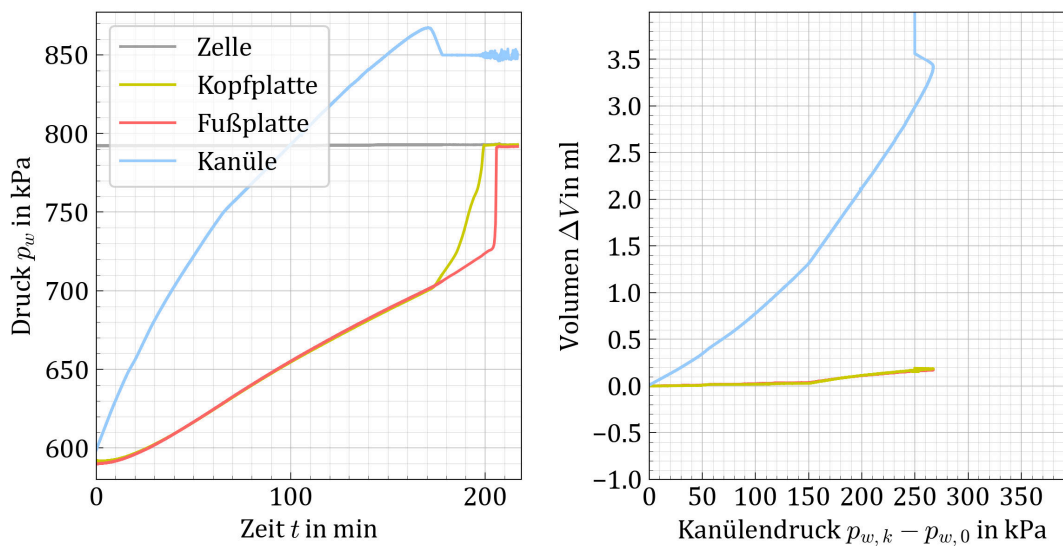
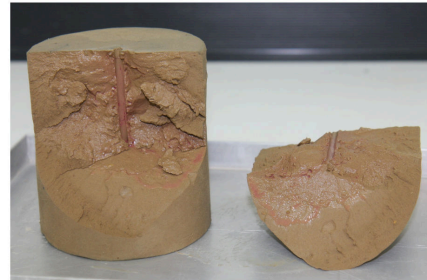


Abbildung B.59: Übersicht zum Versuch VIc i

Versuchsnr.	VIc ii	
Material	U (Apolda)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	10.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	252.0
Rissbild/-intensität	Makroriss	bis Rand
Volumenänderungen	:	
	$\Delta V_{Zustrom}$	in ml: 4.00
	$\Delta V_{Abstrom}$	in ml: 0.00

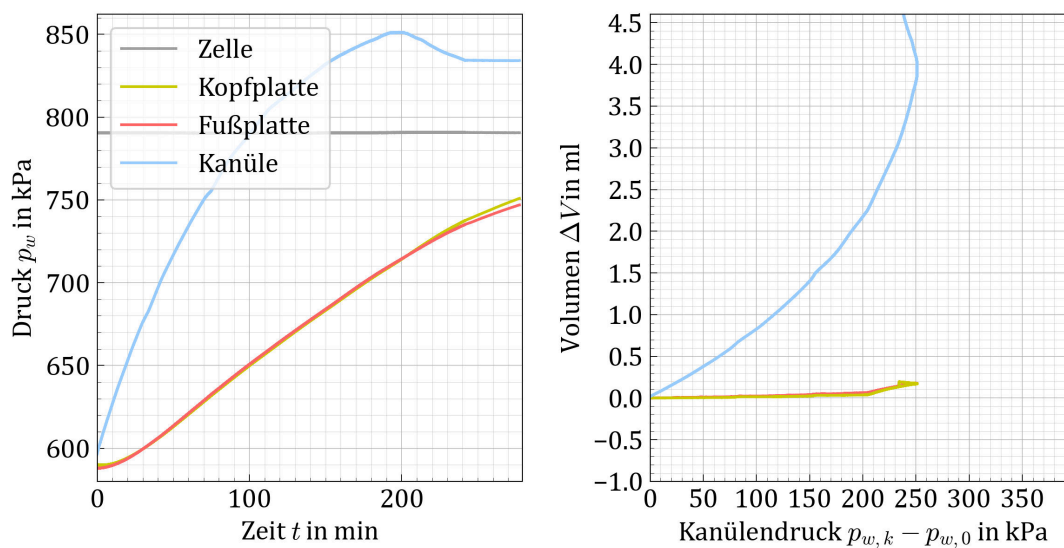


Abbildung B.60: Übersicht zum Versuch VIc ii

B.2 Versuche an Kaolinproben

Versuchsnr.	VIIa i
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 100.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 155.0
Rissbild/-intensität	horizontal/ leicht
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 4.70
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: -1.20
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: -1.30
ΔV_{Zelle}	in ml: -1.80

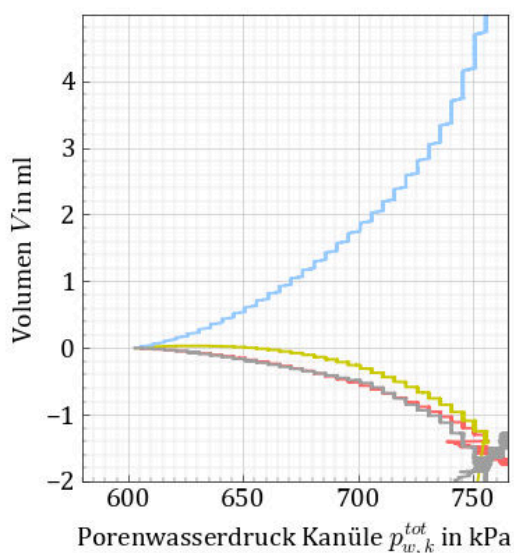
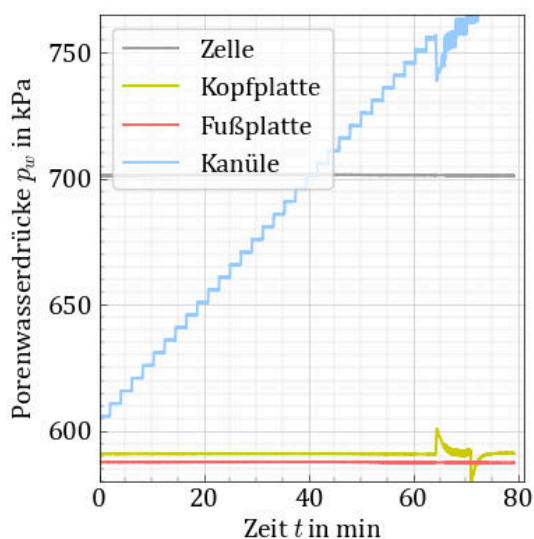
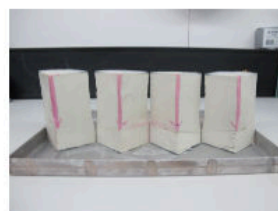


Abbildung B.61: Übersicht zum Versuch VIIa i

Versuchsnr.	VIIa ii	
Material	K (Kaolin)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	100.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	85.0
Rissbild/-intensität	-/ -	
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	0.80
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	0.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-0.08
ΔV_{Zelle}	in ml:	0.35

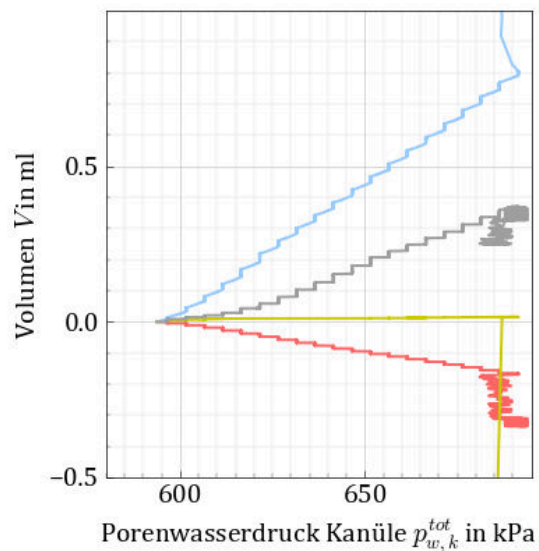
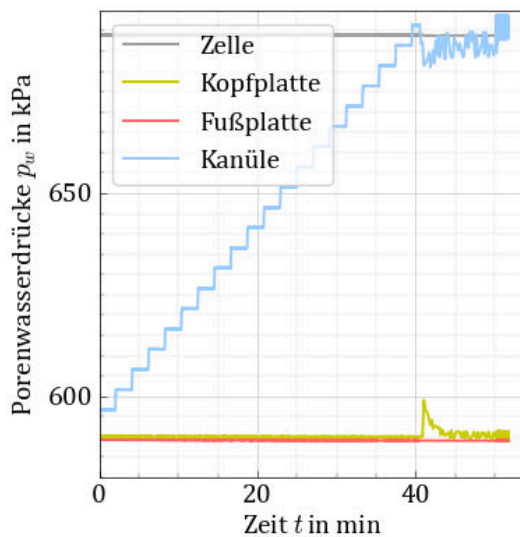
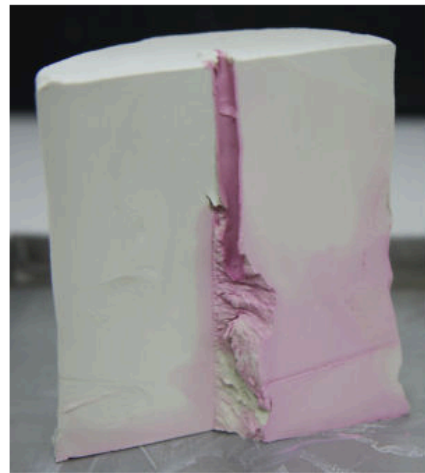


Abbildung B.62: Übersicht zum Versuch VIIa ii

Versuchsnr.	VIIa iii
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 100.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 2.0
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 340.0
Rissbild/-intensität	-/ -
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 2.90
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: 0.20
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: -0.65
ΔV_{Zelle}	in ml: 0.00

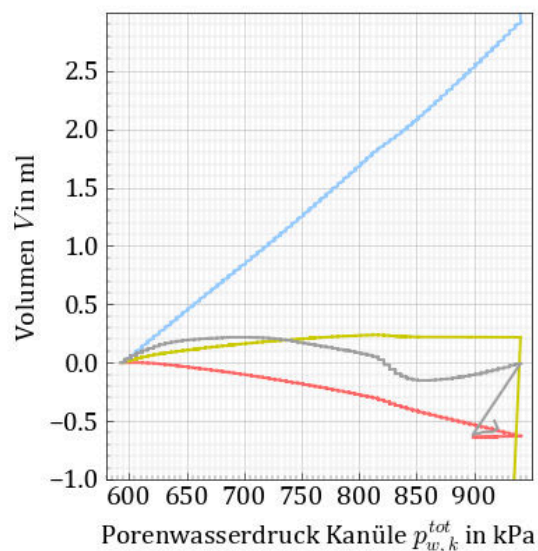
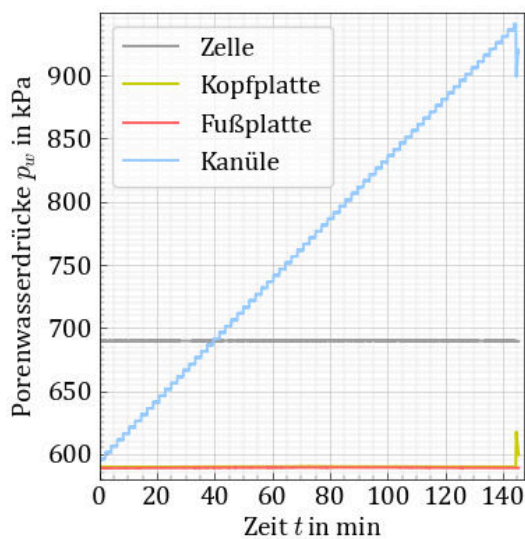
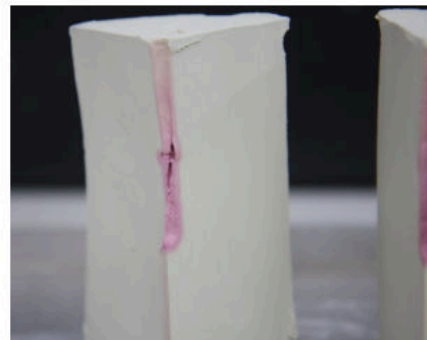
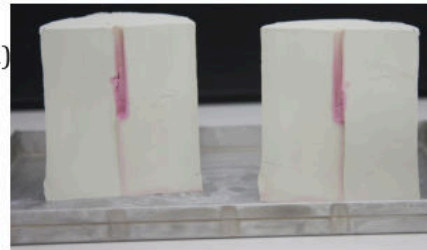


Abbildung B.63: Übersicht zum Versuch VIIa iii

Versuchsnr.	VIIb i		
Material	K (Kaolin)		
Ausgangszustand			
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0	
Überkonsolidierung OCR	:	1.0	
Spannungsverhältnis K	:	1.0	
Backpressure	in kPa:	600.0	
Belastung			
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0	
Haltezeit Δt	in min:	2.0	
Auswertung			
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	365.0	
Rissbild/-intensität	horizontal/	minimal	
Volumenänderungen	:		
	$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	13.25
	$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	-2.00
	$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-4.75
	ΔV_{Zelle}	in ml:	-0.50

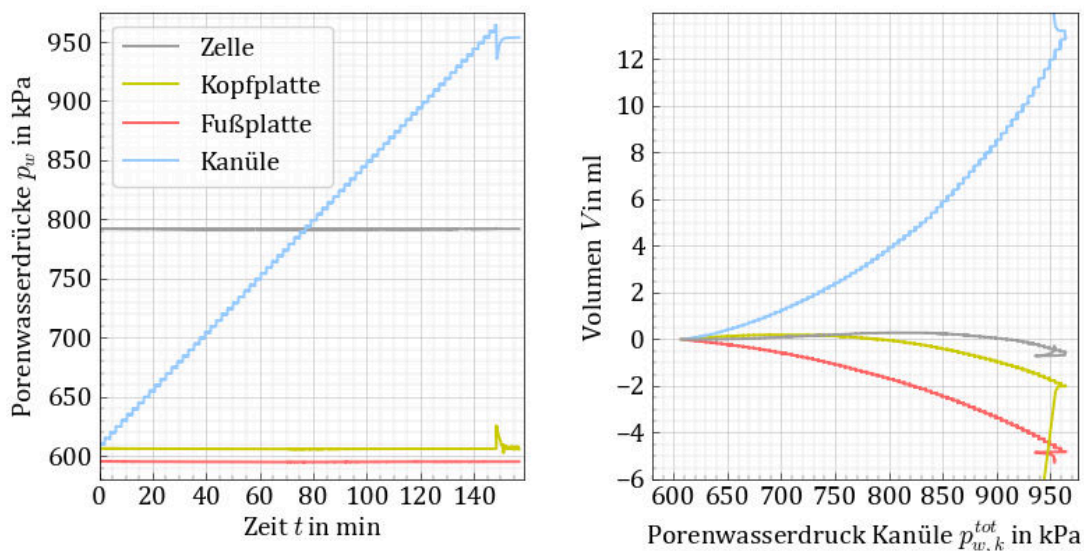


Abbildung B.64: Übersicht zum Versuch VIIb i

Versuchsnr.	VIIb ii	
Material	K (Kaolin)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	330.0
Rissbild/-intensität	vertikal/	minimal
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	7.20
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	-0.50
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-3.00
ΔV_{Zelle}	in ml:	-3.00

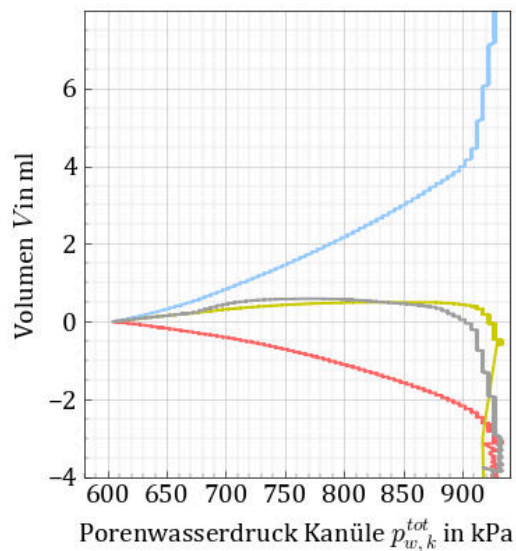
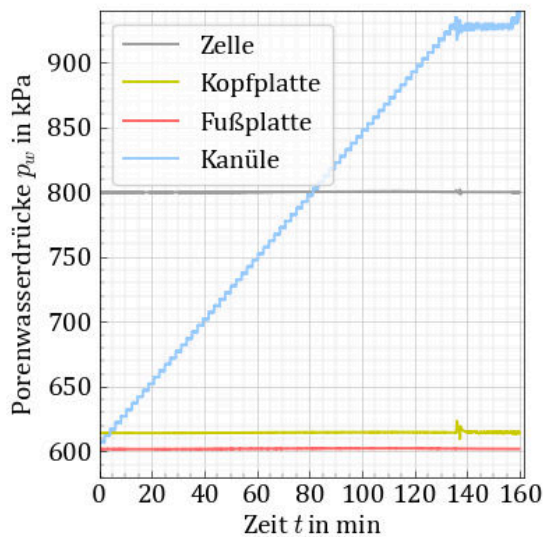
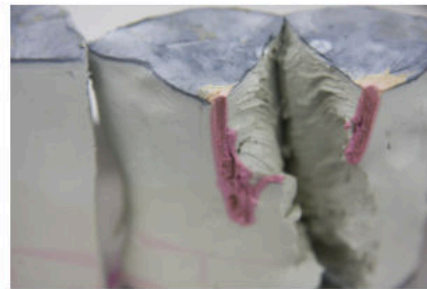


Abbildung B.65: Übersicht zum Versuch VIIb ii

Versuchsnr.	VIIb iii	
Material	K (Kaolin)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	330.0
Rissbild/-intensität	-/ -	
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	21.50
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	-7.50
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-6.50
ΔV_{Zelle}	in ml:	-5.00

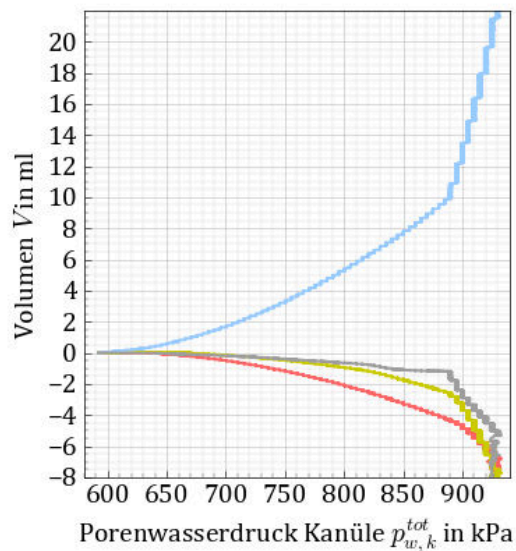
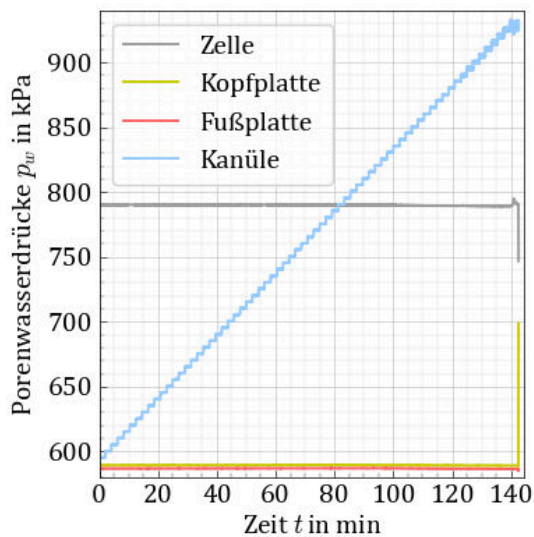


Abbildung B.66: Übersicht zum Versuch VIIb iii

Versuchsnr.	IXa i
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 0.5
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 375.0
Rissbild/-intensität	-/ -
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 7.25
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: -1.70
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: -1.80
ΔV_{Zelle}	in ml: -1.60

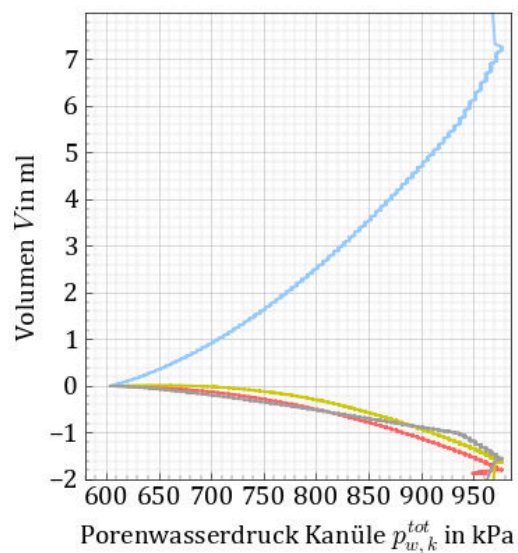
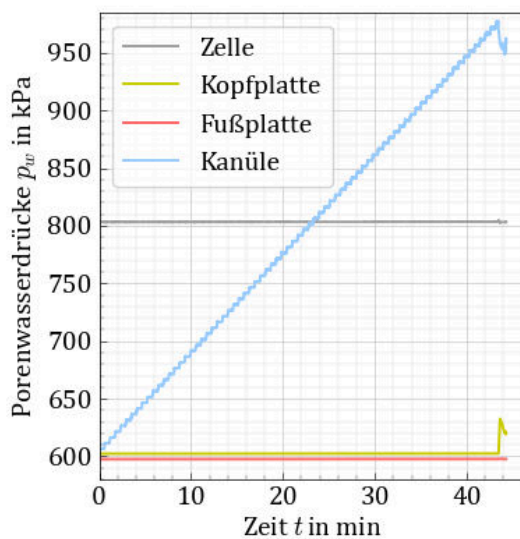


Abbildung B.67: Übersicht zum Versuch IXa i

Versuchsnr.	IXa ii
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 0.5
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 265.0
Rissbild/-intensität	vertikal/ leicht
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 5.10
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: -0.70
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: -1.00
ΔV_{Zelle}	in ml: -2.00

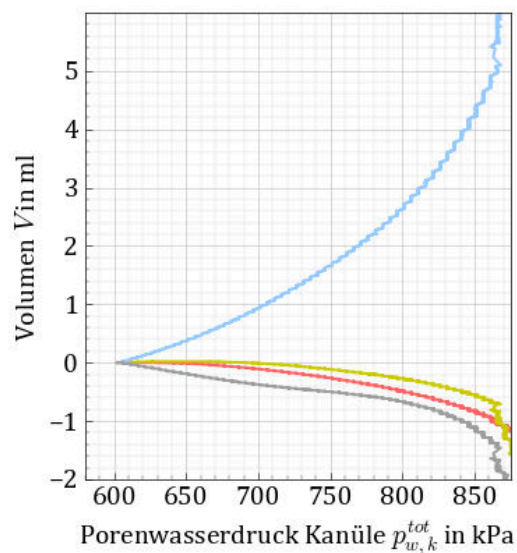
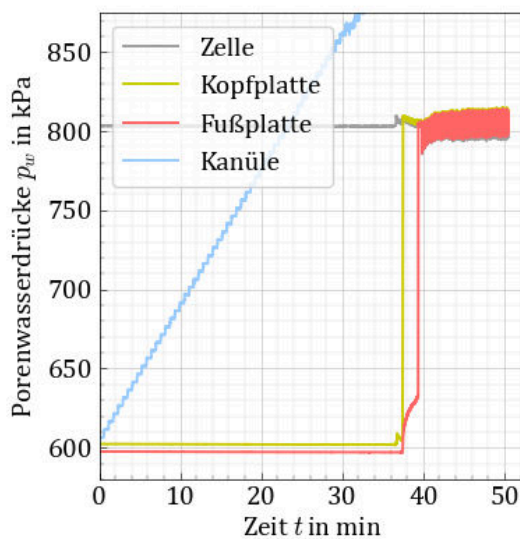


Abbildung B.68: Übersicht zum Versuch IXa ii

Versuchsnr.	IXa iii
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
$\Delta V_{oben} = \Delta V_{unten} = 0$	
Druckstufe Δp_w	in kPa: 5.0
Haltezeit Δt	in min: 0.5
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 320.0
Rissbild/-intensität	-/ -
Volumenänderungen :	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 6.50
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: -0.82
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: -1.30
ΔV_{Zelle}	in ml: -2.90

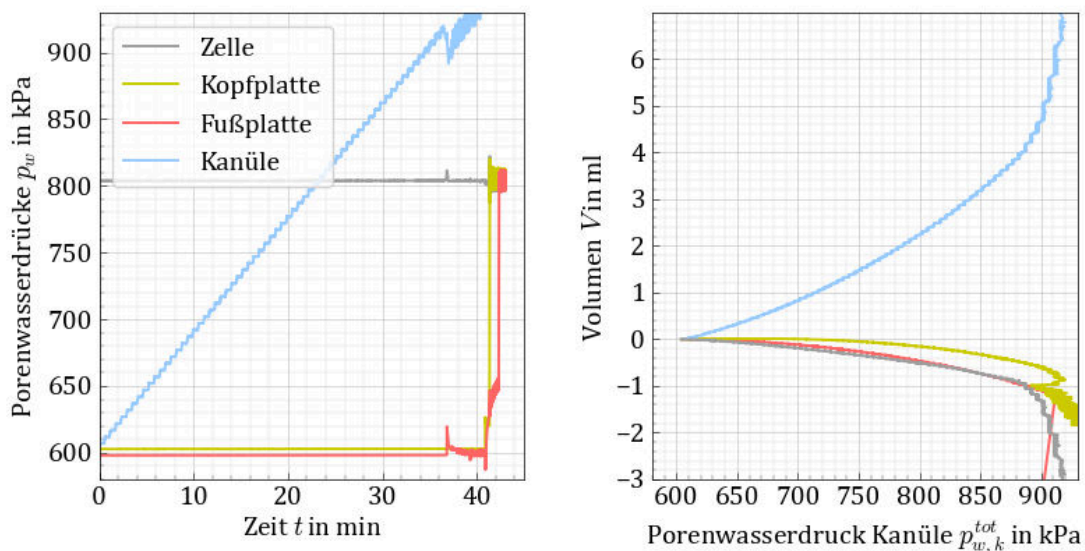


Abbildung B.69: Übersicht zum Versuch IXa iii

Versuchsnr.	IXb i	
Material	K (Kaolin)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Volumenstrom Q_k	in ml/min:	0.20



Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	357.0
Rissbild/-intensität	-/ -	
Volumenänderungen :		
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	2.08
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	-0.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-0.10
ΔV_{Zelle}	in ml:	-0.20

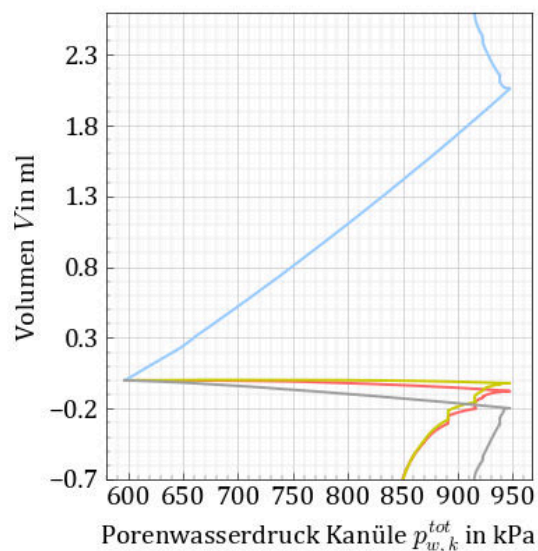
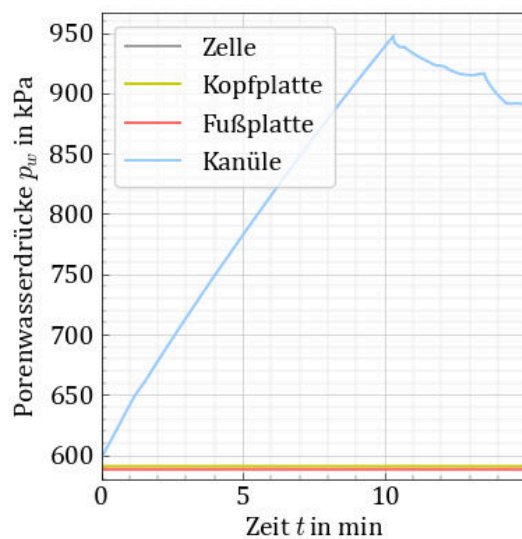
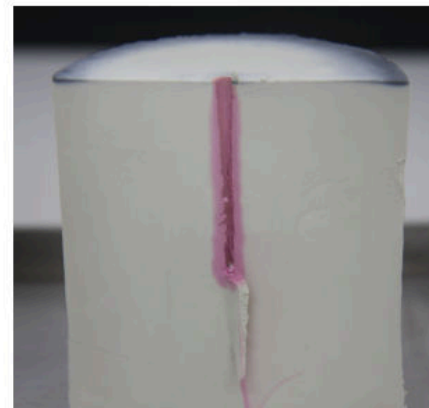


Abbildung B.70: Übersicht zum Versuch IXb i

Versuchsnr.	IXb ii
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.20
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 260.0
Rissbild/-intensität	-/ -
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 5.50
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: -1.50
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: -1.20
ΔV_{Zelle}	in ml: -0.50

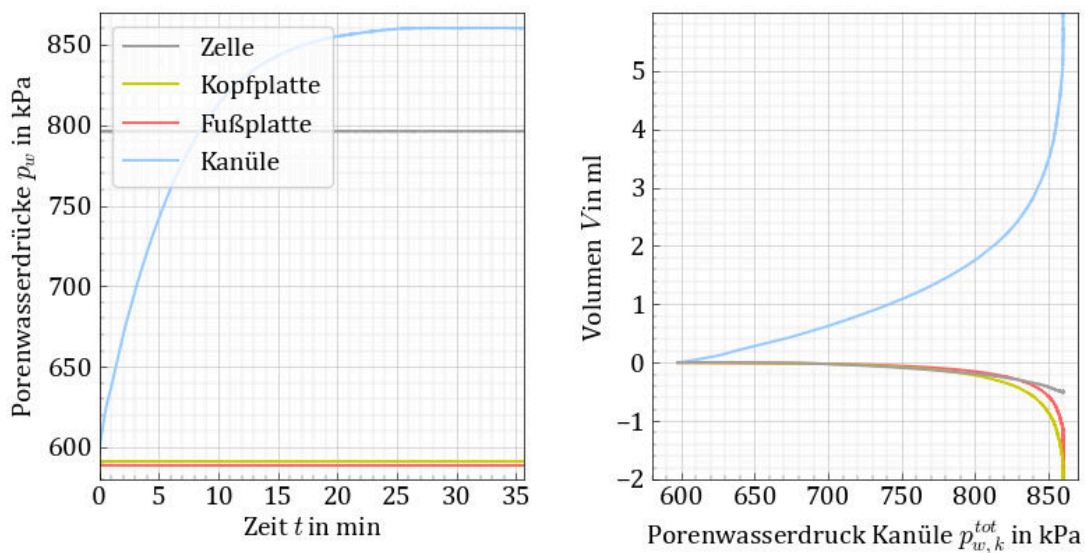


Abbildung B.71: Übersicht zum Versuch IXb ii

Versuchsnr.	IXb iii
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.20
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 290.0
Rissbild/-intensität	-/ -
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 2.25
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: -0.05
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: -0.05
ΔV_{Zelle}	in ml: -0.10

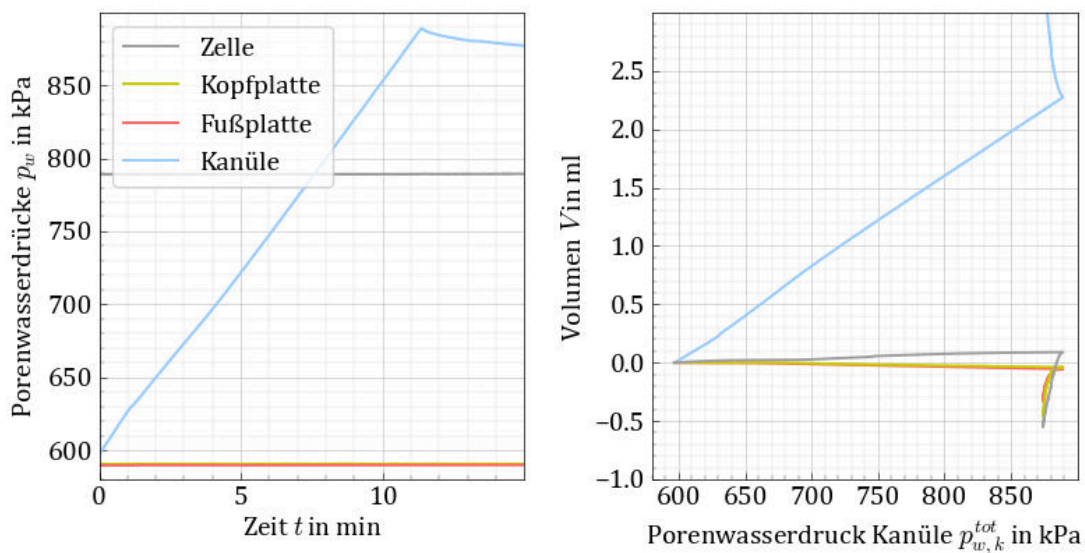


Abbildung B.72: Übersicht zum Versuch IXb iii

Versuchsnr.		IXc i
Material		K (Kaolin)
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Volumenstrom Q_k	in ml/min:	0.60



Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	280.0
Rissbild/-intensität	-/ -	
Volumenänderungen :		
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	1.80
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	-0.05
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-0.05
ΔV_{Zelle}	in ml:	-0.20

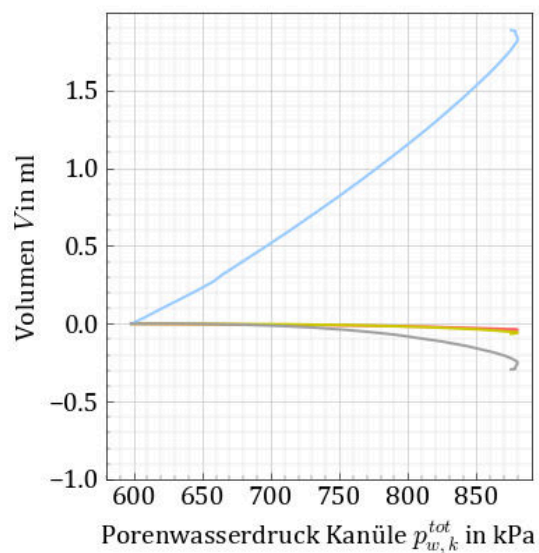
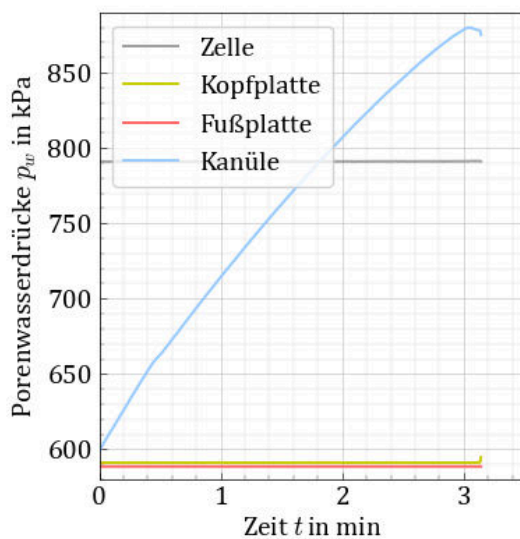


Abbildung B.73: Übersicht zum Versuch IXc i

Versuchsnr.	IXc ii
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.60



Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 310.0
Rissbild/-intensität	-/ -
Volumenänderungen	:
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 2.90
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: -0.05
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: -0.05
ΔV_{Zelle}	in ml: -0.60

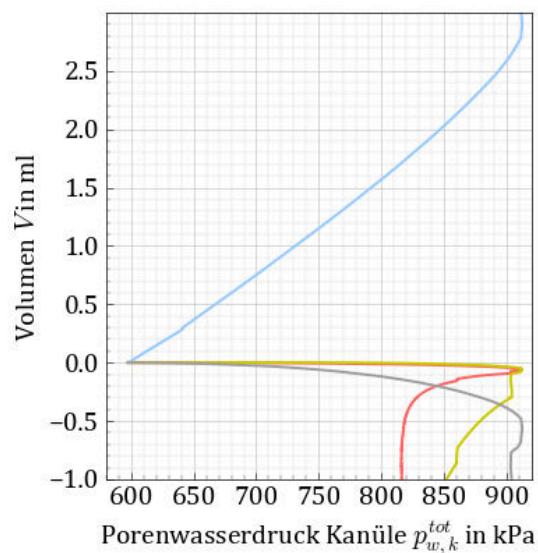
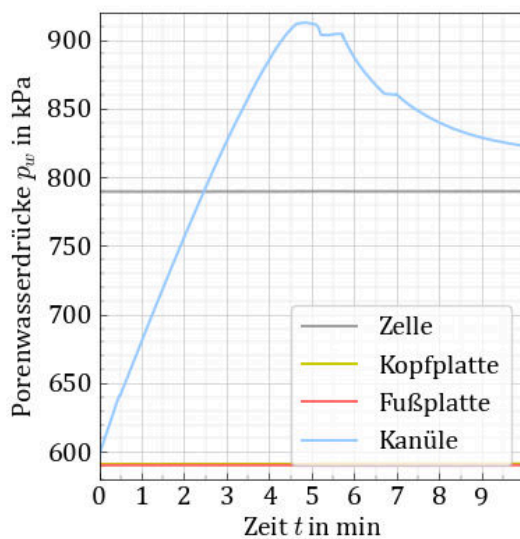
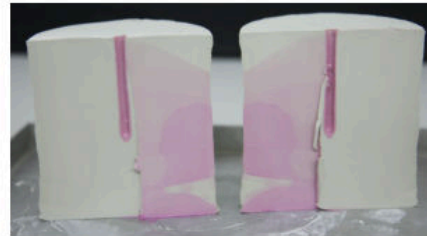
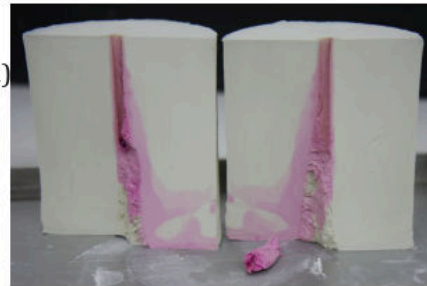


Abbildung B.74: Übersicht zum Versuch IXc ii

Versuchsnr.		IXc iii
Material		K (Kaolin)
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Volumenstrom Q_k	in ml/min:	0.60



Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	272.0
Rissbild/-intensität	vertikal/ -	
Volumenänderungen :		
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	1.75
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	-0.01
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-0.01
ΔV_{Zelle}	in ml:	-0.20

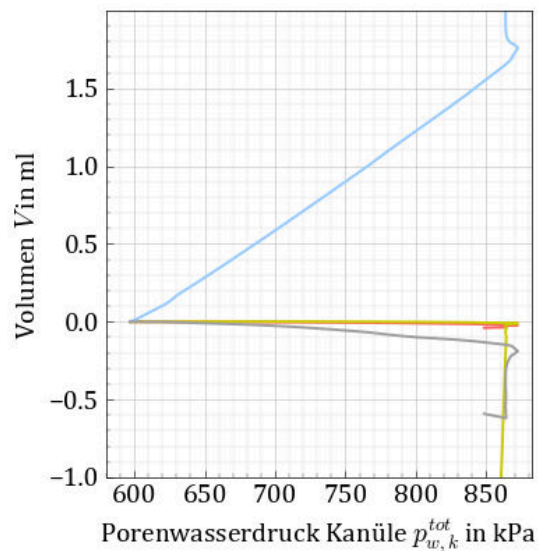
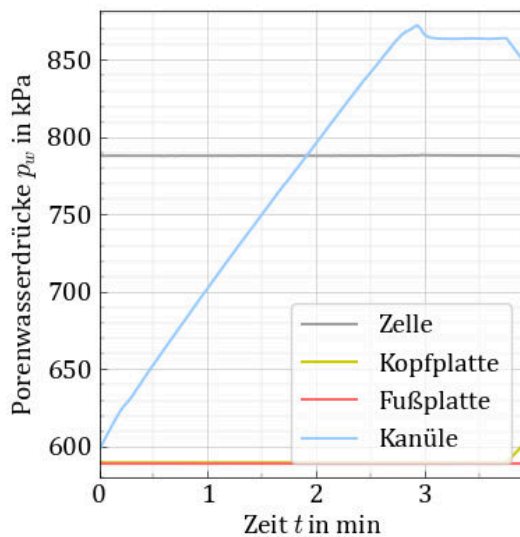
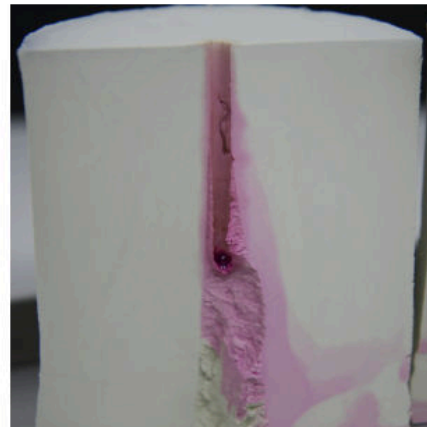


Abbildung B.75: Übersicht zum Versuch IXc iii

Versuchsnr.	Xa i	
Material	K (Kaolin)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
$\Delta V_{oben} = \Delta V_{unten} = 0$		
Volumenstrom Q_k	in ml/min:	0.02
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	130.0
Rissbild/-intensität	-/	-
Volumenänderungen		
	:	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	4.30
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	0.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	0.00
ΔV_{Zelle}	in ml:	-3.20

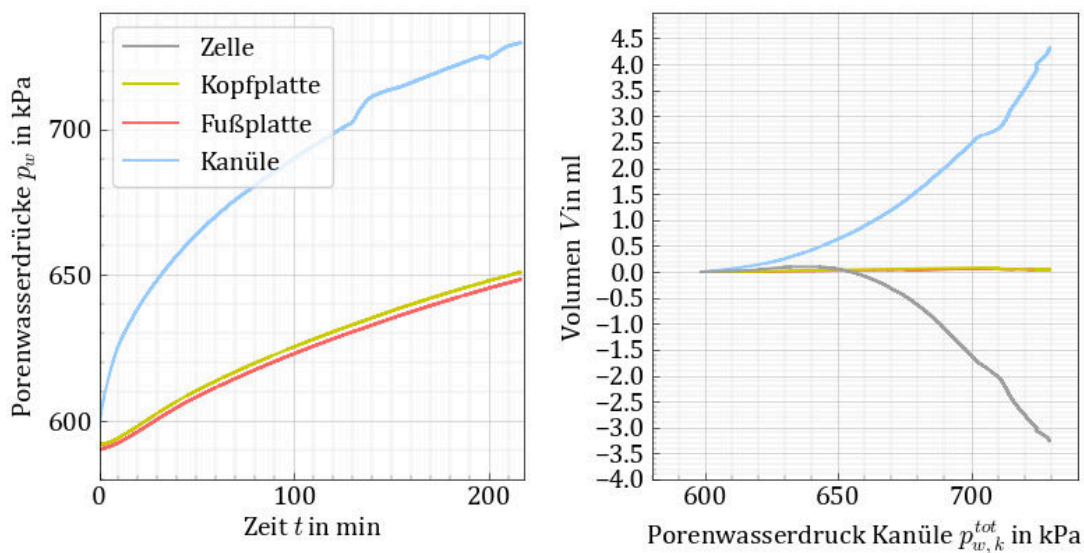


Abbildung B.76: Übersicht zum Versuch Xa i

Versuchsnr.		Xb i
Material		K (Kaolin)
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
$\Delta V_{oben} = \Delta V_{unten} = 0$		
Volumenstrom Q_k	in ml/min:	0.20
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	250.0
Rissbild/-intensität	-/	-
Volumenänderungen		
	:	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	2.50
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	0.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	0.00
ΔV_{Zelle}	in ml:	-0.90

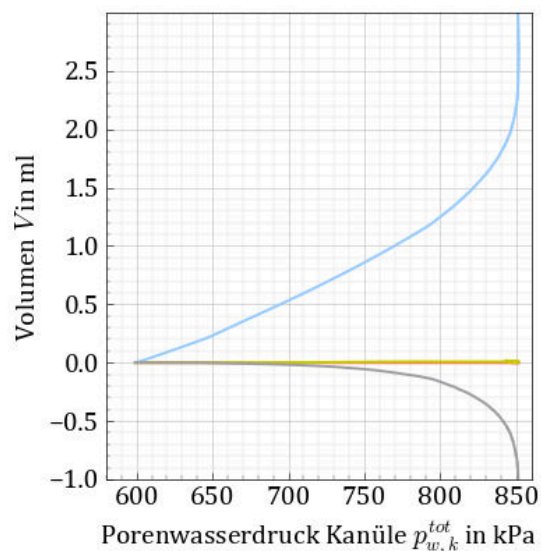
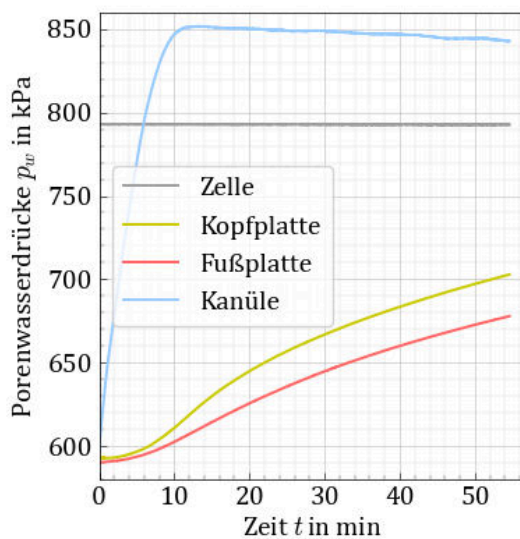


Abbildung B.77: Übersicht zum Versuch Xb i

Versuchsnr.	Xb ii
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
$\Delta V_{oben} = \Delta V_{unten} = 0$	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.20
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 352.0
Rissbild/-intensität	vertikal/ leicht
Volumenänderungen	
	:
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 2.10
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: 0.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: 0.00
ΔV_{Zelle}	in ml: -0.30

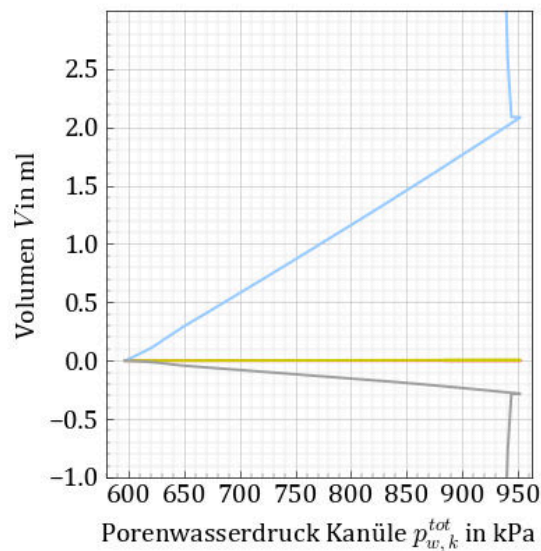
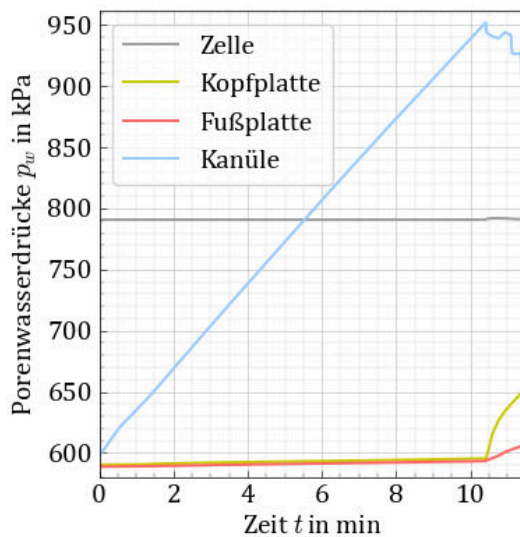


Abbildung B.78: Übersicht zum Versuch Xb ii

Versuchsnr.	Xb iii
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
$\Delta V_{oben} = \Delta V_{unten} = 0$	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.20
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 570.0
Rissbild/-intensität	vertikal/ leicht
Volumenänderungen	
	:
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 3.15
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: 0.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: 0.00
ΔV_{Zelle}	in ml: -0.08

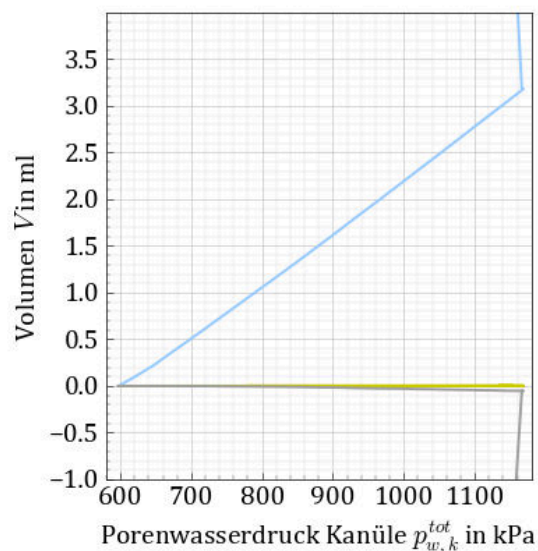
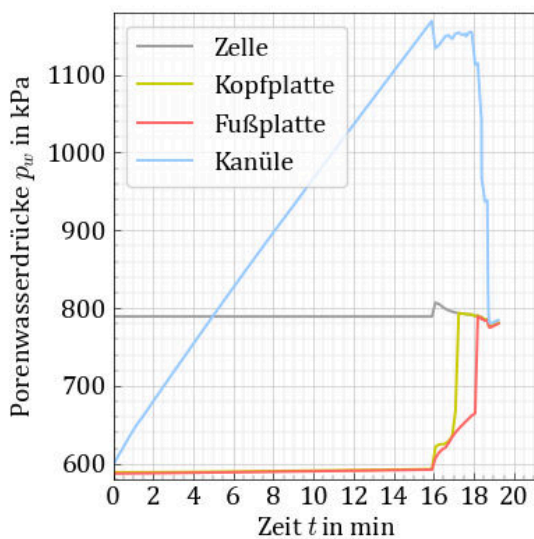
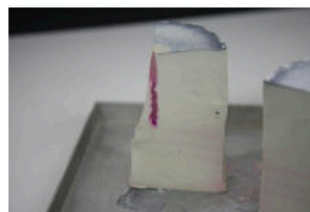
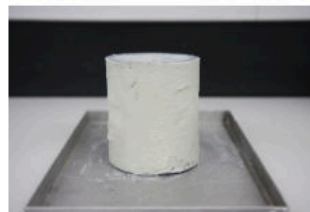


Abbildung B.79: Übersicht zum Versuch Xb iii

Versuchsnr.	Xb iv
Material	K (Kaolin)
Ausgangszustand	
mittlere Spannung p	in kPa: 200.0
Überkonsolidierung OCR	: 1.0
Spannungsverhältnis K	: 1.0
Backpressure	in kPa: 600.0
Belastung	
$\Delta V_{oben} = \Delta V_{unten} = 0$	
Volumenstrom Q_k	in ml/min: 0.20
Auswertung	
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa: 262.0
Rissbild/-intensität	-/ -
Volumenänderungen :	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml: 2.75
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml: 0.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml: 0.00
ΔV_{Zelle}	in ml: -0.90

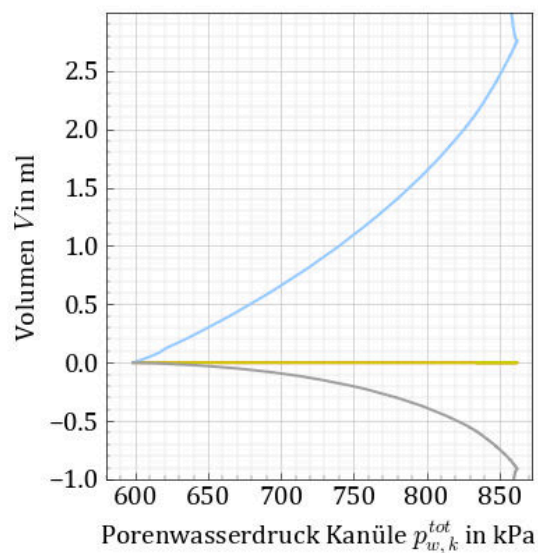
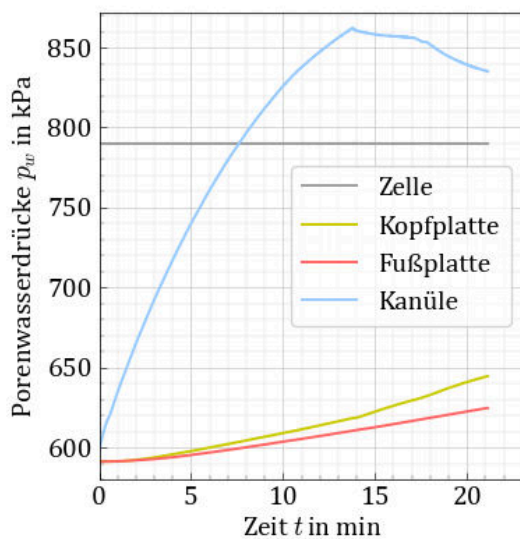
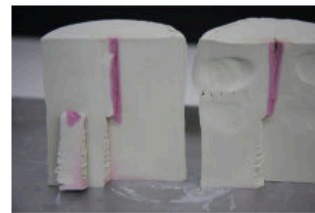
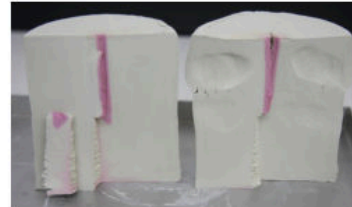


Abbildung B.80: Übersicht zum Versuch Xb iv

B.3 Versuche an Bentonitproben

Versuchsnr.	XIa i	
Material	B (Bentonit)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	325.0
Rissbild/-intensität	vertikal/	deutlich
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	2.70
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	0.10
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-0.10
ΔV_{Zelle}	in ml:	0.65

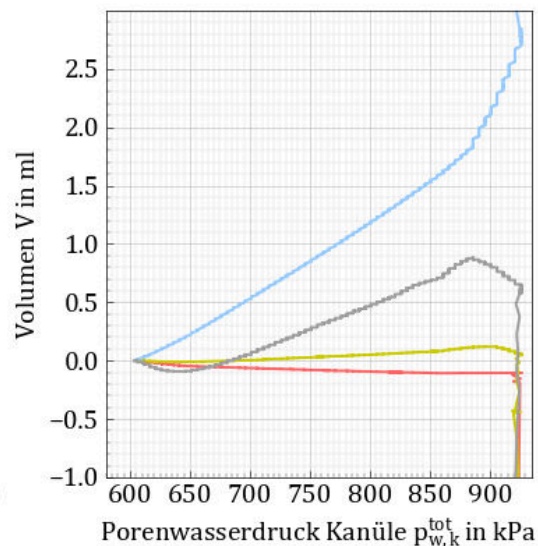
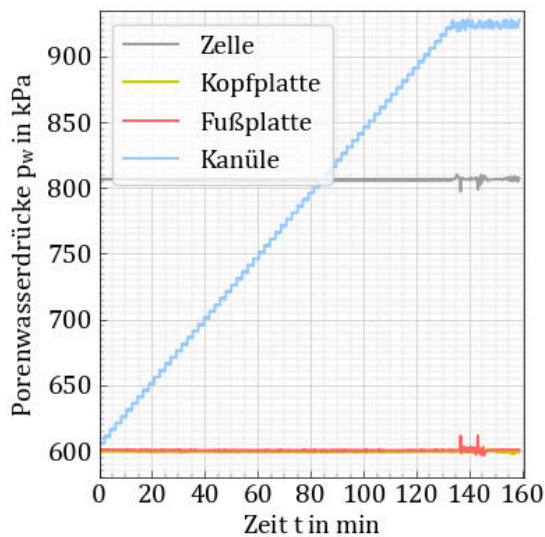
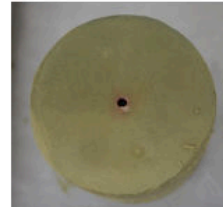


Abbildung B.81: Übersicht zum Versuch XIa i

Versuchsnr.	XIb i	
Material	B (Bentonit)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	300.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	500.0
Rissbild/-intensität	-/	minimal
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	4.10
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	0.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	0.00
ΔV_{Zelle}	in ml:	0.70

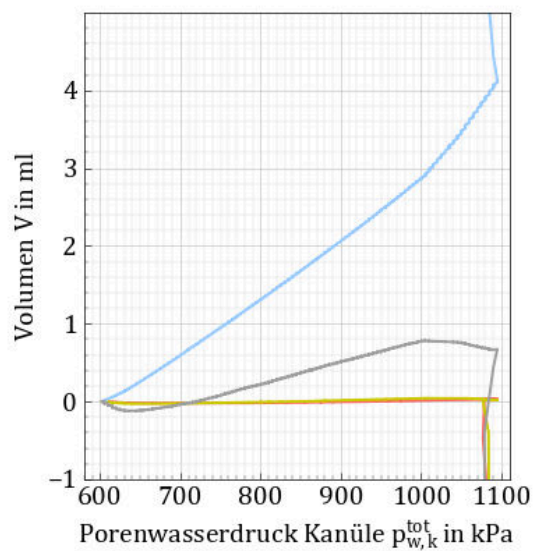
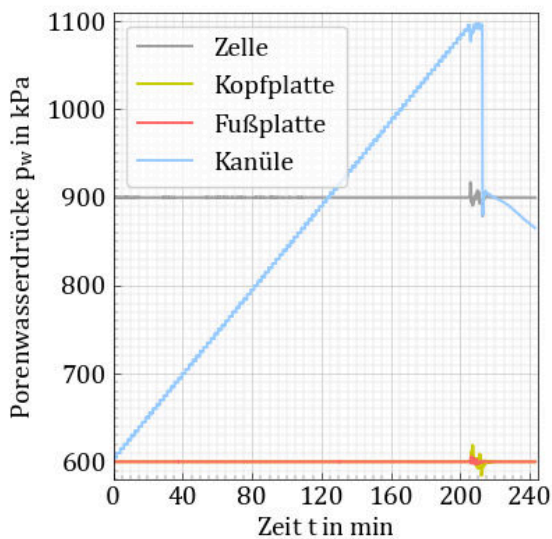


Abbildung B.82: Übersicht zum Versuch XIb i

Versuchsnr.	X1c i	
Material	B (Bentonit)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	400.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	820.0
Rissbild/-intensität	diagonal/ bis Rand	
Volumenänderungen :		
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	8.40
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	0.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	0.00
ΔV_{Zelle}	in ml:	-2.00

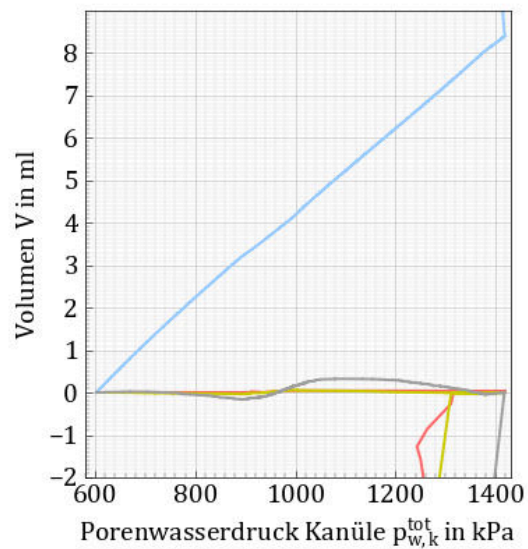
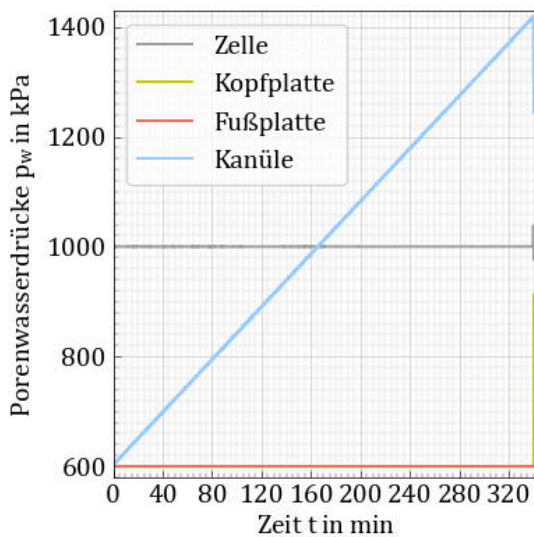


Abbildung B.83: Übersicht zum Versuch X1c i

B.4 Versuche an proctorverdichteten Proben

Versuchsnr.	XIIb i	
Material	U (Apolda, w=16,4%)	
Ausgangszustand		
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0
Überkonsolidierung OCR	:	1.0
Spannungsverhältnis K	:	1.0
Backpressure	in kPa:	600.0
Belastung		
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0
Haltezeit Δt	in min:	2.0
Auswertung		
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	460.0
Rissbild/-intensität	horizontal/	deutlich
Volumenänderungen	:	
$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	13.50
$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	13.00
$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-19.20
ΔV_{Zelle}	in ml:	0.00

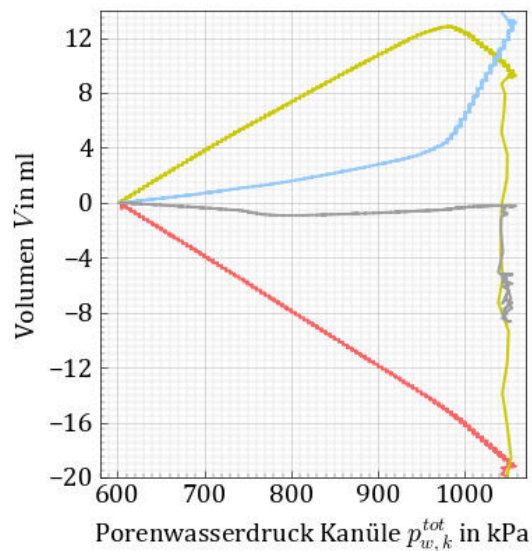
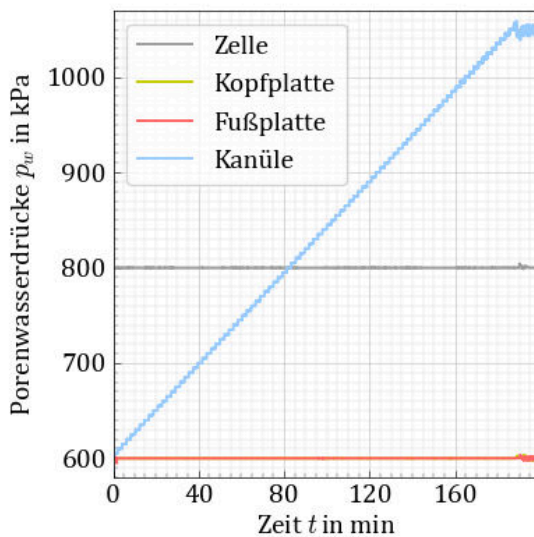
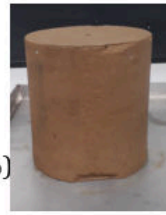


Abbildung B.84: Übersicht zum Versuch XIIb i

Versuchsnr.	XIIc i		
Material	K (Kaolin w=25.3%)		
Ausgangszustand			
mittlere Spannung p	in kPa:	200.0	
Überkonsolidierung OCR	:	1.0	
Spannungsverhältnis K	:	1.0	
Backpressure	in kPa:	600.0	
Belastung			
Druckstufe Δp_w	in kPa:	5.0	
Haltezeit Δt	in min:	2.0	
Auswertung			
Aufreißdruck $p_{w, fr}$	in kPa:	360.0	
Rissbild/-intensität	-/ -		
Volumenänderungen	:		
	$\Delta V_{Kanüle}$	in ml:	13.20
	$\Delta V_{Kopfplatte}$	in ml:	-2.00
	$\Delta V_{Fußplatte}$	in ml:	-4.80
	ΔV_{Zelle}	in ml:	-0.60

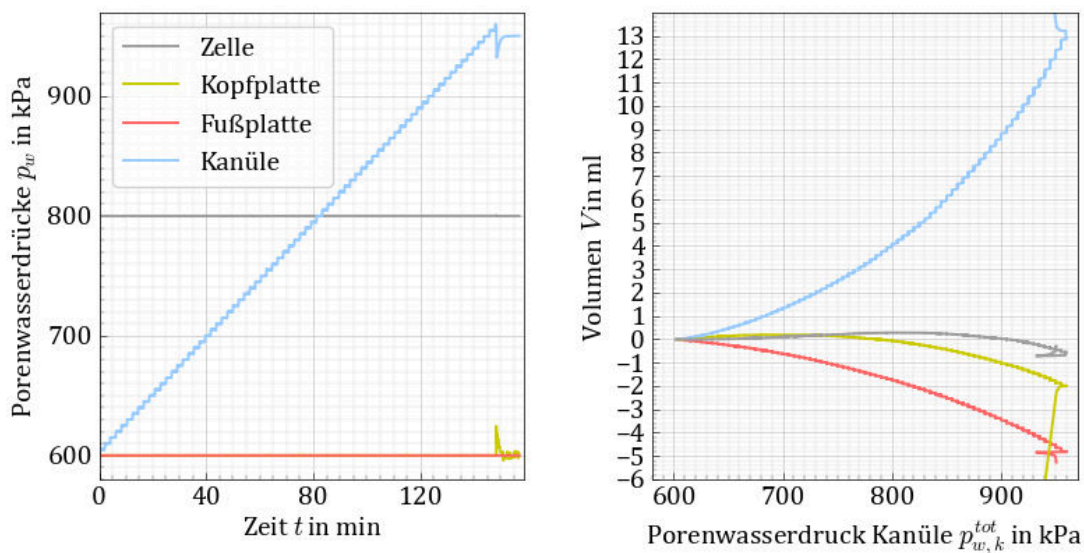


Abbildung B.85: Übersicht zum Versuch XIIc i

C Ergänzende Laborversuche

C.1 CU-Versuche

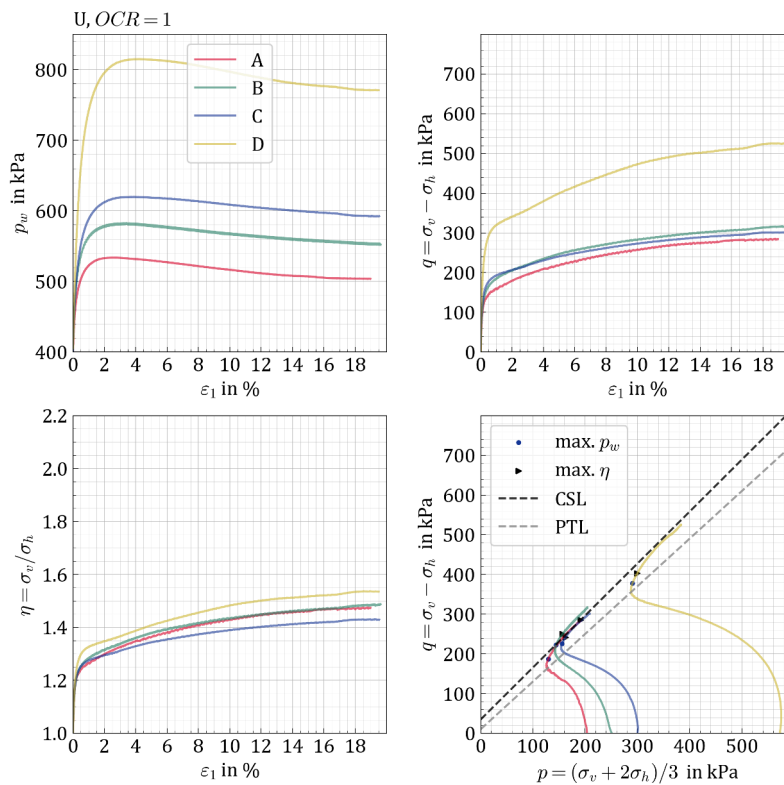


Abbildung C.1: CU-Versuche an Schluffproben mit $OCR = 1$.

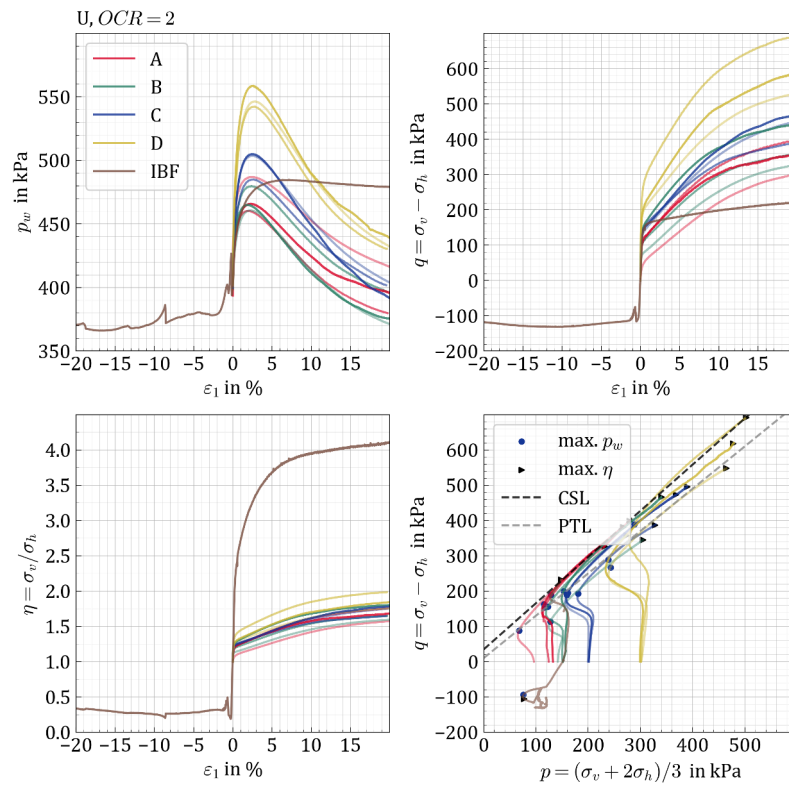


Abbildung C.2: CU-Versuche an Schluffproben mit $OCR = 2$.

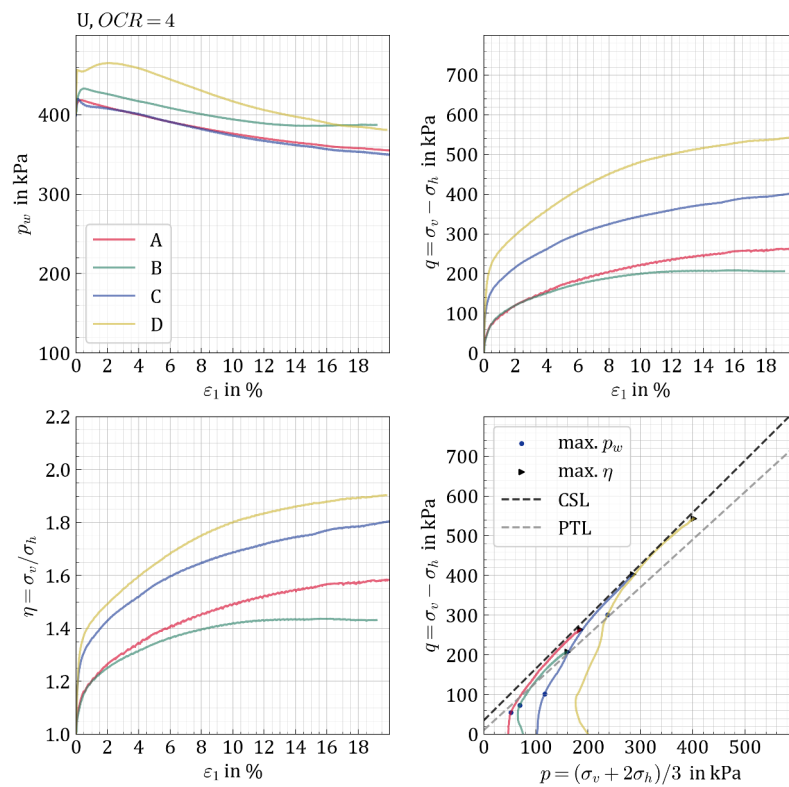


Abbildung C.3: CU-Versuche an Schluffproben mit $OCR = 4$.

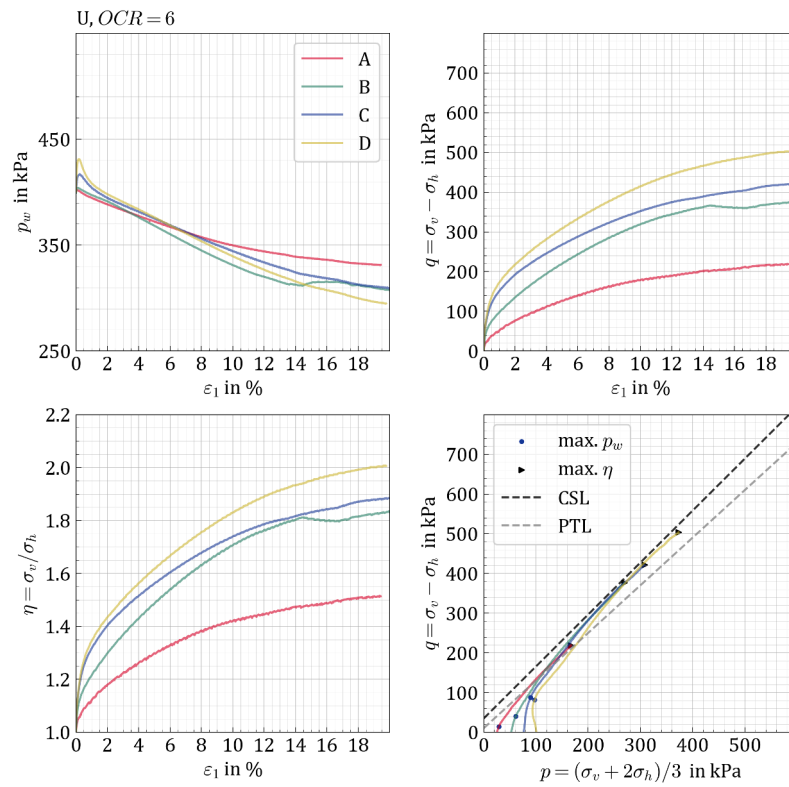


Abbildung C.4: CU-Versuche an Schluffproben mit $OCR = 6$.

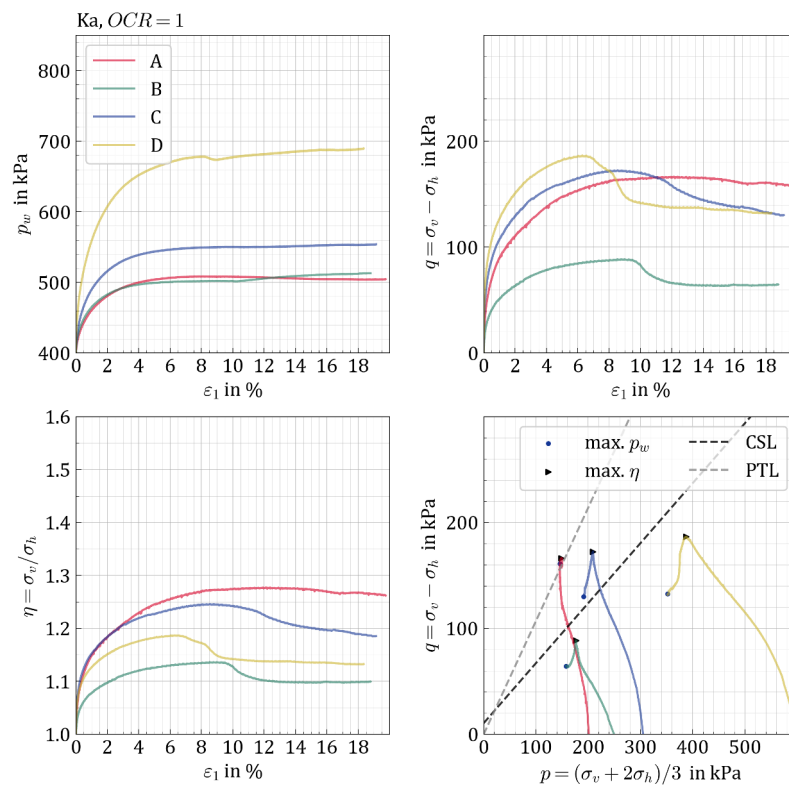


Abbildung C.5: CU-Versuche an Kaolinproben mit $OCR = 1$.

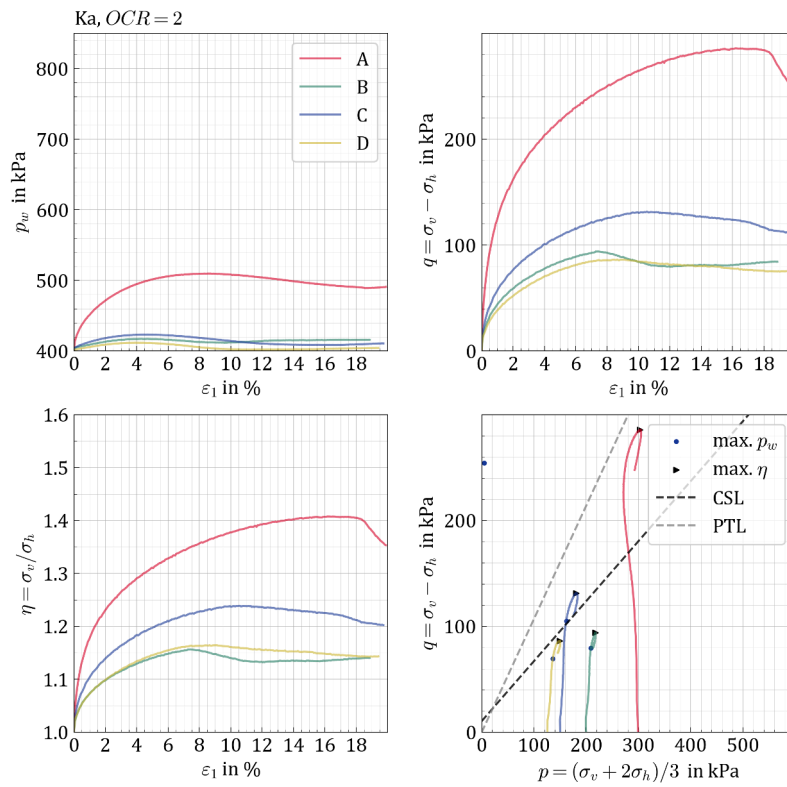


Abbildung C.6: CU-Versuche an Kaolinproben mit $OCR = 2$.

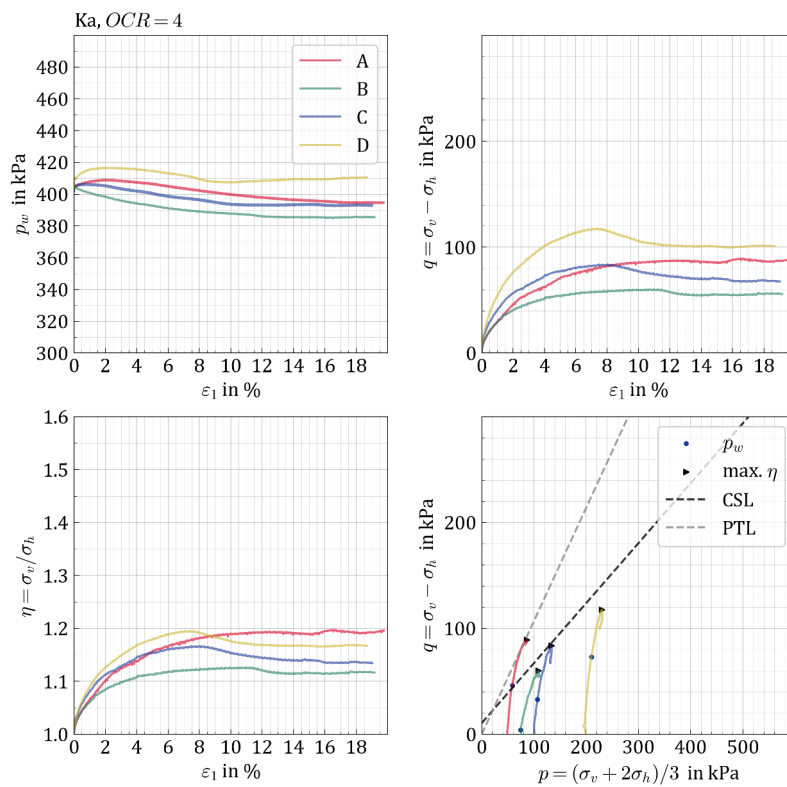
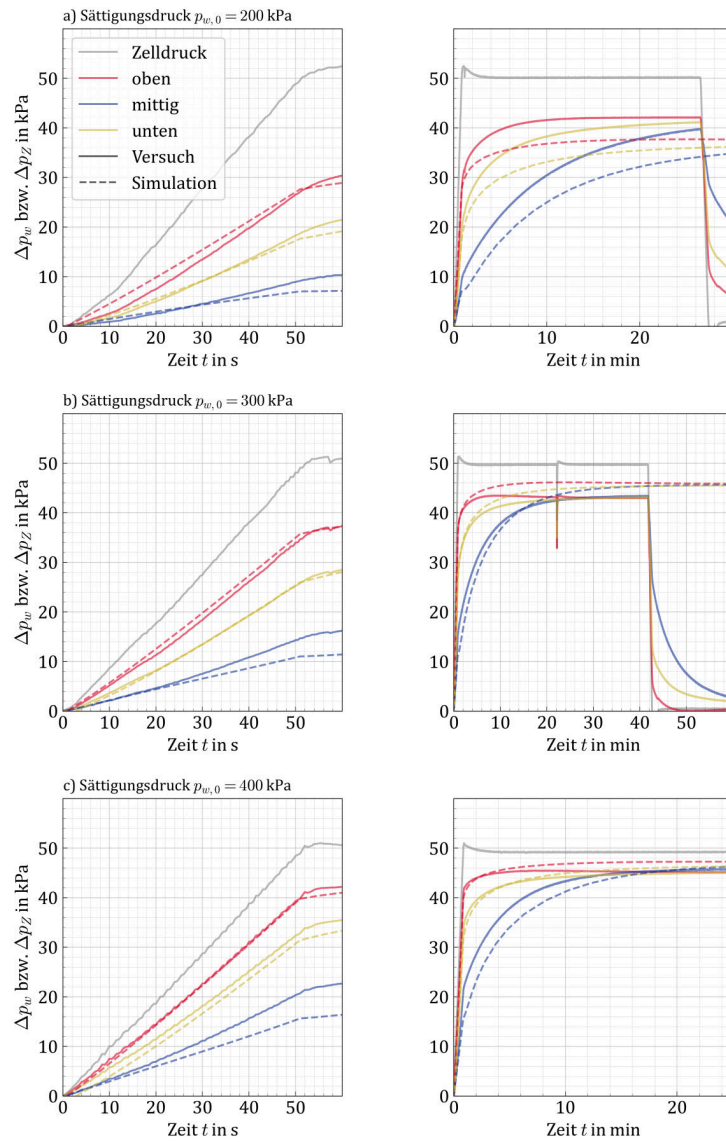


Abbildung C.7: CU-Versuche an Kaolinproben mit $OCR = 4$.

C.2 B-Test



(Fortsetzung auf der nächsten Seite)

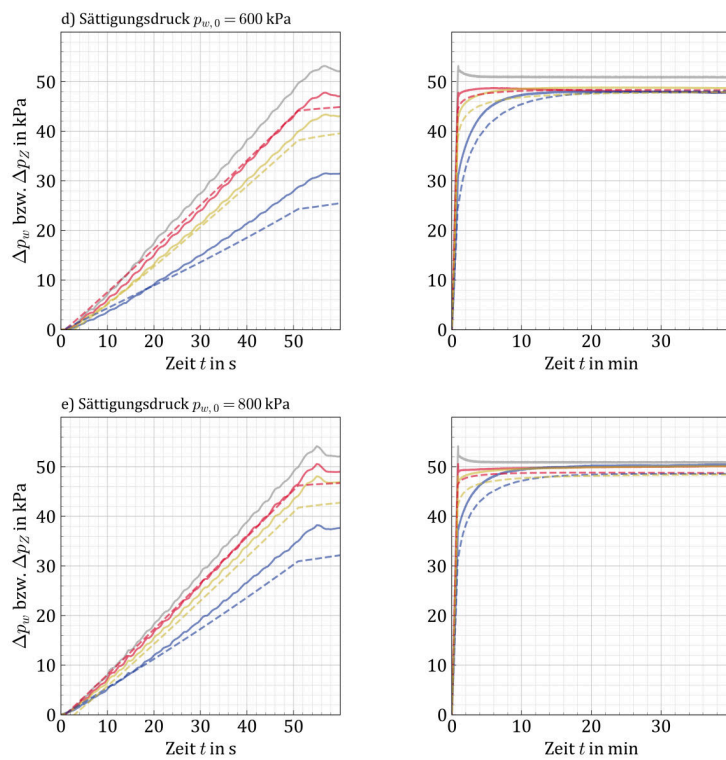
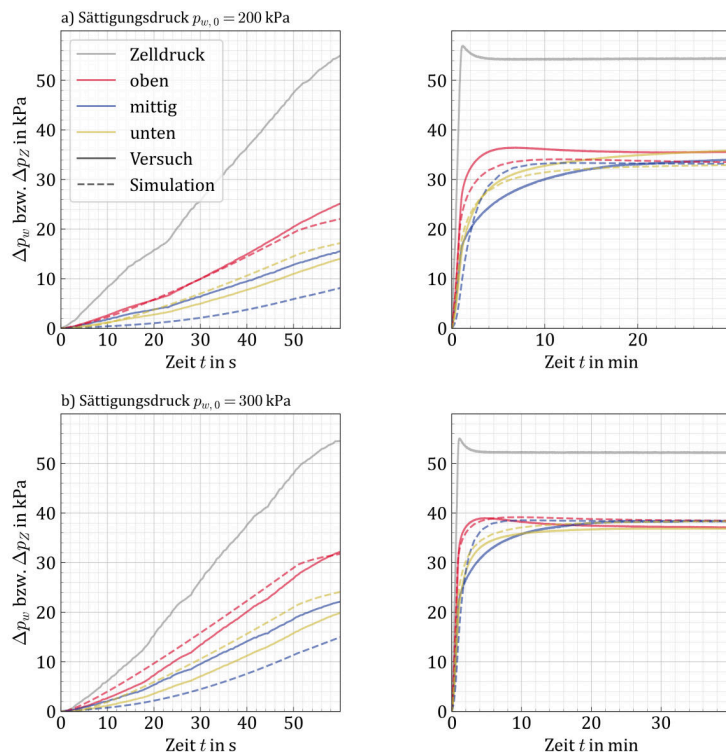


Abbildung C.8: Messung und Simulation B-Tests an Schluffproben mit $p = 50$ kPa. Links: Erste 60 s des B-Tests. Rechts: Betrachtungszeitraum bis zum Druckausgleich.



(Fortsetzung auf der nächsten Seite)

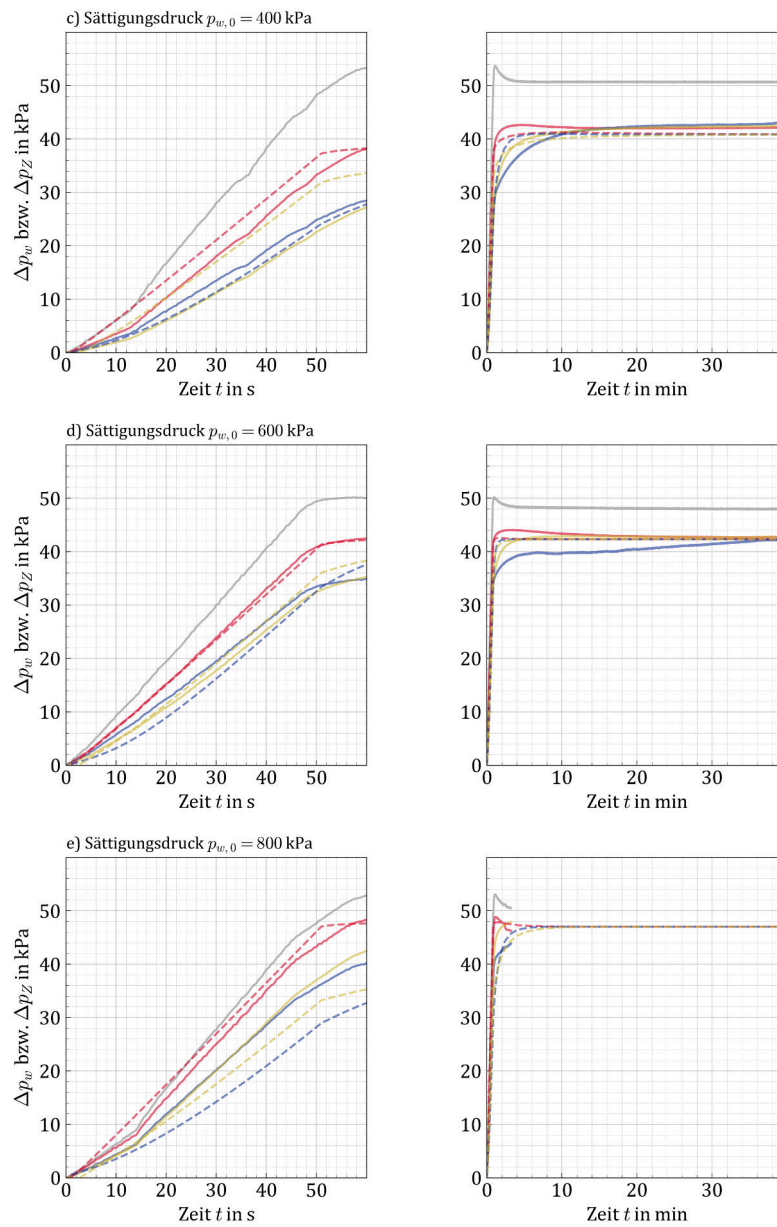
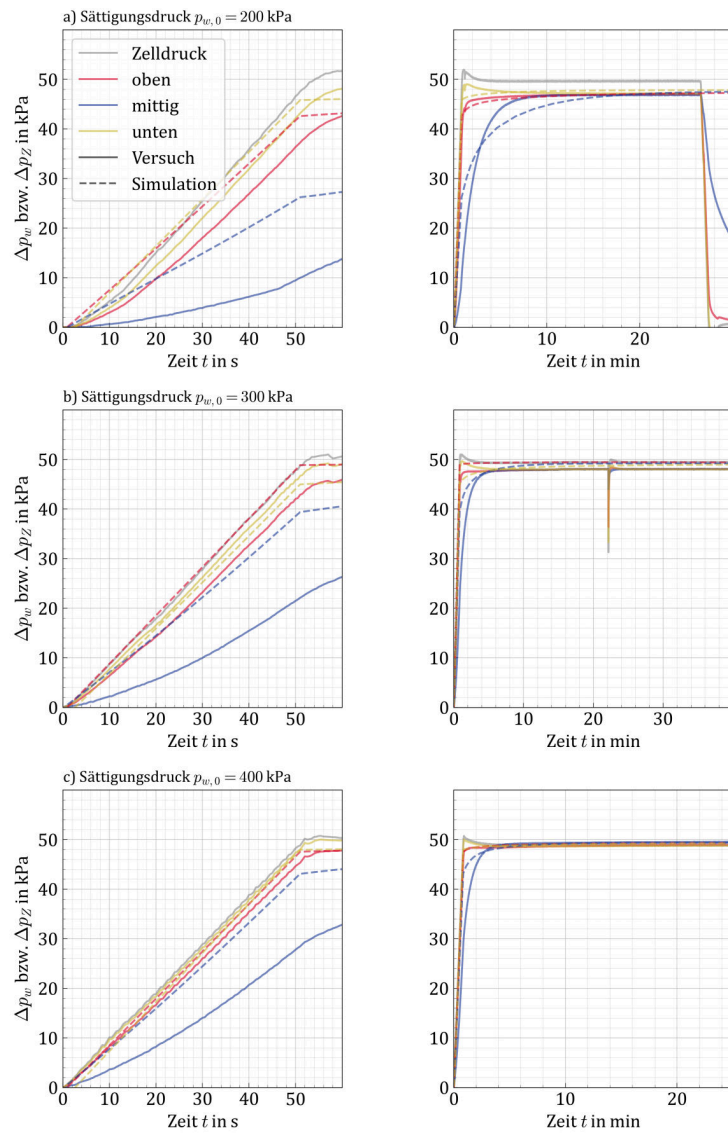


Abbildung C.9: Messung und Simulation B-Tests an Schluffproben mit $p = 20$ kPa. Links: Erste 60 s des B-Tests. Rechts: Betrachtungszeitraum bis zum Druckausgleich.



(Fortsetzung auf der nächsten Seite)

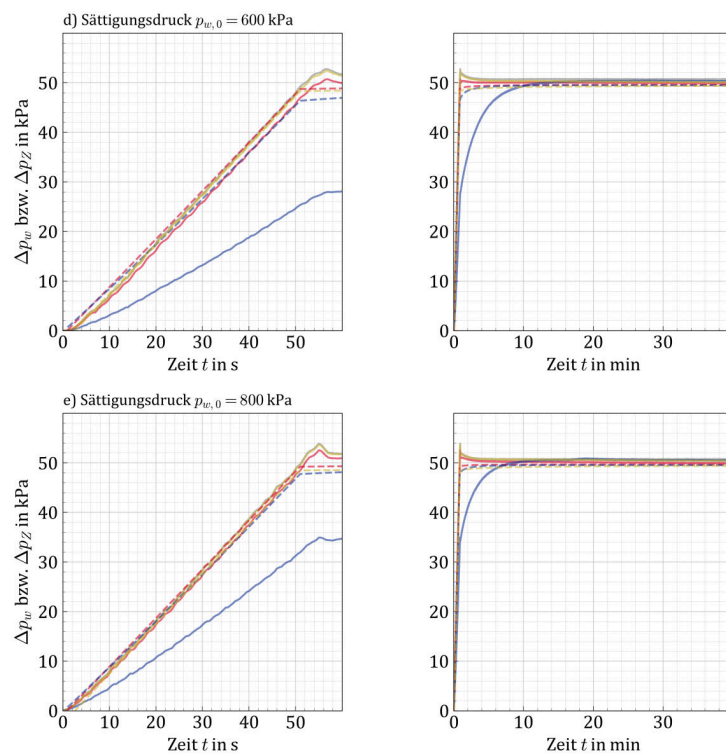


Abbildung C.10: Messung und Simulation B-Tests an Kaolinproben mit $p = 50$ kPa. Links: Erste 60 s des B-Tests. Rechts: Betrachtungszeitraum bis zum Druckausgleich.

D Vergleichsrechnungen mit Rissmodellen der Literatur

Tabelle D.1: Zusammenstellung der Versuchsergebnisse aus den Versuchen an Schluffproben für den Literaturvergleich.

Versuchs- variante	initialer Spannungszustand		Belastung $\Delta p_w / \Delta t$ in kPa/s	Aufreißdruck $p_{w,fr}$ in kPa
	σ_h in kPa	K		
Ia	100	1,00	5/120	175
Ib	200	1,00	5/120	354
Ic	300	1,00	5/120	475
IIa	200	0,65	5/120	408
IIb	300	0,82	5/120	545
IVa	200	1,00	5/30	415
IVb	300	1,00	5/30	490
IVc	200	1,00	5/600	325
IVd	300	1,00	1	575

D.1 Rissmodelle mit Zugversagen

Hubbert & Willis [47] und Scheidegger [83, 84]

Für die Bestimmung der Zugfestigkeit nach [47] wurde die Tangentialspannung verwendet, die aus der Superposition der Spannungszustände aus der Bohrlochherstellung und dem Bohrlochinnendruck direkt am Bohrloch ($r = a$) resultiert. Mit $\sigma_h = \sigma_H$ berechnet sich die Tangentialspannung nach der Bohrlochherstellung zu $\sigma_\theta = 2\sigma_h$. Nach den Gleichungen 3.2 ergibt sich mit $r = a$ und $\Delta p_w = p_{w,fr}$ die Änderung der Tangentialspannung durch den Aufreißdruck $p_{w,fr}$ zu $\Delta\sigma_\theta = -p_{w,fr}$. Aus der Superposition mit dem Anfangsspannungszustand resultiert: $\sigma_t = \sigma_\theta(p_{w,fr}) = 2\sigma_h - p_{w,fr}$. Dies entspricht für $\sigma_h = \sigma_H$ der Gleichung 3.3a in [83] (ohne Leakoff).

Damit resultieren für die Tangentialspannungen aus den Aufreißdrücken der Versuchsreihe I $\sigma_\theta = \sigma_t = 25,46$ und 146 kPa. Die Spannungen liegen im Druckbereich. Mit den Modellen von

[47] und [83] treten bei Verwendung der Versuchsdaten keine effektiven Zugspannungen auf. Mit dem Ansatz nach [84] für eine punktförmige hydraulisch Belastungsquelle und Berücksichtigung eines dreidimensionalen Spannungszustands mit $\sigma_x < \sigma_y < \sigma_z$ berechnen sich für den isotropen Spannungszustand in der Versuchsreihe I ($\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z$) die Zugspannungen unmittelbar an der Belastungsstelle zu $\sigma_t = -238,477$ und 688 kPa. Damit resultieren aus dem Ansatz in [84] Zugspannungen in einem unplausible hohen Zugbereich.

Haimson & Fairhurst [42] und Schmitt & Zoback [85]

In dem Rissmodell nach [42] wird zur Berücksichtigung des Leakoffs das Verhältnis der Kompressibilität der Bodenmatrix C_m zu der des gesamten Bodens C_{mf} durch den Parameter $\alpha = 1 - C_m/C_{mf}$ verwendet. Da α nicht experimentell für die Schluffproben ermittelt wurde, werden alternative Ansätze zur Bestimmung der Kompressionsmodule $K_m = 1/C_m$ und $K_{mf} = 1/C_{mf}$ verwendet. Die Kompressibilität der Bodenmatrix $C_m = 1/K_m$ wurde aus dem spannungsabhängigen Steifemodul $E_s(p)$ der Wiederbelastung im Oedometerversuch (siehe Abschnitt 4.1) mit der Poissonzahl $\nu = 0,3$ berechnet und die Kompressibilität des Bodens $C_{mf} = 1/K_{mf}$ aus dem Kompressionsmodul des Fluids und der Matrix zu $K_{mf} = nK_{wg} + (1 - n)K_m$ mit der Porosität $n = 0,35$ ermittelt. K_{wg} wurde nach der Gleichung 4.4.7 mit $S_r = 0,9$ und $p_{w,0} = 600$ kPa berechnet. Alternativ wurde K_{mf} aus dem undrainierten Steifemodul E_u aus dem einaxialen Druckversuch mit $\nu \approx 0,5$ bestimmt.

Bei Verwendung von E_s resultiert für den Bereich der effektiven Vertikalspannungen von $100 \leq \sigma_v \leq 300$ kPa für den Parameter $0,27 \leq \alpha \leq 0,30$ und bei Verwendung von E_u ergibt sich $0,83 \leq \alpha \leq 0,89$.

Aus der Gleichung 3.8 resultieren für die Versuchsreihe I Zugspannungen von $\sigma_t = -523, -1050$ und -1469 kPa bei der Verwendung von E_s und $\sigma_t = -544, -1096$ und -1533 kPa bei der Verwendung von E_u . Die Zugfestigkeiten sind damit unrealistisch hoch.

Ein weiterer Kritikpunkt an dem Modell ist, dass α bei der Anwendung auf die eigenen Versuche einen relativ geringen Einfluss auf die berechnete Zugfestigkeit hat. Für $\sigma_v = \sigma_h$ und $\nu = 0,3$ liegt die Zugfestigkeit für $0 < \alpha < 1$ im Bereich von $1,43p_{w,fr} + 2\sigma_h < \sigma_t < 2p_{w,fr} + 2\sigma_h$.

Für das Rissmodell nach [85], das eine Erweiterung der Ansätze von [84] und [42] darstellt, ist der Parameter β zu bestimmen, der in [85] experimentell anhand von Aufreißdrücken in Festgesteinsproben und der Gleichung 3.11 unter Verwendung der Zugfestigkeit des Gesteins ermittelt wurde. Da die Zugfestigkeit für Schluffproben nicht bekannt ist, stehen in den Gleichungen 3.11 zwei Unbekannte σ_t und β .

Unter der Annahme, dass die Zugfestigkeit des Materials unabhängig vom Leakoff ist, kann aus den beiden Gleichungen 3.11 mit den Aufreißdrücken aus den Versuchsvarianten Ic (mit Leakoff) und IVd (ohne Leakoff) der Parameter $\beta = \alpha \frac{1-2\nu}{1-\nu} - 1 + \frac{p_{w,fr}^{IVd}}{p_{w,fr}^{Ic}}$ berechnet werden. Daraus ergibt sich mit der Porosität $n = 0,35$ der Schluffproben $\beta = 0,38$. Der Parameter $alpha$ in der Gleichung

3.11 wird für die Version mit Leakoff anhand von E_s bestimmt und für die Version ohne Leakoff anhand von E_u . Mit α und β werden durch Einsetzen der Aufreißdrücke in die Gleichungen 3.11 die Zugfestigkeiten bei einer Belastung mit Leakoff in Versuchsreihe I zu $\sigma_t = -356, -340$ und 395 kPa und für eine Belastung ohne Leakoff in der Variante IVd zu $\sigma_t = -195$ kPa bestimmt. Damit sind die Zugfestigkeiten aus dem Modell nach [85] für Versuche mit und ohne Leakoff unplausibel hoch.

Bjerrum et al. [16]

Für das Rissmodell nach [16] sind die Parameter α und β zu ermitteln, die entweder aus den Gleichungen im Anhang von [16] aus dem Reibungswinkel φ , dem Elastizitätsmodul E und der Poissonzahl ν des Bodenmaterials bei einer effektiven mittleren Spannung von p berechnet oder vereinfacht anhand des Verhältnisses von $\frac{E}{Kp(1-\nu)}$ aus einer Tabelle in [16] abgeschätzt werden können. In der Tabelle werden die Böden abhängig von $\frac{E}{Kp(1-\nu)}$ in drei Kompressibilitätsklassen unterteilt. Für die Klassen sind in [16] Wertebereiche für α und β angegeben.

Zur Bestimmung von α und β für die Schluffproben wurden $\varphi = 35^\circ$, $\nu = 0,3$ und für E entweder der spannungsabhängigen Steifemodul $E_s(p)$ der Oedometerversuche oder die undrainierte Steifigkeit E_u der einaxialen Druckversuche verwendet. Nur bei der Verwendung von E_u liegt $\frac{E}{K_0p_0(1-\nu)}$ der Schluffproben in dem in [16] tabellierten Wertebereich. Mit E_s ist der Schluff steifer als die in [16] betrachteten Böden. Die Verwendung des Ansatzes nach [16] mit Werten außerhalb des vorgesehenen Wertebereichs führt zu unrealistischen Werten und daher wird die Auswertung anhand E_s nicht weiter betrachtet.

In dieser Arbeit wurde aus den einaxialen Druckversuchen keine druckabhängige undrainierte Steifigkeit $E_u(p)$ ermittelt und für das Rissmodell wird $E_u 450$ kPa für alle Schluffproben verwendet. Damit werden nach [16] Proben mit der Zunahme von p als kompressibler eingestuft.

Anhand der Gleichung 3.16 wird zwischen einer Rissentstehung vor und nach einer Hohlräumeaufweitung unterschieden. Für die Versuchsreihe I tritt bei $p = 100$ und 200 kPa der Riss vor der Hohlräumeaufweitung beim Erreichen der Zugfestigkeiten von $\sigma_t = -11$ bzw. -53 kPa ein. Für $p = 300$ kPa wird $\sigma_t = -77$ kPa nach der Hohlräumeaufweitung erreicht. Bei der Versuchsreihe II tritt der Riss nach der Hohlräumeaufweitung bei wesentlich höheren Zugfestigkeiten von $\sigma_t = -229$ und -249 kPa ein. Für die Versuchsvarianten IVa, IVb und IVd bei schneller Belastungsgeschwindigkeit im Vergleich zur Reihe I tritt entsprechend der Beobachtung in den Versuchen die Rissentstehung nach der Hohlräumeaufweitung bei $\sigma_t = -128, -99$ und -220 kPa ein. Allerdings nehmen die berechneten Zugfestigkeiten für die Versuche mit schneller Belastung unrealistisch hohe Werte an.

Widjaja [107]

In dem Rissmodell nach [107] wird eine Hohlräumeaufweitung in einer zylindrischen Probe mit berechnet, wobei der Anfangsspannungszustand nach der Bohrlochherstellung anhand der Gleichung 3.9 und der radiale Zustrom aus dem Bohrloch in die Probe berücksichtigt werden. Für Letzteres wird der Hohlzylinder in einen durchströmten Bereich 1 bis zum Radius r_s und einen nicht durchströmten äußeren Randbereich 2 aufgeteilt. Der Bereich 1 dehnt sich aufgrund des Zustroms aus. Der äußere Rand des Bereichs 2 ist unverschieblich. Der Zustrom und damit die Spannungsänderungen in der Probe sind in dem Modell abhängig von der Rate der Drucksteigerung im Bohrloch. Bei Anwendung dieses Modells mit der zeitabhängigen Betrachtung der Spannungsänderungen durch hydraulische Belastung sind die Wasserdurchlässigkeit der Schluffproben $k = 3,4 \cdot 10^{-10}$ m/s und die Belastungsraten der Versuchsvarianten $\Delta p_w / \Delta t$ erforderlich. Durch die Kompatibilitätsbedingungen am Übergang von Bereich 1 zu Bereich 2 lassen sich für einen gegebenen Bohrlochinnendruck Δp_w und der zugehörigen Belastungszeit $\Delta t = \Delta \dot{p}_w \cdot \Delta p_w$ die radialen Verschiebungen am inneren und äußeren Rand des Bereichs 1 und die zugehörigen effektiven radialen und tangentialen Spannungsänderungen berechnen. Die Gleichungen aus den Kompatibilitätsbedingungen für die Berechnung der effektiven Spannungsänderungen sind in [107] angegeben.

In [107] wird von einem Zugversagen ausgegangen, wenn $\sigma_\theta = \sigma_t$. Für die Versuchsreihe resultiert $\sigma_t = -51, -111$ und -86 kPa. Aus den schnelleren Belastungen in IVa, IVb und IVd ergibt sich $\sigma_5 = -196, -103$ und -224 kPa und aus der langsameren Belastung in IVc $\sigma_t = -130$ kPa. Damit liefert das Modell trotz der Berücksichtigung des zeitabhängigen Zustroms in den Probekörper aus den gemessenen Aufreißdrücken keine konstante Zugfestigkeit, die eine Materialkonstante unabhängig von der Belastungsrate darstellt. Zwar nimmt der Radius r_s des durchströmten Bereichs bei Rissentstehung mit steigender Belastungsrate ab, jedoch ändert sich nach [107] die Reduktion der Tangentialspannung direkt am Bohrlochrand mit r_s bei gleicher Bohrlochdruckänderung Δp_w nur geringfügig. Daher sind die ermittelten Zugfestigkeiten bei den höheren Aufreißdrücken mit schneller Belastung entsprechend höher.

Lo & Kaniaru [58]

Das Rissmodell nach [58] basiert auf dem Versagenskriterium nach Mohr-Coulomb mit den effektiven Scherparametern φ und c' , das für die Rissentstehung um σ_t erweitert wird. Für die Spannungsberechnung werden die Radial- und Tangentialspannungen am Bohrlochrand in einem elastischen Hohlzylinder betrachtet, wobei in der Gleichung 3.14 für den Aufreißdruck der Außenradius endlich ist und diese sich für $a \ll b$ zur Gleichung 3.15 reduziert. Für die Probengeometrie in dieser Arbeit mit $a/b = 2$ mm/50 mm unterscheiden sich die aus den Gleichungen 3.14 und 3.15 anhand der Aufreißdrücke in den Versuchen berechneten Zugfestigkeiten σ_t um weniger als 0,3%.

Aus der Gleichung 3.14 resultieren mit $\varphi = 35^\circ$ und $c' = 0$ kPa für die Reihe I Zugfestigkeiten von $\sigma_t = -80, -238$ und -280 kPa. Die Ergebnisse sind nicht plausibel, da σ_t mit steigendem p stark zunimmt. Zudem ergeben sich andere Zugfestigkeiten für die Schluffproben bei Verwendung der Aufreißdrücke der Versuchsreihen II oder IV.

D.2 Rissmodelle mit Scherversagen

Massarsch [60]

Dem Rissmodell nach [60] zufolge tritt Rissentstehung in einem durch Hohlräume aufweitung plastifizierten Bereich um das Bohrloch ein, wenn die Tangentialspannung zu Null wird $\sigma_\theta = 0$, da das Material keine Zugfestigkeit besitzt (σ_t). Für die Berechnung des Bohrlochdrucks nach der Gleichung 3.19, der zur Hohlräume aufweitung führt, und des Aufreißdrucks nach der Gleichung 3.22 sind die undrainierte Scherfestigkeit c_u , der Elastizitätsmodul E und die Poissonzahl ν sowie der Skempton-Parameter A erforderlich. Da die Hohlräume aufweitung aus einer undrainierten Belastung durch den Porenwasserdruck resultiert, wird für die Schluffproben die undrainierte Steifigkeit $E_u = 450$ kPa aus den einaxialen Druckversuchen und $\nu \approx 0,5$ verwendet. Die aus dem Modell nach [60] resultierenden Drücke für die Hohlräume aufweitung und die Rissentstehung werden stark von der Wahl der Versuchsart für c_u aus dem Abschnitt 4.1 beeinflusst. Der Skempton-Parameter A wurde experimentell nicht ermittelt. Daher wird dieser anhand der gemessenen Aufreißdrücke $p_{w,fr}$ bei geeigneter Wahl von c_u aus den Gleichungen 3.19 und 3.21 bestimmt.

Da die Rissentstehung nach [60] im plastifizierten Bereich um das Bohrloch eintritt, muss der Bohrlochdruck einer ersten plastischen Verformung geringer sein als der Aufreißdruck. Damit resultiert für aus den Gleichungen 3.19 und 3.21, dass $A \leq \frac{1}{1,73} \left(\frac{\sigma_h K_0}{c_u} - 0,43 \right)$.

Bei Verwendung von $c_u(p)$ aus den CU-Versuchen kann die beste Übereinstimmung mit gemessenen Aufreißdrücken für $A = 0,3$ gefunden werden, womit Aufreißdrücke von $p_{w,fr} = 189, 251$ und 260 kPa für die Versuchsreihe I resultieren. Der für die Versuchsvariante IVd mit einer schnellen, undrainierten Belastung berechnete Aufreißdruck unterscheidet sich nicht von dem der Variante Ic mit $p_{w,fr} = 260$ kPa.

Bei der Verwendung von $c_u = 35,1$ kPa aus den UU-Versuchen resultieren mit der Optimierung von $A = 0,55$ für die Versuchsreihe I Aufreißdrücke von $p_{w,fr} = 176, 355$ und 533 kPa.

Damit können die gemessenen Aufreißdrücke bei Verwendung dem konstanten c_u aus den einaxialen Druckversuchen wesentlich besser approximiert werden als mit $c_u(p)$ aus den CU-Versuchen. Für den Aufreißdruck der schnellen Belastung in der Variante IVd resultiert mit $c_u = 35,1$ kPa und $A = 0,49$ $p_{w,fr} = 533$ kPa, was ebenso gut zu den Versuchen passt.

Diese Beispielrechnungen zeigen, dass durch die Anpassung des Parameters A das Rissmodell nach [60] beinahe beliebig anpassbar ist. Ohne eine Vorgabe, aus welcher Versuchsart c_u zu

ermitteln ist, und einer experimentellen Bestimmung von A für die Schluffproben, hat dieses Rissmodell nur eine geringe Aussagekraft.

Panah & Yanagisawa [75] und Yanagisawa & Panah [110]

In den Modellen nach [75] und [110] wird das Mohr-Coulomb-Kriterium zur Beurteilung der Rissentstehung mit den undrainierten Scherparametern φ_u und c_u aus UU-Versuchen verwendet. Für die Schluffproben resultiert aus den UU-Versuchen $\varphi_u = 0^\circ$ und $c_u = 35,1$ kPa. Die totalen Spannungen um das Bohrloch werden anhand der Elastizitätstheorie für einen Hohlzylinder mit Innen- und Außenradius entsprechend der Probengeometrie berechnet (hier $a/b = 4$ mm/50 mm). Auf den äußeren Radius wirkt die totale Spannungen σ_h^{tot} . Die in [75] vorgeschlagene analytische Lösung für eine Spannungsberechnung bei Plastifizierung am inneren Radius gilt nur für $\varphi_u \neq 0$ und wird daher nicht weiter betrachtet. In [110] wird das Mohr-Coulomb-Kriterium auf die Spannungen um ein Bohrloch in einer unendlichen Scheibe mit den initialen Hauptspannungen $\sigma_v^{tot} > \sigma_H^{tot} > \sigma_h^{tot}$ verwendet, wobei das Bohrloch in Richtung der maximalen Hauptspannung verläuft und σ_v somit keine Rolle spielt.

Für die Reihe I ergibt sich nach der Gleichung 3.12 $p_{w,fr} = p_{w,fr}^{tot} - p_{w,0} = 135,235$ und 335 kPa und nach der Gleichung 3.13 $p_{w,fr} = p_{w,fr}^{tot} - p_{w,0} = 170,270$ und 370 kPa. Für die Versuchsreihen II und IV resultieren aus der Gleichung 3.12 die gleichen Aufreißdrücke wie in der Reihe I. In der Gleichung 3.13 werden aufgrund der punktuellen Belastung in den Versuchen dieser Arbeit für die Reihe II die Hauptspannungen σ_h und σ_H radial zum Bohrloch durch die Horizontal- und Vertikalspannung σ_h und σ_v im Versuch ersetzt. Daraus resultieren im Gegensatz zu dem Anstieg von $p_{w,fr}$ mit σ_v im Versuch mit $p_{w,fr} = p_{w,fr}^{tot} - p_{w,0} = 248$ und 294 kPa geringere Werte als für $\sigma_h = \sigma_v$.

Das Modell nach [75] kann zwar die Aufreißdrücke der Versuchsreihe I approximieren, jedoch die Effekte des initialen Spannungszustands und der Belastungsgeschwindigkeit nicht wiedergeben. Aus Berücksichtigung des Spannungszustand in dem Modell nach [110] resultiert im Gegensatz zu den Beobachtungen in der Versuchsreihe II eine Abnahme des Aufreißdrucks mit der Zunahme von σ_v .

Mhach [63]

In [63] werden die Radial- und Tangentialspannungen um das Bohrloch anhand eines elastischen Hohlzylinders berechnet und für den Aufreißdruck werden unterschiedliche Kriterien mit den drainierten (φ, c) und undrainierten Scherparametern (c_u) betrachtet.

Für das undrainierte Versagen, dass in totalen Spannungen berechnet wird, werden die Kriterien (1) $\sigma_\theta^{tot}(r = a) = 0$, (2) $q(r = a) = 2c_u$ und (3) $q = 2c_u$ für $r < b$ betrachtet. Aus diesen resultieren für die Berechnung der Aufreißdrücke die Gleichungen 3.24.

Der Aufreißdruck nach dem Kriterium (1) ist unabhängig von c_u und die Werte sind mit

$p_{w,fr} = p_{w,fr}^{tot} - p_{w,0} = 798,997$ und 1197 kPa für die Versuchsreihe I wesentlich höher als im Versuch. Die Aufreißdrücke für die Kriterien (2) und (3) können mit $c_u = 35,1$ kPa aus dem UU-Versuch oder dem spannungsabhängigen $c_u(p)$ aus dem CU-Versuch berechnet werden. Die beste Übereinstimmung mit den Versuchen ergibt sich aus dem Kriterium (2) mit $c_u(p)$, woraus $p_{w,fr} = p_{w,fr}^{tot} - p_{w,0} = 168,324$ und 480 kPa resultiert. (Für das Kriterium (3) ergibt sich $p_{w,fr} = 541,1002$ und 1462 kPa. Aus $c_u = 35,1$ kPa ergibt sich für das Kriterium (2) $p_{w,fr} = 135,235$ und 335 kPa und für das Kriterium (3) $p_{w,fr} = 326,426$ und 526 kPa.)

Für das drainierte Versagen, dass in effektiven Spannungen berechnet wird, werden die Kriterien (1) $\sigma_\theta(r = a) = 0$ und (2) $\frac{\sigma_\theta}{\sigma_r}(r = a) = \frac{1 - \sin \varphi}{1 + \sin \varphi}$ betrachtet. Daraus resultieren zur Berechnung der Aufreißdrücke die Gleichungen 3.23. Mit $\varphi = 35^\circ$ aus den CU-Versuchen werden die Aufreißdrücke der Versuchsreihe I mit dem Kriterium (1) tendenziell überschätzt: $p_{w,fr} = 200,399$ und 599 kPa. Das Kriterium (2) liefert mit $p_{w,fr} = 157,314$ und 471 kPa eine gute Näherung der gemessenen Aufreißdrücke.

Um den Zustrom in den Porenraum während der hydraulischen Belastung zu berücksichtigen wird in [63] angenommen, dass sich um das Bohrloch aufgeweichter Bereich mit dem Radius a_{cv} bildet, der keine Festigkeit besitzt. a_{cv} s wird nach der Gleichung 3.25 mit dem Konsolidierungsbeiwert $c_v = \frac{E_s \cdot k}{\gamma_w}$ abgeschätzt, der für Schluff mit der $k = 3,4 \cdot 10^{-10}$ m/s und $E_s(\sigma_v)$ aus den Oedometerversuchen berechnet wird. Die Belastungsdauer Δt bis zum Erreichen des Aufreißdrucks in der Gleichung 3.25 ergibt sich für die Versuchsvarianten aus der Belastungsrate $\Delta p_w / \Delta t$. Mit dem neuen Radius a_{cv} werden die Aufreißdrücke der Versuchsreihe I mit beiden Kriterien des drainierten Ansatzes nach den Gleichungen 3.23 unterschätzt ($p_{w,fr} = 157,204$ und 229 kPa bzw. $p_{w,fr} = 130,203$ und 245 kPa). (Für die undrainierten Versagenskriterien wird kein Zustrom in [63] nicht betrachtet, da dies im Widerspruch zu dem der Annahme einer undrainierten Belastung steht.)

Morgenstern & Vaughan [66]

In dem Rissmodell nach [66] wird von einer Rissentstehung am Bohrlochrand im linear-elastischen Boden bei Erreichen des Mohr-Coulomb-Kriteriums ausgegangen. Entsprechend werden die effektiven Scherparameter $\varphi = 35^\circ$ und $c' = 0$ kPa der Schluffproben für die aus dem Ansatz resultierend Gleichung 3.5 zur Bestimmung des Aufreißdrucks verwendet. Mit $c' = 0$ und $K = 1$ reduziert sich die Gleichung 3.5 zu $p_{w,fr} = \sigma_v$, womit der Aufreißdruck bei isotrop konsolidierten Proben in den allen Versuchsreihen abgesehen von der Reihe II immer der Konsolidierungsspannung entspricht. Damit werden die gemessenen Aufreißdrücke deutlich unterschätzt. Für die Versuchsvarianten II ergibt sich nach der Gleichung 3.5 $p_{w,fr} = 184,5$ kPa bzw. $236,6$ kPa. Damit werden auch bei anisotropen Anfangsspannungszustand die Aufreißdrücke deutlich unterschätzt.

Selbständigkeitserklärung

Ich erkläre hiermit ehrenwörtlich, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus anderen Quellen direkt oder indirekt übernommenen Daten und Konzepte sind unter Angabe der Quelle gekennzeichnet.

Bei der Auswahl und Auswertung folgenden Materials haben mir die nachstehend aufgeführten Personen in der jeweils beschriebenen Weise entgeltlich/unentgeltlich geholfen:

1. Dr. Bernhard Odenwald: Entwurfsplanung
2. Fabian Karl, Walter Metz, Eberhard Kunz: Messstechnische Umsetzung
3. Dr. Christian Karcher: Konsolidierungsstand

Weitere Personen waren an der inhaltlich-materiellen Erstellung der vorliegenden Arbeit nicht beteiligt. Insbesondere habe ich hierfür nicht die entgeltliche Hilfe von Vermittlungs- bzw. Beratungsdiensten (Pro-motionsberaterin/Promotionsberater oder anderer Personen) in Anspruch genommen. Niemand hat von mir unmittelbar oder mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen.

Die Arbeit wurde bisher weder im In- noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form einer anderen Prüfungsbehörde vorgelegt.

Ich versichere ehrenwörtlich, dass ich nach bestem Wissen die reine Wahrheit gesagt und nichts verschwiegen habe.

Ort, Datum

Unterschrift