

POV-Macrostabilliteit

interpretatie triaxiaalproeven



POV-Macrostabilliteit
interpretatie triaxiaalproeven

Auteur(s)

Cor Zwanenburg
Maria Konstantinou
Hans Teunissen

POV-Macrostablieit

interpretatie triaxiaalproeven




Opdrachtgever	Waterschap Rivierenland / POV-Macrostablieit
Contactpersoon	M. Schepers
Referenties	2019119636/2019141343
Trefwoorden	Veiligheid tegen overstromen, stabiliteit van dijken, parameterbepaling, interpretatie triaxiaalproefresultaten, sterke gedrag bij grote vervormingen

Documentgegevens

Versie	0.1
Datum	30-03-2020
Projectnummer	11204531-000
Document ID	11204531-000-GEO-0005
Pagina's	72
Status	definitief

Auteur(s)

	Cor Zwanenburg	
	Maria Konstantinou	
	Hans Teunissen	

Doc. Versie	Auteur	Controle	Akkoord	Publicatie
0.1	Cor Zwanenburg 	Alexander van Duinen 	Leo Voogt 	
	Maria Konstantinou			
	Hans Teunissen			

Samenvatting

De WBI-werkwijze voor het bepalen van de sterkte van dijken maakt gebruik van het raamwerk dat de critical state soil mechanics biedt. Ten behoeve van de bijbehorende parameterbepaling wordt in laboratoriumproeven de sterkte onder critical state condities benaderd door de weerstand die aan het einde van de proef is gemobiliseerd. Voor normaal geconsolideerde triaxiale compressieproeven op klei levert dit een materiaal gedrag op die niet past bij het gedrag dat vanuit de theorie wordt verwacht. De monsters laten veelal een softening gedrag zien die vanuit de theorie voor normaal geconsolideerde proeven niet verwacht wordt. In dit rapport wordt nagegaan in hoeverre de uitvoering van de proef dit afwijkend gedrag kan verklaren. Hiervoor worden drie aspecten genoemd:

- Het gebruik van een diameter correctie voor de bepaling van de verticale spanning
- De ontwikkeling van een glijvlak
- Het introduceren van inhomogeen rek -, en spanningenverloop door de toegepaste randvoorwaarden aan de monsteruiteinden

De mogelijkheden zijn nader onderzocht met behulp van een literatuurstudie en een numerieke simulatie.

Alle drie de aspecten spelen een rol bij het uitvoeren van triaxiaalproeven met name bij grote rek. Met betrekking tot het eerste aspect is het van belang dat de huidige werkwijze uitgaat van een actuele nominale diameter. Door de spanningen te bepalen op basis van de actuele monsterafmetingen wordt impliciet een spanningsdefinitie, gebaseerd op grote vervormingen toegepast. De theorie gaat echter uit van kleine vervormingen, waarbij de spanningen worden gebaseerd op initiële monster afmetingen. Verwacht wordt dat indien de spanningen op basis van kleine rek definitie wordt bepaald, dus op basis van de oorspronkelijke monster afmetingen dit leidt tot een meer eenduidige werkwijze en een betere aansluiting van de theorie op de praktijk. Echter, dit zal leiden tot significant hogere waarden voor de verschillende sterkte parameters. Indien dit toegepast wordt zal dit leiden tot een aanpassing van de materiaalfactoren. Naar verwachting leidt de meerwaarde van het toepassen van een andere rekdefinitie in het reduceren van de onzekerheid. Naar aanleiding van de resultaten worden de volgende vervolgstappen voorgesteld:

- Nagaan in hoeverre dit beeld ook past bij andere grondsoorten dan de grondsoorten die in dit rapport zijn beschouwd. Hierbij is met name van belang in hoeverre de spreiding tussen de proefresultaten afneemt.
- Nagaan wat de consequenties zijn voor de veiligheidsfilosofie indien wordt overgegaan op sterkte parameters gebaseerd op de initiële monsterafmetingen. In dat geval zal een nieuwe afleiding van de partiële veiligheidsfactoren plaats moeten vinden.
- Materiaalmodellen ontwikkelen specifiek gericht op het gebruik voor grote rek.
- Met betrekking tot de inhomogene spannings -, en rekverloop als gevolg van de kop -, en voetplaten wordt voorgesteld enkele triaxiaal proeven zonder vlies uit te voeren. Hierbij wordt het celwater vervangen door parafine of vergelijkbare vloeistof.

Inhoud

	Samenvatting	4
1	Introductie	7
1.1	Achtergrond	7
1.2	Onzekerheid in geotechnische parameters in relatie tot veiligheidseis	7
1.3	Doel van deze studie	8
1.4	Leeswijzer	9
2	Probleemomschrijving	10
2.1	Vragen bij waargenomen gedrag	10
2.2	Spanning- en rekdefinities	16
3	Literatuurstudie	19
3.1	Inleiding	19
3.2	Diameter correctie voor cilindrisch, parabolisch en uitdijen bezwijkmodus	19
3.3	Diameter correctie bij optreden discreet glijvlak	21
3.4	Niet-uniformiteit in spannings-, en rekgedrag	26
3.4.1	De triaxiaalproef als elementproef	26
3.4.2	De invloed van de kopvlakken	27
3.4.3	Numerieke analyse van de niet-uniforme spannings-, en rekverdeling	29
3.5	Resumé	32
4	Her) analyse van triaxiaalproef data	34
4.1	Inleiding	34
4.2	Correcties voor uitdijende monsters	34
4.3	Correcties bij optreden fysiek glijvlak	39
4.4	Resumé	40
5	Numerieke simulaties	41
5.1	Introductie	41
5.2	Rekenmethodiek	42
5.3	Analyse simulatie triaxiaalproef	42
5.4	Constante horizontale kracht (dilatant)	47
5.5	Constante steunspanning (dilatant)	48
5.6	Cohesief materiaal in PLAXIS en MPM	49
5.7	Analyses met Soft Soil model	53
5.7.1	Introductie	53
5.7.2	Uitkomsten gedraineerde analyse	53
5.7.3	Ongedraineerde berekeningen hoogte diameterverhouding van 1:1	54
5.7.4	Ongedraineerde berekeningen met hoogte diameterverhouding van 2:1	54
5.8	Inhomogene randvoorwaarden	57
5.9	Resumé	58
6	Discussie en vervolg	59
6.1	Discussie	59
6.2	Vervolg	60
	Referenties	62

A	Aanvullende numerieke analyses	64
.1	Toelichting	64
.2	Isotrope beginspanningen	64
.3	Anisotrope beginspanning	67

1 Introductie

1.1 Achtergrond

Momenteel zijn in Nederland verschillende dijkversterkingsprojecten in voorbereiding. In het ontwerp van een dijkversterking speelt de sterkte van het dijklichaam en ondergrond een belangrijke rol. Het bepalen van de sterkte-eigenschappen dient dan ook met zorg te worden uitgevoerd. Het resultaat van de bepaling van sterkte-eigenschappen laat aanzienlijke onzekerheidsmarges zien. Zo geeft de schematiseringshandleiding, [MinlenM, 2019], variatiecoëfficiënten die oplopen tot 20% voor de afzonderlijke parameters. De relevantie van de onzekerheidsmarges in sterkte parameters moeten worden gezien in het licht van de gestelde veiligheidseisen.

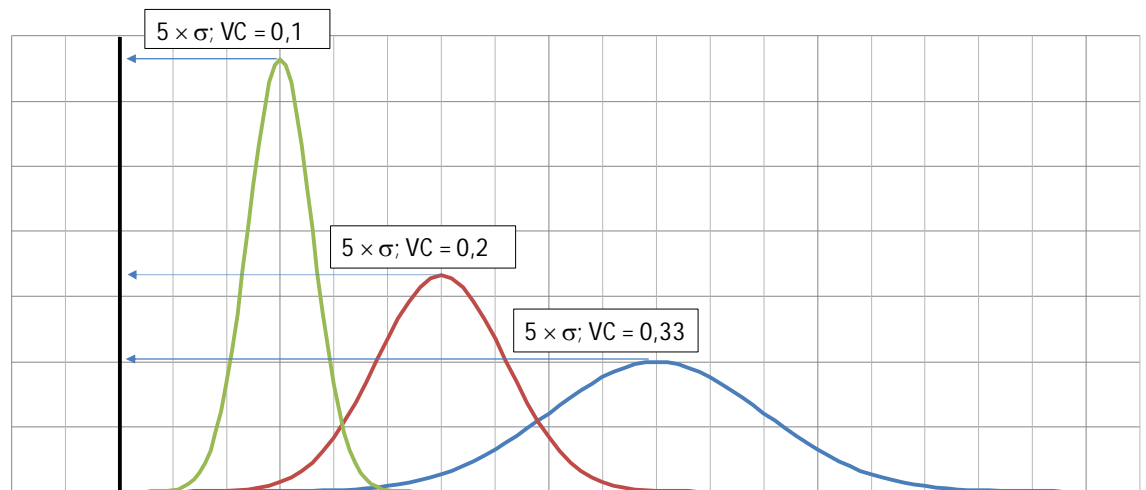
Het onderzoek, beschreven in dit rapport, richt zich op de analyse van sterkteproeven in het laboratorium. In de Nederlandse praktijk wordt voor veel proeven op klei gedrag gevonden die niet goed aansluit bij het gedrag dat in de internationale literatuur over dergelijke kleitypen beschreven staat. Het is niet uitgesloten dat het gedrag van Nederlandse kleisoorten enigszins afwijkt van het gedrag dat in de internationale literatuur wordt beschreven, echter in deze studie wordt de werkwijze waarop triaxiaalproeven worden uitgevoerd en geanalyseerd tegen het licht gehouden om na te gaan in hoeverre de proefinterpretatie aansluit bij het werkelijk grondgedrag en of de metingen ook daadwerkelijk weergeven wat we denken dat ze weergeven.

1.2 Onzekerheid in geotechnische parameters in relatie tot veiligheidseis

Aan Nederlandse waterkeringen worden hoge veiligheidseisen gesteld. In de grondslagen voor hoogwaterbescherming, [ENW 2016] worden de eisen en hun achtergronden beschreven. Het uitgangspunt van de gehanteerde veiligheidsfilosofie is de maximaal toelaatbare overstromingskans voor de afzonderlijke te beschermen gebieden. Ten behoeve van het beoordelen van dijken of het ontwerp van dijkversterkingen is de maximaal toelaatbare overstromingskans vertaald naar een betrouwbaarheidsindex, β . De betrouwbaarheidsindex, β is gekoppeld aan de faalfunctie. De faalfunctie, Z , is het verschil tussen de sterkte, R en de belasting, S ; $Z = R - S$. De conditie waarvoor geldt $Z = 0$ wordt het ontwerppunt genoemd. Voor $Z < 0$ is de belasting groter dan de sterkte en treedt er bezwijken op. Om dit te voorkomen dient de verwachtingswaarde voor Z in voldoende mate groter dan het ontwerppunt te zijn. De betrouwbaarheidsindex, β geeft hier een maat voor. Het geeft de afstand van de verwachtingswaarde van Z tot het ontwerppunt uitgedrukt in het aantal maal de standaard afwijking. Dus bij $\beta = 3$ ligt de verwachtingswaarde van Z driemaal de standaard afwijking uit het ontwerppunt.

De geotechniek kent relatief grote onzekerheden. Dit is niet alleen het gevolg van de heterogeniteit van de ondergrond, maar ook vanwege het feit dat het aantal waarnemingen, proeven of metingen, relatief gering zijn en geotechnische modellen hun beperkingen hebben. Het gevolg hiervan is dat de variatiecoëfficiënt van geotechnische parameters relatief groot is.

De combinatie van een grote variatiecoëfficiënt en een hoge veiligheid in de vorm van een hoge β -waarde leidt ertoe dat de ontwerpwaarde van een parameter ver afdraagt van de verwachtingswaarde. Dit is weergegeven in Figuur 1-1. Hierbij is voor verschillende waarden van de variatiecoëfficiënt aangegeven hoe een veiligheidsniveau van $\beta = 5$ doorwerkt. Bij toenemende variatiecoëfficiënt, VC wordt de faalfunctie Z vlakker, waardoor de verwachtingswaarde van Z verder weg moet komen te liggen. Het gevolg hiervan is dat het ontwerppunt bij hogere variatiecoëfficiënten ver in de staart van de faalfunctie Z komt te liggen.



Figuur 1-1 Invloed grootte van variatiecoëfficiënt, VC, bij gelijkblijvend veiligheidsniveau, $\beta = 5$ op faalfunctie Z. σ = standaardafwijking

In de praktijk vertaalt een grotere afstand tussen het ontwerp punt en de verwachtingswaarde van de functie Z zich tot een zwaarder ontwerp. Een grotere afstand kan ontstaan door een hogere veiligheidseis, een hogere β -waarde of door een hogere standaard afwijking, een grotere onzekerheid.

De onzekerheid in geotechnische parameters kent twee componenten. De eerste component is de natuurlijke variabiliteit of heterogeniteit van de ondergrond. In het ideale geval is dit de enige bron van onzekerheid met betrekking tot geotechnische parameters. De tweede component is de geïnduceerde onzekerheid. Hieronder vallen alle onzekerheidsbronnen die te maken hebben met de bepaling van de geotechnische parameters, zoals monsterverstoring of meetfouten bij laboratoriumproeven, modelonzekerheid etc.

Om overdimensionering bij dijkversterking of onterecht afkeuren bij het beoordelen van waterkeringen te minimaliseren is het van belang de geïnduceerde onzekerheid zo veel mogelijk te beperken. Indien de variatiecoëfficiënt, op onderbouwde wijze, kan worden verkleind, kan bij eenzelfde veiligheidsniveau worden volstaan met een minder zwaar ontwerp. Dit rapport beschrijft een onderzoek dat daartoe bijdraagt. Hoofdstuk 2 licht toe dat meetdata van normaal geconsolideerde triaxiaalproeven duidelijk afwijken van het theoretisch gedrag. De verschillen tussen de meetdata en het theoretisch gedrag zijn aanzienlijk en lopen op tot 30% in gemeten sterkte. Het rapport beschrijft onderzoek naar de achtergronden van deze verschillen en doet voorstellen voor vervolg acties om vast te stellen hoe met de verschillen moet worden omgegaan.

1.3 Doel van deze studie

Het hoofddoel van de studie is het reduceren van de geïnduceerde onzekerheid. Daartoe wordt een potentiële bron van geïnduceerde onzekerheid nader onderzocht, te weten de analyse van triaxiaalproefresultaten, met name de vertaling van de uitwendig aangebrachte belastingen naar de inwendig optredende spanningen.

Het doel van deze deelstudie is het probleem nader te specificeren en de probleemstelling scherper te formuleren. Uit de studie volgen potentiële oplossingsrichtingen die in een vervolgstudie nader kunnen worden uitgewerkt.

1.4 Leeswijzer

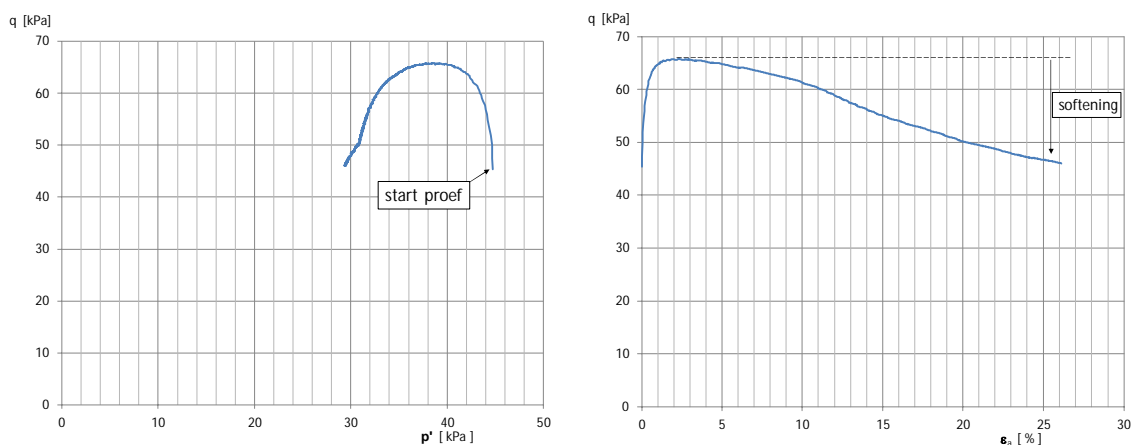
Dit rapport start met een gedetailleerde probleembeschrijving in hoofdstuk 2. Hoofdstuk 3 geeft een samenvatting van de uitgevoerde literatuurstudie. Hoofdstuk 4 beschrijft de toepassing van de resultaten uit het literatuuronderzoek op reeds beschikbare laboratoriumproeven. Hoofdstuk 5 beschrijft enkele numerieke simulaties en hoofdstuk 6 sluit af met conclusies.

2 Probleemomschrijving

2.1 Vragen bij waargenomen gedrag

Met de introductie van de WBI-schematiseringshandleiding, [MinlenM, 2019] is de wijze waarop sterkte-eigenschappen van slecht doorlatende grond worden bepaald veranderd. Waar vroeger de nadruk lag op de gedraineerde sterkte-eigenschappen ligt nu de nadruk op het bepalen van de ongedraineerde sterkte-eigenschappen. Voor het bepalen van de ongedraineerde sterkte-eigenschappen wordt, meer dan in het verleden, onderscheid gemaakt in normaal geconsolideerd en over geconsolideerd gedrag. Inmiddels zijn aan de hand van de WBI schematiseringshandleiding voor een aantal projecten triaxiaalproeven uitgevoerd en de bijbehorende parameters bepaald. Het gaat hierbij om projecten uit verschillende regio's van Nederland waarbij grondonderzoek is uitgevoerd bij verschillende laboratoria.

Bij een nadere analyse van de proefresultaten valt op dat veel, maar niet alle, proeven uitgevoerd op normaal geconsolideerde monsters na het overschrijden van de pieksterkte een softening gedrag vertonen. Een voorbeeld van dergelijk gedrag is weergegeven in Figuur 2.1. Dit figuur toont het resultaat van een triaxiale compressieproef op verkneede (remoulded) Oostvaardersplassenklei, OVP klei, voor normaal geconsolideerde spanningscondities. De linker grafiek toont het spanningspad. Het spanningspad is opvallend rond en heeft een hoefijzerachtige vorm. Het gevolg is dat de gemobiliseerde deviatorspanning q , aan het einde van de proefpraktisch gelijk is aan de gemobiliseerde deviatorspanning aan het begin van de proef. In termen van ongedraineerde schuifsterkte is de eindsterkte gelijk aan de gemobiliseerde weerstand bij de aanvang van de proef. In termen van gedraineerde sterkteparameters vind wel een ontwikkeling plaats, waarbij de gemobiliseerde wrijvingshoek, φ' , groter is aan het einde van de proef. De rechtergrafiek toont het bijbehorende spannings – rek, $q - \varepsilon_a$ diagram. Na het overschrijden van de pieksterkte, bij circa 2% axiale rek, neemt de deviatorspanning, q , monotoon af. De afname van de deviator spanning na het overschrijden van de pieksterkte wordt aangeduid met softening.

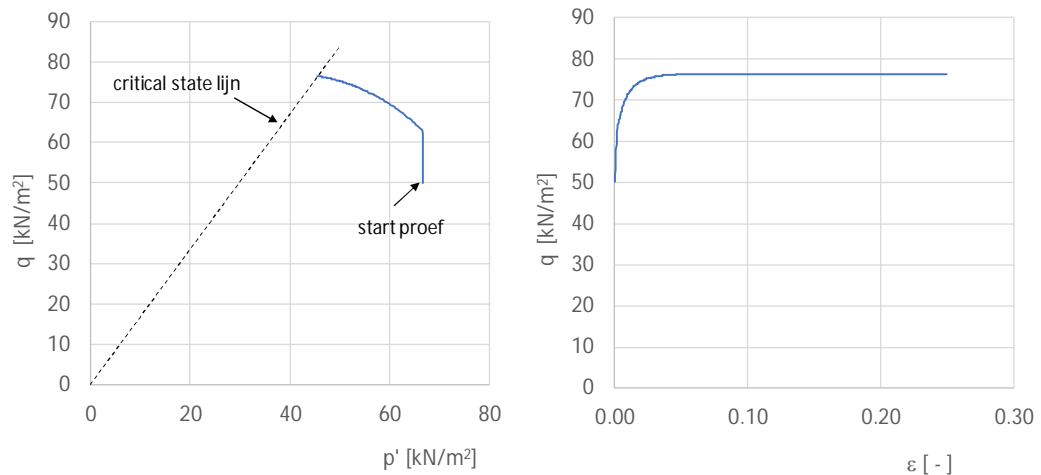


Figuur 2.1 Triaxiale compressieproef op verkneede (remoulded) Oostvaardersplassenklei voor normaal geconsolideerde condities. Links; spanningspad rechts; spannings – rek diagram

In de literatuur is softening beschreven als gedrag dat hoort bij overgeconsolideerde spanningscondities zie o.a. Wood (1990). Voor normaal geconsolideerde kleien wordt softening niet verwacht. Met andere woorden het gedrag dat we in veel, maar niet alle, triaxiaalproeven op Nederlandse kleien vinden past niet bij het reguliere gedrag dat in literatuur en handboeken wordt

beschreven. Voor de praktische toepassing van de proefresultaten in het ontwerp en beoordelen van dijken heeft dit twee gevolgen:

- In de WBI-werkwijze wordt gewerkt met de sterkte die bij 25% axiale rek is gemobiliseerd als schatter voor de critical state sterkte. Dit sluit aan bij de internationale literatuur, zie o.a. Leroueil et al. 1990. Bij het bereiken van de critical state condities treedt doorgaande vervorming bij constante belasting op. Dit zou leiden tot een plateau of afvlakken van het spannings – rek diagram. Dit wordt in de proeven veelal niet gevonden. In plaats daarvan wordt een monotone afname gevonden die niet aansluit bij de theorie, zie Figuur 2.2. Omdat in theorie softening voor normaal geconsolideerde kleien niet optreedt, leidt dit tot lagere sterkte parameters dan op basis van de theorie wordt verwacht. Daarbij komt dat de mate van softening niet in elke proef even sterk is. Dit leidt veelal tot een grotere spreiding in gemobiliseerde schuifweerstand bij grote rek in vergelijking tot de spreiding in gemobiliseerde schuifweerstand die bij de pieksterkte wordt gevonden. Deze spreiding bepaald de karakteristieke waarde voor de sterkte parameters en daarmee de uiteindelijke rekenwaarde van de verschillende parameters. Hoe groter de spreiding hoe groter de veiligheidsmarge die hier in rekening wordt gebracht.
- Constitutieve modellen zoals beschikbaar in eindige elementen pakketten volgen de theorie en zullen daarom in het algemeen geen softening gedrag voor normaal geconsolideerde spanningscondities laten zien. Het gevolg is dat de rekenprogrammatuur niet het gedrag dat in laboratoriumproeven wordt gevonden kan simuleren en ander gedrag in rekening brengt. Figuur 2.2 toont een simulatie van een triaxiale compressieproef voor normaal geconsolideerde spanningscondities met het Soft Soil model. De simulaties van spanningspaden uit Figuur 2.2 laten geen softening zien, zoals die in de meetdata uit Figuur 2.1 wel zichtbaar is. De simulatie is gemaakt met het Soil Test module van PLAXIS, versie 2018. In de simulatie wordt geen softening gevonden. Opgemerkt wordt dat modellen die kruip modelleren enigszins het softening gedrag voor normaal geconsolideerde proeven kunnen simuleren. Dit wordt in de onderstaande tekst nader toegelicht.



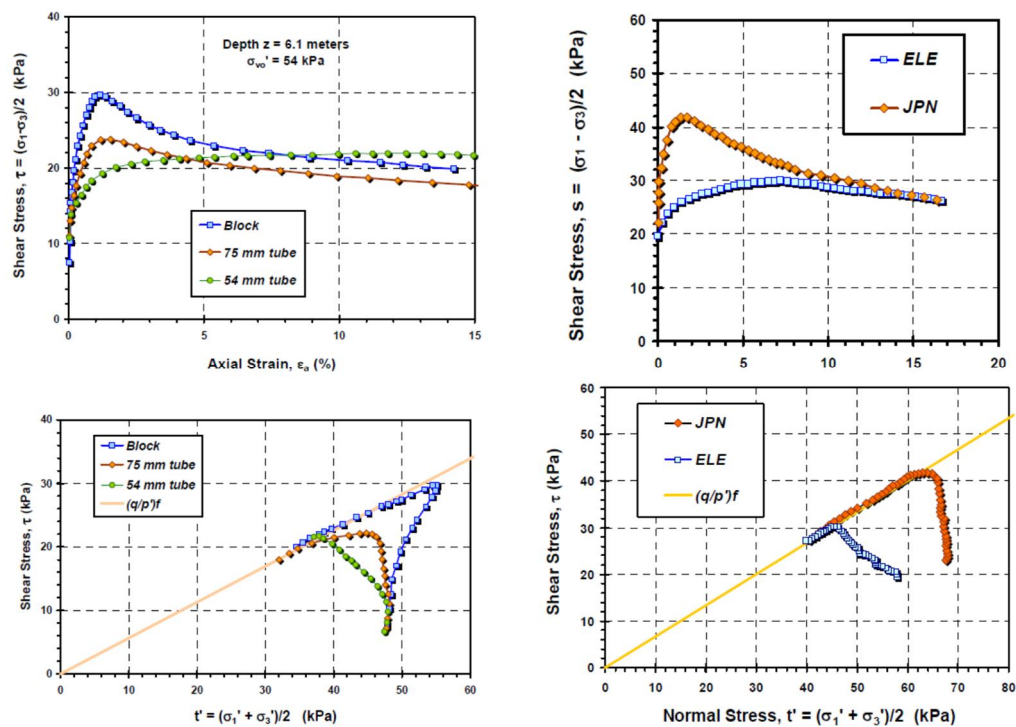
Figuur 2.2 Resultaten simulatie triaxiale compressieproef voor normaal geconsolideerde spanningscondities. De simulatie is uitgevoerd met het Soft Soil model. Links: spanningspad, rechts: spannings – rek diagram.

In een eerste aanzet naar de mogelijke verklaring waarom voor de Nederlandse grondsoorten dergelijke hoefijzervormige spanningspaden worden gevonden is gekeken naar de uitvoering en interpretatie van de proef. Dit leidde tot de volgende potentiële hypothesen:

Hypothese 1; monsterverstoring

Een onbekende verstoring van het monster tijdens het steken, transport naar het laboratorium, opslag, het uitdrukken, trimmen en inbouwen van het monster in het beproevingsapparaat kan

ervoor zorgen dat het gemeten gedrag van het monster afwijkt van het verwachte gedrag. In het recente verleden is in de internationale literatuur veel aandacht besteed aan monsterverstoring bij het steken van kleien. Enkele bekende resultaten zijn hieronder weergegeven.



Figuur 2.3, Invloed monsterverstoring uit: Mayne et al (2017) links: Lierstranda clay (Noorwegen) rechts: Bothkennar clay (Schotland), boven: spanningsrek diagram, onder: spanningspad.

Figuur 2.3 toont de invloed van monsterverstoring op de resultaten van de triaxiale compressieproeven op Lierstranda clay (Noorwegen) en Bothkennar clay (Schotland). Het betreft hier proeven die bij de terreinspanning zijn uitgevoerd en daarmee onder licht overgeconsolideerde condities zijn uitgevoerd. Opvallend is dat hier de invloed van monsterverstoring leidt tot een minder scherpe piek in het sterkte gedrag en minder softening bij het overschrijden van de pieksterkte. Hiermee lijkt het effect van monsterverstoring tegengesteld aan de gestelde hypothese: minder monsterverstoring zou leiden tot een meer geprononceerde softeninggedrag. Daarbij komt dat de genoemde voorbeelden betrekking hebben op licht overgeconsolideerd gedrag, terwijl normaal geconsolideerd gedrag het onderwerp van onderzoek is. Bij het uitvoeren van proeven bij de terreinspanning is het effect van monsterverstoring naar verwachting groter dan bij normaal geconsolideerde proeven waarbij de consolidatiespanning hoger is dan de grensspanning in het terrein.

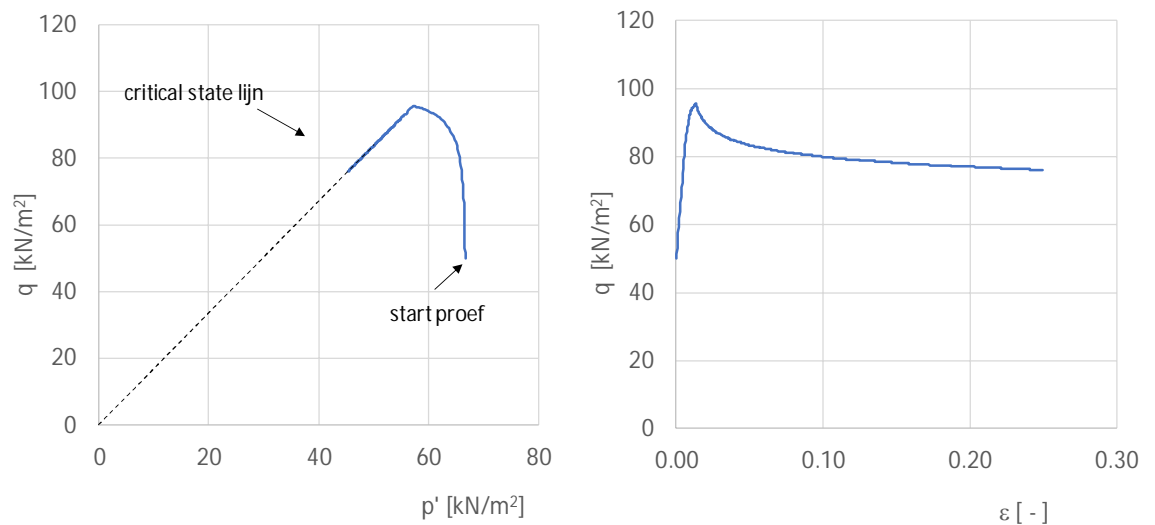
Opvallend in Figuur 2.3 is dat het einde van de proef de spanningspaden langs de bezwijklijn blijven lopen. Dit lijkt niet aan te sluiten bij de metingen uit Figuur 2.1 die een veel ronder verloop van het spanningspad laten zien. Waarbij wordt opgemerkt dat de proeven uit Figuur 2.3 tot 15% axiale rek zijn uitgevoerd, terwijl de proeven uit Figuur 2.1 tot 25% axiale rek zijn uitgevoerd.

Hypothese 2; kruip

Sommige constitutieve modellen hebben de mogelijkheid om de invloed van kruip op het grondgedrag te simuleren. Figuur 2.4 geeft een voorbeeld van een simulatie met het Soft Soil Creep model. Wanneer met dergelijke modellen triaxiale compressieproeven voor normaal geconsolideerde condities worden gesimuleerd, kan, enigszins softening gedrag worden

gesimuleerd. Dit kan worden verklaard aan de hand van de berekende relaxatie die bij de simulatie van de proef wordt gevonden. Opgemerkt wordt dat deze simulaties veelal een initieel stijver gedrag tonen met als gevolg dat de pieksterkte eerder in de proef, bij kleinere rek, wordt gevonden dan in de metingen gebruikelijk is. Daarnaast lijkt in de simulaties het spannings – rek verloop een asymptotische waarde te naderen, terwijl in de proefdata een monotone daling wordt gevonden.

Opgemerkt wordt dat de ondergrond condities voor de verschillende dijkversterkingsprojecten worden gekenmerkt door kruipgevoelige gronden. In de internationale literatuur wordt lang niet altijd rekening gehouden met de invloed van de kruip op het sterkte gedrag van grond. Toch mag verwacht worden dat kruip een invloed heeft op het sterktegedrag. Dit geldt met name voor normaal geconsolideerde monsters, waar conform de definitie, de spanning in het monster voorbij de originele grensspanning wordt gebracht. Voorafgaand aan de afschuiffase in de triaxiaalproef vindt weliswaar een consolidatiefase plaats, echter na de afstroom van poriewater zal bij de start van de afschuiffase de kruipreksnelheid nog steeds hoog zijn. Bij de conventionele uitwerking en analyse van de proefresultaten wordt geen rekening gehouden met deze initiële kruipreksnelheid.



Figuur 2.4 Resultaten simulatie Soft Soil Creep model van triaxiale compressieproef voor normaal geconsolideerde spanningscondities. Links; spanningspad, rechts: spannings – rek diagram.

Hypothese 3; geometrische niet-lineairiteiten.

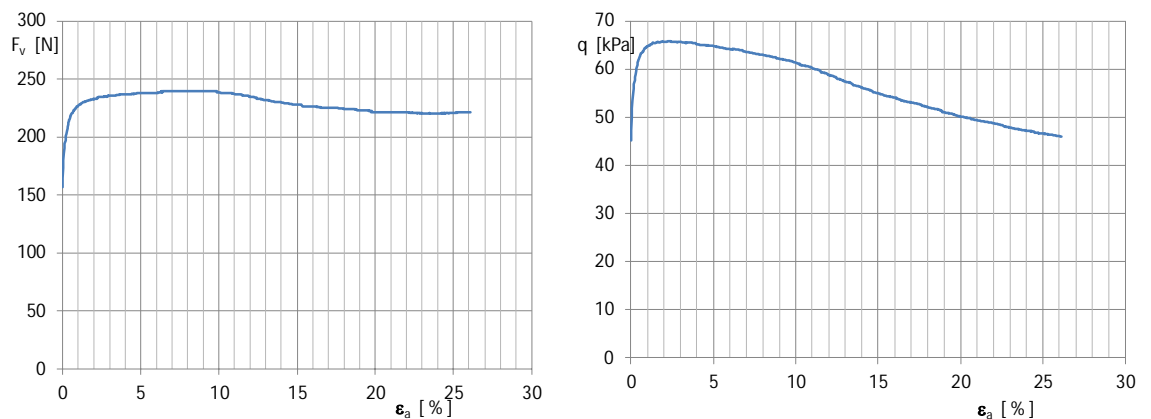
In de conventionele uitwerking van triaxiaalproefresultaten wordt de proef beschouwd als een element proef. Dit houdt in dat wordt aangenomen dat de spanningen en rekken in het monster uniform verdeeld zijn. Dit is niet het geval. Het monster vervormt en afhankelijk van de gebruikte apparatuur, beproefde grondsoort en proefprocedure, zal het monster ook van vorm veranderen. De vormverandering heeft gevolgen voor de vertaling van de uitwendig, op het monster, aangebrachte belasting naar de inwendig, in het monster optredende, spanningen. Voor de duidelijkheid de inwendig optredende spanningen, die volgen uit interpretatie van de uitwendig gemeten spanningen, zijn nodig om de uiteindelijke sterkte-eigenschappen te kunnen bepalen.

Om de verticale spanning in het monster te kunnen bepalen wordt de aangebrachte verticale belasting op het monster gedeeld door het oppervlak van het monster. Tijdens een ongedraineerde proef blijft het volume van het monster constant, immers er kan geen water uit het monster afstromen en zowel poriewater als gronddeeltjes worden geacht onsamendrukbaar te zijn. Het gevolg is dat tijdens de afschuiffase de verticale verkorting van het monster gepaard gaat met het uitdijen van het monster. In de conventionele uitwerking van de proef wordt dit, conform de norm NEN-EN-ISO 17892-9, verdisconteerd door gebruik te maken van een nominale

diameter. De nominale diameter is de diameter die hoort bij een perfecte cilinder-vorm met hetzelfde volume en hoogte die het monster op dat moment heeft.

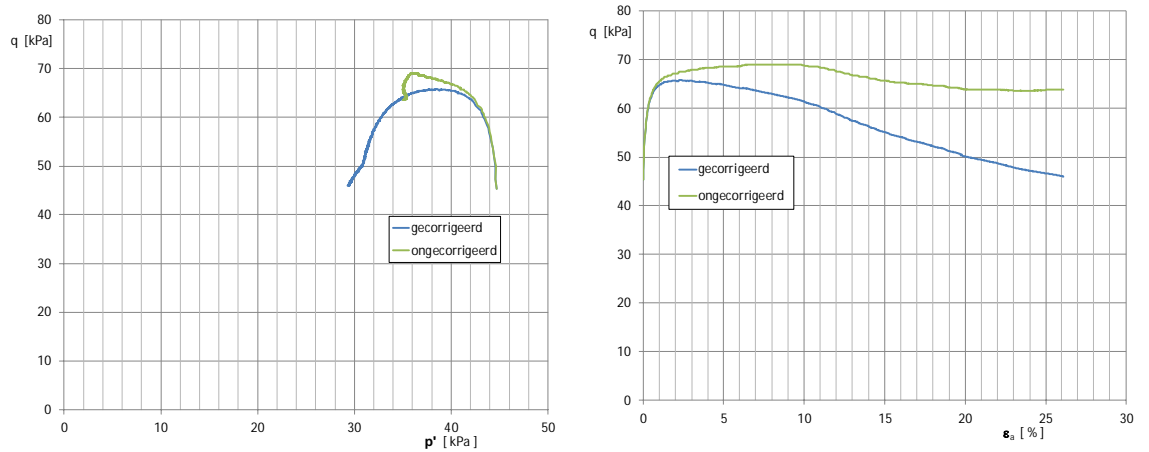
Figuur 2.5 geeft het spannings – rek verloop en de kracht – rek verloop van de proef op verkneede (remoulded) OVP klei, Figuur 2.1. Het is opvallend dat in Figuur 2.5 het spanningsrek diagram, rechter grafiek, wel de softening laat zien, echter in het kracht – rek diagram, linker grafiek, is na het bereiken van de piekwaarde geen significante afname van de verticale kracht te zien. Met andere woorden het softening gedrag is wel zichtbaar in het spanningsverloop, maar niet in het krachtsverloop. De verticale kracht op het monster blijft praktisch constant. De verklaring voor het verschil ligt in de opgelegde hoogteverandering van het monster, die onder aanname van constant volume leidt tot een uitdijende, nominale diameter. Dit heeft tot gevolg dat de berekende spanning afneemt.

Het feit dat de waargenomen kracht een veel kleinere afname laat zien dan de berekende spanning geeft de indruk dat de waargenomen softening mogelijk geen materiaalgedrag is, maar het gevolg is van de diametercorrectie.



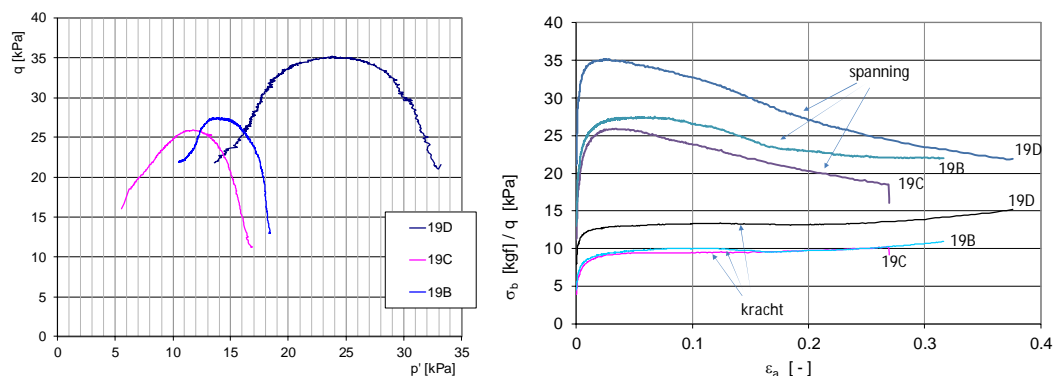
Figuur 2.5 Triaxiale compressieproef op OVP klei voor normaal geconsolideerde spanningscondities. Links: gemeten verticale kracht, rechts: bepaalde deviatorspanning.

In Figuur 2.6 is opnieuw de data uit Figuur 2.1 weergegeven. Naast de reguliere uitwerking is nu ook de verticale spanning bepaald aan de hand van de diameter bij de start van de afschuif fase, in de grafiek aangeduid met ongecorrigeerd. Zoals verwacht mag worden lijkt het ongecorrigeerde spanning - rek verloop in de rechter figuur op het verloop van de gemeten verticale kracht in Figuur 2.5. Echter, opvallend is de wijziging in het verloop van het spanningspad in de linker figuur. De vorm van het ongecorrigeerde spanningspad komt beter overeen met het theoretische verloop uit Figuur 2.2 dan het gecorrigeerde verloop.



Figuur 2.6 Triaxiale compressieproef op OVP klei voor normaal geconsolideerde spanningscondities. Gecorrigeerd = verticale spanning bepaald aan de hand van de nominale diameter, ongecorrigeerd = verticale spanning bepaald aan de hand van de diameter bij aanvang van de afschuiffase. De gecorrigeerde data worden ook getoond in Figuur 2.1. Links: spanningspad, rechts: spannings – rek diagram.

De resultaten uit Figuur 2.1 en Figuur 2.6 zijn verkregen op verknedde (remoulded) monstermateriaal. Om na te gaan in hoeverre dit gedrag ook wordt gevonden bij natuurlijke monsters zijn uit het archief enkele proefresultaten opgezocht. Het betreft drie proeven op monsters die op korte afstand boven elkaar zijn gestoken nabij de Markermeerdijk ter hoogte van Oosthuizen. De monsters zijn gestoken op circa mv – 2,5 m en zijn beproefd onder normaal geconsolideerde spanningscondities. Het watergehalte van de monsters varieerde van $w = 112\%$ tot 140% , organisch stofgehalte $N = 6.4\%$.



Figuur 2.7 Proefresultaten Oosthuizer klei, links spanningspaden, rechts: spannings-rek en kracht-rek relatie.

Figuur 2.7 toont de proefresultaten. De linkergrafiek geeft de spanningspaden. Met name monster 19D toont een duidelijk hoefijzerachtig verloop van het spanningspad. De rechtergrafiek toont de gemeten verticale kracht en de bijbehorende deviatorspanning. De deviatorspanning is bepaald op conventionele wijze dus door gebruik te maken van de nominale diameter. Ook hier wordt gevonden dat het spanningsverloop een duidelijke softening vertoont, terwijl de gemeten kracht geen afname tijdens het verloop van de proef laat zien, zie rechtergrafiek van Figuur 2.7. De proefresultaten uit Figuur 2.7 ondersteunen de indruk dat de waargenomen softening wordt veroorzaakt door de toegepaste oppervlakte correctie en mogelijk geen grondgedrag weergeeft.

Van de drie genoemde hypothesen omtrent het gevonden softening gedrag van normaal geconsolideerde kleien is hypothese 3, de meest belovende om nader uit te werken. Hypothese 3 stelt dat geometrische niet-lineairiteiten die mogelijk niet op de juiste wijze in de analyse van de

proeven zijn meegenomen de verklaring vormen voor het waargenomen softening gedrag. Opgemerkt wordt dat geometrische niet-lineairiteiten een breder begrip is dan alleen de diameter correctie.

In de genoemde voorbeelden van Figuur 2.6 en Figuur 2.7 zijn de monsters niet bezweken langs een duidelijk glijvlak. Met name stijve kleien zullen vaak wel bezwijken langs een duidelijk glijvlak. Verwacht mag worden dat hier vergelijkbare problemen spelen als met monsters die niet langs een duidelijk glijvlak bezwijken. Immers bij de vorming van een glijvlak zal bij doorgaand afschuiven de hoogte van het monster afnemen waardoor de nominale diameter zal toenemen. Op het schuifvlak echter zullen als gevolg van een afnemend contactoppervlak de krachten verder afnemen.

Samenvatting probleembeschrijving

In triaxiale compressie proeven op normaal geconsolideerde klei wordt vaak een sterke softening waargenomen. Deze softening leidt tot sterke afname van de gemobiliseerde schuifweerstand, ten opzichte van de pieksterkte. Echter, de waargenomen softening sluit niet aan bij theoretische modellen, die voor normaal geconsolideerd gedrag in het geheel geen softening voorspellen. Nadere analyse van de proefresultaten laat zien dat de softening niet zichtbaar is in de gemeten kracht ten opzichte van de vertaling van de uitwendig aangebrachte kracht naar de inwendig optredende spanningen. Omdat de waargenomen softening grote gevolgen heeft voor de sterkte-eigenschappen die uit de proeven worden afgeleid, wordt in dit onderzoek nader ingegaan op de softening en de wijze waarop uitwendige krachten worden vertaald naar de inwendig optredende spanningen.

2.2 Spanning- en rekdefinities

In de hierboven beschreven probleemdefinitie wordt beschreven dat een van de hypothesen een link legt met niet lineairiteit die optreedt bij grote vervormingen. Van belang bij het nader onderzoeken van de spanning- en rekontwikkeling bij grote deformaties zijn de gehanteerde definities. In dit rapport worden twee definities gehanteerd. De eersten zijn de engineering stress en engineering strain. Bij engineering stress en engineering strain worden de spanningen en rekken gerelateerd aan de oorspronkelijke afmetingen van het monster. De tweede definitie is de true stress en true strain. In deze definitie worden de spanningen en rekken gerelateerd aan de actuele afmetingen van het monster. De spanningen en rekken worden als volgt berekend:

$$\text{Engineering stress: } \sigma = \frac{F}{A_0}$$

$$\text{True stress: } \sigma_t = \frac{F}{A}$$

$$\text{Engineering strain: } \varepsilon = \frac{\delta}{L_0}$$

$$\text{True strain: } \varepsilon_t = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right)$$

Waarin:

σ = spanning

F = kracht

A_0, A = initieel oppervlak, actueel oppervlak

ε = rek

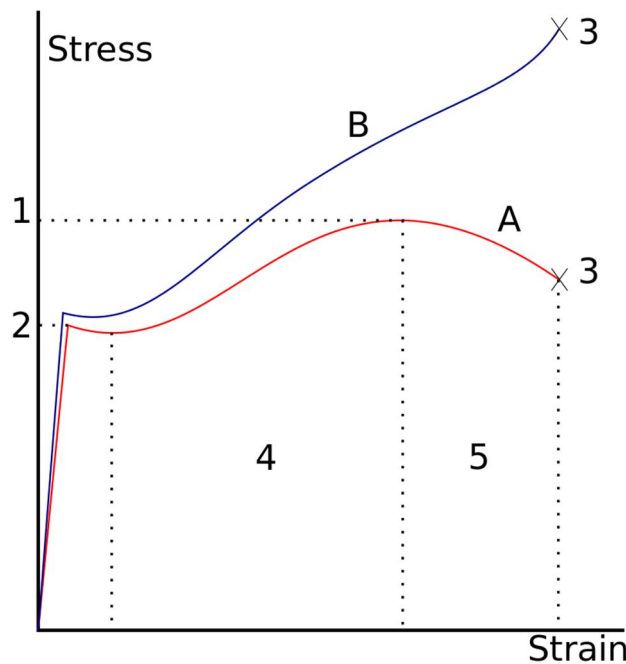
δ = verplaatsing

L_0, L = initiële lengte, actuele lengte

Opgemerkt wordt dat de true strain hetzelfde is als de natuurlijke rek of Henky rek.

Effect van het gebruik van de nominale diameter

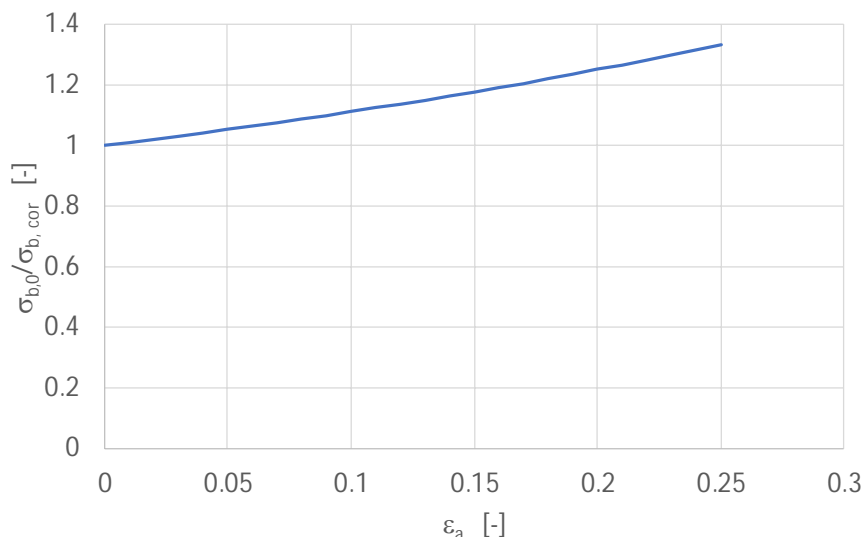
Voor een nadere toelichting op de consequentie van het gebruik van de verschillende definities wordt een analogie gemaakt met het gedrag van staal.



Figuur 2.8 Spannings – rekdiagram voor stalen strip. Lijn A is gebaseerd op initiële afmetingen, engineering stress en strain en B gebaseerd op actuele afmetingen, true stress en strain. 1 = pieksterkte, 2 = vloeispanning, 3 = bezwijken, bron: Wikipedia

Figuur 2.8 toont de spanningsrekcurve voor een stalen strip die in trek belast wordt. Na enige vervorming vloeit het materiaal, waarna localisatie door insnoering optreedt. Wanneer de trekspanning in de stalen strip wordt bepaald door de trekkracht te delen door het oorspronkelijke oppervlak van de stalen strip ontstaat de spannings – rek curve A. Wanneer de trekspanning wordt bepaald uit de trekkracht en de actuele doorsnede bij de insnoering ontstaat curve B. Bij kleine rekken is het verschil tussen beide curven gering. Bij grote rekken wordt ander gedrag zichtbaar. Na vloeien laat curve A eerst strain hardening zien tot een pieksterkte wordt bereikt, daarna volgt strain softening. Voor curve B geldt dat na vloeien er alleen strain hardening optreedt tot aan bezwijken en geen pieksterkte zichtbaar wordt. Het verschil in gedrag, softening na het overschreden van een pieksterkte of doorgaande hardening tot aan bezwijken wordt alleen veroorzaakt door het verschil in definitie van spanning. Immers de optredende verplaatsingen en bijbehorende trekkracht, de ruwe meetdata zijn in beide gevallen hetzelfde.

Numerieke analyses laten zien dat bij triaxiaalproeven op grond hetzelfde fenomeen optreedt. Als gevolg van het verticaal belasten van het monster dijt het monster uit en neemt de diameter toe. De verticale spanning kan dan bepaald worden aan de hand van de originele monsteroppervlak of aan de hand van het actuele oppervlak. Het is gebruikelijk om, conform NEN-EN-ISO 17892-9, de nominale diameter toe te passen als benadering voor de actuele diameter om zo het actuele oppervlak te bepalen.



Figuur 2.9 Correctiegrootte als gevolg van toepassen nominale diameter

Figuur 2.9 geeft de grootte van de correctie weer uitgaande van de ontwikkeling van de nominale diameter. Een monster met een diameter van 6,5 cm en een hoogte van tweemaal de diameter, 13,0 cm heeft een volume van 431,4 cm³. Bij ongedraineerd afschuiven tot 25% axiale rek is de hoogte van het monster gereduceerd tot 9,75 cm. Ongedraineerd afschuiven van een volledig verzadigd monster impliceert dat het monster volume constant blijft en is de nominale diameter 7,5 cm. Het oppervlak behorend bij deze nominale diameter is 1,33 maal het initiële oppervlak. Dit houdt in dat bij een constante belasting, in [N], de bijbehorende spanning afneemt met 33%. Dit zou betekenen dat 33% van de waargenomen softening het gevolg is van de keuze van de wijze waarop de spanningen worden bepaald.

Opgemerkt wordt dat de verticale spanning op een triaxiaalproefmonster bestaat uit zowel de celdruk, die horizontaal en verticaal op het monster werkt, als de verticale plungerdruk die op het monster wordt aangebracht. Tijdens de afschuiffase blijft de celdruk constant en is de verandering van de verticale belasting het gevolg van de veranderende plungerdruk. De hierboven genoemde correctie heeft alleen betrekking op de plungerdruk, dat wil zeggen de verandering in aangebrachte verticale belasting.

Het gebruik van de nominale diameter in de standaarduitwerking van triaxiaalproeven leidt ertoe dat twee rekmaten door elkaar worden toegepast. Bij het bepalen van de axiale rek is het gebruikelijk om uit te gaan van de hoogte van het monster bij aanvang van de schuiffase. Bij het bepalen van de verticale spanning wordt echter gebruik gemaakt van de actuele nominale diameter.

De constitutieve modellen zijn over het algemeen ontwikkeld op basis van kleine rek-definitie, engineering stress en strain. Dit zou er voor pleiten de uitwerking van de proeven op basis van de initiële diameter uit te voeren. Het bepalen van de sterkte parameters op basis van true strain en stress, vraagt om materiaalmodellen die zijn ontwikkeld voor het gebruik van deze rek en spanningsdefinitie.

3 Literatuurstudie

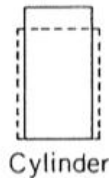
3.1 Inleiding

Dit hoofdstuk geeft een kort overzicht van de uitgevoerde literatuurstudie. In eerste instantie is de studie gefocust op de wijze waarop de opgelegde verticale kracht kan worden omgerekend naar verticale spanning. Deze omrekening vindt plaats door de kracht te delen door een representatief geacht doorsnede oppervlak. Verschillende auteurs hebben vastgesteld dat de keuze in representatief geachte doorsnede een duidelijke invloed heeft op de analyse van de proefdata (Head, 1998; Mulabdic, 1993; La Rochelle et al., 1988; Germaine & Ladd, 1988). De verschillende methoden hangen af van de wijze waarop het monster vervormt dan wel bezwijkt. Er is onderscheid gemaakt in correcties voor monsters die geen duidelijk zichtbaar glijvlak ontwikkelen en correcties voor monsters die wel een duidelijk glijvlak ontwikkelen. De verschillende correcties worden in de afzonderlijke paragrafen besproken. Behalve het verschil in bezwijkmodus blijkt dat verschillende niet-homogeniteiten eveneens een rol spelen. Deze worden nader toegelicht in de laatste paragraaf van dit hoofdstuk.

3.2 Diameter correctie voor cilindrisch, parabolisch en uitdijen bezwijkmodus

Voor deze bezwijkmodus wordt het relevante doorsnede oppervlak bepaald uit de initiële afmetingen en de gemeten volumetrische en verticale deformatie. Hierbij wordt aangenomen dat de verandering in doorsnede uniform over de monsterhoogte verloopt. Er zijn de volgende drie bezwijkvormen te onderscheiden:

1, Cilindrisch vervormen



De gecorrigeerde doorsnede oppervlak a_c is gegeven door:

$$a_c = a_0 \cdot \left[\frac{1 - \varepsilon_v}{1 - \varepsilon_a} \right] \quad (1)$$

Waarin:

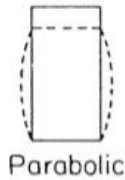
a_c , a_0 = gecorrigeerd oppervlak respectievelijk initieel oppervlak

ε_v = volume rek

ε_a = axiale rek

Vergelijking (1) is gebaseerd op de aanname dat tijdens de proef het monster zijn cilindrische vorm behoudt. Deze correctie wordt momenteel in de Nederlandse praktijk toegepast, conform NEN-EN-ISO 17892-9. Zoals in de voorgaande paragrafen besproken zal het monster over het algemeen niet cilindrisch vervormen en kan deze correctie slechts als een benadering worden beschouwd. Echter, La Rochelle et al. (1988), geeft aan dat vergelijking (1) bruikbare resultaten oplevert in het geval dat het monster bezwijkt door uitdijen, zie vergelijking (3). Vergelijking (1) wordt ook door ASTM D4767 voorgeschreven in het geval lokaal uitdijen niet wordt waargenomen.

2, Parabolisch vervormen



In het geval het monster parabolisch vervormt wordt de gecorrigeerde doorsnede, a_c gegeven door:

$$a_c = a_0 \cdot \left[-\frac{1}{4} + \frac{\sqrt{25 - 20 \cdot \varepsilon_a - 5 \cdot \varepsilon_a^2}}{4 \cdot (1 - \varepsilon_a)} \right]^2 \quad (2)$$

Vergelijking (2) is alleen van toepassing bij constant volume, ongedraineerde proeven, waarbij het gecorrigeerde oppervlak overeenkomt met de doorsnede met de grootste diameter in het midden van het monster.

3, Uitdijen van het monster



In dit geval is de gecorrigeerde doorsnede a_c gegeven door:

$$a_c = a_0 \cdot \left[\frac{1 - \varepsilon_v}{1 - b \cdot \varepsilon_a} \right] \quad (3)$$

Waarin:

b = constante met waarde tussen 1 en 2.

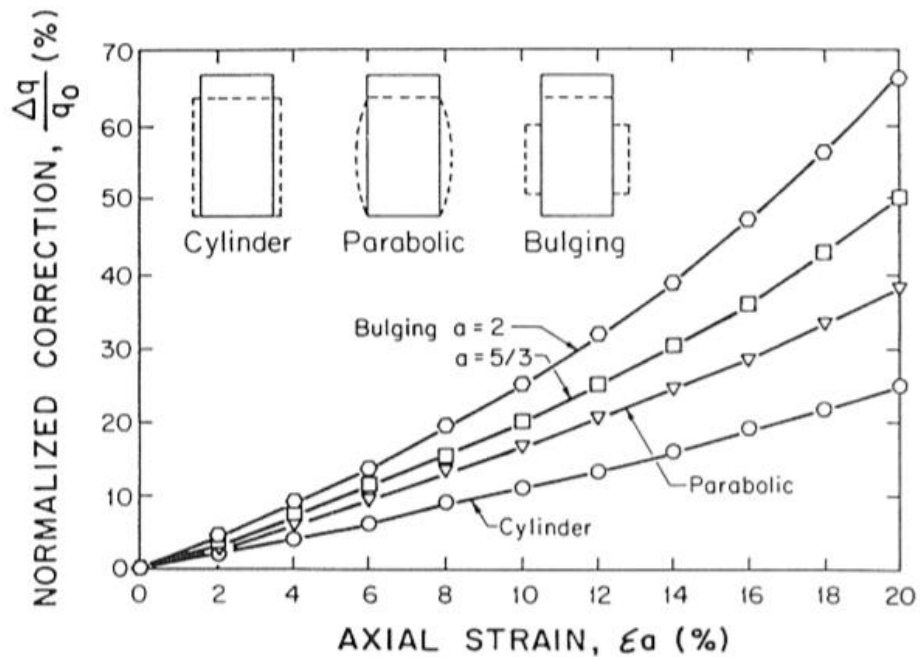
In dit geval zijn de rekken geconcentreerd op het centrale deel van het monster. De waarde voor b in vergelijking (3) kan worden benaderd door de verhouding van de hoogte van het monster en de hoogte waarover uitdijen optreedt.

Opgemerkt wordt dat de vergelijkingen (1), (2) en (3) alleen van toepassing zijn op proeven waarbij de monsters uniform deformeren. Dit vindt plaats in de ideale situatie waarbij gebruik gemaakt wordt van wrijvingsloze kopvlakken.

Germaine and Ladd (1988) geven een vergelijking van de verschillende correctie methoden, zie

Figuur 3.1. De genormaliseerde correctie, $\frac{\Delta_q}{q_0}$ voor een ongedraineerde triaxiale compressie

proef laat voor de verschillende correctie procedures duidelijke verschillen zien. Zoals verwacht mag worden nemen de verschillen toe bij toenemende opgelegde rek. Zo loopt het verschil tussen de correctie voor cilindrisch vervormen en parabolisch vervormen op tot 14% bij 20% axiale rek. De verschillen nemen nog verder toe bij 25% axiale rek die in de Nederlandse praktijk wordt toegepast.



Figuur 3.1 Invloed oppervlakte correctie op de berekende schuifweerstand voor een ongedraineerde triaxiale compressie proef. (uit: Germaine and Ladd, 1988).

Zhang & Garga (1997) ontwikkelden een methode voor diametercorrectie voor zandmonsters op basis van proeven waarbij de monsterdiameter was gemeten. Uit de metingen volgde dat de grootste diameter halverwege het monster werd gevonden en het monster een cilindrische vorm aannam. Op basis van dit onderzoek werd voorgesteld de diameter op $1/3$ van de monsterhoogte te gebruiken, $D_{1/3}$ voor de diametercorrectie;

$$D_{1/3} = D_{\max} - \frac{1}{12}(D_{\max} - D_c)$$

Met D_c de diameter van het monster na consolidatie.

$$D_{\max} = \frac{D_c}{4} \left[30 \frac{(1 - \epsilon_v)}{(1 - \epsilon_a)} - 5 \right]^{\frac{1}{2}} - 1$$

3.3 Diameter correctie bij optreden discreet glijvlak

La Rochelle et al. (1988) geeft aan dat de vergelijking (1), (2) en (3) niet van toepassing zijn voor die gevallen waarin zich een discreet glijvlak ontwikkelt. Dit is vaak het geval bij het beproeven van stijve, overgeconsolideerde klei. Voor dergelijke gevallen is het noodzakelijk om andere correcties toe te passen. In deze correcties dient de doorsnede verandering rondom de bezwijkzone en het afnemende contactvlak tijdens afschuiven in rekening te worden gebracht.

Bij afschuiven langs een discreet glijvlak zal het effectief oppervlak, waarlangs de schuifweerstand zich ontwikkelt, afnemen bij toenemende opgelegde axiale verplaatsing, Head (1998). Dit mechanisme is geïllustreerd in Figuur 3.2. De gecorrigeerde oppervlak volgt uit:

$$a_c = \frac{1}{2} \cdot D^2 \cdot (\beta - \sin\beta \cdot \cos\beta) \tag{4}$$

En:

$$\cos \beta = \varepsilon_s \cdot \frac{L}{D} \cdot \tan \theta \quad (5)$$

Waarin:

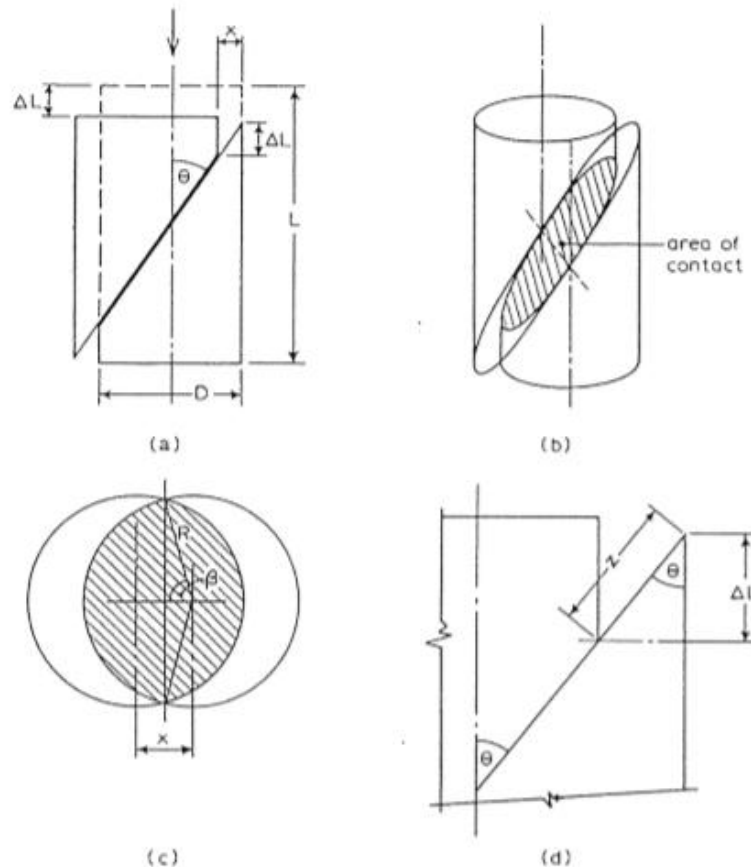
θ = de hellingshoek van het glijvlak ten opzichte van de axiale as van het monster

ε_s = de gemeten axiale rek bij aanvang ontwikkeling glijvlak

D = monster diameter bij aanvang ontwikkeling glijvlak

H = de hoogte van het monster bij aanvang ontwikkeling glijvlak

L = hoogte van het monster



Figuur 3.2 Oppervlakte correctie voor situatie met glijvlak: (a) mechanism ; (b) contact oppervlak tussen de twee schuivende delen. c) geprojecteerd contactoppervlak (d) verplaatsing langs het glijvlak gerelateerd aan de verticale verplaatsing (uit: Head, 1998).

La Rochelle et al. (1967) geeft een correctiefactor die vergelijkbaar is met vergelijking (4). Voor een monsterhoogte gelijk aan tweemaal de diameter volgt een oppervlaktecorrectie volgens, (zie ook Figuur 3.3; ook voor toelichting van de parameters in de formules):

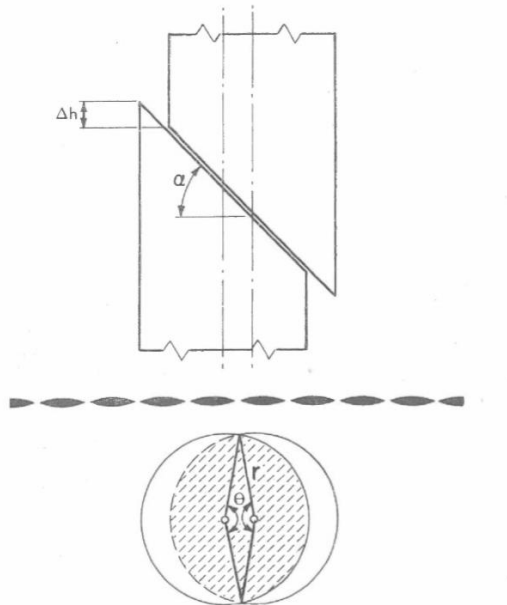
$$\alpha_c = \frac{d_0^2}{4} \cdot \left[\frac{\pi \cdot \theta}{180} - \sin \theta \right] \quad (6)$$

Waarin:

$$\theta = 2 \cdot \arccos \left[\frac{2 \cdot \delta}{\tan \alpha} \right] \text{ (in graden)} \quad (7)$$

δ = de rek, $\frac{\Delta h}{h}$ als gevolg van schuiven langs het glijvlak.

Opgemerkt wordt dat δ afwijkt van de totale axiale rek ε_a als gevolg van mogelijk vervormen van het monster, bijvoorbeeld door uitsijden van het monster dat voorafgaand of tijdens het ontwikkelen van het glijvlak zich voordoet. In Figuur 3.3 is Δh de afname in hoogte na het ontstaan van een glijvlak en h is de hoogte van het monster op het moment van ontstaan van het glijvlak.



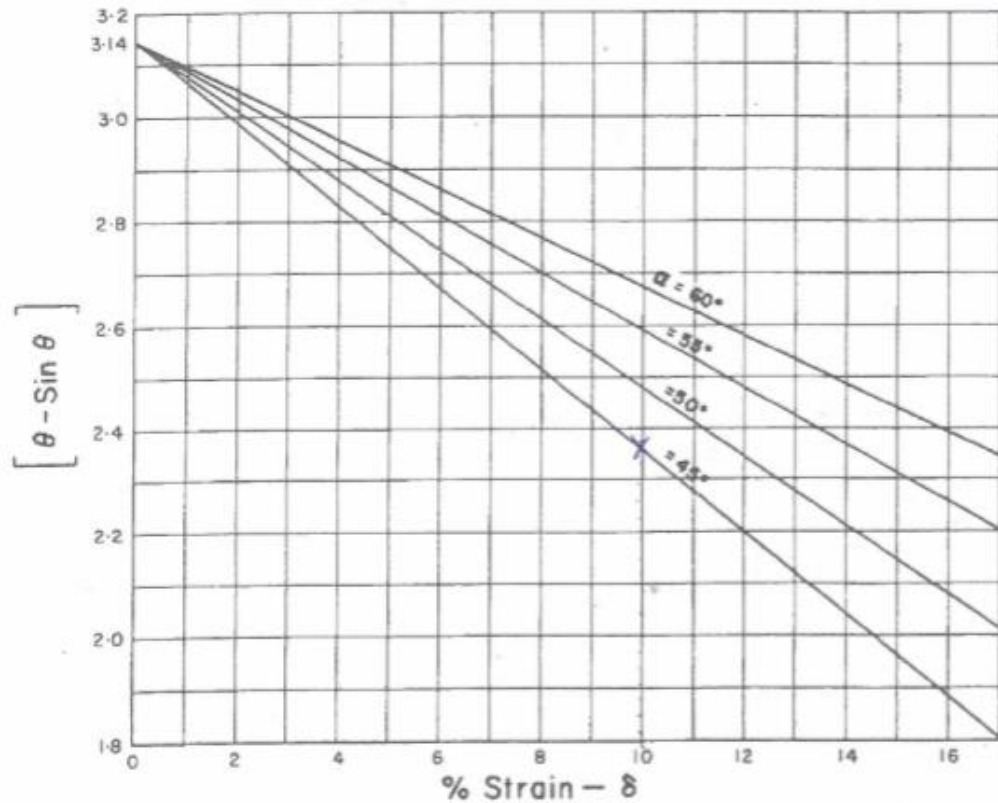
Figuur 3.3 Dwars en bovenaanzicht van de afname van het contactoppervlak bij afschuiven langs glijvlak. (uit: La Rochelle et al., 1967); r is de straal van het monster.

Om de oppervlakte correctie te faciliteren voor het geval dat het monster bezwijkt langs een discreet glijvlak is door Rochelle et al. (1967) Figuur 3.4 ontwikkeld. Deze grafiek geeft de waarde van $\theta - \sin(\theta)$ als functie van δ . Deze grafiek geldt voor de situatie waarin de initiële hoogte van het monster tweemaal de initiële diameter is.

Uit Figuur 3.4 volgt voor een monster met een initiële diameter $d_0 = 70$ mm, een glijvlak onder 45° ten opzichte van de horizontaal en 10% axiale rek sinds het ontwikkelen van het glijvlak, $(\theta - \sin \theta) = 2,35$. Met vergelijking (6) volgt dan

$$\alpha_c = \frac{7,0^2}{4} \cdot 2,35 = 28,8 \text{ cm}^2$$

In vergelijking met het initiële oppervlak, $a_0 = 38,5 \text{ cm}^2$, is dit een reductie van 25,2%.



Figuur 3.4 De waarde van $(\theta - \sin(\theta))$ als functie van δ en α voor de bepaling van het gecorrigeerde contactoppervlak. (uit: La Rochelle et al., 1967).

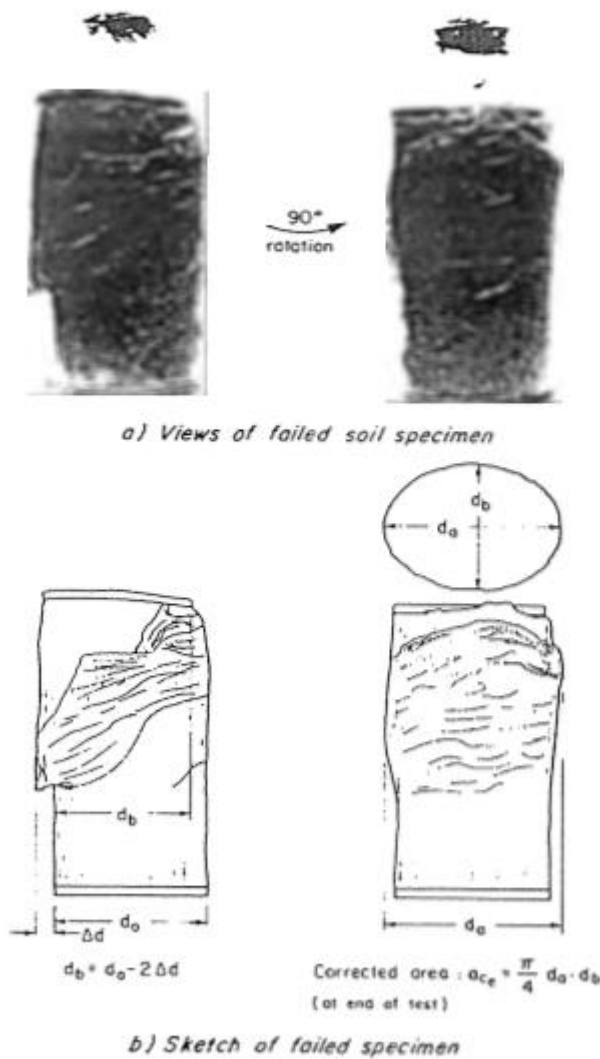
De vergelijkingen (4) en (6) geven de oppervlaktecorrectie bij schuiven langs een discreet glijvlak bij gegeven hellingshoek en initiële afmetingen. Hiermee zijn deze vergelijkingen toepasbaar voor het ideale geval dat afschuiven langs het glijvlak de enige vervormingsmodus betreft. Dit komt voor bij stijve overgeconsolideerde kleien. Voor slappe grond, zoals in de Nederlandse praktijk vaak voorkomt, wordt, als het monster langs een glijvlak bezwijkt vaak een combinatie van uitdijen en bezwijken langs een glijvlak aangetroffen. Een voorbeeld is gegeven in Figuur 3.5 voor een triaxiale compressieproef op een overgeconsolideerde sensitieve klei bij 15% axiale rek. In dit geval is een combinatie van verschillende bezwijkmechanismen zichtbaar, zowel schuiven langs het glijvlak als gelokaliseerd uitdijen. Volgens La Rochelle et al. (1988) kan de gecorrigeerde doorsnede oppervlak worden gegeven door:

$$a_c = \frac{\pi}{4} \cdot d_a \cdot d_b \quad (8)$$

Waarin d_a en d_b de afmetingen van de oppervlakte ellips weergeven, zie Figuur 3.5. Het oppervlak van de ellips komt overeen met het contactoppervlak tussen de tweede afschuivende delen aan het einde van de proef. Opgemerkt wordt dat Mulabdic (1993) voorstelt de bepaling van d_b aan te passen:

$$d_b = d_0 - \Delta d \text{ in plaats van } d_b = d_0 - 2 \cdot \Delta d$$

Volgens Mulabdic (1993) is voor een laterale verplaatsing Δd de diameter van het contact oppervlak exact Δd kleiner dan de originele oppervlak en niet tweemaal zoals in Figuur 3.5.



Figuur 3.5 Correctie van het doorsnede oppervlak voor bezwijken langs een glijvlak (uit: La Rochelle et al., 1988).

Rochelle et al. (1967) en (1988) stellen een werkwijze voor, voor het corrigeren van de diameter in proeven waar een glijvlak is opgetreden, in twee stappen:

- De oppervlakte correctie van vergelijking (1) wordt toegepast tot het glijvlak zich ontwikkelt. Dit is meestal bij het bereiken van de piek sterkte in een spannings – rek curve, hoewel het glijvlak meestal bij grotere rekken pas zichtbaar wordt.
- Na het overschrijden van de pieksterkte wordt de oppervlakte correctie als volgt, proportioneel met de optredende rek, bepaald:

$$a_c = a_f + (a_{ce} - a_f) \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_f}{\varepsilon_e - \varepsilon_f} \right) \quad (9)$$

Waarin:

a_f = doorsnede oppervlak bij bezwijken, ontstaan van het glijvlak

a_{ce} = doorsnede oppervlak aan het einde van de proef

ε = axiale rek

ε_e = axiale rek aan het einde van de proef

ε_f = axiale rek op het moment van bezwijken, ontstaan van het glijvlak

Het doorsnede oppervlak bij het bereiken van de pieksterkte, a_f , is berekend conform vergelijking (1). Het doorsnede oppervlak aan het einde van de proef wordt bepaald conform vergelijking (8). Dit betekent dat de afmetingen van de ellipsvormige doorsnede, d_a en d_b , zie Figuur 3.5, en de grootte van het ontbrekend contact tussen de twee afschuivende delen, Δd , bepaald moeten worden.

Mulabdic (1993) geeft een alternatieve werkwijze voor het bepalen van het actuele oppervlak van het monster na het overschrijden van de pieksterkte. Deze werkwijze maakt gebruik van vergelijking (6) met d_o , uit vergelijking (6), gelijk aan de actuele diameter bij het bereiken van de pieksterkte. De actuele diameter d_e uit vergelijking (10) ontwikkelt zich proportioneel met de optredende rekken:

$$d_{(\varepsilon)} = d_f + (d_e - d_f) \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_f}{\varepsilon_e - \varepsilon_f} \right) \quad (10)$$

Waarin:

d_f = de diameter bij het bereiken van de pieksterkte, loodrecht op de afschuifrichting (type d_α)

d_e = de diameter aan het einde van de proef, loodrecht op de afschuifrichting (type d_α)

ε = de axiale rek

ε_e = de axiale rek aan het einde van de proef

ε_f = de axiale rek bij bereiken pieksterkte

3.4 Niet-uniformiteit in spannings-, en rekgedrag

3.4.1 De triaxiaalproef als elementproef

Een van de fundamentele aannamen in de analyse van triaxiaalproeven is dat de spanning -, en rekcondities in het monster uniform zijn. Echter, zoals besproken in de voorgaande paragrafen is dit niet het geval. Volgens Amsiejus et al. (2009) wordt niet-uniformiteit veroorzaakt door (a) invloed kopvlakken (b) onvoldoende drainage (c) membraan effecten (d) eigen gewicht en (e) het monster hoogte – diameter ratio, H/D.

In aanvulling op experimentele data geven eindige elementen berekeningen inzicht in de niet uniforme verdeling van spanning en rek in een monster bij het uitvoeren van triaxiaalproeven (Airey, 1991; Sheng et al., 1997; Peric and Su, 2005; Hinokio and Nakai, 2005).

Voor het verbeteren van de uniformiteit van de spannings – en rek verdeling wordt in sommige literatuur aangeraden om de verhouding H/D te verlagen van 2 naar 1. Deze lage verhouding dient dan wel te worden gecombineerd met het verlagen van de wrijving langs de kopvlakken. Bij het gebruik van H/D = 1 werd door Head 1986; Hettler en Gudehus, 1985; Lade en Wasif, 1988, een meer uniforme verdeling van de spanning en rek gevonden, zelfs bij grote rek.

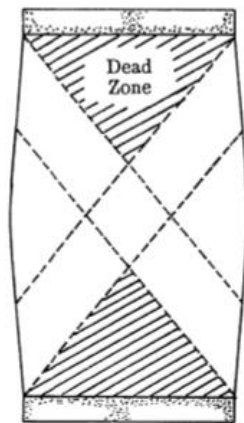
De condities rondom de kopvlakken vormen de belangrijkste factoren die de (niet homogene) spanningsverdeling beïnvloeden. In de navolgende paragraaf wordt dan ook verder ingegaan op de invloed van de kopvlakken.

3.4.2 De invloed van de kopvlakken

Tijdens de afschuif fase van een triaxiaalproef ontwikkelen zich radiale rekken in het monster vanwege de toename van de diameter. De verdeling van de radiale rek in het monster en de bijbehorende bezwijkmodus hangen in hoge mate af van de condities van de kopvlakken. Hierin zijn twee uiterste te herkennen:

- Ruwe kopvlakken,
- Gladde, wrijvingsloze, kopvlakken.

In de onderstaande tekst wordt aangenomen dat de kopvlakken niet roteren tijdens het afschuiven. Bij gebruik van vaste ruwe kopvlakken kan aan de einden van het monster geen radiale vervorming optreden. Voorbeeld hiervan is het gebruik van een poreuze steen over de volle diameter van het monster. Als gevolg hiervan is de verdeling van de radiale rek over de hoogte van het monster niet uniform verdeeld, met hoge radiale rekken in het midden van het monster. Volgens Rowe en Barden (1964) hebben vaste eindvlakken de ontwikkeling van dead zones tot gevolg, zie Figuur 3.6 De invloed van de kopvlakken is het grootst aan de koppen en neemt af met toenemende afstand tot de koppen. In het midden wordt circa 1/3 deel van het monster praktisch niet beïnvloed door de kopvlakken en heeft de meest uniforme verdeling van spanning en rek.



Figuur 3.6. Locatie conische dead zones in een triaxiaal monster met vaste einden. (naar Rowe en Barden, 1964).

Met het gebruik van gladde wrijvingsloze kopvlakken kan de invloed van de koppen op de verdeling van spanning en rek worden geminimaliseerd. Bij gebruik van gladde eindvlakken kunnen radiale vervormingen zich ook aan de koppen ontwikkelen. Echter, zoals beschreven door Casey (2011) kunnen volkomen wrijvingsloze kopvlakken niet worden bereikt bij het uitvoeren van triaxiaalproeven. Verschillende onderzoekers gebruiken verschillende variaties op gladde eindvlakken zoals het toepassen van glijmiddelen, lubricated end platens. Hiermee wordt de grootte van de dead zone geminimaliseerd en daarmee de grootte van de zone met werkelijk uniforme spanning en rekverdeling gemaximaliseerd.

Indien de gladde eindvlakken de wrijving en bijbehorende niet-uniformiteiten volledig zouden opheffen, zou het monster cilindrisch vervormen. In dat geval zou een over de hoogte constante diameter worden gevonden. Bij het gebruik van ruwe kopvlakken, die de radiale rek aan de koppen volledig zou voorkomen zou het monster parabolisch vervormen met uitdijen van het monster in het midden. Daarnaast lijkt het gebruik van ruwe kopvlakken (vaker) te leiden tot de ontwikkeling van glijvlakken, Casey, 2011. In dit onderzoek werden geen glijvlakken gevonden bij gebruik van gladde eindvlakken.

Verschillende onderzoekers hebben gekeken naar het effect van niet-uniforme verdeling van spanningen en rekken als gevolg van randvoorwaarden aan de koppen van een triaxiaalmonster. (Lee 1978; Bishop en Green, 1965; Saada en Townsend, 1981; Shanz en Gussman, 1994). De verschillende onderzoeken leiden tot verschillende conclusies, een algemeen overzicht is gegeven door Lee (1978). De algemene consensus voor het uitvoeren van proeven op klei is dat: (i) iets lagere ongedraineerde sterkte (5% of minder) wordt gevonden met wrijvingsloze eindvlakken, maar het verschil is in dezelfde orde van grootte als de scatter in de proefdata en (ii) vergelijkbare waterspanning en effectieve spanningen worden gevonden tenzij het monster 50-maal sneller wordt belast dan normaal.

Ten behoeve van het evalueren van de effectiviteit van het gebruik van gladde kopvlakken in het voorkomen van wrijvingsweerstand introduceert Sheahan (1991) de area uniformity ratio, AUR, gedefinieerd als:

$$AUR = \frac{A_{parabolic} - A_{measured}}{A_{parabolic} - A_{cylindrical}} \quad (11)$$

Waarin $A_{parabolic}$ het oppervlak is, berekend met de parabolic area correction (vgl. 3) en $A_{cylindrical}$ het oppervlak met de cylindrical area correction (vgl 1). De waarde voor $A_{measured}$ wordt gevonden door deze direct te meten aan het einde van de proef.

De AUR is een schaal voor de uniformiteit van het monster waarin $AUR = 0$ volgt wanneer het monster parabolisch vervormt en $AUR = 1$ als het monster cilindrisch vervormt. Bij een proef met vaste ruwe kopvlakken voorspelt de parabolische oppervlakte correctie geen verandering aan de einden van het monster en bulging in het midden. Bij gladde kopvlakken daarentegen wordt een uniform cilinder verwacht met een constante diameter over de hoogte.

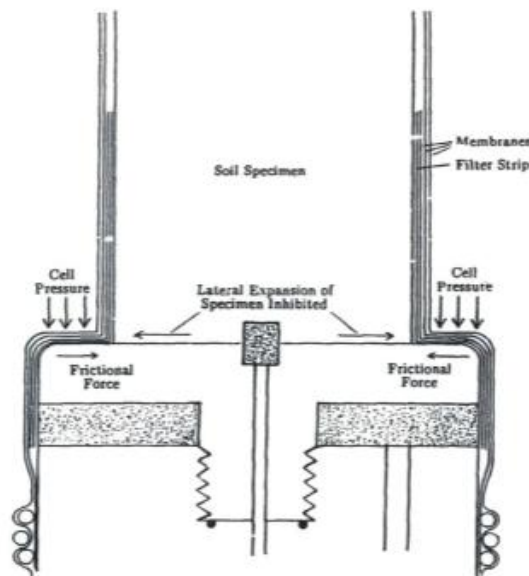
Het Deltares laboratorium maakt gebruik van gladde kopvlakken met een diameter gelijk aan de monsterdiameter. Om de invloed van deze kopvlakken op het resultaat vast te stellen is vergelijking (11) toegepast op proefresultaten die bezwijken in een modus van uitdijen. Voor deze proeven is de AUR bepaald aan de bovenzijde, midden en onderzijde van het monster bij 25% rek. Tabel 3-1 geeft de resultaten.

Tabel 3-1. Samenvatting AUR warden voor klei monsters die zijn bezwiken na uitdijen.

Test ID	Condition	AUR _{middle}	AUR _{top}	AUR _{bottom}
Test 7	NC	0.70	1.05	1.05
Test 40	OC	-0.11	1.04	1.06
Test 7-OVP	NC	0.70	1.04	1.05

Aan de bovenzijde van het monster wordt voor de drie monsters een waarde gevonden die dicht bij 1 ligt. Dit geeft aan dat de gebruikte kopvlakken voldoende laterale vervorming toestaan om een cilindrische vervorming mogelijk te maken. Echter, de AUR in het midden van het monster laat een grotere spreiding zien, variërend van -0,11 voor overgeconsolideerde, OC condities tot 0,7 voor normaal geconsolideerde, NC condities. De negatieve AUR, gevonden halverwege de monsterhoogte geeft aan dat de gemeten diameter groter is dan de diameter voorspelt volgens de parabolische oppervlakte correctie en geeft een extreme mate van uitdijen weer. Over het geheel laat de AUR zien dat de gladde kopvlakken niet volkomen wrijvingsloos zijn, waardoor het monster niet volledig uniform vervormt. Sheahan (1991) kwam tot dezelfde conclusie na het uitvoeren van een proevenserie op klei met gladde eindvlakken in combinatie met het toepassen van glijmiddel. Volgens Sheahan (1991) kan dit worden verklaard door de celdruk die ook werkt op de hoek tussen het monster en de kop -, en voetplaat, zie Figuur 3.7. Als gevolg hiervan kan

het monster weerstand ondervinden bij het uniform uitdijen waardoor inhomogene spanningen en rekken worden geïntroduceerd.

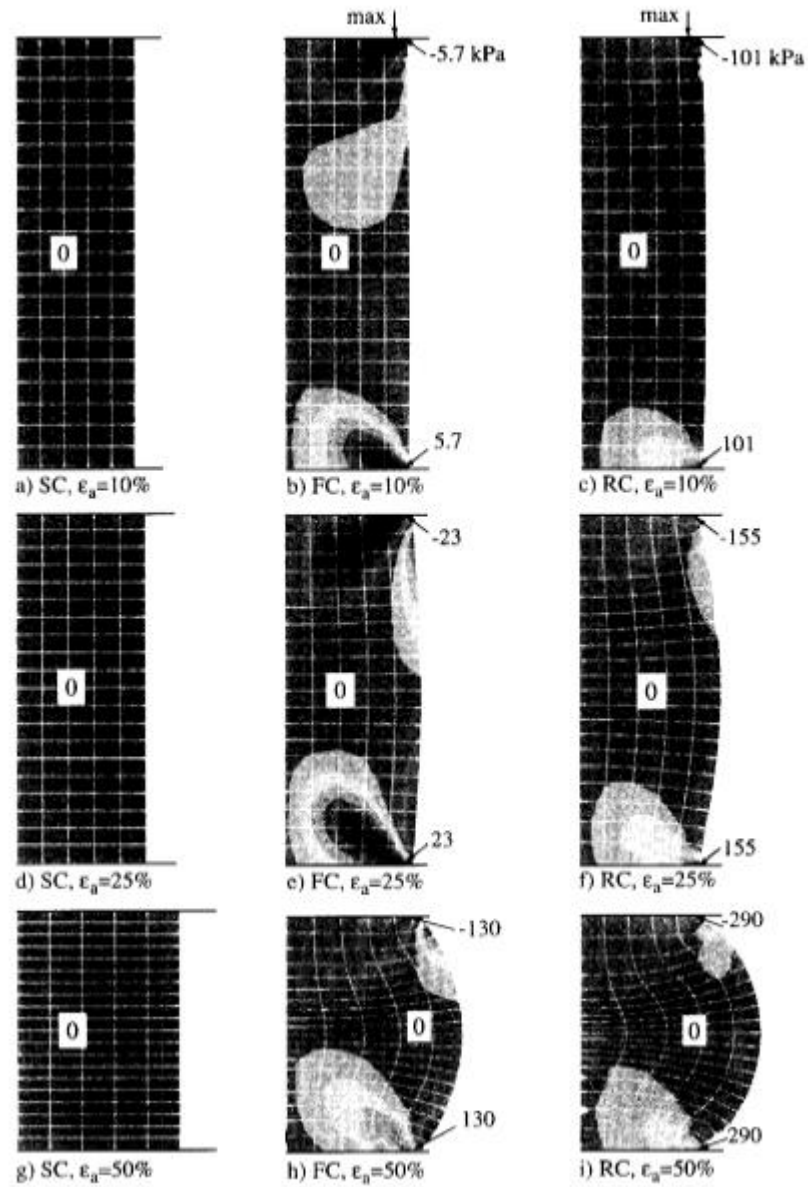


Figuur 3.7. Mogelijke oorzaken voor weerstand bij radiale vervorming ondanks gebruik van gladde eindvlakken (naar: Sheahan, 1991).

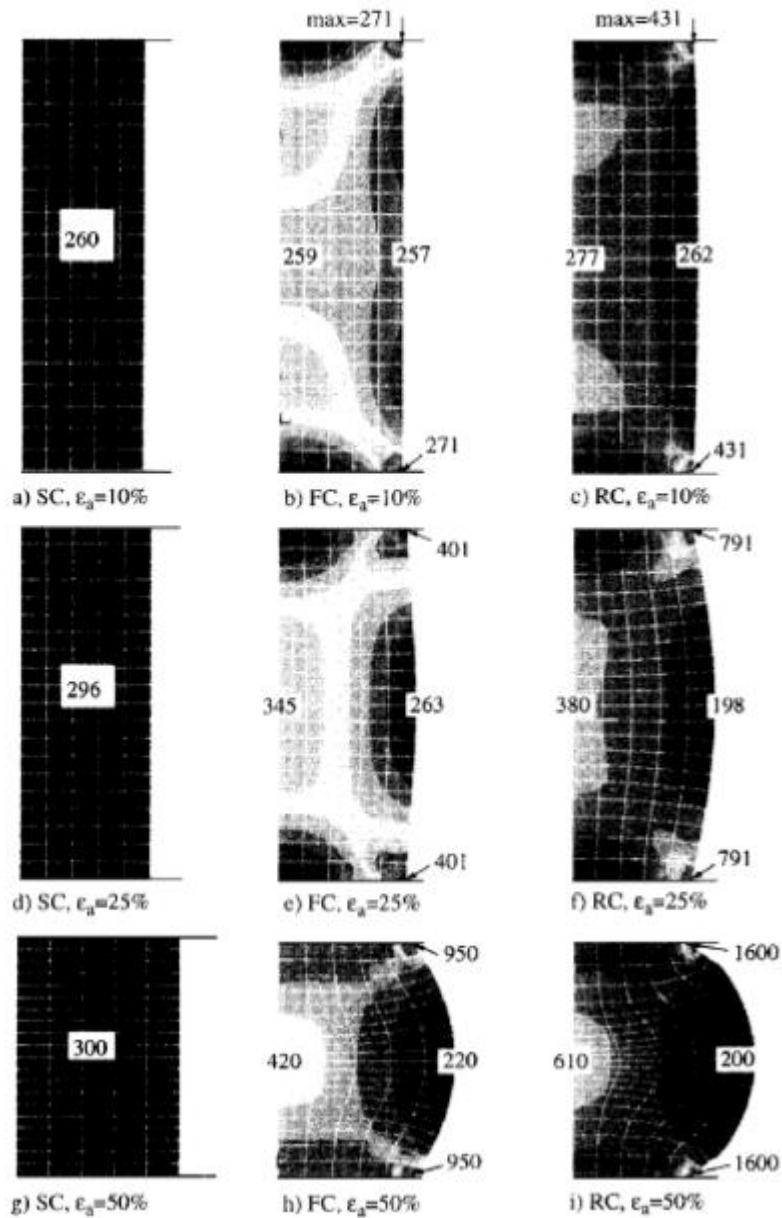
Opgemerkt wordt dat de AUR-waarden in tabel 3.1 slechts indicatief zijn vanwege onnauwkeurigheden bij het bepalen van de diameter na afloop van de proef.

3.4.3 Numerieke analyse van de niet-uniforme spanningen -, en rekverdeling

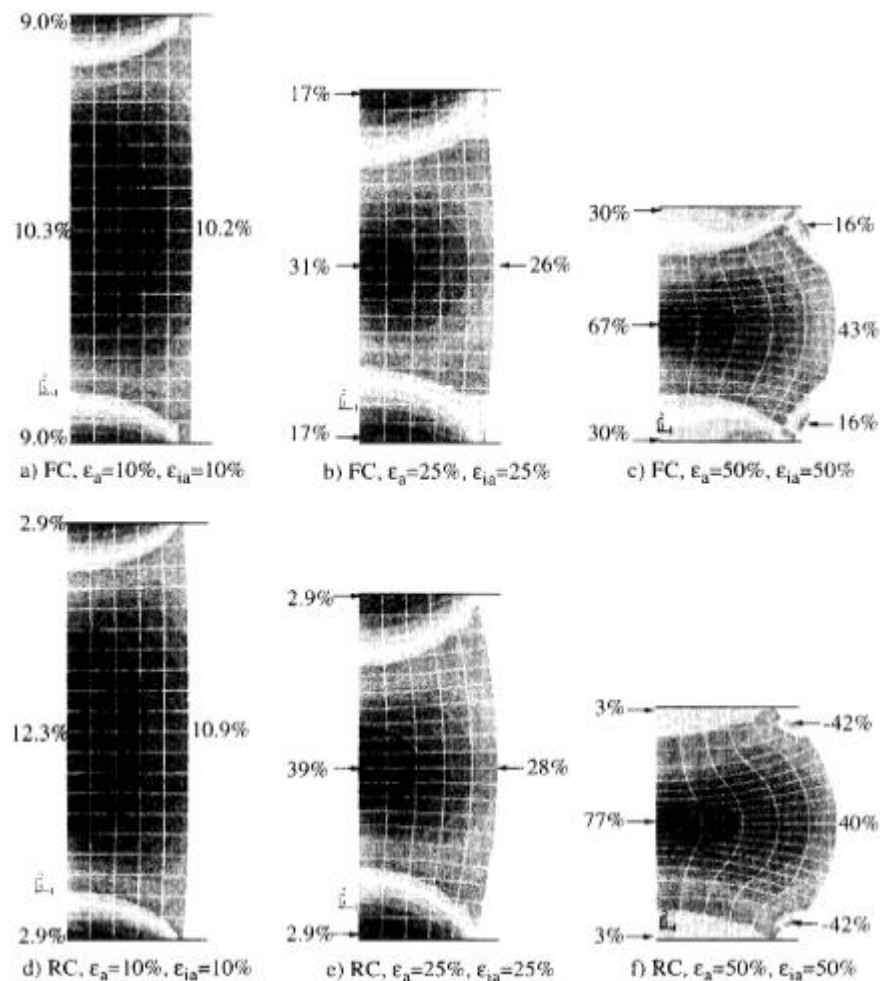
De niet-uniforme verdeling van de spanning en rekken in triaxiaalmonsters is numeriek geanalyseerd door Sheng et al. (1997). Een voorbeeld van de verdeling van de schuifspanning, axiale spanning en axiale rek zijn gegeven in Figuur 3.8, Figuur 3.9 en Figuur 3.10 voor gedraineerde proeven. In deze figuren zijn de spanningen en rekken weergegeven voor drie scenario's te weten: (i) perfect wrijvingsloze kopvlakken, SC; (ii) wrijvingscontact, FC en (iii) ruw contact, geen verplaatsing toegestaan, RC. Voor het geval FC en RC condities, vervormt het monster door uitdijen [zie Figuur 3.8(h & i)]. Voor wrijvingsloze eindvlakken, SC vervormt het monster cilindrisch. Voor de FC en RC condities ontwikkelen de schuifspanningen zich vanuit de einden van het monster en nemen toe met toenemende axiale rek, zie Figuur 3.8). De ontwikkeling van de schuifspanning leidt tot niet-uniforme spanningen en rekken in het monster zoals weergegeven in Figuur 3.9 en Figuur 3.10. De maximale waarden van de axiale spanning treedt op aan de uiteinden van het monster, het minimum in het midden van het monster. De axiale rek is het grootst in het midden van het monster. Simulaties van ongedraineerde proeven volgen hetzelfde patroon als de hier besproken gedraineerde proeven.



Figuur 3.8. Verdeling van de schuifspanning [kPa] volgens uit numerieke analyse van gedraineerde triaxiaal proeven (uit: Sheng et al., 1997).



Figuur 3.9. Verdeling van effectieve axiale spanning volgend uit numerieke analyse van gedraineerde triaxiaal proeven (naar Sheng et al., 1997).



Figuur 3.10. Locale axiale rek volgend uit numerieke analyse van gedraineerde triaxiaal proeven (uit Sheng et al., 1997).

Yang en Ge (2012) voerden numerieke simulaties van triaxiaalproeven uit met ABAQUS onder de condities van wrijvingsloze kopvlakken, horizontale verplaatsingen zijn toegestaan en vaste kopvlakken, waarbij geen horizontale verplaatsingen zijn toegestaan. Uit deze analyses volgt dat voor de situatie met volledig vaste kopvlakken waarbij geen radiale verplaatsing is toegestaan de invloed van de kopvlakken verminderd op 1/3 van de monsterhoogte, maar niet volledig wordt geëlimineerd. Uit de analyse van Sheng et al. (1997) volgt dat, in het geval van ruwe eindvlakken de werkelijke spanningspaden en spannings-rek curves kunnen worden bepaald aan de hand van het monsteroppervlak op 1/10 en 9/10 van de monsterhoogte.

3.5 Resumé

Het literatuuronderzoek heeft verschillende correctiemethoden voor diameter verandering bij triaxiaal compressieproeven, zowel met als zonder glijvlakvorming, opgeleverd. De correctiemethoden voor situaties zonder glijvlakvorming gaan uit van een actuele nominale diameter. De correctiemethoden voor methoden voor de situatie waarbij een glijvlak is opgetreden gaan uit van een verandering in contactoppervlak. Bij geen van de methoden is een discussie over de te hanteren spanningsdefinitie, engineering stress of true stress besproken. Daarbij komt dat in de internationale praktijk het ongebruikelijk is om triaxiaalproeven uit te voeren tot 25% axiale rek zoals in de Nederlandse praktijk voor waterkeringen is voorgeschreven.

Naast het verschil in spanningsdefinitie laat het literatuuronderzoek zien dat inhomogeniteiten, die bij de proefuitvoering worden geïnduceerd door wrijving aan de kopvlakken, een grote invloed hebben op de wijze waarop het monster vervormt. Dit heeft zowel gevolgen voor de nominale diameter als op de verdeling van de spanningen in het monster. De vertaling van de uitwendige kracht naar inwendige spanningen kan niet los worden gezien van de invloed van deze inhomogeniteiten.

4 Heranalyse van triaxiaalproef data

4.1 Inleiding

In dit hoofdstuk worden de correcties die in het vorige hoofdstuk zijn beschreven toegepast op triaxiaalproeven. Het gaat hierbij om resultaten die reeds in het archief van Deltares aanwezig zijn. Er zijn geen nieuwe proeven uitgevoerd. Sommige correcties maken gebruik van de afmetingen van het monster na afloop van de proef. Deze correcties worden standaard niet gemeten en zijn daarmee ook niet beschikbaar. Waar mogelijk worden deze geschat aan de hand van bijvoorbeeld fotomateriaal.

Omdat de verschillende correctie-methodes onderscheid maken tussen een correctie voor uitdijen van het monster en correcties bij ontwikkeling van glijvlakken zijn voor beide typen bezwijkvormen analyses uitgevoerd. Deze zijn afzonderlijk in de onderstaande paragrafen beschreven.

4.2 Correcties voor uitdijende monsters

Figuur 4.1 tot en met Figuur 4.3 en Figuur 4.4 tot en met Figuur 4.6 tonen de resultaten van twee triaxiaal compressie proeven op klei, monster 7 en monster 40, waarbij het monster tonvormig bezwijkt. Monster 7 heeft een verzadigd volumiek gewicht van $\gamma_w = 16 \text{ kN/m}^3$ en een initieel watergehalte $w = 49,2\%$. Monster 40 heeft een verzadigd volumiek gewicht van $\gamma_w = 18 \text{ kN/m}^3$ en een initieel watergehalte $w = 32,5\%$. Beide monsters zijn anisotroop geconsolideerd, waarbij monster 7 normaal geconsolideerd is en monster 40 overgeconsolideerd. Hoewel het onderzoek zich richt op het verklaren van het afwijkende normaal geconsolideerd gedrag is in de analyse ook gekeken naar een overgeconsolideerde proef. Hiermee wordt inzicht verkregen in hoe de correcties uitwerken voor overgeconsolideerde monsters.

Figuur 4.1 en Figuur 4.4 tonen het spanningspad en de ontwikkeling van de deviatorspanning. Hierbij is tevens aandacht geschonken aan de invloed van de correctie voor membraan en filterpapier. Voor de verschillende grafieken levert dit de volgende varianten op:

- geen oppervlakte correctie, de diameter bij aanvang afschuif fase is gebruikt bij de bepaling van de verticale spanning, geen correctie voor membraan en filterpapier
- oppervlakte correctie conform de ASTM standaard en vergelijking (1) en geen correctie voor membraan en filter papier
- oppervlakte correctie conform de ASTM standaard en vergelijking (1) en correctie voor membraan en filterpapier. Dit is de standaard uitwerking van de proef

De grafieken laten zien dat de invloed van de membraan en filterpapier correctie beperkt is. In het vervolg wordt daarom alleen de oppervlakte correctie beschouwd. De deviatorspanning, wanneer deze niet voor veranderende diameter wordt gecorrigeerd neemt toe met toenemende rek. Dit is in tegenstelling met de deviatorspanning waarbij wel is gecorrigeerd voor toenemend oppervlak.

Figuur 4.2 en Figuur 4.5 tonen het spanningspad en de deviatorspanningsontwikkeling voor verschillende methoden van corrigeren voor de toename van de monster diameter. Figuur 4.3 en Figuur 4.6 geven de toename van het oppervlak $\Delta a/a_0$, en verandering in deviatorspanning, q/q_0 . Waarin a_0 het ongecorrigeerde oppervlak is en q_0 de deviatorspanning behorend bij a_0 .

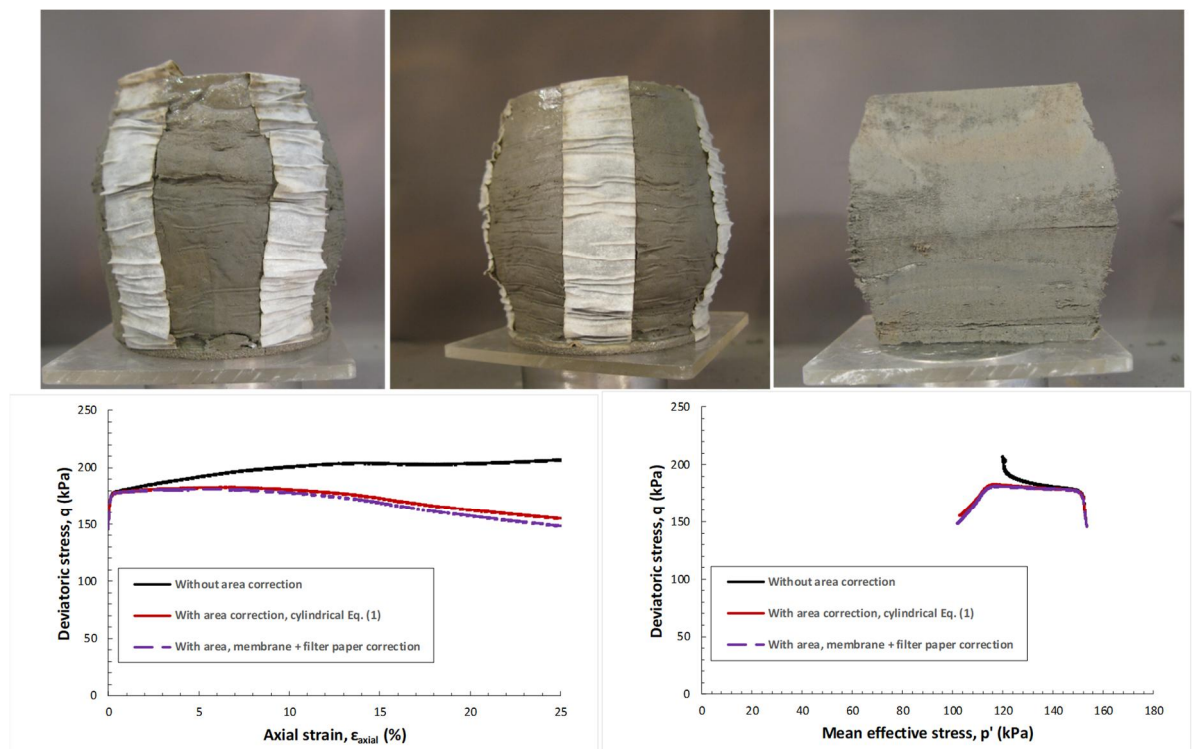
Bij het toepassen van vergelijking (3), bezwijken na uitdijen of bulging is de experimentele constante b geschat op basis van de geometrie bij bezwijken zoals gegeven in de foto's van de monsters na afloop van de proeven. Voor het normaal geconsolideerde monster 7 is toegepast $b = 1,2$ en voor het overgeconsolideerde monster 40 $b = 1,4$.

Voor al de toegepaste methoden is het monsteroppervlak indirect berekend uit het gemeten volume, verticale deformatie en het initiële oppervlak. Een directe methode voor het bepalen van de diameter verandering is het continue meten van de diameter tijdens de proef in het centrale deel van het monster. Hiervoor zijn lokale rek opnemers ontwikkeld. Metingen met deze opnemers kunnen worden gebruikt voor een nauwkeuriger bepaling van de vervormingen van het monster. Deze metingen waren echter niet beschikbaar voor de hier geanalyseerde triaxiaalproeven. In plaats daarvan is het oppervlak een het einde van de proef, bij $\epsilon_{\text{axial}} = 25\%$ bepaald aan de hand van foto's

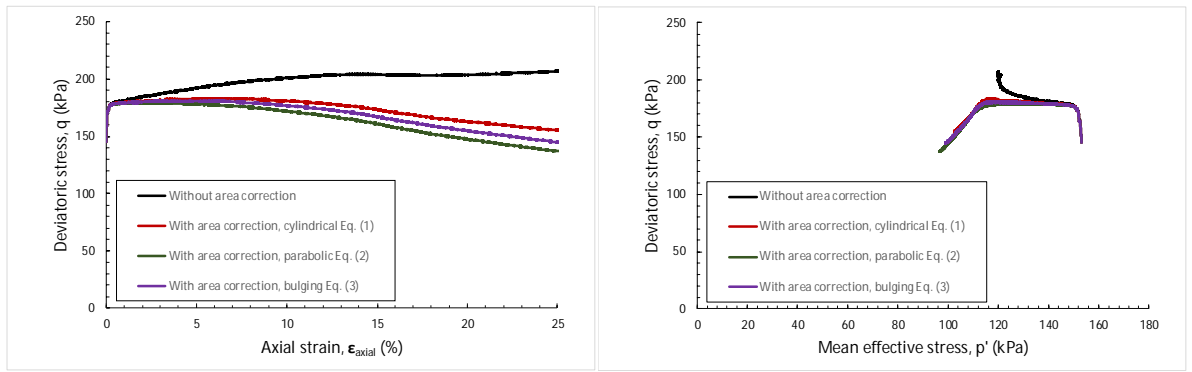
Het resultaat van de actuele verhouding van $\Delta\alpha/\alpha_0$ van het monster is weergegeven in Figuur 4.3 en Figuur 4.6 met een stip. Er is een opmerkelijk goede overeenkomst tussen het actuele oppervlak van de monsters bij 25% rek en de waarde die is afgeschat met behulp van vgl (3), de correctie voor bezwijken in de bulging modus. Over het algemeen geldt dat correctie volgens vgl (1) de diameter verandering ten opzichte van de waargenomen diameterverandering overschat en daarmee de optredende deviatorspanning onderschat. Bij een axiale rek van 25% loopt het verschil tussen een correctie conform de bulging modus vgl (3) en de nominale diameter volgens vgl (1) op tot 5%.

De hierboven beschreven interpretatie is ook uitgevoerd op een verkneed (remoulded) monster Oostvaardersplassen, OVP-klei, zie Figuur 4.7 tot Figuur 4.9. Het gedrag van dit monster en de conclusies over de diameter correcties komen overeen met de hierboven besproken conclusies.

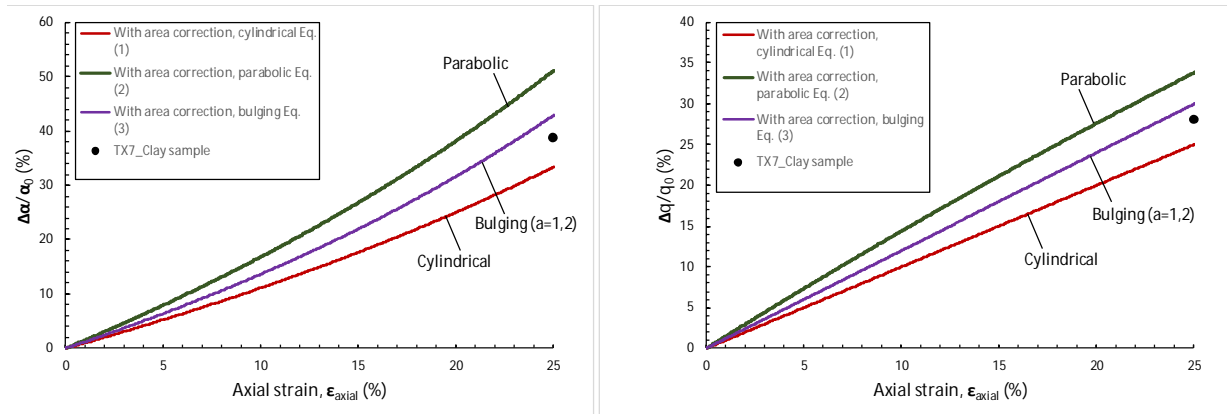
Uit het bovenstaande volgt dat kennis van de actuele geometrie van het monster tijdens de proef van belang is voor het vaststellen van een realistische actuele diameter en bijbehorende diametercorrectie.



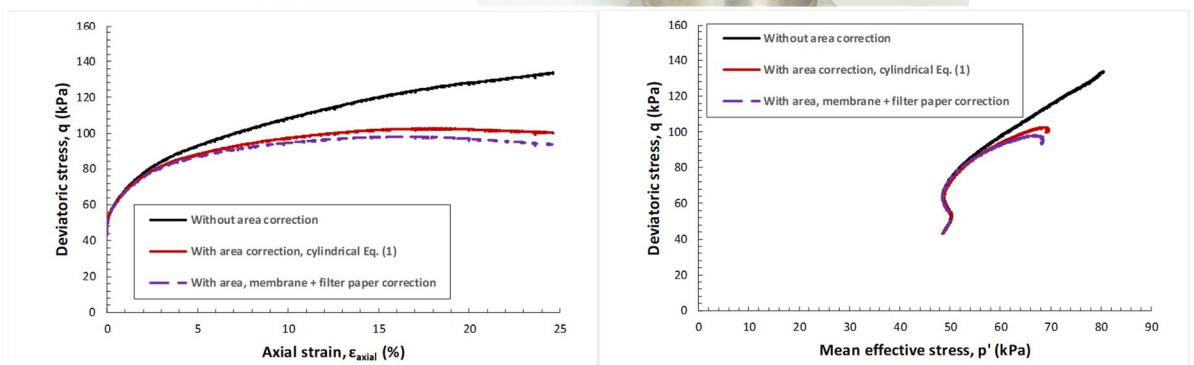
Figuur 4.1 Spanningspad en ontwikkeling deviator spanning voor verschillende toegepaste correcties. Triaxiale compressie proef op kleimonster TX7 ($\gamma_{\text{wet}}=16 \text{ kN/m}^3$, $w=49.2\%$).



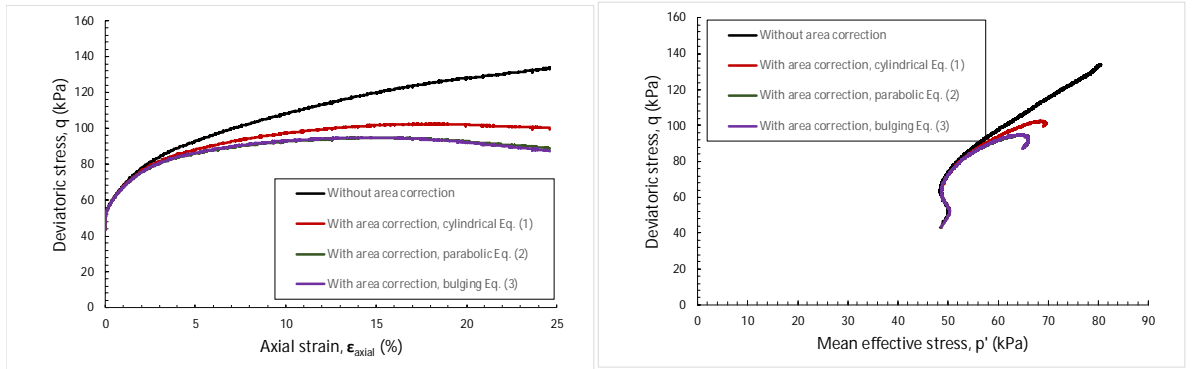
Figuur 4.2 Spanningspad en ontwikkeling deviator spanning voor verschillende oppervlakte correcties, triaxiaal compressieproef TX7 ($\gamma_{wet}=16 \text{ kN/m}^3$, $w=49.2\%$).



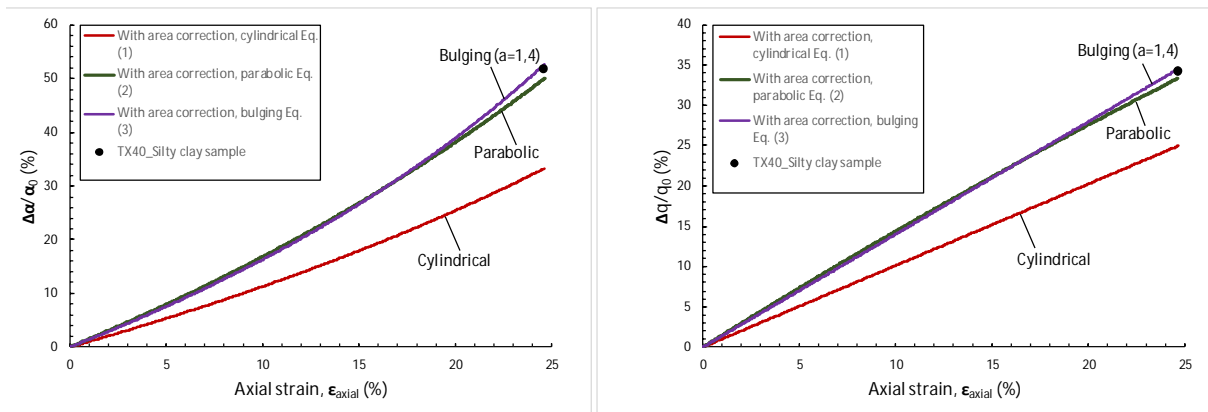
Figuur 4.3 Invloed verschillende bezwijkvorm correcties op oppervlak en deviator spanning gedurende triaxiale compressieproef op kleimonster TX7 ($\gamma_{wet}=16 \text{ kN/m}^3$, $w=49.2\%$).



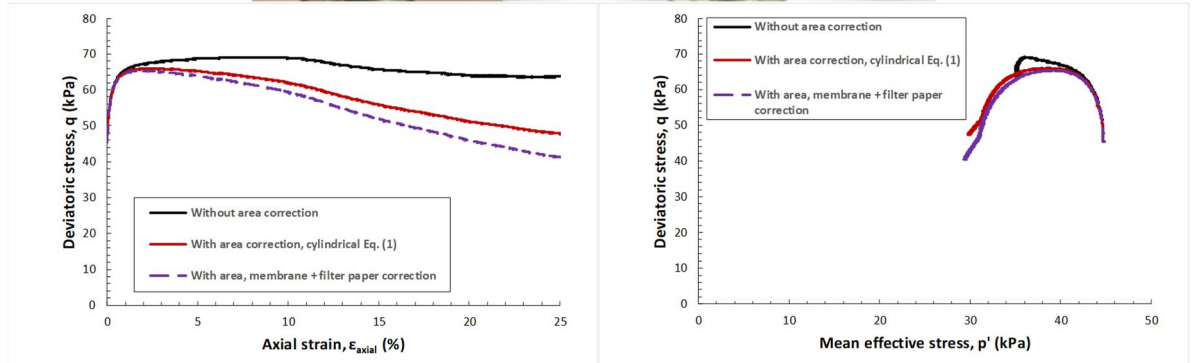
Figuur 4.4 Spanningspad en ontwikkeling deviator spanning voor verschillende correcties, triaxiaal compressie proef op kleimonster TX40 ($\gamma_{wet}=18 \text{ kN/m}^3$, $w=32.5\%$).



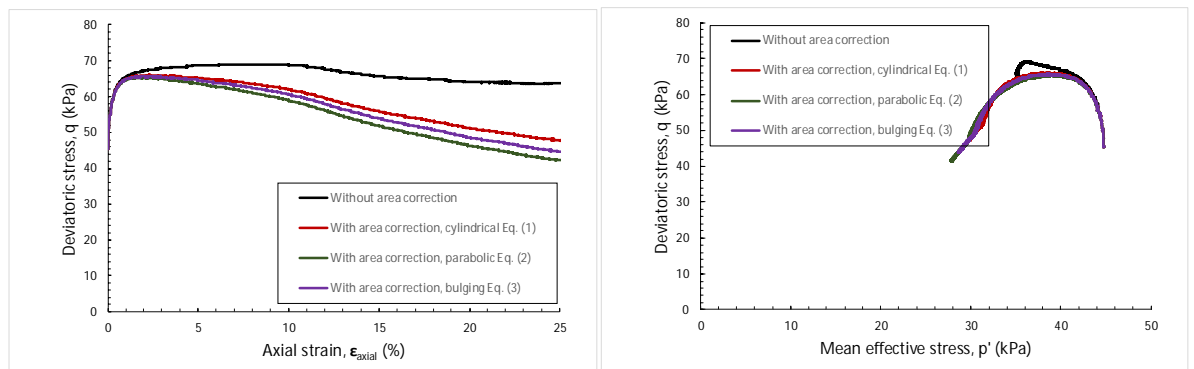
Figuur 4.5 Spanningspad en ontwikkeling deviator spanning voor verschillende oppervlakte correcties, triaxiale compressieproef TX40 ($\gamma_{wet}=18 \text{ kN/m}^3$, $WC=32.5\%$).



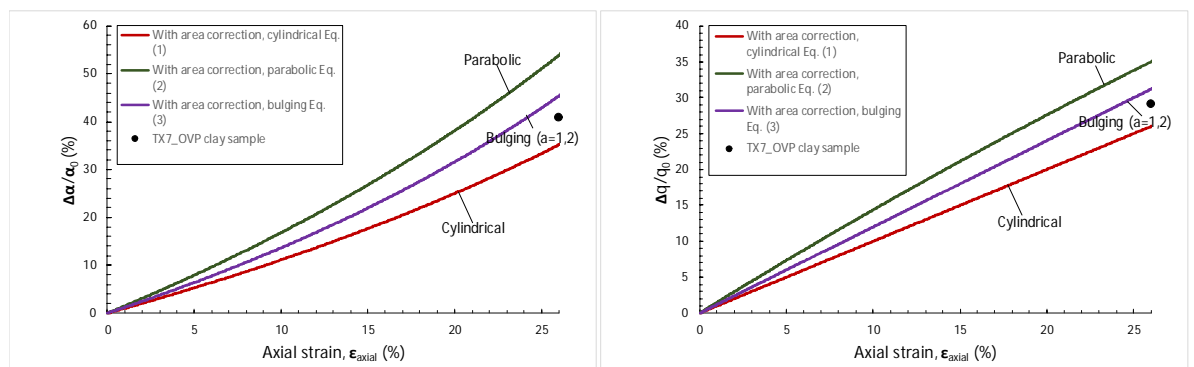
Figuur 4.6 Invloed verschillende bezwijkvorm correcties op oppervlak en deviator spanning gedurende triaxiale compressieproef op kleimonster TX40 ($\gamma_{wet}=18 \text{ kN/m}^3$, $WC=32.5\%$).



Figuur 4.7 Spanningspad en ontwikkeling deviator spanning voor verschillende correcties, triaxiaal compressie proef op OVP klei monster TX 7 ($\gamma_w=13.6 \text{ kN/m}^3$, $w=115.2\%$).



Figuur 4.8 Spanningspad en ontwikkeling deviator spanning voor verschillende oppervlakte correcties, triaxiaal compressie proef op OVP klei monster TX 7 ($\gamma_w=13.6 \text{ kN/m}^3$, $w=115.2\%$).



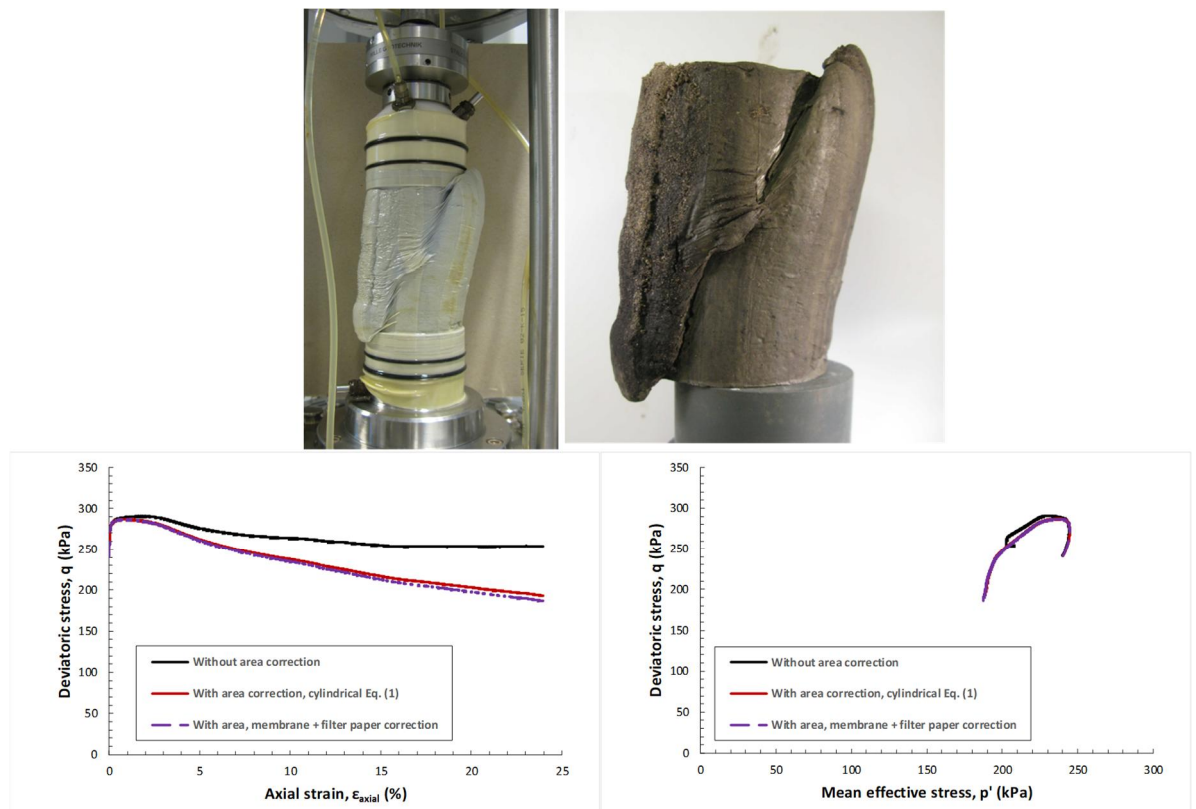
Figuur 4.9 Invloed verschillende bezwijkvorm correcties op oppervlak en deviator spanning gedurende triaxiaal compressie proef op OVP klei monster TX 7 ($\gamma_w=13.6 \text{ kN/m}^3$, $w=115.2\%$).

4.3 Correcties bij optreden fysiek glijvlak

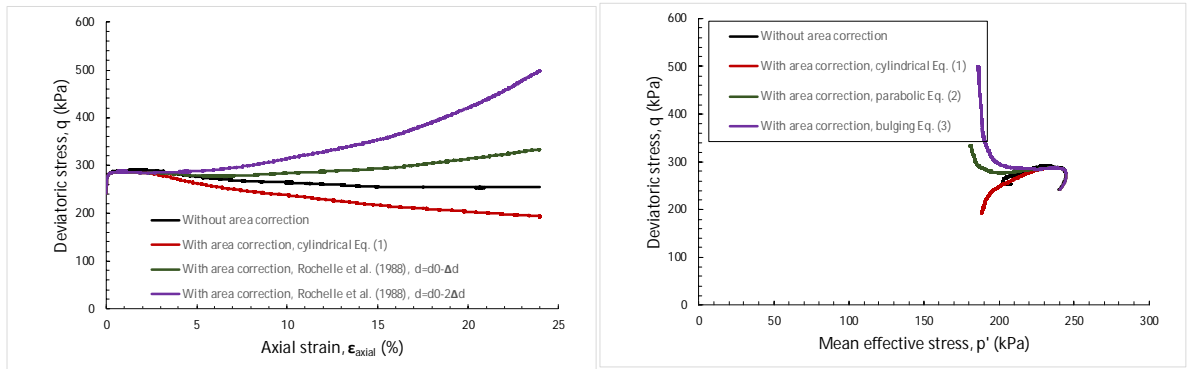
Figuur 4.10 tot en met Figuur 4.12 geven een voorbeeld van het toepassen van diametercorrecties bij het optreden van een fysiek glijvlak. De figuren tonen het resultaat van een normaal, anisotroop, geconsolideerde triaxiale compressie proef met $\gamma_{verz}=16,4 \text{ kN/m}^3$ en $w = 43\%$. Figuur 4.10 laat zien dat er in deze proef een duidelijk glijvlak is ontwikkeld. Figuur 4.11 en Figuur 4.12 tonen de invloed van de verschillende correctie-methoden. Er is een correctie uitgevoerd volgens vgl (1). Dit is de conventionele werkwijze waarbij geen rekening is gehouden met het optreden van een glijvlak. Daarnaast is een correctie uitgevoerd volgens de methode La Rochelle et al (1988), conform vgl (9) waarbij zowel $2\Delta d$ als Δd is toegepast.

Het toepassen van vgl (1) leidt tot een continue toenemend nominaal oppervlak terwijl de methode van La Rochelle et al (1988), vgl (9), een afname van het nominale oppervlak laat zien. Het gevolg hiervan is dat conform de correctie van vgl (1) de deviator spanning afneemt, terwijl bij het toepassen van vgl (9) de deviator spanning toeneemt, met $d_b = d_0 - \Delta d$. Deze toename loopt op tot 31,4% bij 25% axiale rek.

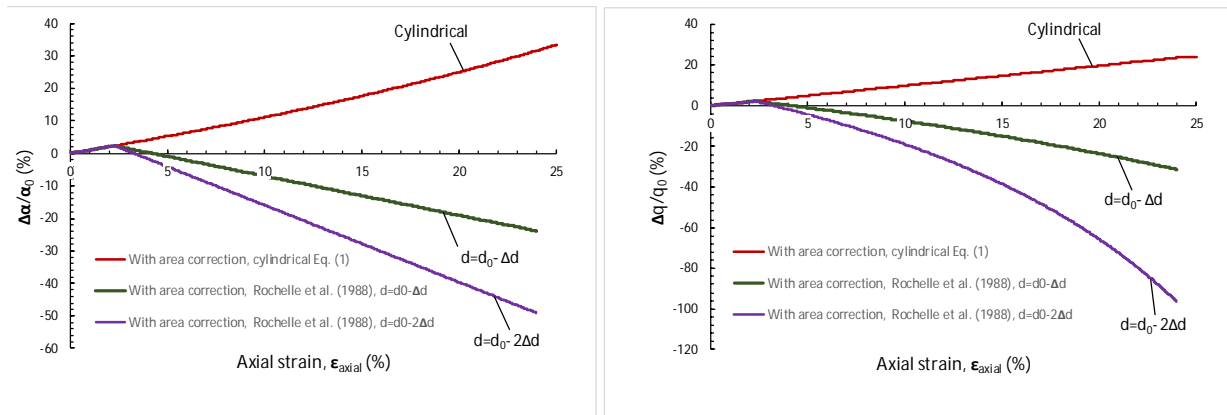
Opgemerkt wordt dat de diameter van het monster loodrecht op de afschuifrichting, d_a uit het beschikbare archiefmateriaal niet meer kan worden bepaald. Om die reden is de correctie conform Mulabdic (1993), vgl (10), niet toegepast.



Figuur 4.10. Spanningspad en spannings – rek verloop bij verschillende correcties. Triaxiaal compressie proef op klei TX122 ($\gamma_{verz}=16,4 \text{ kN/m}^3$, $w = 43\%$).



Figuur 4.11. Spanningspad en spannings – rek verloop bij verschillende correcties. Triaxiaal compressie proef op klei TX122 ($\gamma_{verz}=16,4 \text{ kN/m}^3$, $w = 43\%$).



Figuur 4.12. Invloed van de verschillende correctie methoden op het spannings – rek verloop proef op klei; monster 122 ($\gamma_{verz}=16,4 \text{ kN/m}^3$, $w = 43\%$).

4.4 Resumé

De verschillende correctiemethoden, die volgen uit het literatuuronderzoek, zijn in dit hoofdstuk toegepast op resultaten van verschillende proeven. De verschillende methoden voor correctie, zonder optreden van een glijvlak, geven een alternatief voor de bepaling van de actuele, nominale, diameter. Het gebruik van deze methoden laten weinig verschil zien, zie Figuur 4.8. Alleen het niet corrigeren van diameterverandering leidt tot een (schijnbaar) ander gedrag.

Het verschil in de correctiemethoden voor de situatie waarin zich een glijvlak ontwikkelt zijn groot. Hierbij kan het waargenomen gedrag, afhankelijk van de correctiemethode, variëren van strain hardening tot strain softening, zie Figuur 4.12. Het is hierbij niet zondermeer evident welke methode het werkelijke gedrag het best benadert of best aansluit bij de rekenkundige praktijk.

5 Numerieke simulaties

5.1 Introductie

Om meer inzicht te krijgen in de invloed van de rekdefinitie op de analyse van de proefdata zijn enkele numerieke simulaties uitgevoerd. Deze zijn verder uitgebreid met analyses naar de ruwheid van de kopvlakken en de invloed van de lengte en diameter van het monster op het vervormingspatroon. Hierbij worden reguliere berekeningen vergeleken met updated mesh analyses. In beide gevallen wordt het Mohr – Coulomb model toegepast om het constitutief gedrag te modelleren. Het Mohr-Coulomb model zelf kent geen softening.

De simulaties beginnen met een eenvoudige geometrie waarbij het monster met axiaal symmetrie wordt gemodelleerd. Er wordt geen wrijvingsweerstand aan de eindvlakken van het monster gesimuleerd.

Zoals toegelicht in paragraaf 2.2 wordt onderscheid gemaakt in kleine rek benadering, engineering strain en grote rekken, true stress en strain. De berekeningen zijn uitgevoerd in PLAXIS, waarbij met conventionele berekeningen de kleine rek analyse is uitgevoerd en updated mesh analyses voor de grote rek benadering.

In de triaxiaalproef wordt een bovenplaat met een straal r_0 van een cilindervormig monster aangebracht met hoogte h_0 . Het monster is omhuld met een membraan waartegen een steundruk wordt aangebracht. In principe zijn de verticale kracht, de verticale verplaatsing op de bovenplaat en de steundruk bekend.

In engineering termen wordt dit:

De verticale kracht op het systeem:
$$F_v = \pi r_0^2 q_v \quad (1)$$

De horizontale kracht op het systeem:
$$F_h = 2\pi r_0 h_0 q_h \quad (2)$$

Voor true stresses geldt dat de relatie tussen belasting en spanning volgt uit de actuele afmetingen. Voor een uniform monster geldt na zekere verplaatsing van de bovenplaat:

$$F_v = \pi (r_0 + dr)^2 q_v \quad (3)$$

$$F_h = 2\pi (r_0 + dr)(h_0 + dh)q_h \quad (4)$$

Hierbij zijn dr en dh de toename van respectievelijk de straal en de hoogte van het monster.

Stel nu: $\varepsilon_{vv} = \frac{dh}{h_0}$ en $\varepsilon_{hh} = \frac{dr}{r_0}$ dan volgt: $dh = \varepsilon_{vv} h_0$ en $dr = r_0 \varepsilon_{hh}$. In combinatie met

vergelijking (3) en (4) geeft dit:

$$F_v = \pi (r_0 + dr)^2 q_v = \pi q_v r_0^2 (1 + \varepsilon_{hh})^2 \quad (5)$$

$$F_h = 2\pi (r_0 + dr)(h_0 + dh)q_h = 2\pi r_0 h_0 q_h (1 + \varepsilon_{hh})(1 + \varepsilon_{vv}) \quad (6)$$

Bij een constante horizontale kracht, $F_h = \text{constant}$ volgt een veranderende horizontale belasting:

$$\frac{q_h^{actual}}{q_h^{initial}} = \frac{1}{(1 + \varepsilon_{hh})(1 + \varepsilon_{vv})} \quad (7)$$

Hieruit volgt dat de actuele steundruk op het monster afhangt van de veranderende dimensies van het monster. In werkelijkheid is in een triaxiaalproef de aangebrachte steundruk constant. In termen van true stresses zal dan bij veranderende dimensie de horizontale kracht op het monster veranderen. Hieruit volgt, met $q_h = \text{constant}$:

$$\frac{F_h^{actual}}{F_h^{initial}} = (1 + \varepsilon_{hh})(1 + \varepsilon_{vv}) \quad (8)$$

Opgemerkt wordt dat in een updated mesh analyse de horizontale kracht constant wordt gehouden en bij een uitdijend monster een verandering van de steundruk wordt gevonden. Terwijl in werkelijkheid de steundruk constant blijft en de totale horizontale kracht op het monster verandert.

Voor de verticale kracht, F_v , geldt voor $F_v = \text{constant}$:

$$\frac{q_v^{actual}}{q_v^{initial}} = \frac{1}{(1 + \varepsilon_{hh})^2} \quad (9)$$

Dit betekent dat verticale belasting afneemt als het monster uitdijt. In een triaxiaalproef wordt de verticale belasting ook als kracht aangebracht. Hier is geen verschil tussen de updated mesh analyse en de proefomstandigheden.

5.2 Rekenmethodiek

In de vorige paragraaf is toegelicht dat de aangebrachte spanningen in een updated mesh analyse worden aangepast aan de veranderende geometrie. Bij het simuleren van de triaxiaalproeven geeft dit problemen omdat in de proef de celdruk constant blijft en daarmee, in een grote vervormingsanalyse, de totale kracht die op het monster werkt bij veranderende geometrie verandert. Dit houdt in dat de aangebrachte belasting in de updated mesh analyses handmatig moet worden aangepast om de correcte belasting op het monster te simuleren. Hierbij is de volgende procedure toegepast:

- Bepaal de verticale eindrek, ε_{vv}
- Bepaal met behulp van vergelijking (7) de verwachte horizontale rek, ε_{hh} , onder aanname $q_h^{actual} = q_h^{initial}$.
- Bepaal aan de hand van de nieuwe monster afmeting en de actuele q_h de nieuwe F_h^{actual} .
- Bepaal aan de hand van de nieuwe monster afmetingen de nieuwe q_h
- Bepaal de nieuwe verticale eindrek, ε_{vv}
- Herhaal deze procedure tot er geen verandering in q_h wordt gevonden en q_h gelijk is aan de gewenste steunspanning

Deze exercitie zorgt alleen dat voor de laatste stap de horizontale belasting past bij de geometrie. In de rekenfase zelf zal dit niet voor iedere moment kloppen. Dit kan voor een gedraineerde berekening worden gecontroleerd aan het constant zijn van de effectieve horizontale spanning en voor ongedraineerde berekeningen aan de constante horizontale totaalspanning. Is dit niet het geval dan dient met een kleinere verticale verplaatsing gerekend te worden.

5.3 Analyse simulatie triaxiaalproef

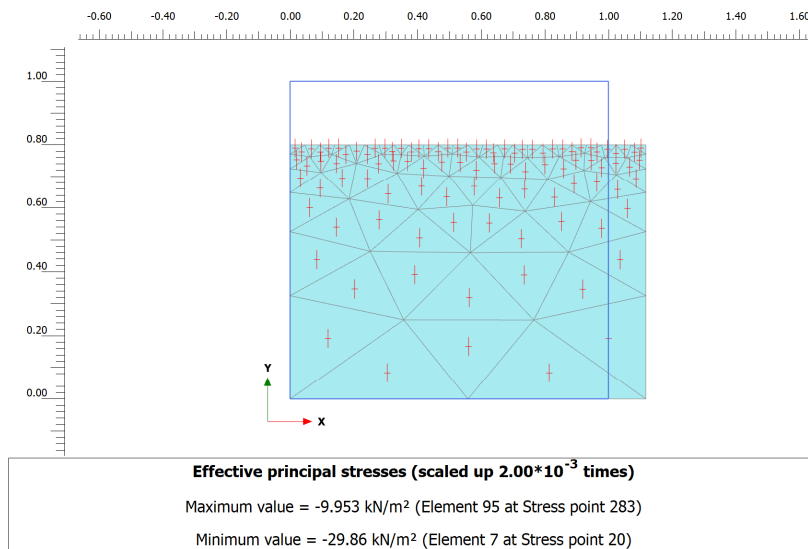
In de eerste analyse wordt een eenvoudige axiaal symmetrische geometrie toegepast waarbij de initiële straal en hoogte gelijk aan 1 m zijn. De gebruikte materiaaleigenschappen zijn weergegeven in de onderstaande tabel.

Eigenschap	Waarde
Elasticiteitsmodulus, E	13000 kN/m ²
Dwarscontractiecoëfficiënt, ν	0,3
Wrijvingshoek, ϕ'	30°
Dilatantiehoek, ψ	0°
Cohesie, c'	0 kN/m ²
Effectief volumiek gewicht, γ_{eff}	0 kN/m ³

Tabel 5-1 Toegepaste materiaalparameters

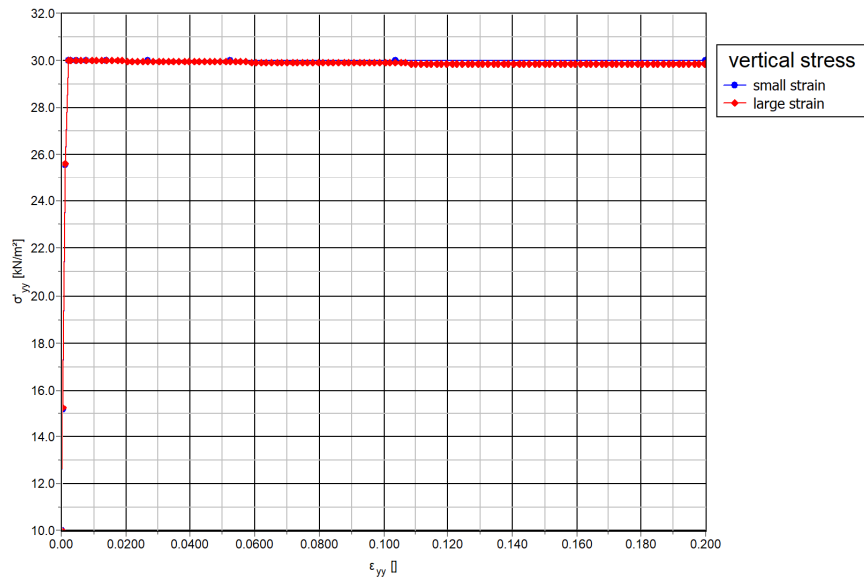
In de axiaalsymmetrische analyse wordt een isotrope beginspanning van 10 kN/m² aangebracht en daarna worden de verplaatsingen op nul gezet. Vervolgens wordt de verticale verplaatsing aan de bovenzijde van de simulatie voorgeschreven. De steundruk is constant. Het gebruikte materiaal is elastisch - perfect plastisch. Dit betekent dat bezwijken niet van de axiale rekmaat afhankelijk is.

Zoals in de vorige paragraaf aangegeven, is het modelleren van een constante steundruk in de updated mesh analyse niet triviaal. Immers, de in de berekening aangebrachte steundruk wordt in de updated mesh analyse omgezet in een kracht en deze wordt gedurende de berekeningen constant gehouden met een veranderende steundruk tot gevolg.

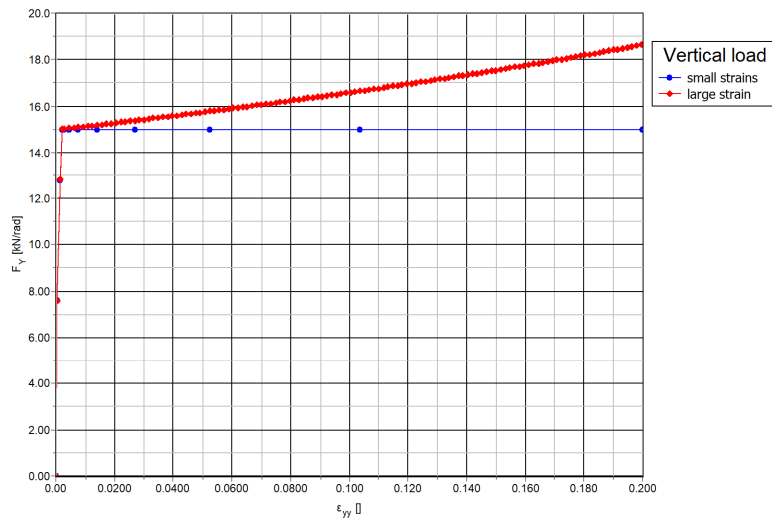


Figuur 5-1 Vervormde mesh met spanningen opgelegde steundruk 8,9 kN/m².

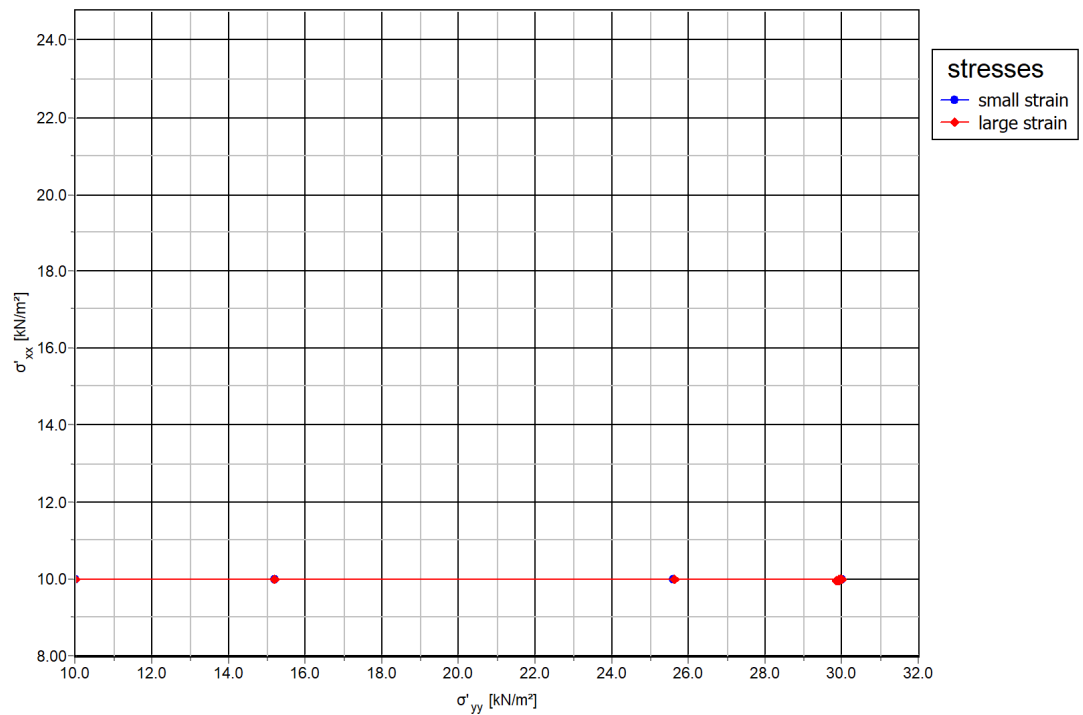
Uit de analyse blijkt dat een opgelegde steundruk van 8,9 kN/m² leidt tot de gewenste horizontale spanning van 10 kN/m². De benodigde steundruk is bepaald conform de methode uit paragraaf 5.2.



Figuur 5-2 Verticale spanning als functie van de axiale rek opgelegde steundruk 8.9 kN/m²



Figuur 5-3 Verticale kracht over 1 radiaal als functie van de axiale rek opgelegde steundruk 8.9 kN/m²

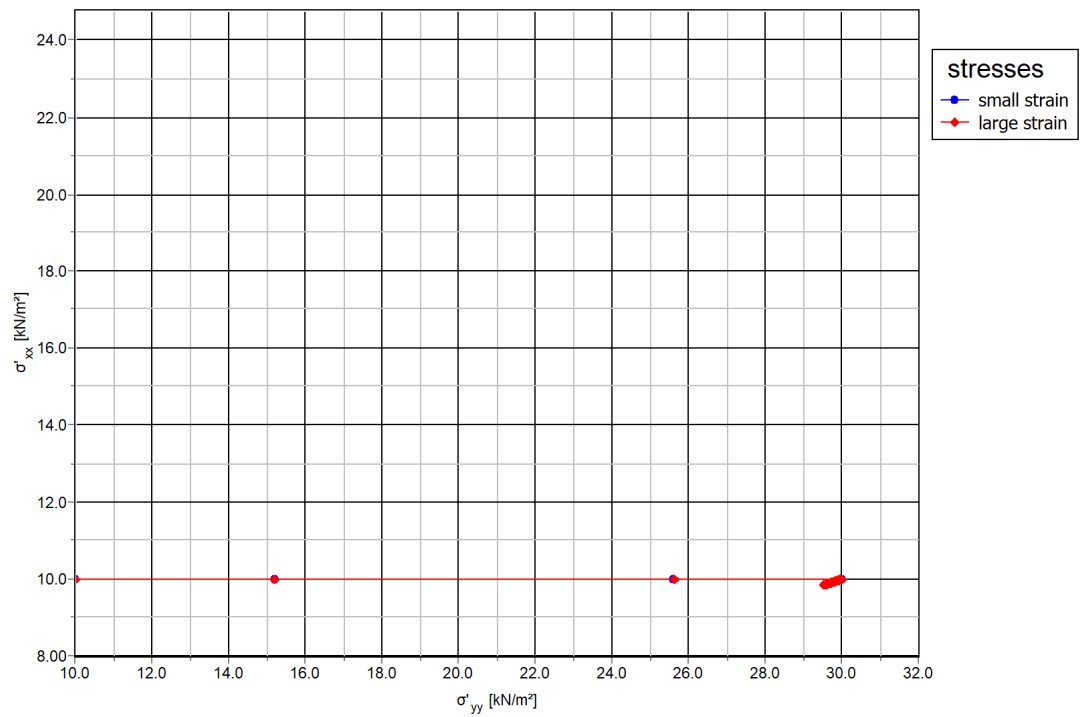


Figuur 5-4 De horizontale spanning als functie van de axiale spanning opgelegde steundruk 8.9 kN/m²

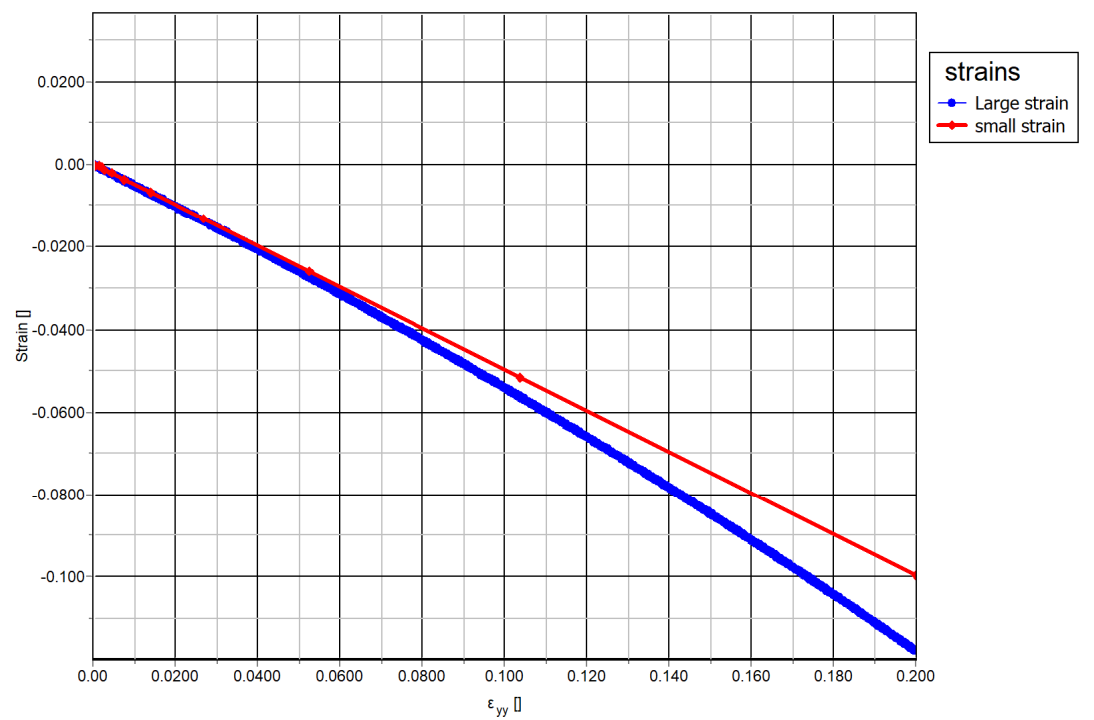
De afschuif fase van de triaxiaalproef is verplaatsingsgestuurd, daarmee wordt dus de verticale rek opgelegd. De horizontale vervorming is afhankelijk van het materiaal in de proef ofwel het gebruikte materiaalmodel in de eindige elementenanalyse.

Voor constant volume condities geldt $\dot{\epsilon}_{vv} + 2\dot{\epsilon}_{hh} = 0$. Stel de elastische vervormingen zijn klein dan leidt een opgelegde $\epsilon_{vv} = -0.2$ tot $\epsilon_{hh} = 0.1$. Deze waarde volgt ook uit de kleine rek

analyse. Uit vergelijking (7) volgt $\frac{F_h^{actual}}{F_h^{initial}} = 0.88$. De daarbij berekende spanningen zijn weergegeven in de onderstaande figuur.



Figuur 5-5r De horizontale spanning als functie van de axiale spanning opgelegde steundruk 8.8 kN/m²



Figuur 5-6 De rekken in het monster bij grote en klein vervorming opgelegde steundruk 8.8 kN/m²

Figuur 5-6 toont het verloop van de radiale rek als functie van de opgelegde axiale rek. Voor de kleine rek definitie volgt dat de opgelegde axiale rek van $\varepsilon_{vv} = -0.2$ leidt tot $\varepsilon_{hh} = 0.1$. Hoewel voor de updated mesh analyse ook een constant volume is aangehouden, wordt een grotere radiale rek gevonden. De relatie tussen de engineering rek definitie en de true strain definitie is als volgt:

$$\varepsilon^T = -\ln(1 - \varepsilon^E); \quad \varepsilon^E = 1 - \exp(-\varepsilon^T) \quad (10)$$

Uit vergelijking (9) volgt dat de opgelegde axiale rek in engineering rek definitie $\varepsilon_a^E = 0.2$. In grote rek definitie is dit $\varepsilon_a^T = -\ln(1 - 0.2) = 0.223144$. Onder constant volume condities geldt $\varepsilon_r^T = 0.5 \times \varepsilon_a^T = 0.11157$. Uit vergelijking (9) volgt dat uit terugrekenen naar een kleine rek definitie geldt: $\varepsilon_r^E = 1 - \exp(-0.11157) = 0.118$. Deze waarde komt overeen met de laatste waarde van de grote rek analyse in figuur 5-6.

Zoals in de vorige paragraaf aangegeven dient bij het modelleren van een constante q_h de totale horizontale kracht te worden aangepast tijdens de berekening. Volgens vergelijking (8) volgt voor de hier besproken berekening: $\frac{F_h^{actual}}{F_h^{initial}} = (1 + 0.11802)(1 - 0.2) = 0.8944272$. Alternatief is

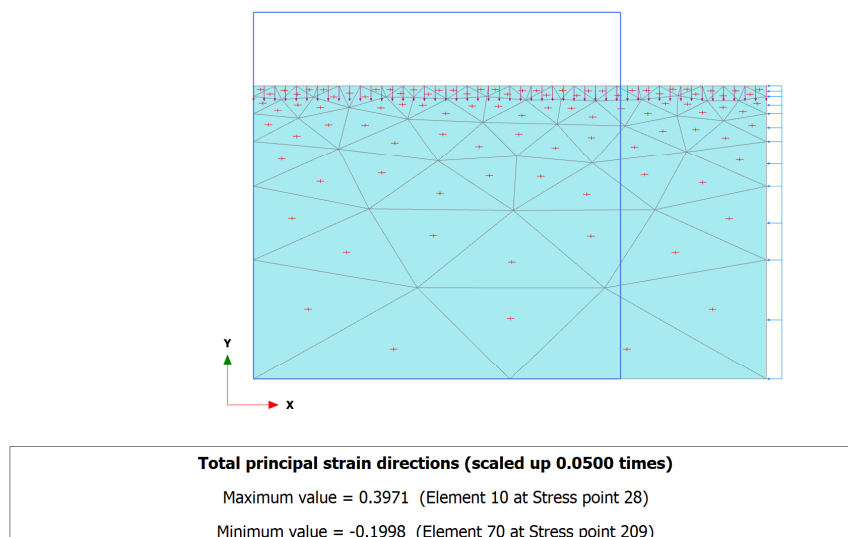
het constant houden van de horizontale kracht. Dan verandert de horizontale steunspanning $\frac{q_h^{actual}}{q_h^{initial}} = \frac{1}{(1 + \varepsilon_{hh})(1 + \varepsilon_{vv})}$. Dit betekent dat de proef op een ander horizontaal spanningsniveau

wordt uitgevoerd. Stel de verticale spanning schaal met dezelfde factor. Dit kan als het constitutief model lineair is in de hoofdspanningen. Voor het MC model geldt dit.

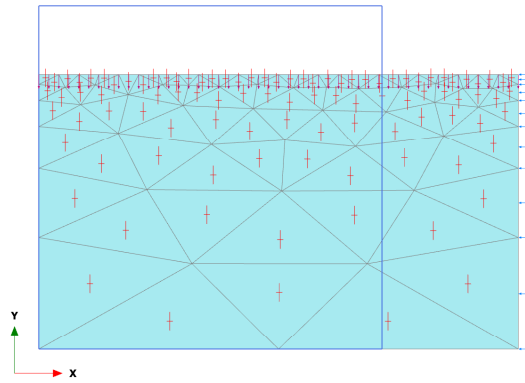
5.4 Constante horizontale kracht (dilatant)

Deze paragraaf bespreekt simulaties aan de hand van een dilaterend MC model met $\psi = \phi$.

Figuur 5-8 geeft de resultaten van de berekeningen van het dilatant model waarbij de horizontale kracht constant is gehouden.



Figuur 5-7 Berekeningsresultaten dilatant model bij constante horizontale kracht, berekende rekken



Effective principal stresses (scaled up $2.00 \cdot 10^{-3}$ times)
 Maximum value = -8.946 kN/m² (Element 9 at Stress point 27)
 Minimum value = -26.84 kN/m² (Element 72 at Stress point 214)

Figuur 5-8 Berekeningsresultaten dilatant model bij constante horizontale kracht, hoofdspinningen.

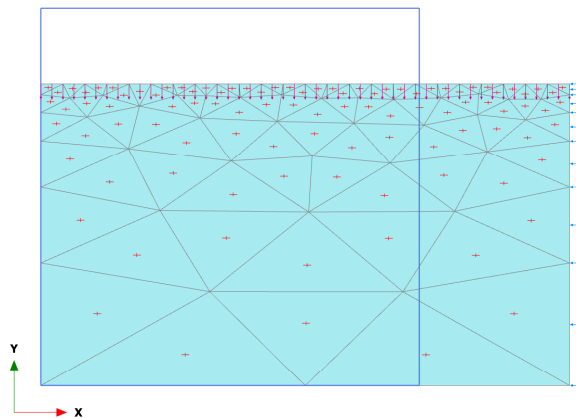
Uit de simulatie volgt $\varepsilon_{hh} = 0,3971$ bij $\varepsilon_{vv} = 0,2$. Met behulp van vergelijking (8) kan nu de verandering in horizontale kracht aan het einde van de simulatie worden bepaald.

$$\frac{F_h^{actual}}{F_h^{initial}} = (1 + \varepsilon_{hh})(1 + \varepsilon_{vv}) = 1.11768.$$

De spanningen in Figuur 5-8 in deze simulatie zijn precies deze factor kleiner ten opzichte van de spanningen uit Figuur 5-1.

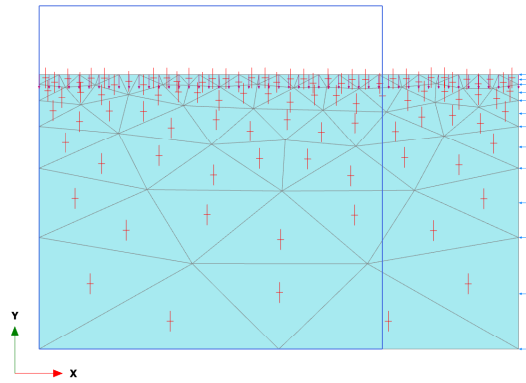
5.5 Constante steunspanning (dilatant)

Figuur 5-10 toont de berekeningsresultaten voor een dilatant materiaalgedrag onder een constante steundruk. De resultaten komen nu overeen met de resultaten uit Figuur 5-1.



Total principal strain directions (scaled up 0.0500 times)
 Maximum value = 0.3971 (Element 95 at Stress point 284)
 Minimum value = -0.1998 (Element 70 at Stress point 209)

Figuur 5-9 Berekeningsresultaten voor een dilatant materiaal onder constante steunspanning, berekende rek



Effective principal stresses (scaled up $2.00 \cdot 10^{-3}$ times)
 Maximum value = -9.998 kN/m² (Element 35 at Stress point 105)
 Minimum value = -30.00 kN/m² (Element 72 at Stress point 214)

Figuur 5-10 Berekeningsresultaten voor een dilatant materiaal onder constante steunspanning, hoofdspansingen

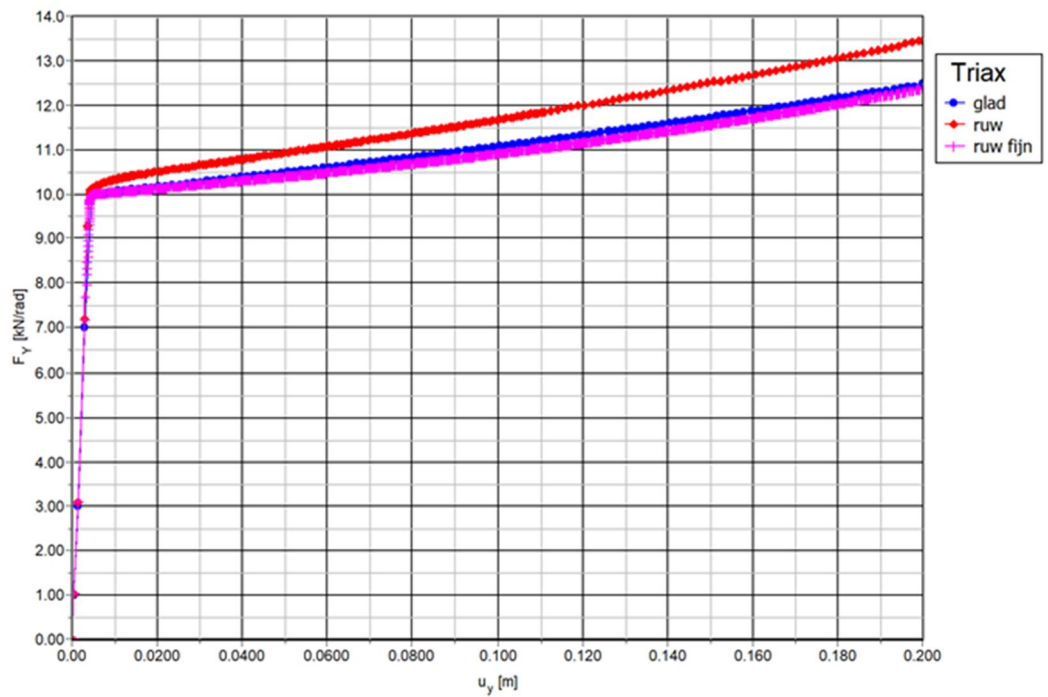
5.6 Cohesief materiaal in PLAXIS en MPM

In deze simulaties wordt een cohesief materiaal, dat zijdelings niet wordt ondersteund, belast tot bezwijken voor verschillende randvoorwaarden aan beide eindvlakken van het monster.

Eigenschap	Waarde
Elasticiteitsmodulus, E	5000 kN/m ²
Dwarscontractiecoëfficiënt, ν	0.2
Wrijvingshoek, ϕ	0°
Dilatantiehoek, ψ	0°
Cohesie, c	10 kN/m ²
Effectief volume gewicht, γ_{eff}	0 kN/m ³

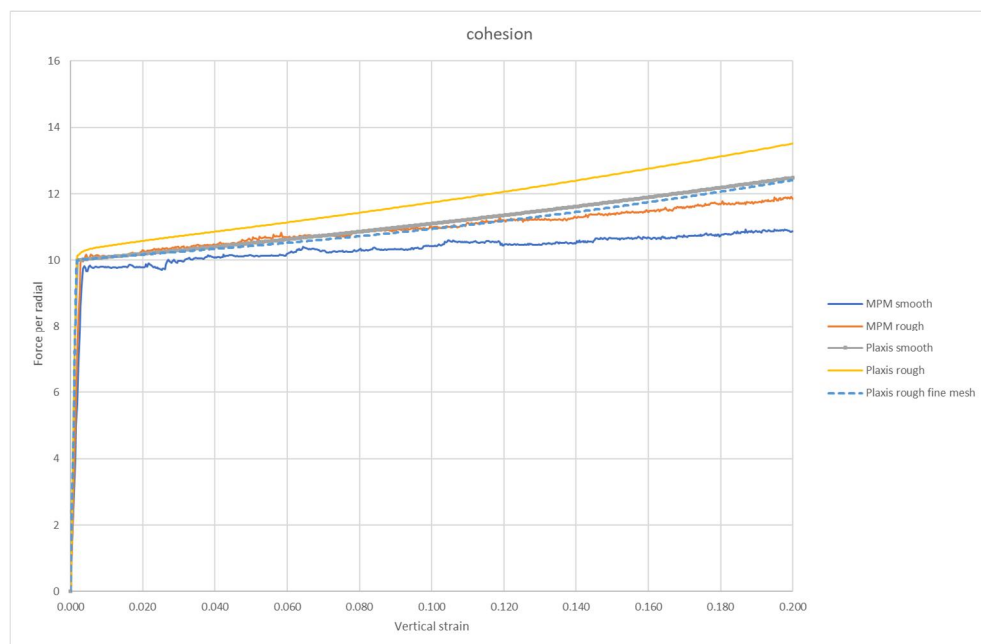
Tabel 5-2 Gebruikte materiaalparameters

Er zijn met PLAXIS en MPM twee typen berekeningen uitgevoerd. Eén type waarbij de bovenrand glad is en één waarbij de bovenrand volledig ruw is. De krachtverplaatsingscurves zijn gegeven in de volgende Figuur 5-12.



Figuur 5-11 Vergelijking PLAXIS berekeningen met ruwe en gladde eindvlakken

Figuur 5-11 toont de resultaten van de PLAXIS berekeningen. De resultaten laten zien dat de meshverfijning voor de variant met een ruwe kopvlak leidt tot een reductie in de verticale kracht.



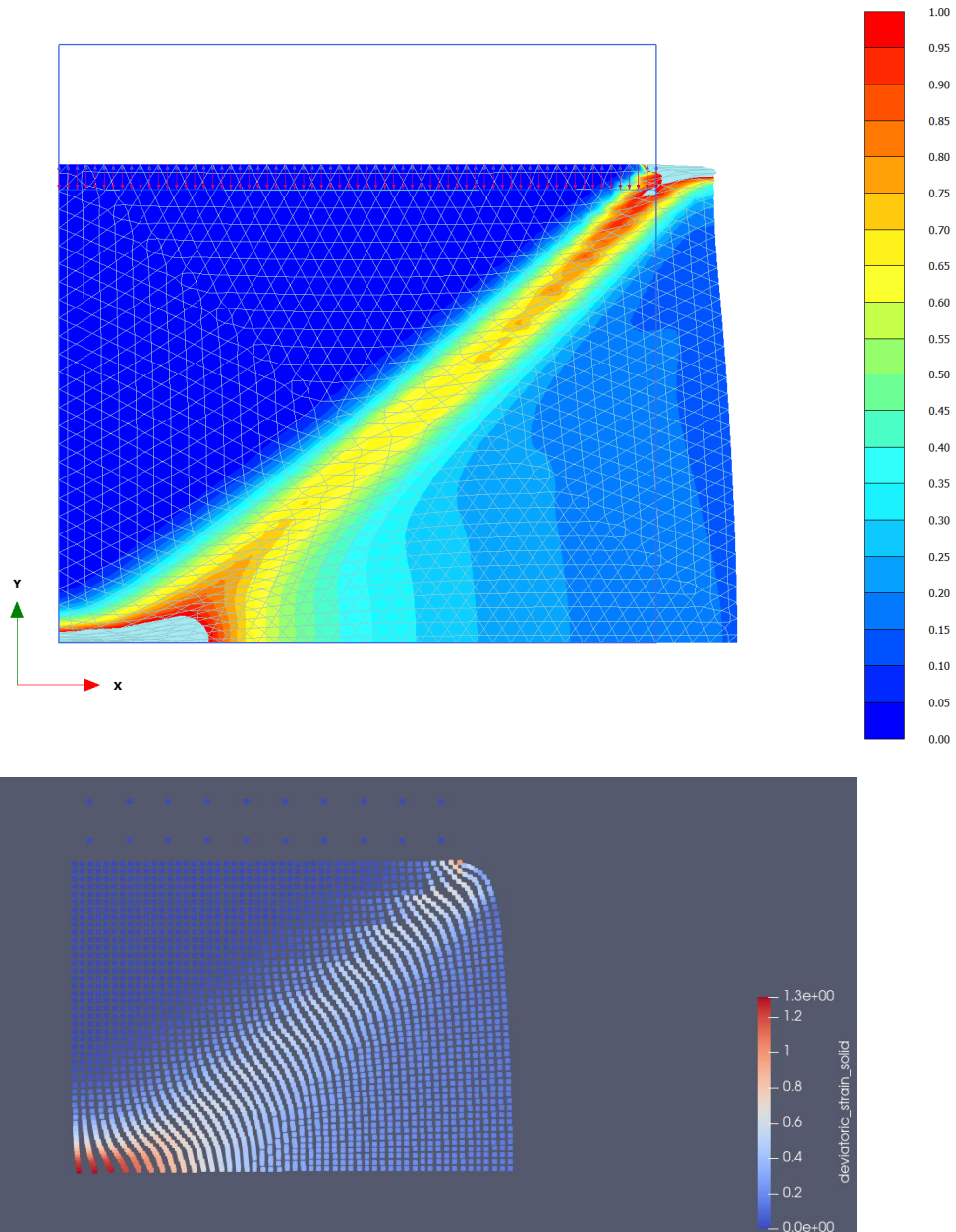
Figuur 5-12 Kracht-verplaatsingsdiagram van de MPM en PLAXIS simulaties voor cohesief materiaal

In het elastische gedrag bij kleine rekken is er geen verschil in resultaten tussen de MPM en PLAXIS berekeningen. Bij zekere verplaatsing neemt bij MPM de stijfheid af in de elastische

range. Dit is waarschijnlijk een gevolg van de gekozen discretisatie van de belasting en duidt niet op iets essentieels.

De berekeningen laten zien dat bij een gladde rand een duidelijk verschil ontstaat in de MPM en PLAXIS uitkomsten. Dit wordt verklaard doordat in PLAXIS het materiaal dat onder de kopplaat vandaan komt ook wordt belast, terwijl dit punt in de MPM berekening vrij is. Dat betekent dat de MPM oplossing een lagere kracht geeft.

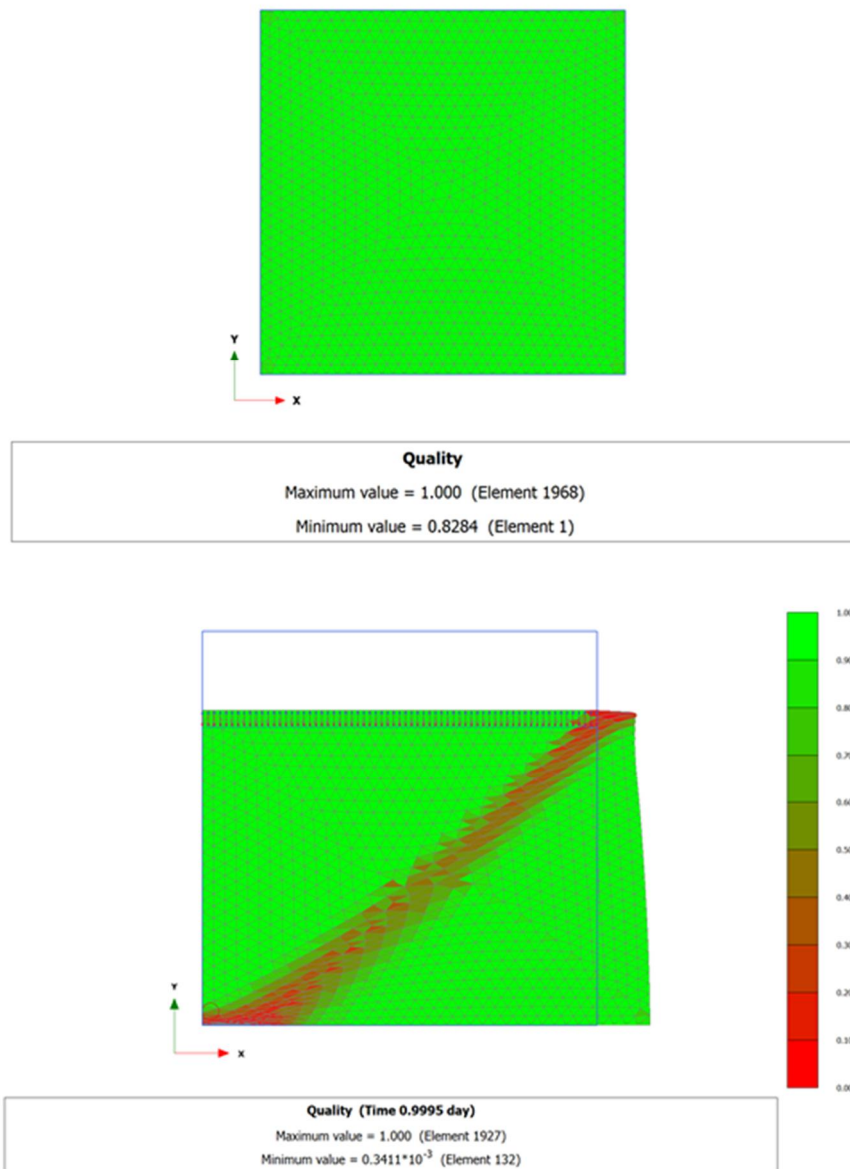
Bij de ruwe rand dienen de oplossingen wel overeen te komen. Echter bij een ruwe rand is de ruimtelijke discretisatie van de grond van belang, omdat de spanningen en rekken in het monster niet uniform zijn. Bij een fijnere discretisatie in PLAXIS volgt dat de kracht - verplaatsingskrommen van PLAXIS en MPM over elkaar liggen tot een rek van 12%. Daarboven is er een klein verschil tussen beiden oplossingen.



Figuur 5-13 De deviatorische rekken van PLAXIS (boven) en MPM (onder) voor de ruwe bovenrand

Alle kracht-verplaatsingskrommen laten een toename van de kracht zien met het verder verplaatsen van de kop van de triaxiaalproef bij materiaal dat een constante sterkte heeft. Dit betekent voor dit materiaal dat de geometrische veranderingen een schijnbare sterkte toename geven. Omgekeerd geldt dat als de kracht in de proef constant blijft dat er een afname van de sterkte van de grond plaats vindt.

Hoewel de resultaten van de Plaxis en MPM simulaties vergelijkbaar zijn voor een ruwe rand is er bij de overgang tussen de kopplaat en het monster een duidelijk verschil van vorm. Hierbij moet worden opgemerkt dat in Plaxis door de optredende mesh vervorming een afname van nauwkeurigheid zit.



Figuur 5-14 Kwaliteit mesh PLAXIS berekeningen, boven: beginsituatie, onder: eindsituatie

In de bovenstaande figuren is de kwaliteit van de mesh weergegeven voor de begin- en eindsituatie. De figuren tonen dat door het ontstaan van de schuifzones de mesh kwaliteit afneemt. Mogelijk verklaart dit ook de vorm van de mesh bij het einde van het kopplaat.

De krachtsverplaatsingskrommen zoals deze met MPM worden berekend, zijn duidelijk minder glad dan de curves zoals deze uit Plaxis komen. Dit komt doordat Plaxis een impliciet statisch rekenschema gebruikt en MPM een expliciet dynamica schema. In dit laatste geval wordt onbalans tussen de externe belasting en interne reactie vector in de tijd weggewerkt door lokale versnellingen. Dit maakt deze oplossing in de tijd minder glad.

5.7 Analyses met Soft Soil model

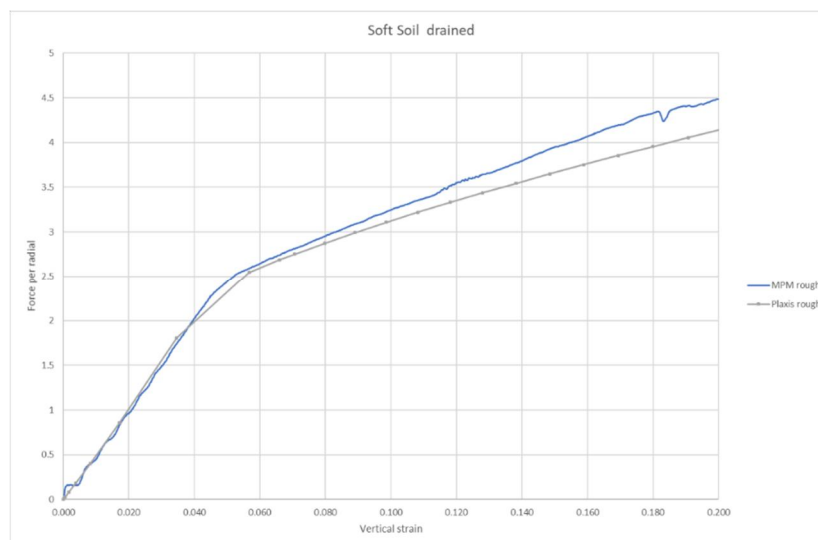
5.7.1 Introductie

De simulaties in de voorgaande paragrafen gaan uit van het Mohr-Coulomb model. In deze paragraaf worden analyses besproken, die zijn uitgevoerd met het Soft Soil model. In deze simulaties wordt een gewichtloos materiaal in een axiaalsymmetrische configuratie belast met een hoogte-straal diameter van één op één. De toegepaste steundruk is 10 kN/m². Er zijn twee typen berekeningen gemaakt. Eerst wordt het materiaal gedraineerd belast met een ruwe boven-randvoorwaarde. Daarin wordt een vergelijking gemaakt tussen PLAXIS en MPM. Daarnaast zijn er ongedraineerde berekeningen uitgevoerd met MPM waarbij de wrijvingseigenschappen tussen grond en kopplaat worden gevarieerd. De volgende grondparameters zijn gebruikt. In bijlage A zijn aanvullende berekeningen opgenomen waarin is gevarieerd met de sterkte-eigenschappen en initiële belastingscondities.

Compressie index, λ^*	1,5
Herbelast index, K^*	0,21
Cohesie, c'	0 kN/m ²
Wrijvingshoek, ϕ'	61,295 ^o
Dilatantiehoek, ψ	0 ^o
Dwarscontractiecoëfficiënt, V_{ur}	0,2
Maximaal toegestane trekspanning, $\sigma_{t,cut-off}$	100 kN/m ²
Pre-overburden pressure, POP	5 kN/m ²

Tabel 5-3 Materiaalparameters

5.7.2 Uitkomsten gedraineerde analyse



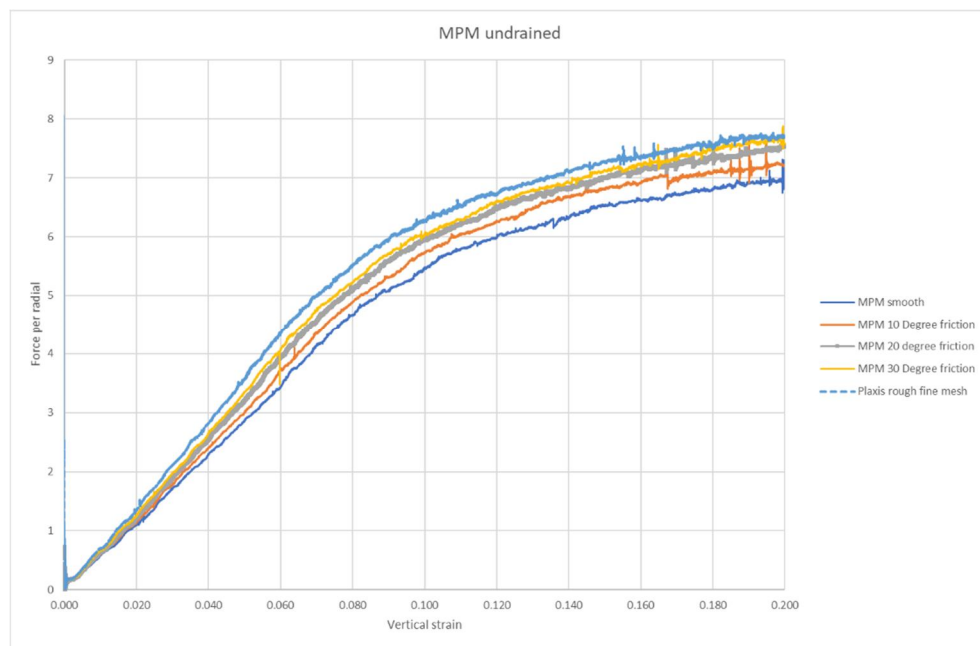
Figuur 5-15 Kracht-verplaatsingsdiagram voor soft-soil model drained met een ruwe bovenrand voor PLAXIS en MPM

Bij een constante steundruk wordt het monster verticaal belast tot een verticale nominale rek van 20%. In deze simulatie wordt gekeken of de afhandeling van het model in PLAXIS en MPM gelijk zijn. Het achterliggende numerieke materiaalmodel is identiek. Afwijkingen komen uit de behandeling van het constitutief model door de rekenprogramma's.

Het bijzondere van dit materiaal is dat het lateraal maar zeer weinig expandeert bij een gedraineerde verticale belasting. De gebruikte PLAXIS mesh is relatief erg grof. In dit geval geeft MPM een iets hogere axiale belasting dan PLAXIS. Dit betekent voor de PLAXIS berekening dat de kleine vervorming en grote vervorming oplossing dicht bij elkaar liggen.

5.7.3 Ongedraineerde berekeningen hoogte diameterverhouding van 1:1

Deze berekeningen zijn uitgevoerd om de invloed van de interface tussen grond en kopplaat inzichtelijk te maken. De berekeningen zijn alleen in MPM uitgevoerd. Hierbij is naar het scala van glad naar ruw gekeken voor de hoogte – diameterverhouding 1:1.

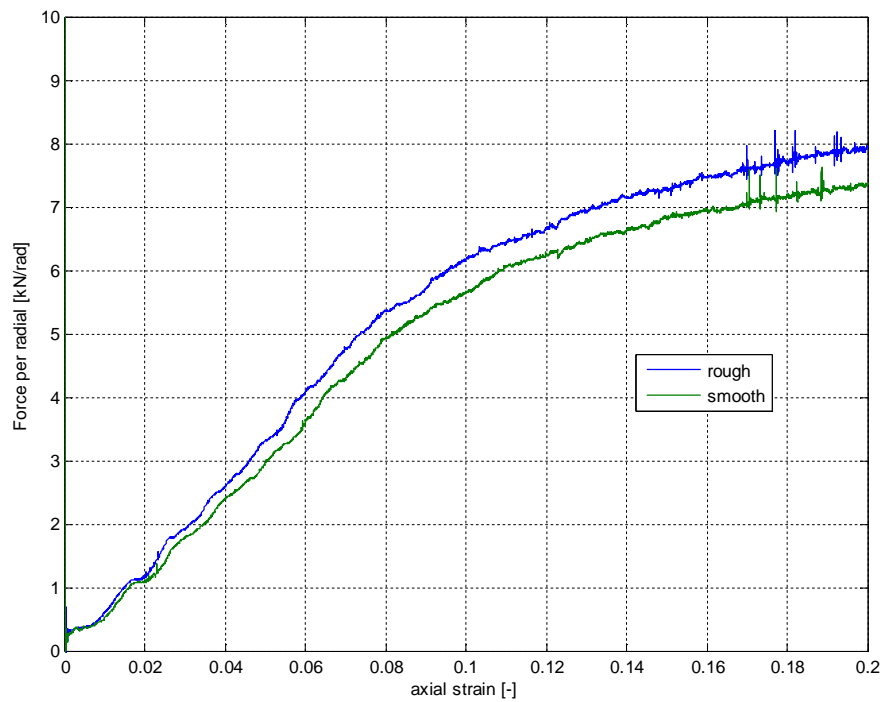


Figuur 5-16 Kracht-verplaatsingsdiagram van de MPM berekeningen voor soft-soil materiaal undrained met verschillende interface randvoorwaarden

Uit de simulaties volgt dat de resulterende kracht hier groter is dan bij gedraineerd belasten. Verder is de invloed van de wrijving duidelijk merkbaar op de verticale kracht. Deze is het grootst bij een volledig ruwe interface.

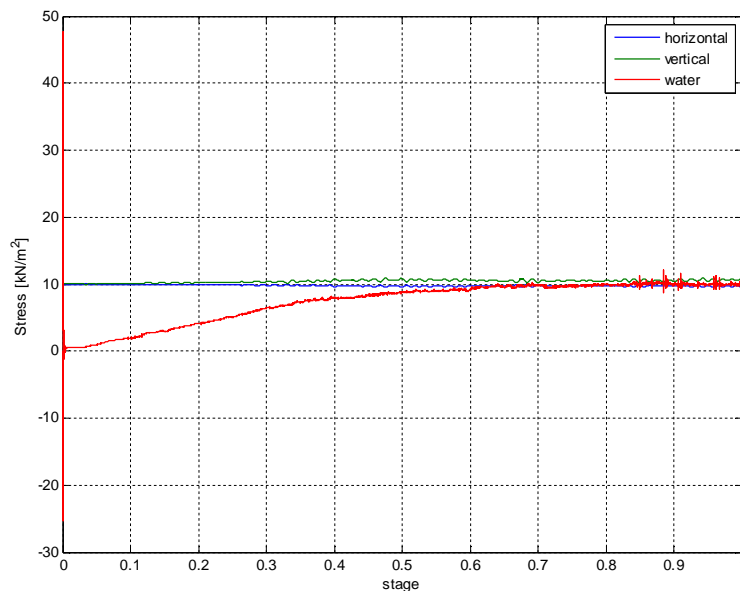
5.7.4 Ongedraineerde berekeningen met hoogte diameterverhouding van 2:1

De hoogte diameter verhouding van het monster speelt een belangrijke rol in de representativiteit voor de spanningen en rekken in het monster. Is de verhouding te hoog dan zijn er stabiliteitproblemen. Is de verhouding laag dan spelen interactie problemen tussen de kopplaat en het monster een rol. In deze berekening is de hoogte tweemaal zo hoog als in de vorige berekeningen.

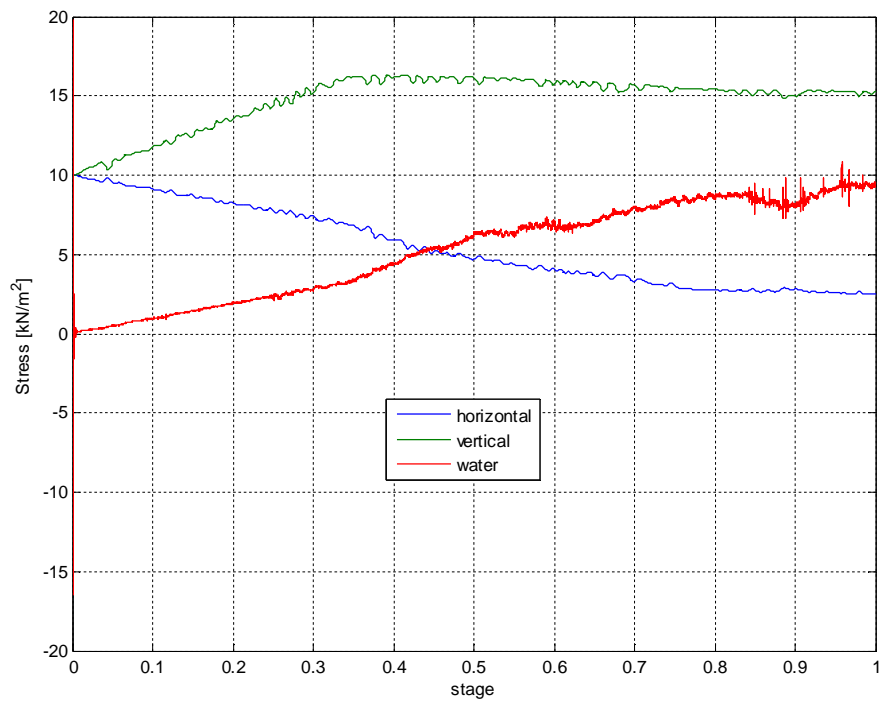


Figuur 5-17 Kracht-verplaatsingsdiagram van de MPM berekeningen voor soft-soil materiaal undrained met ruwe en gladde randvoorwaarden

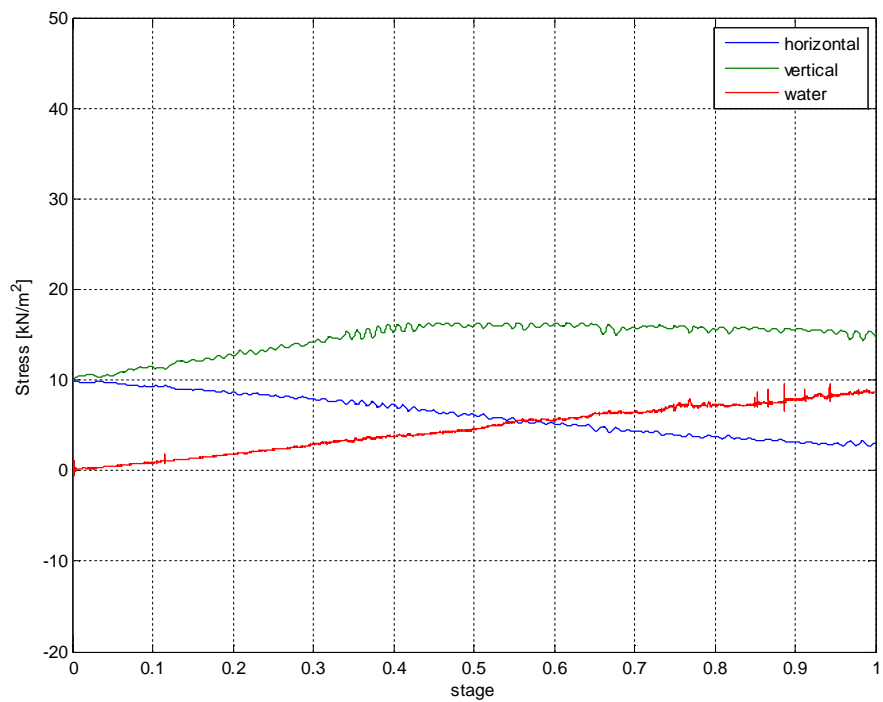
Uit de berekening volgt een hogere kracht in vergelijking tot de hoogte – diameter verhouding 1:1. Hier zijn alleen de extremen voor de interface bekeken: glad of ruw.



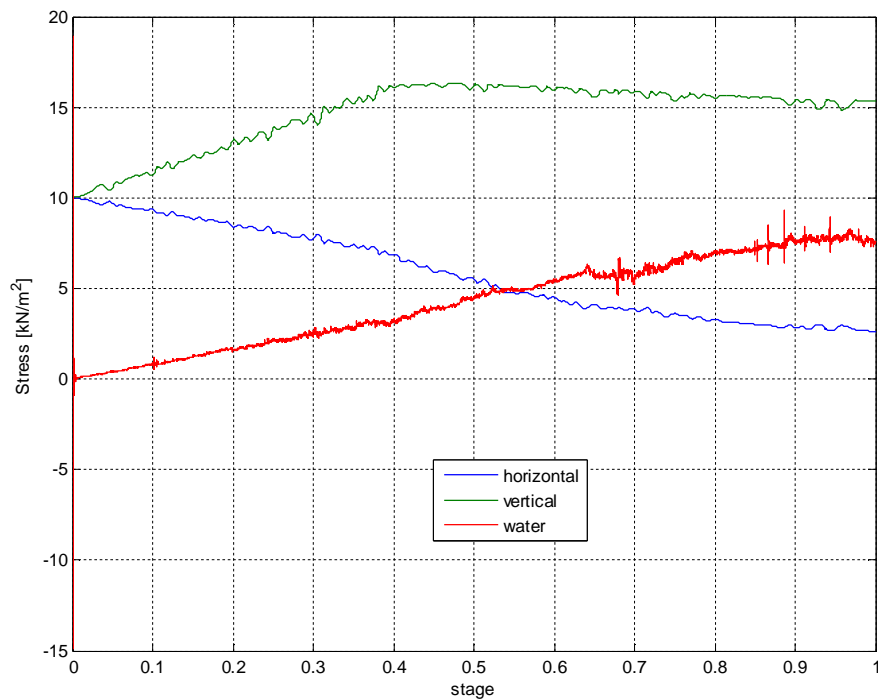
Figuur 5-18 Spanningen in (0.01 0.99) boven in het midden van het monster met ruwe bovenrand



Figuur 5-19 Spanningen in (0.01 0.02) in het midden van het monster met ruwe bovenrand



Figuur 5-20 Spanningen in (0.01 0.99) boven in het midden van het monster met gladde bovenrand



Figuur 5-21 Spanningen in (0.01 0.02) in het midden van het monster met gladde bovenrand

De spanningen aan de bovenzijde van het monster laten geheel verschillende spanningspaden zien. Bij een ruwe rand vindt er midden onder de kopplaat nagenoeg geen verandering van effectieve spanningen plaats, zie Figuur 5-18, terwijl dit bij een gladde kopplaat wel gebeurt, zie Figuur 5-20. Voor de simulatie met gladde eindvlakken zijn de spanningen in het midden van het monster praktisch gelijk aan de spanningen aan het kopvlak, vergelijk Figuur 5-20 met Figuur 5-21. Bij de ruwe kopvlakken daarentegen is een duidelijk verschil, vergelijk Figuur 5-18 met Figuur 5-19. In het midden van het monster zijn de spanningen onafhankelijk van de gekozen randvoorwaarden met betrekking tot de kopvlakken, vergelijk Figuur 5-19 met Figuur 5-21.

5.8 Inhomogene randvoorwaarden

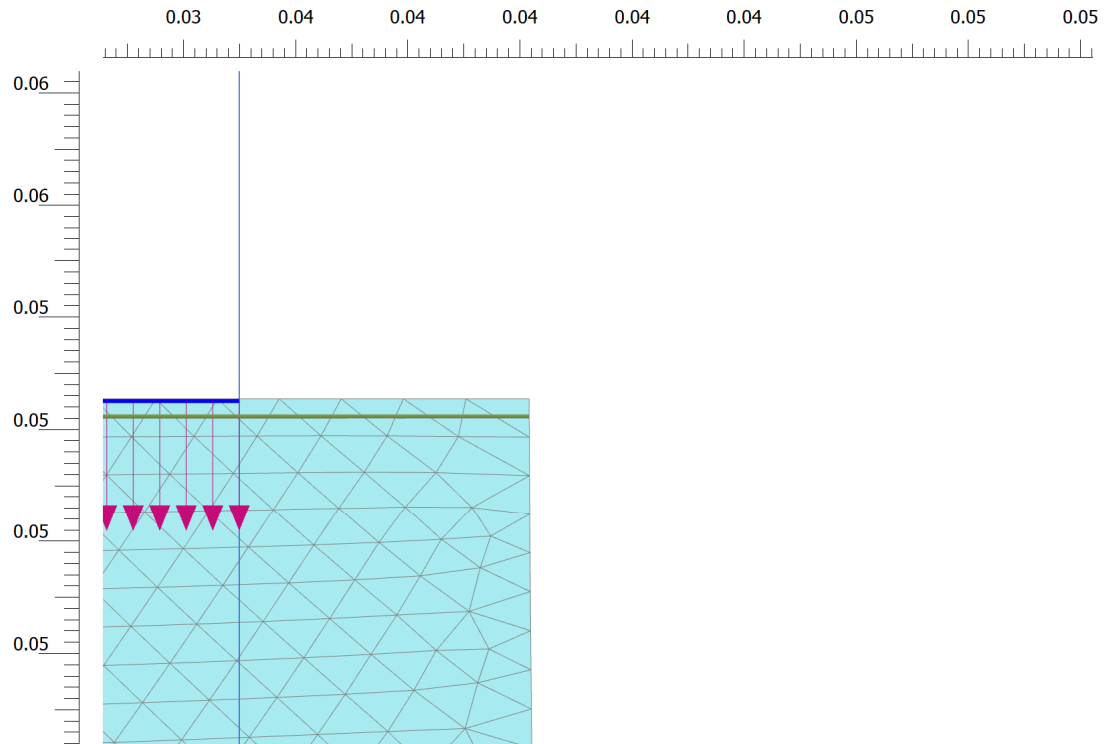
Het schematiseren van de kopplaat in de numerieke analyses leidt tot inhomogene spanningen en rekken in het monster. Dit is het gevolg van:

- Wrijving tussen de kopplaat en het monster
- Het horizontaal vervormen van het monster; hierdoor krijgt het monster een grotere diameter dan de kopplaat waardoor de verticale kracht die op de kopplaat werkt niet over de hele diameter van het monster actief is. Wel zal de celdruk ook verticaal op het monster werken.
- Het membraan omringt het monster en sluit aan op de kopplaat. Dit levert, naast een eventuele wrijving tussen de kopplaat en het monster een extra weerstand tegen horizontaal vervormen van de randen van het monster op.

Analyse met interface:

Bij een kleine rek analyse kan de mate van wrijving tussen het monster en de kopplaat met behulp van een interface element worden beschreven. Bij het toepassen van een updated mesh analyse kan geen gebruik worden gemaakt van een interface element. De kopplaat wordt gemodelleerd als een stijf liggerelement. Tussen de kopplaat en het monster zit een interface. De schuifsterkte is 0.1 kN/m² op de interface. In dit geval zouden de knopen van de plaat en de grond niet meer

samenvallen als de grond schuift. Dit gebeurt niet; de knopen van de interface boven en onder zijn gelijk aan die van de grond, zoals onderstaande figuur laat zien.



Figuur 5-22 Vervormde mesh bij updated mesh simulatie in PLAXIS

Dit betekent dat de interactie tussen kopplaat en grond met een contact-algoritme moet worden gemaakt. Deze zijn niet beschikbaar in PLAXIS.

5.9 Resumé

De berekeningen laten zien dat bij een constante belasting de toenemende diameter leidt tot een toenemende kracht, zie Figuur 5-3. Een toenemende kracht bij constante belasting is softening gedrag. Het softening gedrag, in de berekeningen, is het gevolg van de grote rek analyse terwijl het toegepaste constitutief model zelf geen softening modelleert.

Vervolgens laat de numerieke analyse zien dat de inhomogeniteiten aan de eindvlakken een grote invloed hebben op de spanningsverdeling in het monster en een bijdrage kunnen leveren aan glijvlakvorming.

Tevens laten numerieke analyses de complexiteit zien van het simuleren van triaxiaalproeven op basis van een grote rek analyse. Specifiek genoemd wordt het modelleren van constante celdruk en de interactie van het monster met de kopplaten. De invloed van inhomogeniteit en de numerieke problemen om dit goed te kunnen modelleren vragen om aanvullend experimenteel onderzoek om de numerieke resultaten verder te onderbouwen.

6 Discussie en vervolg

6.1 Discussie

In de voorgaande hoofdstukken is het fenomeen van softening bij normaal geconsolideerde triaxiaal compressieproeven op klei nader bekeken. Uit zowel het literatuuronderzoek als de numerieke analyses volgen, naast een verklaring uit natuurlijk materiaal gedrag, drie potentiële verklaringen:

- Het gebruik van nominale diameter bij het bepalen van de verticale spanning
- Het ontstaan van een schuifvlak in de proef
- Inhomogeniteiten in spanningen en vervormingen van het monster

Naast het natuurlijk gedrag zijn deze drie de componenten die het softening gedrag kunnen verklaren. Hierbij moet worden opgemerkt dat deze componenten in de laboratoriumproeven niet makkelijk van elkaar kunnen worden gescheiden.

Gebruik nominale diameter

Paragraaf 2.2 laat zien dat het verschil in gebruik van rek ϵ , en spanningsdefinitie een schijnbaar verschil in gedrag laat zien. Door gebruik te maken van de actuele afmetingen van het monster kan bij een constante belasting een afname van de verticale spanning worden waargenomen, softening, die bij gebruik van de oorspronkelijke diameter niet zichtbaar is. De numerieke berekeningen uit hoofdstuk 5 ondersteunen dit, zie Figuur 5-3.

In de standaard uitwerking van een triaxiaalproef volgens de NEN-ISO norm lijken niet consequent de verschillende rek- en spanningsdefinities te worden toegepast. Bij de bepaling van de axiale rek wordt uitgegaan van de hoogte van het monster bij aanvang van de afschuiffase. Dit is een engineering rek definitie. Bij de bepaling van de verticale spanning echter wordt uitgegaan van de actuele nominale diameter van het monster. Dit is de true stress benadering.

De meeste materiaalmodellen zijn ontwikkeld op basis van engineering rek ϵ , en spanningsdefinities. Alleen al om die reden mag worden verwacht dat deze modellen niet zonder meer het grondgedrag zoals dat in de reguliere analyse van triaxiaalproeven wordt gevonden kan simuleren. Conventionele eindige elementen berekeningen, dus zonder gebruik te maken van de optie updated mesh of een vergelijkbare optie, gaan uit van kleine vervormingen. Om die reden zou de onderliggende laboratoriumproefdata moeten worden uitgewerkt op basis van dezelfde spannings- en rekdefinities. Dit zou dan op basis van de initiële monsterdiameter, bij start van de afschuiffase, dienen te worden uitgevoerd.

Het gevolg van het gebruik van de initiële diameter in de analyse van een triaxiaalproef in plaats van de nominale diameter zal per type triaxiaalproef verschillen. Voor de triaxiale compressieproef bij 25% axiale rek zal een hogere sterkte, bij gebruik van de initiële diameter worden gevonden dan bij gebruik van de nominale diameter. Uit Figuur 2.9 blijkt dat dit verschil in de orde van 33% zal liggen, een en ander afhankelijk van de verhouding van de stijfheden van het monster. Een circa 33% hogere sterkte heeft gevolgen voor de uiteindelijk in rekening te brengen sterkte parameters in sterkte berekeningen. Het toepassen van hogere sterktes in sterkte berekeningen voor waterkeringen kan alleen indien de veiligheidsfilosofie, waaronder de toe te passen model- en materiaalfactoren, opnieuw worden afgeleid en gekalibreerd.

In dit rapport zijn enkele voorbeelden van laboratoriumproeven uitgewerkt. Deze voorbeelden hebben betrekking op een beperkt aantal proeven zoals Oostvaardersplassen-klei. Uit de heranalyse van deze proeven volgde dat indien gebruik wordt gemaakt van de initiële diameter het gedrag overeenkomt met tekstboek gedrag, zie Figuur 2.5. Nagegaan dient te worden in hoeverre dit ook voor andere grondsoorten geldt. Mogelijk zijn er grondsoorten waar ook bij gebruik van de initiële diameter aan afname van de deviatorspanning in normaal geconsolideerde triaxiaal compressie proeven wordt gevonden. Voor die grondsoorten blijft er een verschil tussen het waargenomen gedrag en het theoretisch verwachte gedrag. Voor een goed begrip van de hier spelende problematiek is het van belang vast te stellen in hoeverre dergelijke materialen voorkomen.

Ontwikkeling schuifvlak

Paragraaf 3.3 beschrijft verschillende correctiemethoden voor de analyse van triaxiaalproeven waarin een afschuifvlak is ontstaan. Deze methoden zijn echter enigszins subjectief en bewerkelijk. Opgemerkt wordt dat in het protocol laboratoriumproeven voor grondonderzoek aan waterkeringen, Greeuw et al (2016), is getracht de uitvoering van de triaxiaalproeven zodanig voor te schrijven dat de kans op het ontstaan van glijvlakken zoveel mogelijk wordt geminimaliseerd.

Een van de aandachtspunten bij het toepassen van de correctiemethoden is dat na afloop van de proef de uiteindelijke afmetingen van het monster moeten worden bepaald. Dit kan nu door na het uitbouwen van het monster de afmetingen op te meten. Dit zijn echter discrete metingen waarbij tijdens het uitbouwen van het monster volume verandering kan zijn opgetreden. Er zijn verschillende moderne technieken waarmee tijdens de proef de actuele afmetingen van het monster kunnen worden bepaald. Dit zijn echter (nog) geen standaard technieken.

Het gebruik van de correctiemethoden bij de analyse van triaxiaalproeven waarbij een glijvlak is opgetreden, is enigszins in tegenspraak met de bevindingen uit het bovenstaande punt. Immers bij gebruik van de correctiemethoden wordt een actuele diameter bepaald, terwijl hierboven wordt aangegeven dat een betere aansluiting op de theorie wordt gevonden indien wordt uitgegaan van de initiële diameter.

Hiermee is het nog niet duidelijk hoe moet worden omgegaan met proeven waarbij een glijvlak optreedt. Met name wanneer in een proevenserie sommige monster met een glijvlak bezwijken en sommige niet is nog niet evident hoe een eenduidige analyse van de serie moet worden uitgevoerd.

Inhomogene spannings-, en rekcondities in het monster

De numerieke analyses laten zien dat de randvoorwaarden aan de eindvlakken een grote invloed op het resultaat hebben. Deze invloed is groter dan alleen het verschil tussen gladde en niet gladde eindvlakken. Immers zodra horizontale vervorming van het monster optreedt, komt de diameter van de kop-, of voetplaat niet meer overeen met de diameter van het monster. Dit heeft gevolgen voor de overdracht van de verticale kracht en bij uitdijen van het monster, voor de celdruk die lokaal ook een verticale belasting op het monster gaat uitoefenen. Het een en ander wordt versterkt door de aanwezigheid van het membraan. Deze wordt met behulp van O-ringen bevestigd aan de kop- en voetplaat en zal hierdoor horizontale vervormingen van het monster aan de boven- en onderzijde belemmeren. Dus ook in het geval dat er gebruik wordt gemaakt van wrijvingsloze kop- en voetplaten wordt er door het membraan weerstand tegen horizontaal vervormen aan beide einden van het monster geïntroduceerd.

Om een indruk te krijgen van de orde van grootte van de invloed van het membraan op de optredende inhomogeniteiten en daarmee op het proefresultaat kunnen proeven zonder vlies worden uitgevoerd. Om dit te realiseren dient de celdruk niet met behulp van water, maar met behulp van een dikke vloeistof die het monster niet indringt te worden gerealiseerd. Een mogelijkheid zou kunnen zijn het toepassen van parafine.

6.2 Vervolg

Om te voldoen aan de hoge eisen die aan de stabiliteit van waterkeringen worden gesteld dient de parameterbepaling het werkelijk grondgedrag zo goed als mogelijk weer te geven. In het geval van de keuze van monsterafmetingen aan de hand waarvan de opgelegde belasting van een kracht wordt omgerekend naar een spanning kan niet zondermeer worden vastgesteld welke keuze het grondgedrag het beste volgt. Immers beiden zijn legitieme keuzes. Wel past de uitwerking aan de hand van de initiële afmetingen beter bij de toepassing van de parameters. Het ligt voor de hand om de uitwerking van de proeven aan te laten sluiten op de toepassing van de resultaten en daarom een uitwerking op basis van initiële afmetingen te volgen. Naast het aanpassen van de wijze waarop laboratoriumproeven worden geanalyseerd dient te worden nagegaan wat de mogelijkheden zijn voor het aanpassen van de constitutieve modellen zodat deze geschikt zijn voor grote rek analyses.

Dit houdt echter een sterke afwijking in van de werkwijze zoals die nationaal en internationaal gangbaar is. Tevens passen de resultaten die op basis van initiële afmetingen zijn bepaald niet in

de huidige veiligheidsfilosofie. Deze is immers geïkt op de uitkomsten van de huidige werkwijze, waarbij de parameters zijn bepaald op basis van de nominale diameter.

Verwacht mag worden dat met een analyse op basis van de initiële afmetingen hogere waarden voor sterkte-parameters worden gevonden. Deze potentiële winst in berekende evenwichtsfactor in een stabiliteitsanalyse zal naar verwachting te niet worden gedaan door een aanscherping van de partiële veiligheidsfactoren bij een ijking van de veiligheidsfilosofie voor de nieuwe uitgangspunten. Echter, behalve een verandering in de gemiddelde waarde van de sterkte-parameters mag worden verwacht dat ook de spreiding in de waarde van de parameters verandert als de bepalingwijze verandert. Door gebruik te maken van de initiële afmetingen van het monster bij de afleiding van de optredende spanningen zal de variatie in het vervormingsgedrag van het monster minder een rol spelen. Om die reden lijkt het redelijk om te verwachten dat de sterkte-parameters die op basis van de initiële monsterafmetingen worden bepaald minder spreiding kennen. De lagere spreiding zal vervolgens, ook in een nieuw gekalibreerde veiligheidsfilosofie tot een minder conservatief rekenresultaat leiden.

De resultaten van het hier beschreven onderzoek vragen om een vervolg. Het doel van het vervolg dient te zijn het reduceren van de onzekerheden en de daaruit voortvloeiende spreiding in sterkte-parameters die bij grote rek uit triaxiaalproeven zijn bepaald. Hierbij dient als eerste de hypothese dat bij *gebruik van de initiële monsterafmetingen de spreiding in eindsterkte kleiner wordt* te worden getoetst voor verschillende grondsoorten. Indien de hypothese kan worden onderbouwd, kan een nadere ijking van de veiligheidsfilosofie worden uitgevoerd op basis van sterkte-parameters die zijn afgeleid uitgaande van de begindiameter van de proefstukken. Echter, om de onzekerheid van de sterkte bij grote vervormingen te verkleinen, dient niet alleen naar de spanningsdefinitie te worden gekeken, maar naar alle aspecten die een rol spelen bij de onzekerheden rondom de bepaling van de sterkte bij grote vervorming. Aanbevolen wordt om in het vervolgonderzoek ook andere proeftypen, zoals de Direct Simple Shear proef te betrekken. In een dergelijke proef wordt het monster op een andere wijze belast. Tweede orde effecten werken daardoor op een andere wijze door in het resultaat. Daarnaast wordt aanbevolen om naast de numerieke analyses ook experimenteel inzicht te krijgen in de invloed van de weerstand aan de koppen van triaxiaalproeven op het eindresultaat. Dit zou onder andere kunnen door proeven uit te voeren met membraan waarbij de celwater is vervangen door een dikke vloeistof of gel. Als alternatief spoor kunnen constitutieve modellen worden (door)ontwikkeld voor gebruik bij grote rek.

Referenties

- Airey, D. W. 1991. Finite element analyses of triaxial tests with different end and drainage conditions, in Proc of the 7th International Conference on Computer Methods and Advances in Geomechanics, Cairns, Australia, 1991. Balkema: Rotterdam, 225–230.
- Bishop A W, Green G E. The influence of end restraint on the compression strength of a cohesionless soil[J]. Géotechnique, 1965, 15(3): 243-266.
- Casey, B. (2011). The Significance of Specimen End Restraint in High Pressure Triaxial Testing of Cohesive Soil. Master of Science in Civil and Environmental Engineering at the Massachusetts Institute of Technology.
- ENW (2016) Grondslagen voor hoogwaterbescherming, Expertise Netwerk Waterveiligheid, ENW
- Germaine, J.T. & Ladd, C.C. (1988). "Triaxial Testing of Saturated Cohesive Soils: State of the Art Paper", Advanced Triaxial Testing of Soil and Rock, ASTM STP 977, pp. 421 – 459.
- Greeuw, G., Van Essen, H.M., Duinen, A. van. (2016). Protocol laboratoriumproeven voor grondonderzoek aan waterkeringen. Deltares rapport 1230090-019-GEO-0002, Versie 03, 25 mei 2016, definitief.
- Head, K. H. 1986. Manual of Soil Laboratory Testing, vol. 3. Effective Stress Tests. London: Pentech Press, 743–1238. ISBN 0-7273-1306-1.
- Head, K.H., "Manual of soil laboratory testing", Vol 3, Pentech Press, London, 1998.
- Hettler, A.; Gudehus, G. 1985. Discussion, Soils and Foundations 25(3): 140–141.
- Hinokio, M.; Nakai, T. 2005. Numerical analysis of localized deformations in clay specimens using subloading tij model, in Proc of the 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Osaka, Japan, September 12– 16, 2005. Rotterdam: Millpress, 909–912.
- Yang, Q & Ge, J (2012). Numerical Analysis of End Effect in Triaxial Tests on Clay. EJGE, Vol 17, 699-707.
- Jonas Amšiejus, Neringa Dirgėlienė, Arnoldas Norkus, Daiva Žilionienė (2009). Evaluation of soil shear strength parameters via triaxial testing by height versus diameter ratio of sample. The Baltic journal of road and bridge engineering, 4(2): 54–60.
- La Rochelle, P., Leroueil, S., Trak, B., Blais-Leroux, L. and Tavenas, F., (1988). Observational Approach to Membrane and Area Corrections in Triaxial Tests. Advanced Triaxial Testing of Soil and Rock, ASTM STP 977, Robert T. Donaghe, Ronald C. Chaney and Marshall L. Silver, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp 715-731.
- La Rochelle, P. (1967). Membrane drain and area correction in triaxial test on soil sample failing along a single shear plane. Proceedings, 3rd Pan American Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Caracas, Venezuela, 273 – 293.

- Lade P V, Wasif U. The effect of end restraint of volume change and particle breakage of sands in triaxial tests [C]. In: *Advanced Triaxial Testing of Soil and Rock*, ASTM STP 977. Philadelphia, USA, 1988. 706-714.
- Lee K L. End restraint effects on undrained static triaxial strength of sand[J]. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, 1978, 104(6): 687-704.
- Leroueil S., Magnan J.P., Tavenas F.(1990) *Embankments on soft soils* (vertaald door D. M. Wood)
- MinlenM, 2019, *Schematiseringshandleiding macrostabiliteit*, WBI 2017, Ministerie Infrastructuur en Milieu, versie 3
- Mulabdic, M (1993). *Area Correction in Triaxial Testing*. Swedish Geotechnical Institute.
- Peric, D.; Su, S. 2005. Influence of the end friction on the response of triaxial and plane strain clay samples, in *Proc of the 16th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, Osaka, Japan, 12–16 September, 2005. Rotterdam: Millpress, 571–574.
- Rowe P W, Barden L. Importance of free ends in triaxial testing[J]. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 1964, 90(1): 1-27.
- Saada, A. S. and Townsend, F. C. (1981) "Laboratory strength testing of soils, state of the art," In *Laboratory Shear Strength of Soil*, ASTM. Special Technical Publication 740, ed. R. N. Yong and F. C. Townsend. ASTM, Philadelphia, pp.7-77.
- Sachan, A., and Penumadu, D. (2007b). Strain Localization in Solid Cylindrical Clay Specimens using Digital Image Analysis. *Soils and Foundations*, Vol 47, No. 1, 67-78.
- Schanz, T. and Gussmann, P. (1994) "The influence of geometry and end restraint on the strength in triaxial compression in numerical simulation," *Proceedings of the 3rd European Conference in Numerical Methods in Geotechnical Engineering*, Manchester, Balkema, Rotterdam, 7-9 pp.129-133.
- Shao, L & Guo, X (2018). Digital Image Measurement System for Soil Specimens in Triaxial Tests. *Proceedings of China-Europe Conference on Geotechnical Engineering*, SSGG, pp. 611–614, 2018. .
- Sheahan, T.C. (1991). "An Experimental Study of the Time-Dependent Undrained Shear Behaviour of Resedimented Clay Using Automated Stress-Path Triaxial Equipment", Ph.D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology.
- Sheng, D.; Westerberg, B.; Mattsson, H.; Axelsson, K. 1997. Effects of end restraint and strain rate in triaxial tests, *Computers and Geotechnics* 21(3): 163–182. DOI: 10.1016/S0266-352X(97)00021-9.
- Wood, D.M., (1990). *Soil behaviour and critical state soil mechanics*, Cambridge University Press, Cambridge, U.K.
- Zhang, H. and Garga, V. K. (1997). "Quasi-steady state: A real behavior." *Canadian Geotechnical Journal*, 34, 749–761.

A Aanvullende numerieke analyses

A.1 Toelichting

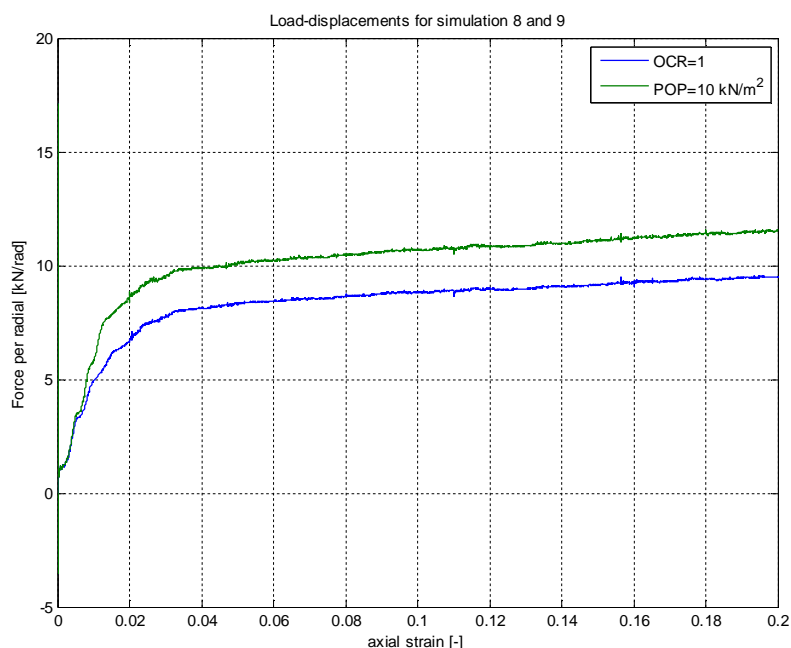
Deze bijlage beschrijft berekeningen die aanvullend zijn uitgevoerd op de berekeningen die in paragraaf 5.7 zijn beschreven. Hierbij is een lagere sterkte toegepast en is gevarieerd met de initiële belastingcondities. De toegepaste materiaalparameters zijn weergegeven in de onderstaande tabel.

Stijfheidsindex, λ^*	0,13
Herbelast stijfheidsindex, K^*	0,04
Cohesie, c'	0 kN/m ²
Wrijvingshoek, ϕ'	35,0°
Dilatatiehoek, ψ	0°
Dwarscontractiecoëfficiënt, V_{ur}	0,15
Verhouding horizontale en verticale spanning onder NC-condities, K_0^{nc}	0,5
Toelaatbare trekspanning, $\sigma_{t,cut-off}$	100 kN/m ²
Belastinggeschiedenis, OCR/POP	OCR=1,0 of POP=10 kN/m ²
MNC	0

Tabel A-1 Materiaalparameters

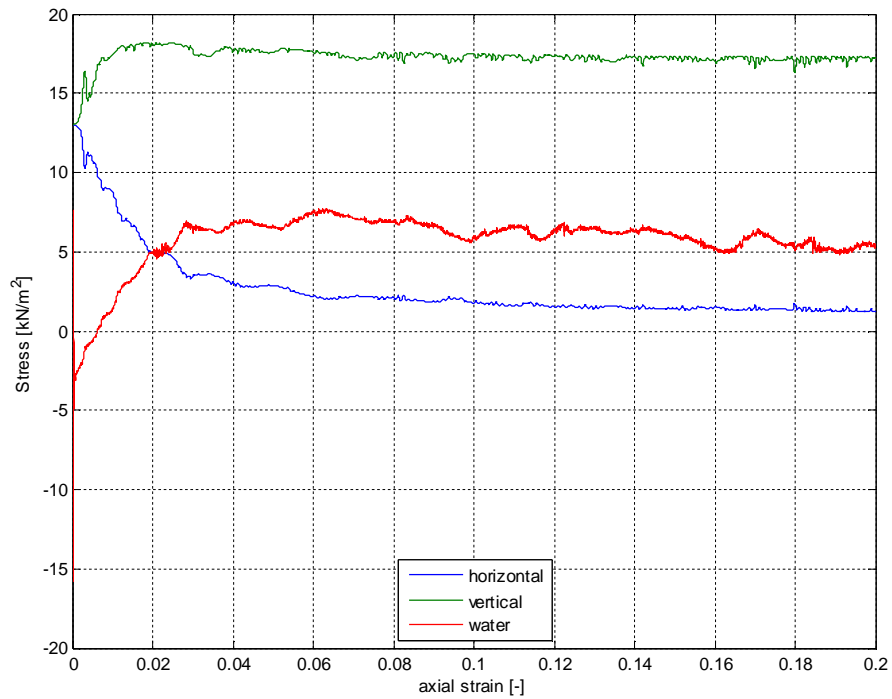
A.2 Isotrope beginspanningen

De effectieve beginspanningen zijn 13,0 kN/m² voor de horizontale spanning en 13,0 kN/m² voor de verticale spanning. De horizontale steundruk wordt bereikt door een onderdruk van 13,0 kN/m² in het water. Vanuit deze beginsituatie wordt de grond belast.

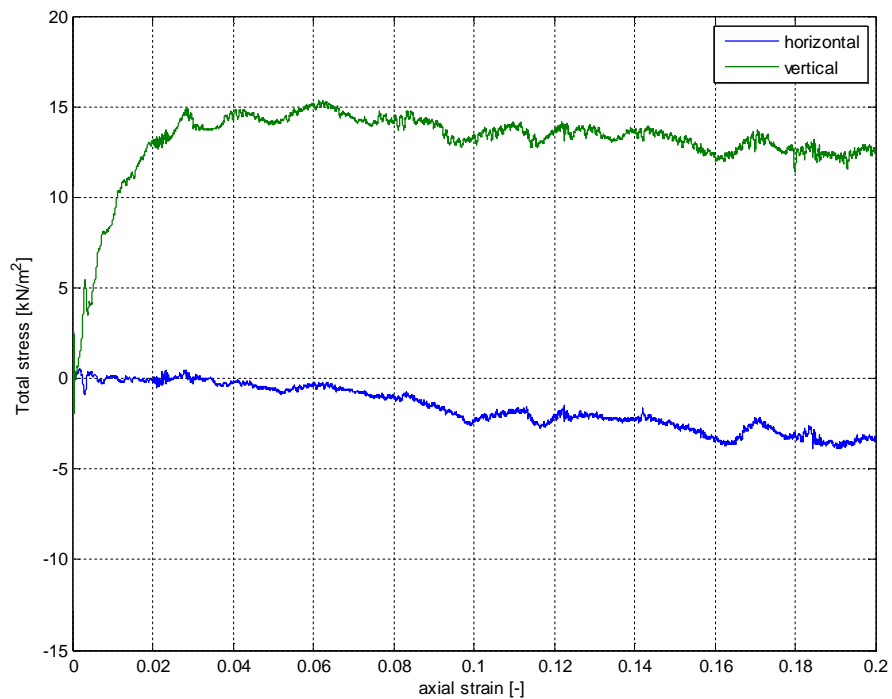


Figuur A-6-1 Kracht-verplaatsingsdiagram voor simulaties met een gladde bovenrand met OCR=1 en POP=10kN/m²

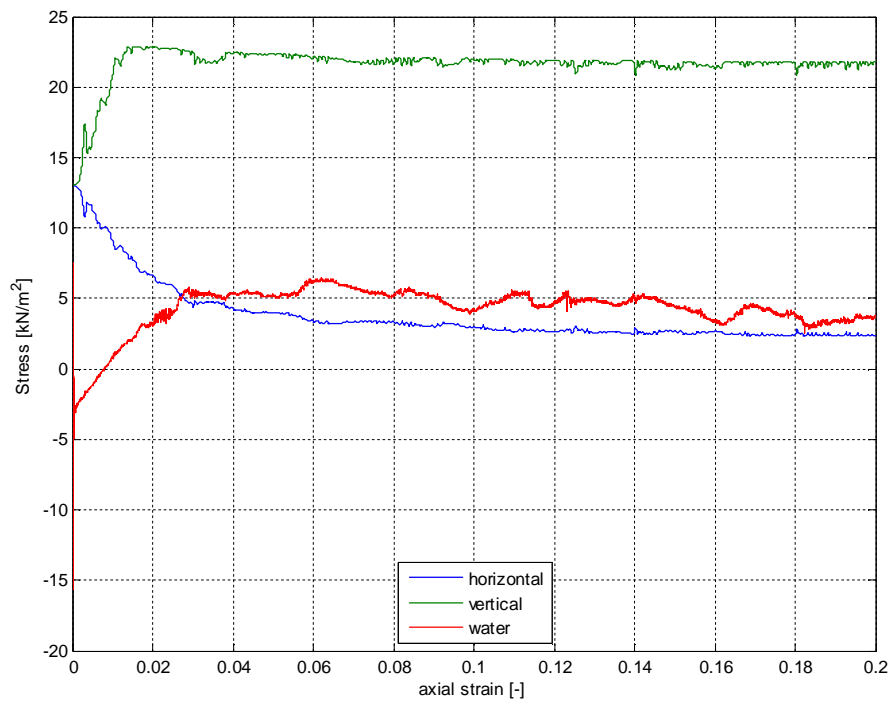
De verticale kracht neemt in dit geval toe. Dit weerspiegelt zich niet in de spanningen zoals deze in het centrum van het monster bevindt. Zowel de totaalspanningen als de effectieve spanningen nemen af met het doorgaand belasten.



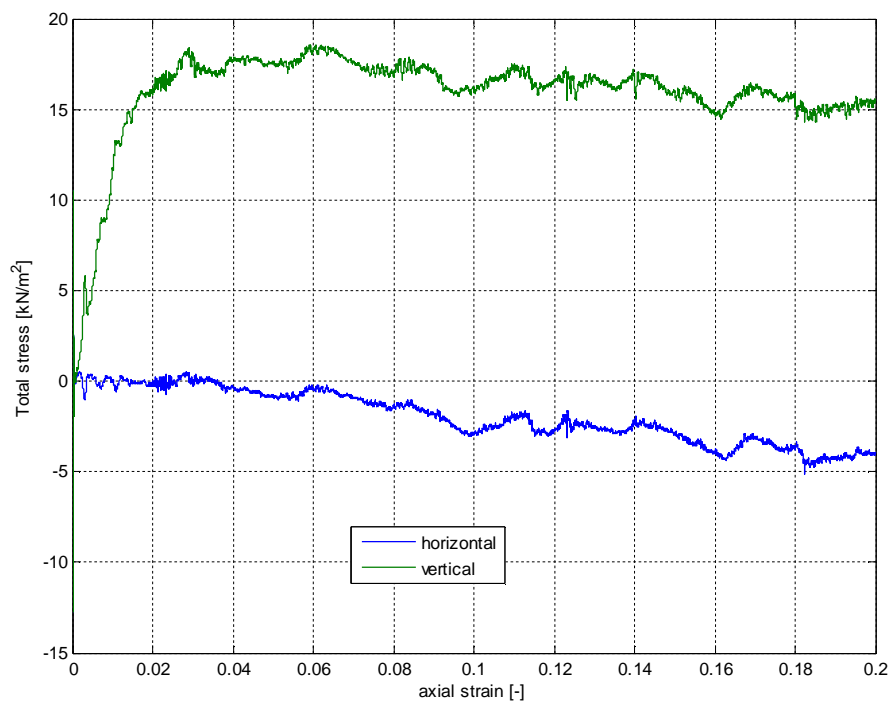
Figuur A-6-2 Effectieve spanningen in het midden van de grond; Som-8 Gladde rand; OCR=1.;



Figuur A-6-3 Totaalspanningen in het midden van de grond; Som-8 Gladde rand; OCR=1.;



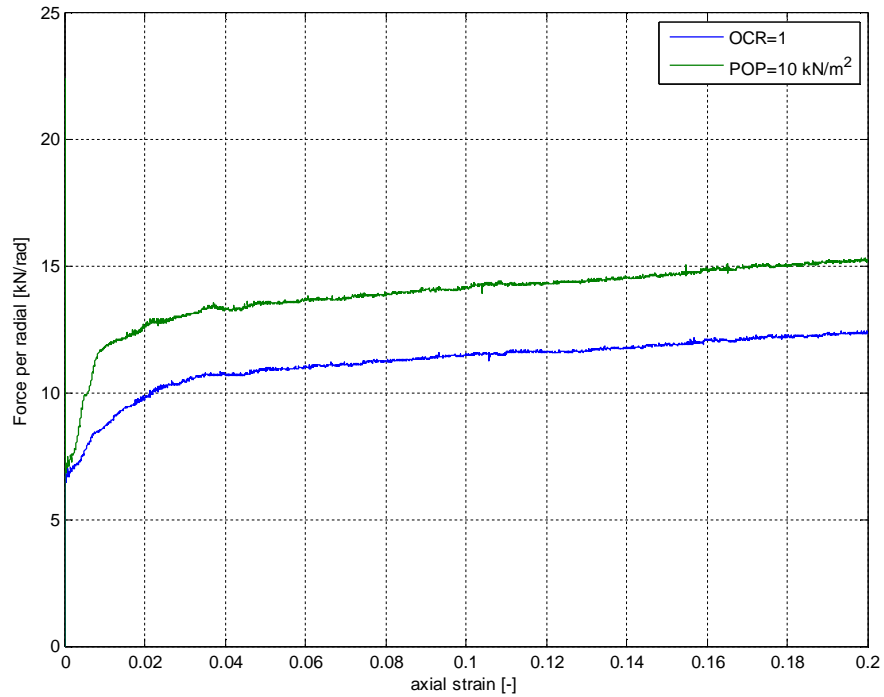
Figuur A-6-4 Effectieve spanningen in het midden van de grond; Som-9 Gladde rand; POP=10 kN/m^2 ;



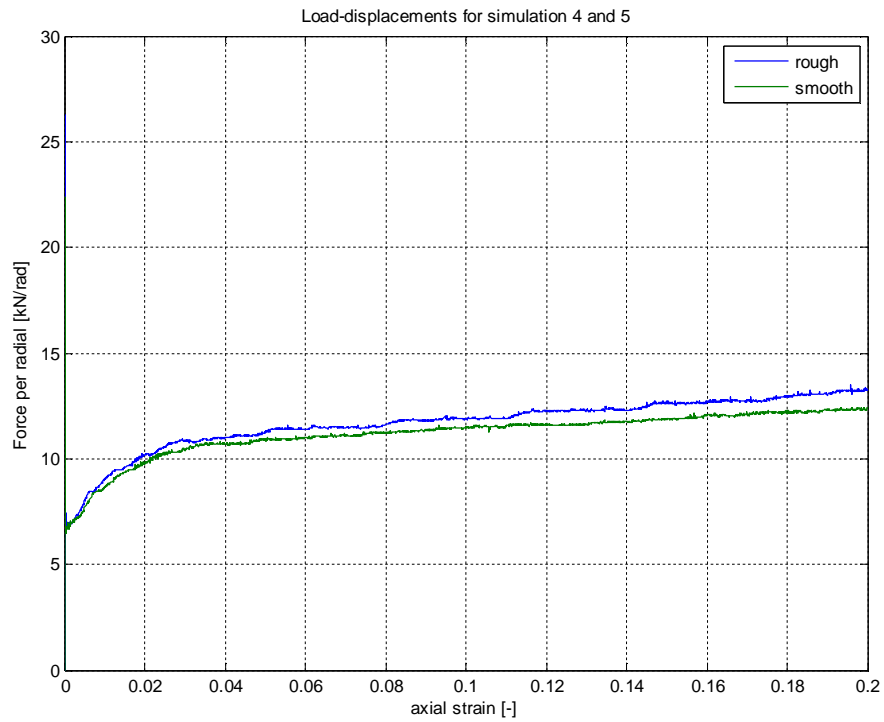
Figuur A-6-5 Totaalspanningen in het midden van de grond; Som-9 Gladde rand; POP=10 kN/m^2 ;

A.3 Anisotrope beginspanning

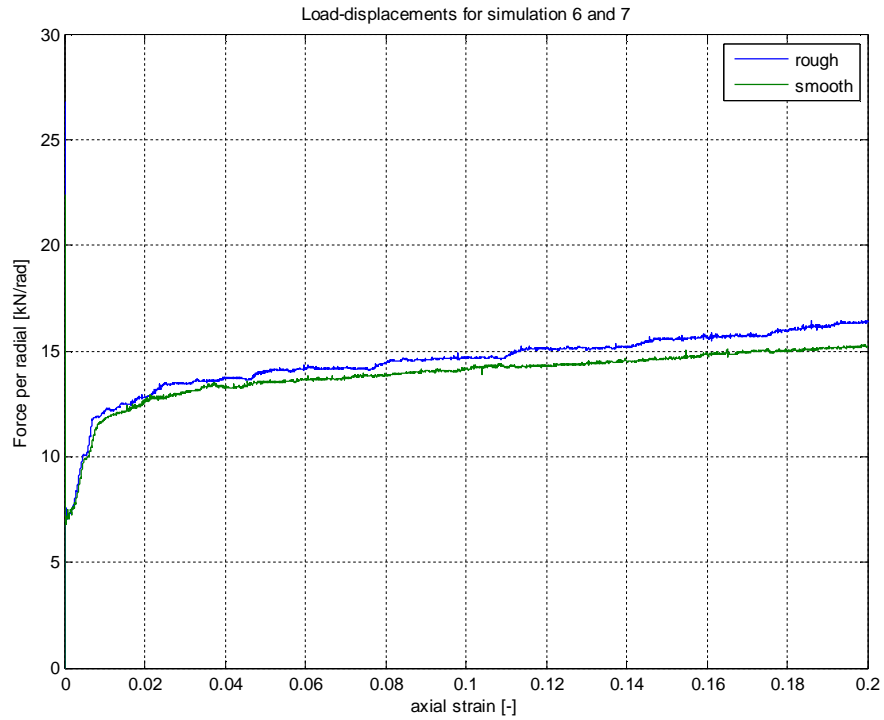
De effectieve beginspanningen zijn $12,0 \text{ kN/m}^2$ voor de horizontale spanning en $24,0 \text{ kN/m}^2$ voor de verticale spanning. De horizontale steundruk wordt bereikt door een onderdruk van 13 kN/m^2 in het water. Vanuit deze beginsituatie wordt de grond belast.



Figuur A-6-6 Kracht-verplaatsingsdiagram voor simulatie met een gladde bovenrand voor verschillende ja

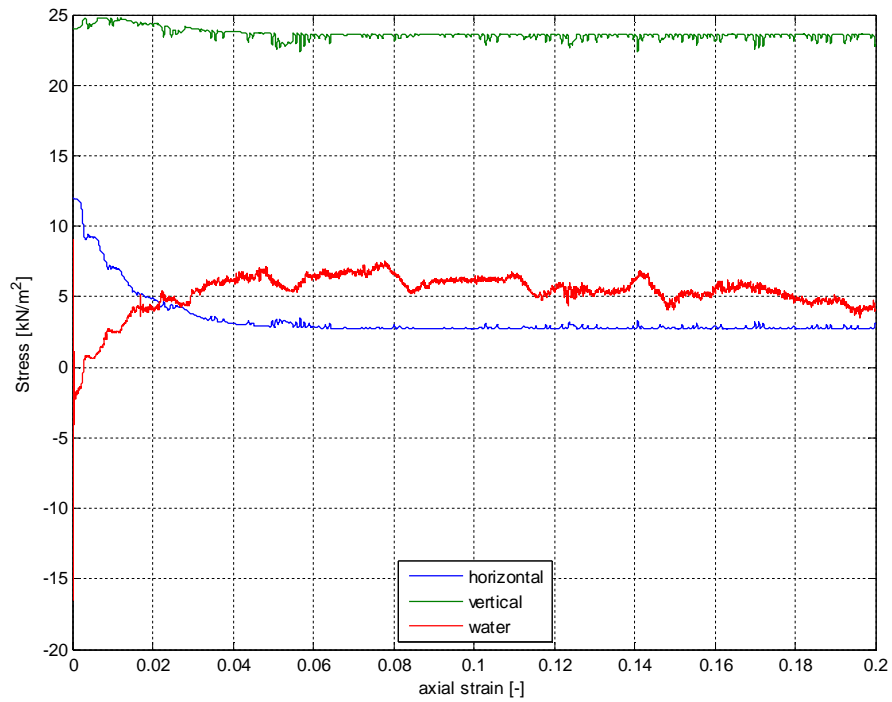


Figuur A-6-7 Kracht-verplaatsingsdiagram voor simulatie met een gladde en ruwe bovenrand met OCR=1

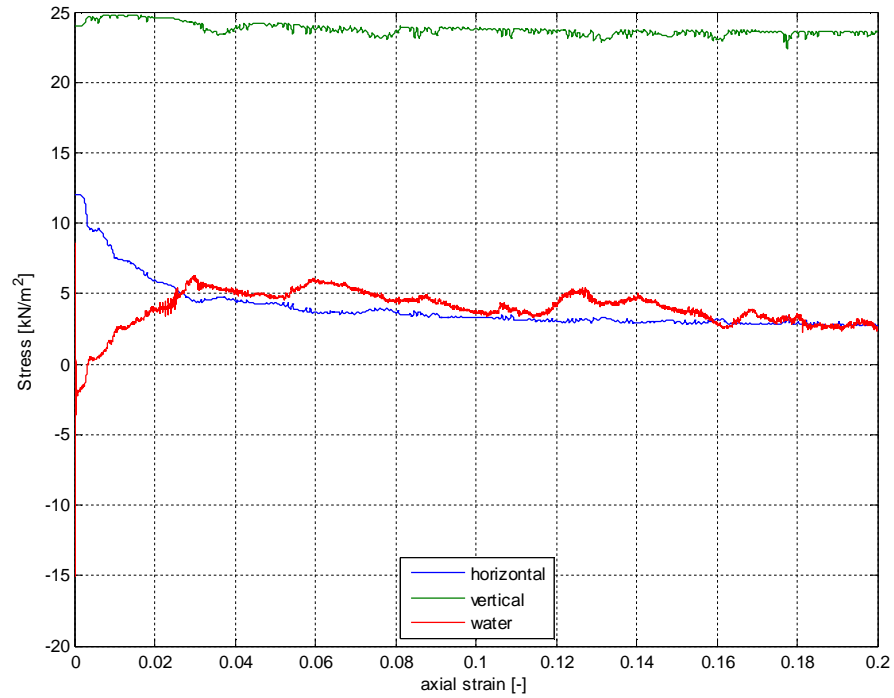


Figuur A-6-8 Kracht-verplaatsingsdiagram voor simulatie met een gladde en ruwe bovenrand met POP=10kN/m²

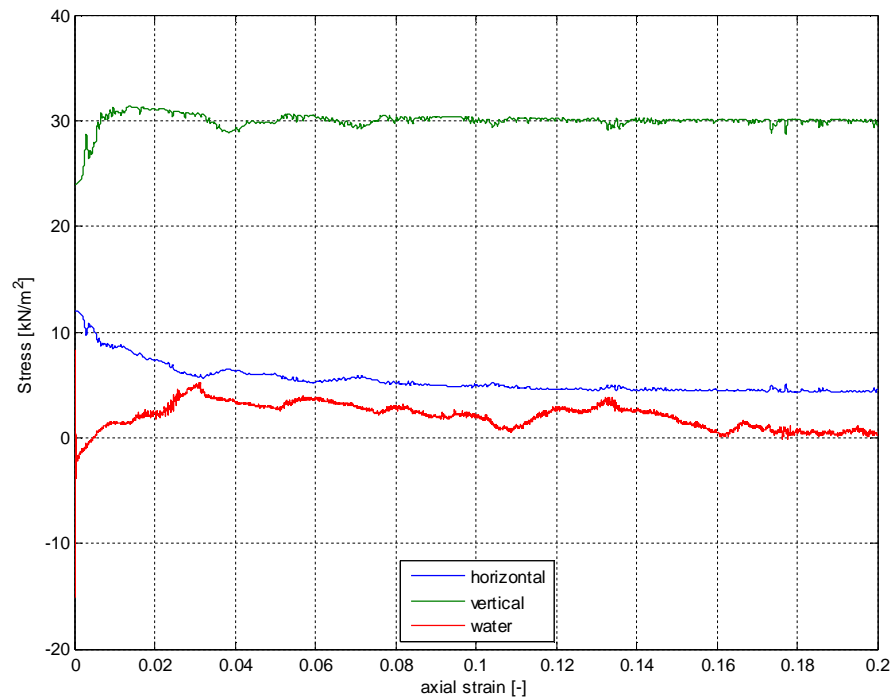
Uit bovenstaande figuren volgt dat bij dit materiaal de preconsolidatie spanning een veel groter rol speelt dan de wandwrijving tussen de grond en de kopplaat.



Figuur A-6-9 Effectieve spanningen in het midden van de grond; Som-4 ruwe rand; OCR=1;

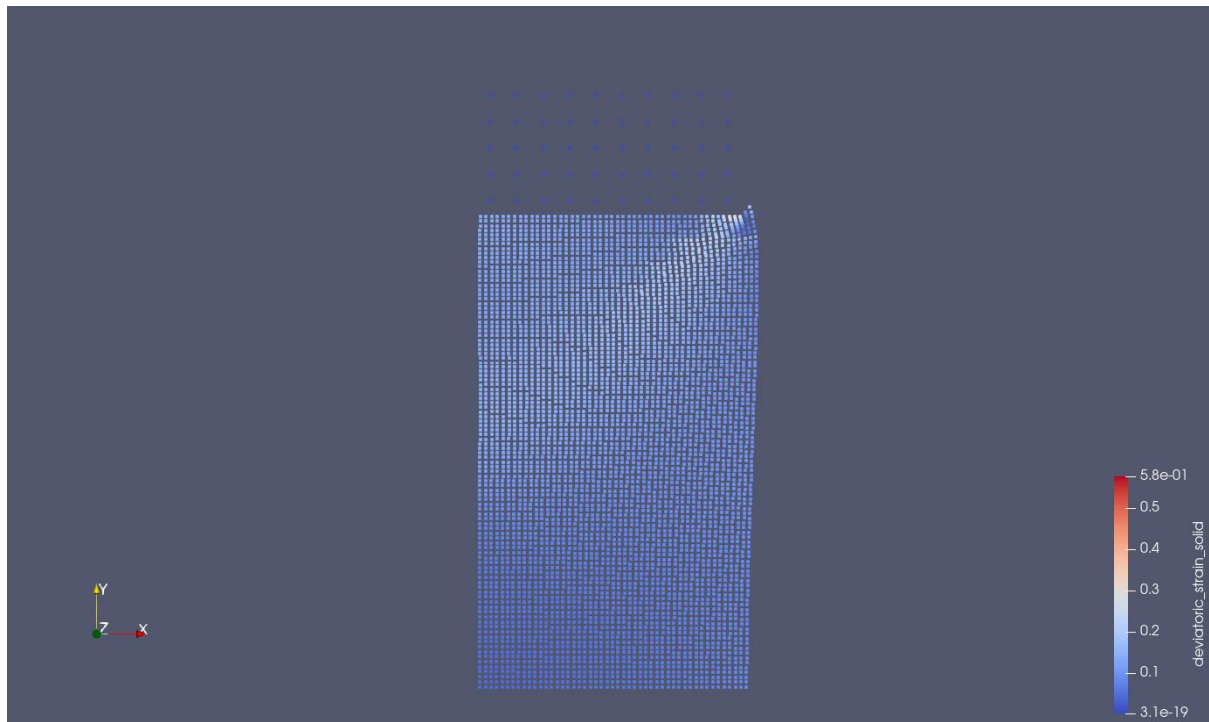


Figuur A-6-10 Effectieve spanningen in het midden van de grond; Som-5 Gladde rand; OCR=1;

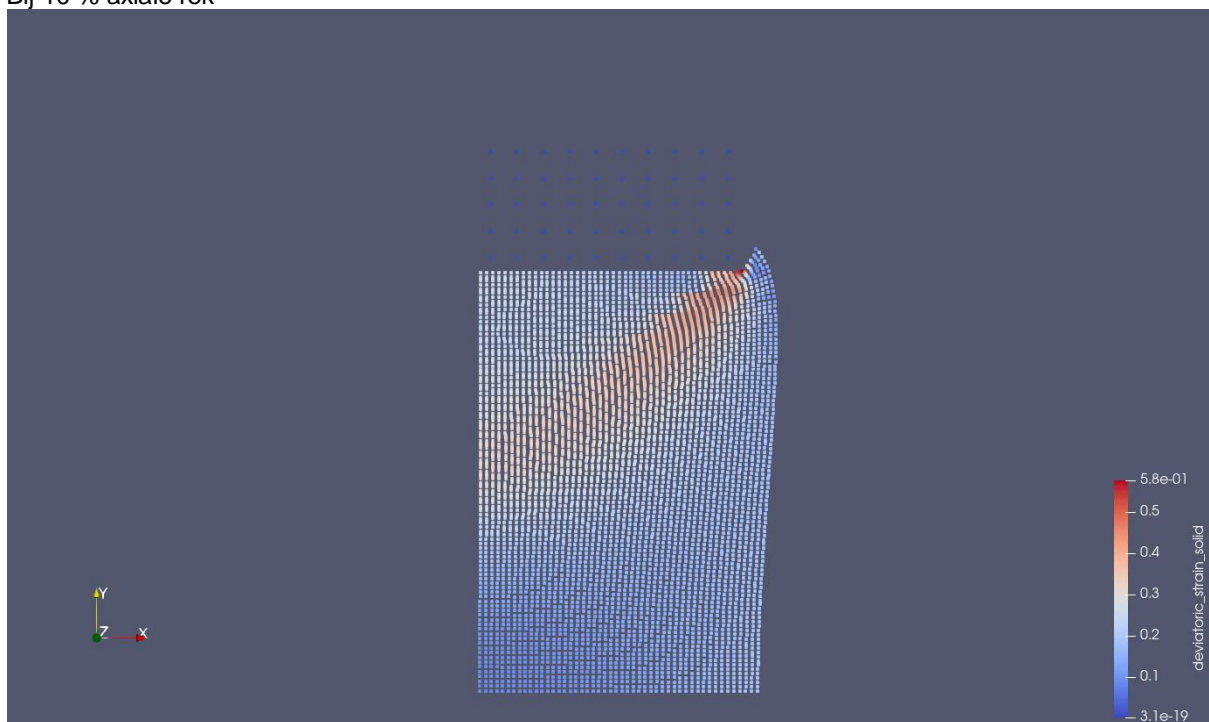


Figuur A-6-11 Effectieve spanningen in het midden van de grond; Som-7 Gladde rand; POP=10 kN/m²;

De effectieve verticale spanning in het midden van het monster neemt in het geval van POP 10kN/m^2 van op geringe wijze toe. Bij een OCR van 1.0 is de toename maar beperkt. De toename van de axiale kracht komt vooral door de toename van de waterdruk. De effectieve horizontale spanning neemt daardoor af. In dit voorbeeld liggen de beginspanningen al in de buurt van de critical state line. Dit betekent dat er maar betrekkelijk weinig verandering van de spanningen nodig is om tot bezwijken te komen.



Bij 10 % axiale rek



Bij 20 % axiale rek

Figuur A6-12 De deviatorische schuifrek bij 10% en 20% axiale rek. Som-7 Gladde rand;

Uit bovenstaande figuur volgt dat met name in het traject van 10 tot 20 % rek dat er substantiële schuifrekken ontstaan. Dit is een maat voor de inhomogeniteit de rekken in het monster.

Deltares is een onafhankelijk kennisinstituut voor toegepast onderzoek op het gebied van water en ondergrond. Wereldwijd werken we aan slimme oplossingen voor mens, milieu en maatschappij.

Deltares

www.deltares.nl