

Vilde Hellebust

Stabilitetsanalyse av kvikkleire ved rørpressing med åpen, trykksatt front

Juni 2019

NTNU
Norges teknisk-naturvitenskapelige
universitet
Fakultet for ingeniørvitenskap
Institutt for bygg - og miljøteknikk



Kunnskap for en bedre verden

Stabilitetsanalyse av kvikkleire ved rørpressing med åpen, trykksatt front

Vilde Hellebust

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: Juni 2019

Hovedveileder: Arnfinn Emdal

Medveileder: Arnstein Watn

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for bygg - og miljøteknikk

Forord

Denne masteroppgaven er skrevet for faggruppen Geoteknikk ved instituttet for bygg, anlegg og transport ved NTNU. Oppgaven baserer seg på data og informasjon tildelt fra Mia Bek ved Multiconsult i Trondheim.

Jeg vil rette en stor takk til veilederne mine Arnfinn Emdal og Arnstein Watn for god oppfølging, engasjement og veiledning gjennom semesteret. Jeg vil også takke entreprenørfirmaet Østergaard for at jeg fikk komme på befaring av rørpressingsprosjektet på Sluppen, samt besvarte mange av mine spørsmål. Befaring bidro til en dypere forståelse av rørpressingsprosessen og økt motivasjon til videre arbeid.

Til slutt vil jeg takke alle mine studievenner for utallige kaffepauser, motiverende ord og gode stunder gjennom fem fine år som student i Trondheim. Studietiden ville ikke vært det samme uten dere!

Vilde Hellebust

Vilde Hellebust

Trondheim, 10. juni 2019

Sammendrag

På Sluppen i Trondheim er det nylig gjennomført et rørpressingsprosjekt i krevende grunnforhold. Området er preget av en vekslende lagdeling med større lommer av kvikkleire. Inngrep i kvikkleire må gjøres med varsomhet grunnet kvikkleirens sprøbruddegenskaper og lave omrørte styrke. Røret vil presses mellom to spuntgroper (pressgrop og mottakergrop) ved hjelp av en hydraulisk pressmaskin. Fronten av røret er åpen, der jordtrykket i leiren stabiliseres av et luftovertrykk i røret. Oppgavens fokus er å analysere frontstabiliteten i kvikkleire i et gitt snitt langs den planlagte traseen på Sluppen. Stabilitetsvurderingene er utført med elementmetodeprogrammene Plaxis 2D og 3D. Et delmål er å modellere kvikkleirens karakteristiske sprøbruddoppførsel på en troverdig måte.

Fra analysene er spenningsforholdene i kvikkleiren vurdert ved et aktivt og passivt brudd (utblåsning). Ved et aktivt brudd vil kvikkleiren kollapse inn i rørfronten, mens ved en utblåsning vil en bruddflate forplante seg fra rørets front opp mot terrengoverflaten. Analysen for aktivt brudd er utført med både materialmodellene Mohr Coulomb og NGI-ADP, mens det passive bruddet kun er modellert med NGI-ADP. Modellenes feilkilder og svakheter er deretter vurdert for å avgjøre hvilken materialmodell som er best egnet for modellering av en gitt bruddsituasjon i kvikkleire.

I analysen med Mohr Coulomb ble det brukt en negativ dilatansvinkel for å tvinge leirens skjærstyrke til å reduseres ved plastiske tøyninger (strain-softening). Her var det store usikkerheter knyttet til valgt dilatansvinkel, siden vinkelen avgjorde hvor fort maksimal skjærspenning ble redusert. Mohr Coulomb er en enkel materialmodell som ikke tar høyde for kvikkleirens anisotrope skjærfasthet. Softening-modeller er i tillegg elementavhengig, noe som betyr at skjærstyrken vil variere med størrelsen på elementinndelingen. Grunnet analysens mange usikkerheter ble resultatene ikke inkludert ved vurdering av nødvendig stabiliserende lufttrykk.

For det aktive bruddet i Plaxis 2D tenderte leiren å mobilisere store deler av skjærstyrken i området nederst ved rørfronten. I disse områdene vil det være større risiko for dannelse av en omrørt sone og en progressiv bruddutvikling. Resultatene i 2D pekte mot at et lufttrykk på 90-100 kPa vil være konservativt for å motvirke et aktivt brudd av leiren. De beregnede resultatene vil være konservative, men ikke representere spenningsforholdet i kvikkleire på en realistisk måte ved de lavere lufttrykkstrinnene. Resultatene stemmer godt overens med håndberegningene som ga et nødvendig lufttrykk på 112-116 kPa. 3D-beregningene ble utført på samme måte som 2D-beregningene av det aktive bruddet. Resultatene viste at det romlige rørtverrsnittet avgrenset utbredelsen av spenningene i det horisontale planet (xy), og økte stabiliteten av leiren ved rørfronten.

Resultatene fra analysen av det passive bruddet ga et maksimalt lufttrykk på 209 kPa. Ved brudd oppstod det store forskyvninger av overflaten, som kan gi alvorlige skader på infrastruktur og bebyggelse. I analysen ble det ikke tatt høyde for at dannelsen av omrørte soner kan skape lokal instabilitet rundt rørfronten; et brudd kan inntreffe ved et lavere lufttrykk enn 209,5 kPa. Grunnet flere usikkerheter vil det være nødvendig å senke den øvre grensen for maksimalt lufttrykk med en akseptabel sikkerhetsfaktor.

Abstract

In Sluppen Trondheim, a pipe jacking procedure in demanding soil has recently been completed. The ground consist of several types of soil, including quick clay. It is important to handle quick clay with caution because of its low remolded strength and sudden collapse. The pipe is pushed into the ground by an hydraulic jacking device, between two constructed pits. The front shield is open where the soil is stabilized by pressured air. The main focus of this thesis is to analyze the stability of the quick clay at a given point along the path. The stability calculations will be permformed in the FEM program Plaxis 2D and 3D. An intermediate objective is to model the behavior of quick clay in a realistic way.

The stress conditions in the soil are evaluated when an active and passive failure (blow out) occurs in the ground. An active failure occurs when the soil collapses into the open pipe. A blow out will occur when the air pressure in the pipe is too high. The analyzes for the active failure will be modeled with both Mohr Coulomb and NGI-ADP. Then, the models´ shortcomings will be analyzed with the purpose of deciding which model should be used in further work.

A negative dilatance angle is used in the Mohr Coulomb model to get the desired strain-softening behavior in the material. There were great uncertainties related to the chosen dilatance angle, since the angle determined how quickly maximum shear stress was reduced. Mohr Coulomb is a simple material model that does not take into account the anisotropic shear strength of the quick clay. Softening models are also element-dependent, which means that the shear strength will vary with the size of the element size. Due to the many uncertainties of the analysis, the results were not included in the assessment of necessary stabilizing air pressure.

For the active failure in Plaxis 2D, the clay tended to fully mobilize the shear strength in an area in front of the pipe shield. In these areas, there will be a greater risk of a progressive fracture development and a development of a remolded zone. The results in 2D gave that an air pressure of 90-100 kPa would prevent an active failure in the clay. The calculated results will be conservative, but do not represent the stress conditions in the quick clay in a realistic manner (at the lower air pressure stages). The results match well with the hand calculations which gave a required air pressure of 112-116 kPa. The 3D calculations were modeled in the same way as the 2D calculations of the active failure. The results showed that the spatial cross section of the pipe limited the range of the stresses in the horizontal plane (xy), and increased the stability of the quick clay by the pipe shield.

The results from the analysis of the passive failure gave a maximum air pressure of 209 kPa. In the event of a blow out, large surface displacements occurred, which can cause serious damage to infrastructure and buildings. In the analysis, the effect of a remolded zone in front of the pipe shield was not considered. A fracture can occur at a lower air pressure than 209.5 kPa because of the loss of strenght. Due to several uncertainties, it will be necessary to lower the upper limit of maximum air pressure with an acceptable safety factor.

Innholdsfortegnelse

Figurliste	ix
Tabelliste	xi
Kapittel 1 Innledning	1
1.1 Bakgrunn for oppgaven	1
1.2 Problemstilling	2
1.3 Oppgavens struktur og hensikt	2
1.4 Avgrensning av oppgaven	3
1.5 Leserveiledning	3
Kapittel 2 Litteraturstudie	5
2.1 Grøftefrie metoder for rørlegging	5
2.2 Rørpressing (Pipe jacking)	8
2.2.1 Mikrotunnelering	10
2.2.2 Spiralboring (Auger boring)	12
2.3 Borteknikker	13
2.3.1 Styrt boring («Directional drilling»)	13
2.4 Massefortrenningsmetoder	15
2.4.1 Horisontal trykkboring («Thrust boring»)	15
2.4.2 Pipe ramming	16
2.5 Tunnelboring (TBM)	17
Kapittel 3 Rørpressing på Sluppen	19
3.1 Generelt	19
3.1.1 Involverte parter	19
3.1.2 Geotekniske problemstillinger	19
3.2 Grunnforhold	21
3.2.1 Strekningen S9 til S20	21
3.3 Metode for rørpressing	22
3.3.1 Åpen trykksatt rørfront	22
3.3.2 Utstyr og prosedyrer	22
3.3.3 Retningsstyring	25
3.3.4 KC-Stabilisering	26
3.3.5 Pressgropene	27
Kapittel 4 Analyser og beregninger	29
4.1 Håndberegninger	29
4.1.1 Overslagsberegning	29
4.1.2 Wedge Stability Model	30

4.2	Modellering i Plaxis	31
4.2.1	Geometrisk utforming	31
4.2.2	Utførte analyser	36
4.2.3	Materialmodell	37
4.2.4	Valg av materialparametere	37
Kapittel 5 Resultater.....		41
5.1	Resultater fra Plaxis 2D.....	41
5.1.1	Resultater fra analyse 1a	42
5.1.2	Resultater fra analyse 1b	46
5.1.3	Resultater fra analyse 1c.....	50
5.1.4	Resultater fra analyse 2a	52
5.1.5	Resultater fra analyse 2b	53
5.1.6	Resultater fra analyse 3	56
5.2	Plaxis 3D.....	59
5.2.1	Resultater fra analyse 1b	59
5.2.2	Resultater fra analyse 2a	64
5.2.3	Resultater fra analyse 2b	65
Kapittel 6 Diskusjon og tolkning av resultater.....		69
6.1	Utfordringer knyttet til modellering av kvikkleire	69
6.1.1	Materialmodeller for modellering av kvikkleire	69
6.1.2	Modellering av en omrørt sone i kvikkleire.....	72
6.2	Diskusjon av resultater fra Plaxis 2D.....	73
6.2.1	Diskusjon av resultater fra analyse 1	73
6.2.2	Diskusjon av resultater fra analyse 2	76
6.2.3	Diskusjon av resultater fra analyse 3	79
6.3	Diskusjon/sammenligning av resultatene fra Plaxis 3D	80
6.3.1	Diskusjon og sammenligning av resultater fra analyse 1b.....	80
6.3.2	Diskusjon av resultater fra analyse 2	82
6.4	Feilkilder og usikkerheter	84
6.4.1	Materialparametere	84
6.4.2	Modellering i Plaxis.....	85
Kapittel 7 Konklusjon		87
Kapittel 8 Videre arbeider.....		89
Referanser.....		91
Vedlegg		93

Figurliste

Figur 1. Eksempel på inndeling av de grøftefrie metodene for rørlegging. Basert på Sterling (2018)	7
Figur 2: Oppsettet ved rørpressing (Krammer 1992)	9
Figur 3. Oppsettet ved mikrotunnelering (Sterling, 2018)	10
Figur 4. Åpen rørfront med manuell utgraving (Kramer, McDonald og Thomson, 1992) .	11
Figur 5. Venstre: Lukket rørfront (M. J. Eriksson, u.å.). Høyre: Åpen rørfront (VT-Vortriebstechnik, 2017).....	11
Figur 6. Illustrasjon av hvordan styrt boring gjennomføres (Steg Entreprenør, u.å.)	13
Figur 7. Beltegående maskin som brukes ved styrt boring opereres fra overflaten (Universal Services, 2017).....	14
Figur 8. Eksempel på en rymmekrone brukt ved styrt boring (Happel, 2009)	14
Figur 9. Oppbygging av tunnelboremaskinen (Railssystem.com, 2015).	17
Figur 10. Kart over Trondheim. Prosjektområdet er markert med rød sirkel. Nord oppover.	20
Figur 11. Oversiktsbilde av området. Pressgropene S9, S15 og S20 er markert (Multiconsult, 2019a).	20
Figur 12. Utklipp av grunnprofilen av strekning S9-S20, der kun halve strekning er vist. Kvikkleiren er markert i rødt, mens planlagt plassering av røret i grønt (Niras, 2019). ..	21
Figur 13. Lengdesnitt av trykkammeret. Fronten er påsatt et overtrykk og har et åpent frontskjold mot leiren (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).	23
Figur 14. Åpen tunneleringsfront sett forfra (venstre) og bakfra (høyre) (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).	23
Figur 15. Bilde tatt ned i en pressgrop. Et rørsegment blir presset inn i grunnen av hydrauliske sylindrer (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).	24
Figur 16. Illustrasjon av mellomstasjonens oppbygging og plasser mellom rørsegmentene (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).	24
Figur 17. Mønster for KC-stabilisering for pressgrop S20. Gropen har dimensjonene 7m x 9,8m (Multiconsult, 2018)	26
Figur 18. Skisse av avstivningsnivåer i spuntgrop (Multiconsult, 2017).....	27
Figur 19. Idealisert bruddsituasjon for overslagsberegning av nødvendig stabiliserende trykk i røret, p_{aktiv}	29
Figur 20. Geometrien til bruddmekanismen i "Wedge Soil Model" (Broere, 2001).	30
Figur 21. Modell av terrenget i Plaxis 2D (venstre) og Plaxis 3D (høyre). Kvikkleire i beige, tørrskorpe i blått og leire i grønt.	31
Figur 22. Modell av røret i Plaxis 2D. Ingen omrørt sone.....	34
Figur 23. Modell av røret med en liten omrørt sone i Plaxis 2D.	34
Figur 24. Modell av røret med en omrørt sone som dekker hele rørfronten i Plaxis 2D. ..	34
Figur 25. Illustrasjon av rørmodellen i Plaxis 3D. Høyre: Røret uten omrørt sone i front. Venstre: Røret med en omrørt sone som dekker hele fronten.....	35
Figur 26. Røret med en mindre omrørt sone i front. Venstre: Røret sett forfra. Illustrerer hvordan den omrørte sonen er modellert.	35
Figur 27. Hovedspenningsretning for analyse 1a.....	42
Figur 28. Mobilisert skjærstyrke ved noen utvalgte lufttrykkstrinn for analyse 1a.	43
Figur 29. Total forskyvning ved noen utvalgte lufttrykkstrinn for analyse 1a.	44
Figur 30. Inkrementelle skjærtøyninger ved utvalgte lufttrykkstrinn for analyse 1a.....	44
Figur 31. Tilleggs poretrykk for analyse 1a.	45
Figur 32. Totalt poretrykk for analyse 1a.	45

Figur 33. Hovedspenningsretninger for analyse 1b.....	46
Figur 34. Mobilisert skjærstyrke ved noen utvalgte lufttrykk.	47
Figur 35. Inkrementelle skjærtøyninger for analyse 1b.	48
Figur 36. Total forskyvning ved utvalgte lufttrykkstrinn for analyse 1b.	48
Figur 37. Tilleggs poretrykk for analyse 1b.	49
Figur 38. Totalt poretrykk for analyse 1b.	49
Figur 39. Mobilisert skjærstyrke ved utvalgte lufttrykk for analyse 1c.....	50
Figur 40. Størrelse på mobilisert skjærstyrke for analyse 1c ved utvalgte lufttrykk.	51
Figur 41. Tilleggs poretrykket for analyse 1c. Negativ verdi tilsvarer trykk.....	51
Figur 42. Illustrasjon av den sirkulære bruddflaten ved et lufttrykk på 70kPa.....	52
Figur 43. Hovedspenningsretninger ved analyse 2b ved et lufttrykk på 80kPa og 70kPa.	53
Figur 44. Forskyvning og deformasjon av elementene i analyse 2b (lufttrykk på 70kPa).	54
Figur 45. Mobilisert skjærstyrke for analyse 2b ved lufttrykk på 80kPa og 70kPa.	55
Figur 46. Poretrykksoppbygging (tilleggs poretrykk) for analyse 2b.	55
Figur 47. Total forskyvning av jorden ved analyse 4.....	56
Figur 48. Relativ mobilisert skjærstyrke og inkrementelle skjærtøyninger for analyse 4.	57
Figur 49. Hovedspenningsretning ved utblåsning i analyse 3.	58
Figur 50. Plassering av vertikalsnitt A-A* og horisontalsnitt B-B* i Plaxis 3D.....	59
Figur 51. Inkrementelle skjærtøyninger fra analyse 1b i Plaxis 3D.	60
Figur 52. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 1b i Plaxis 3D.	61
Figur 53. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 1b i Plaxis 3D, snitt A-A*.	61
Figur 54. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 1b i Plaxis 3D, snitt B-B*.	61
Figur 55. Total forskyvning ved analyse 1b i Plaxis 3D.....	63
Figur 56. Total forskyvning ved analyse 1b i Plaxis 3D, snitt A-A*.....	63
Figur 57. Total forskyvning ved analyse 1b i Plaxis 3D, snitt B-B*.....	63
Figur 58. Total forskyvning ved analyse 2a i Plaxis 3D.....	64
Figur 59. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 2b i Plaxis 3D.	66
Figur 60. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 2b i Plaxis 3D, snitt A-A*.	66
Figur 61. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 2b, snitt B-B*.....	66
Figur 62. Total forskyvning for analyse 2b i Plaxis 3D.....	68
Figur 63. Total forskyvning for analyse 2b i Plaxis 3D, snitt A-A*.....	68
Figur 64. Total forskyvning for analyse 2b i Plaxis 3D, snitt B-B*.....	68
Figur 65. Inkrementelle skjærtøyninger for analyse 2b i Plaxis 2D.	67
Figur 66. Spenningsstien ved en udrenert analyse med negativ dilatansvinkel.....	70
Figur 67. (a) «Soil Test» utført på leirmaterialet modellert i Plaxis 2D. (b) Utviklingen av mobilisert skjærspenning med hensyn på tøyninger i punkt A (Plaxis 2D).	71
Figur 68. Resultater av poretrykksoppbygging (venstre), total forskyvning (midt) og relativ mobilisert skjærstyrke (høyre) ved et lufttrykk på 60kPa for analyse 1a.	74
Figur 69. Horisontale krefter som virker ved røråpningen: et stabiliserende lufttrykk og et horisontalt jordtrykk.	76
Figur 70. Sirkulær bruddform ved en omrørt sone på 1mx2,5m. Krefter og anslåtte geometriske verdier er vist på figuren til høyre.	77
Figur 71. Relativ mobilisert skjærstyrke (venstre) og inkrementelle skjærtøyninger (høyre) ved et lufttrykk på 70 kPa i analyse 2b.	78
Figur 72. Relativ mobilisert skjærspenning ved lufttrykk på 90 kPa i Plaxis 2D (venstre) og i Plaxis 3D (høyre).	80
Figur 73. Relativ mobilisert skjærstyrke ved 70kPa lufttrykk for beregninger utført i Plaxis 2D (venstre) og Plaxis 3D (høyre).	83

Figur 74. Effekten av et finere elementnett er mindre arbeid til brudd.85

Tabelliste

Tabell 1. Parametere for kvikkleire, NGI-ADP.	40
Tabell 2. Parametere for kvikkleire, MC.	40
Tabell 3. Parametere for leiren (Multiconsult, 2018a).	40
Tabell 4. Parametere for tørrskorpen (Multiconsult, 2018a).....	40

Kapittel 1

Innledning

1.1 Bakgrunn for oppgaven

Rørpressing og andre grøftefrie metoder har de siste tiårene vokst i popularitet som et alternativ til konvensjonelle rørleggingsmetoder. I urbane områder der store deler av overflaten er dekket av infrastruktur og bygninger, har grøftefrie metoder en rekke fortrinn. Vesentlige summer kan bli spart ved å utføre minimale inngrep på overflaten, blant annet ved å la trafikken forbli uforstyrret. Det vil også være sparte kostnader i forbindelse med reparasjoner av ødelagt infrastruktur etter et inngrep. Grøftefri teknologi har utviklet seg til å dekke et vidt spektrum av rørleggingsteknikker. De ulike metodene er optimalisert med tanke på forskjellige kostnadsnivåer, rørets strekning og størrelse, samt ulike grunnforhold.

Med rørpressing kan alt fra små til store rør installeres i grunnen. Teknikken omfatter to spuntgroper (pressgrop og mottakergrop), en hydraulisk pressmaskin, en rørfront, samt rørsegmenter. Fra pressgropen presses rørsegmentene horisontalt inn i jorden. En tilpasset rørfront sørger for at grunnen holder seg stabil gjennom prosessen, samt at massene ved fronten fraktes ut av røret. Valg av rørfront bestemmes blant annet på bakgrunn av grunnforholdene i jorden. Stabiliserende medium kan være mekaniske skjold, lufttrykk eller slam.

På Sluppen i Trondheim er det nylig gjennomført et rørpressingsprosjekt i krevende grunnforhold. Området er preget av en vekslende lagdeling med større lommer av kvikkleire. Ved prosjektering av frontstabiliteten av røret er det bestemt at et lufttrykk skal brukes som stabiliserende medium. Inngrep i kvikkleire må gjøres med varsomhet grunnet kvikkleirens sprøbruddegenskaper og lave omrørte styrke. Det vil derfor være av interesse å analysere hvordan kvikkleiren vil respondere på det stabiliserende lufttrykket under rørpressingen.

1.2 Problemstilling

Opgavens problemstilling er basert på stabilitetsvurdering av kvikkleiren ved rørpressing på Sluppen. Fokuset vil ligge på å vurdere frontstabiliteten av kvikkleiren når et luftovertrykk brukes som stabiliserende medium. Dette innebærer å vurdere spenningsforholdene i jorden ved et aktivt og passivt brudd (utblåsning) av kvikkleiren. Ved et aktivt brudd vil kvikkleiren kollapse inn i rørfrenten, mens ved en utblåsning vil en bruddflate forplante seg fra rørets front opp mot terrengoverflaten. Resultatene fra disse analysene representerer henholdsvis nedre og øvre grense på lufttrykkets størrelse i røret. Problemstillingen skal forsøkes løses ved bruk av elementmetodeprogrammet Plaxis 2D og 3D.

Et delmål i oppgaven vil være å modellere kvikkleiren på en troverdig måte. Det skal derfor brukes to ulike materialmodeller, Mohr Coulomb og NGI-ADP, i stabilitetsanalysene. Disse vil bli evaluert i forhold til hvor godt de fanger opp kvikkleirens karakteristiske sprøbruddoppførsel.

1.3 Oppgavens struktur og hensikt

Som første del av oppgaven er det gjennomført et litteraturstudie knyttet til ulike grøftefrie metoder. Det viste seg at norske aktører hadde en varierende begrepsbruk hvor entreprenørene hadde inkonsekvente beskrivelser av begrepene/ metodene. Hensikten med litteraturstudie er derfor å samle eksisterende litteratur, tolke og definere begrepene, samt sortere de ulike metodene for grøftefrie metoder i kategorier. For hver metode er prosedyrene beskrevet, forutsetninger for bruk er presisert, og eventuelle begrensninger er spesifisert. Rørpressingsteknikken brukt på Sluppen er i tillegg utdypet, sammen med en kortere beskrivelse av de aktuelle grunnforholdene.

I andre del av oppgaven er det valgt å utføre en dypere analyse av frontstabiliteten ved rørpressing i kvikkleire, med elementmetodeprogrammet Plaxis. Hensikten er å modellere kvikkleiren på en god måte, slik at resultatene kan brukes til å evaluere og bestemme nødvendig lufttrykk i røret. Dette innebærer å analysere kvikkleirens respons i form av spenningsforhold, dannelse av aktive/passive soner, tøyninger og deformasjoner. For å analysere kvikkleirens respons på dannelse av en omrørt sone, vil en svakere sone bli modellert inn i analysen for aktivt brudd. På bakgrunn av dette er følgende analyser valgt å gjennomføres:

- Analyse 1: Aktivt brudd i kvikkleiren
- Analyse 2: Aktivt brudd med en modellert omrørt sone
- Analyse 3: Passivt brudd i kvikkleiren (utblåsning)

Analyse 1 vil først bli utført med en enklere materialmodell, Mohr Coulomb, for å lettere tilbakeregne og validere resultatene fra Plaxis. Med hensyn på kvikkleirens anisotrope skjærfasthet blir analysene i tillegg utført med den mer avanserte materialmodellen NGI-ADP. Analyse 1 og 2 vil bli gjennomført i både Plaxis 2D og 3D. Hensikten med dette er å sammenligne resultater for å fremheve eventuelle fordeler/ulempen en 3D-beregning kan ha for de aktuelle analysene.

1.4 Avgrensning av oppgaven

Det er flere avgrensninger av oppgaven. Litteraturstudiet presenterer en rekke ulike metoder for grøftefri rørlegging, der det er valgt å fordype seg i én av metodene. I analysene er data fra prosjektet på Sluppen brukt som utgangspunkt. Utformingen av røret er basert på opplysninger gitt av entreprenørfirmaet Østergaard, som er ansvarlig for den aktuelle rørpressingen på Sluppen. Analysene er med andre ord ikke generalisert og vil kun gjelde for det gitte snittet som er beregnet. Likevel er det flere av resultatene som kan peke mot typiske trekk ved stabilitetsvurderinger av kvikkleire.

Analysene er basert på luft som et stabiliserende medium i rørfronten. Det finnes en rekke andre teknologier der frontskjoldene er bygd opp mekanisk og/eller der slam blir brukt som stabiliserende medium. Disse er det ikke funnet plass til å analysere i oppgaven.

Det er antatt at kvikkleiren er lite permeabel og vil oppføre seg udrenert under rørpressingen. Rørpressingen vil utføres som en døgntinuerlig prosess, slik at en udrenert tilstand er relevant for analysen. Det valgt å avgrense oppgaven med å fokusere på de udrenerte analysene, selv om en drenert analyse også vil være relevant ved en langtidsvurdering av frontstabiliteten.

I oppgaven er det fokusert på spenningsforholdene i kvikkleiren ved ulike lufttrykkstrinn, der den dynamiske bevegelsen av rørpressingen ikke er modellert. Analysene er med andre ord utført som en statistisk analyse. Ved rørpressing er det flere andre interessante problemstillinger knyttet til styring og friksjonsforhold under presseprosessen, som vil være relevant for videre arbeider.

1.5 Leserveiledning

- Kapittel 1:** Innledning
- Kapittel 2:** Litteraturstudie om grøftefrie metoder for rørlegging
- Kapittel 3:** Rørpressing på Sluppen, Trondheim
- Kapittel 4:** Metode for modellering i Plaxis
- Kapittel 5:** Resultater fra analyser utført i Plaxis 2D og 3D
- Kapittel 6:** Diskusjon og tolkning av resultater
- Kapittel 7:** Konklusjon
- Kapittel 8:** Videre arbeider

Kapittel 2

Litteraturstudie

2.1 Grøftefrie metoder for rørlegging

Grøftefrie metoder for rørlegging har eksistert siden slutten av 1800-tallet, og gjennomgikk en renessanse på 1950-tallet. Siden den gang har de ulike metodene for grønnefrie rørlegging utviklet seg i flere retninger og mer spesialiserte teknikker har blitt til. Metodene spenner over en rekke teknologier, som alle tar for seg problemstillingen å legge nye/renovere gamle rør i bakken uten å forstyrre overflaten ved utgraving. Ved bruk av disse metodene kan alt fra små kabler til store tunneler installeres i grunnen.

Det kan nevnes flere fordeler ved bruk av grønnefrie metoder, samtidig som det også vil være ulemper og restriksjoner knyttet til metodene. I flere tilfeller vil det være mer kostbart å reparere overflaten etter et inngrep enn å legge selve røret i bakken. Det kan med andre ord være en økonomisk gevinst å bruke grønnefrie metoder for å skåne eksisterende infrastruktur. I andre tilfeller vil det være større fysiske hindringer (eks. bygninger) som gjør det vanskelig å legge rør på den tradisjonelle måten. Grønnefrie metoder er dessuten skånsom for omgivelsene, krever et mindre anleggsområde og gir mindre utslipp i anleggsfasen (Jakobsen *et al.*, 2010). I mange tilfeller er det i tillegg tidsbesparende og mer effektivt å bruke grønnefrie metoder.

På den andre siden er det begrensninger ved bruk av enkelte grønnefrie metoder. Generelt kreves det en god kartlegging av grunnforhold og eventuelle eksisterende VA-anlegg og/eller andre større hindringer. Flere av metodene kan kun brukes i finere masser og materialer. Områder med mye morene kan være problematisk siden større blokker med stein kan blokkere den planlagte rørtraséen. Utførelsen av de ulike metodene krever dessuten kvalifiserte arbeidere og byggeledere med aktuell spisskompetanse.

I Figur 1 er de ulike formene for grønnefrie teknologi kategorisert og illustrert. Dette oppsettet er kun et eksempel da det finnes en rekke andre inndelinger i litteraturen. Figuren er basert på artikkelen skrevet av Sterling (2018) som deler inn metodene etter «displacement» teknikker, boreteknikker, rørpressingsteknikker, tunneleringsteknikker og hybride teknikker. Sistnevnte kategori vil ikke bli videre utdypet.

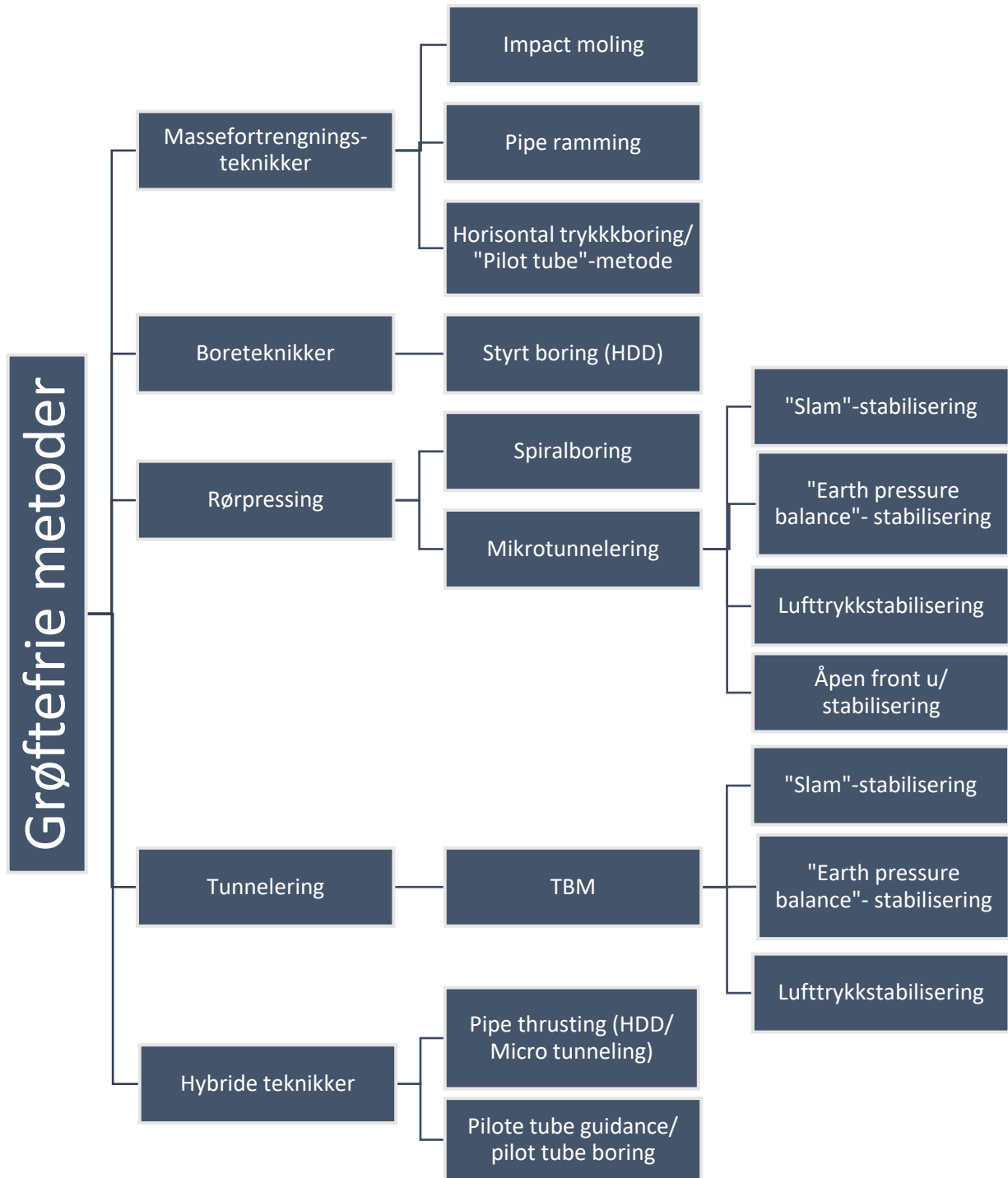
Terminologi

Begreper knyttet til grønnefrie rørlegging («trenchless technology») brukes ikke alltid konsekvent i litteraturen. Det finnes en rekke ulike organisasjoner, stiftelser og entreprenørfirmaer som hver enkelt har sin egen definisjon på begrepene. I Norge blir de grønnefrie teknikkene populært kalt «no-dig» eller gravefrie metoder. Det per dags dato

ikke utarbeidet en norsk standard for disse metodene, men det eksisterer flere engelskspråklige veiledninger og mye litteratur. ISTT (International Society of Trenchless Technology) har blant annet utarbeidet retningslinjer og en begrepsliste («Glossary of Terms») for de grøftefrie metodene (ISTT, 2019). Andre lignende organisasjoner er blant annet The Pipe Jacking Association (PJA) og Scandinavian Society for Trenchless Technology (SSTT). Sistnevnte forening har et åpent forum for deling av erfaringer og diskusjon av NoDig metoder, der målet er å bidra til en «effektiv gjennomføring, vedlikehold og fornyelse av samfunnets tekniske infrastruktur» (SSTT, 2018). Samtidig har det blitt gitt ut en rekke ulike fagbøker som adresserer temaet og definerer begrepene. Begrepene definert i denne oppgaven vil derfor ikke samsvare med all litteratur siden kun utvalgte kilder er brukt.

Valg av grøftefri metode

Grunnforholdene er en av de dominerende faktorene som påvirker valget av grøftefri metode. Dette er fordi grunnen kan bestå av alt fra myke gjennomtrengelige materialer til grovere masser som krever større styrke å bore gjennom. I tillegg vil også kravet til presisjon være en avgjørende faktor da flere av metodene bruker teknikker der presisjonsarbeid er utfordrende. Andre faktorer som påvirker valg av metode er blant annet rørets diameter, distanse, dybde, andre nærliggende hindringer i grunnen, samt kostnader. Rørets diameter og distanse henger nøye sammen med den totale kraften som kreves for å føre røret gjennom grunnen til endegropen. En relativt liten ending i diameter vil gi en merkbar økning i friksjonskraften langs røret, samt større mengde av materialet må transporteres ut til mottagergroppen (Kramer, McDonald og Thomson, 1992). Alle de nevnte faktorene over vil være en del av en helhetsvurdering ved valg av grøftefri metode.



Figur 1. Eksempel på inndeling av de grøftefrie metodene for rørlegging. Basert på Sterling (2018).

2.2 Rørpressing (Pipe jacking)

Begrepet rørpressing («pipe jacking») har i dag flere ulike definisjoner. Krammer et al. (1992) skiller mellom to ulike definisjoner av begrepet; installasjonsteknikken og prinsippet. Begrepet kan brukes om prinsippet der hydrauliske sylindre, plassert i en pressgrop, fører et kuttehode eller lignende inn i grunnen etterfulgt av et rørsegment. Prinsippet knyttet til rørpressing blir blant annet brukt ved spiralboring (auger boring) og mikrotunnelering. Krammer et al. (1992) definerer også rørpressing som en spesifikk grøftefri *teknikk*: et rør med diameter $>1,2$ m blir presset inn i grunnen fra en pressgrop for å støtte opp tunnellingene bak et borhode. Det er videre valgt å omtale begrepet rørpressing som et *prinsipp* uavhengig av tunnelens størrelse. Rørpressing ligger blant annet til grunn for de grøftefrie teknikkene:

1. Spiralboring
2. Mikrotunnelering

Et historisk tilbakeblikk

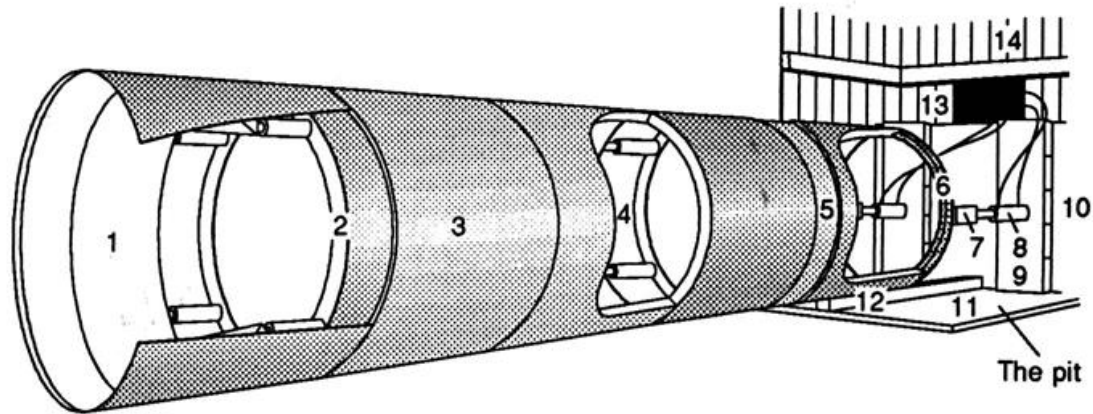
Rørpressingsprinsippet kan dateres helt tilbake til slutten av 1800-tallet og har gjennom tidene utviklet seg og vokst i popularitet. Teknikken var lenge lite utviklet og hovedsakelig brukt til å installere mindre føringsrør under veikryssinger. Interessen og utviklingen tok seg derimot opp på 1950-tallet og forbedringer knyttet opp mot borlengder, nøyaktighet og frontstabilitet kom til (Kramer, McDonald og Thomson, 1992). Teknikken var i starten av utviklingen forbeholdt rørdiameterer store nok til at en arbeider kunne bevege seg inni røret for å grave ut massene i fronten. Utviklingen av spiralboring tillot mindre rør å installeres, men det var fortsatt store utfordringer knyttet til stabilisering av fronten og styring. Utviklingen av mikrotunnelering taklet disse utfordringene ved å bruke et fjernstyrt borhode som ga tilstrekkelig støtte og presisjon av rørfrenten (Sterling, 2018).

Rørpressingsteknikken

Oppsettet ved rørpressing består av tre essensielle elementer:

1. Fronten av røret
2. Traséen
3. Pressgropen

Før selve installasjonen av rørene må to groper konstrueres; en startgrop og en mottakergrop. Pressgropene må ha god støtte og graves ut i samme høyde som ønsket trasé til røret. Deretter blir en pressmaskin heist ned startgropen og montert. Det er viktig at bunnen i pressgropen er stabil og at trykkveggen i bakkant av maskinen har god kapasitet. Installasjonen av rørene foregår ved at et rørsegment blir presset inn i grunnen samtidig som at massene ved fronten blir transportert ut. Neste rørsegment blir montert (sveist) på det forrige og presset inn. Dette foregår til fronten av røret har nådd mottakergropen og installasjonen er ferdig (Olimb, u.å.-a) (Olimb 2019 (2)).



Figur 2: Oppsettet ved rørpressing (Krammer 1992)

- | | | |
|---------------------------|-------------------------|---------------------------|
| (1) Trykkskjold | (6) Stålring | (11) Betonggulv |
| (2) Stålring | (7) - | (12) Skinner |
| (3) Betongrør | (8) Hydraulisk jekk | (13) Strømforsyningsenhet |
| (4) Innvendig pressmaskin | (9) Trykkvegg i stål | (14) Pressgrop |
| (5) Innvendig rør | (10) Trykkvegg i betong | |

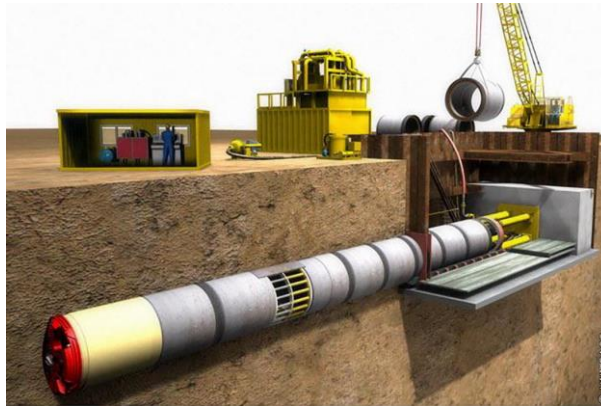
Utfordringer ved rørpressing

Wilkinson (1999) trekker frem flere aktuelle problemstillinger som må adresseres for å oppnå suksess ved rørpressing og mikrotunnelering. Dette kan være i forhold til rørets diameter, grunnforhold, rørpressingens lengde og nøyaktighet, samt problemstillinger knyttet til kostnader og sikkerhet. Lengden på rørpressingen var tidligere bestemt av jordens friksjonsmotstand, rørets aksialkapasitet, samt kapasiteten til den hydrauliske pressmaskinen. Ved hjelp av blant annet smøremiddel og innvendige pressmaskiner langs røret, har rørpressingen (teoretisk sett) ikke lenger begrensninger knyttet til rørets lengde. De innvendige pressmaskinene (4) presser etter tur det innvendige røret (5) fremover, slik at kun en seksjon av gangen beveger seg fremover. På denne måten reduserer man nødvendig presskapasitet til den utvendige hydrauliske pressmaskinen (8).

Det er flere utfordringer knyttet til utstyret og rørene ved rørpressing. Utstyret må møte mange krav for å sikre en suksessfull installasjon av rørene. Alt fra riktig kapasitet på rørsegmentene, krav knyttet til utforming av leddene og pressmaskinen blir adressert av Wilkinson (1999). Han trekker også frem andre utfordringer knyttet til sikkerhet, dokumentasjon, personell, utforming av pressgropene, og utførelsen av selve rørpressingen. Det er også essensielt å estimere både kort- og langtidslaste for å sikre nødvendig kapasitet av rørene og jorden. Her er det viktig å ta i betraktning eventuelle ekstra spenninger som vil oppstå i rørveggen grunnet setningsdifferanse langs røret.

2.2.1 Mikrotunneling

Mikrotunneling kan karakteriseres som en rørpressingsmetode med god presisjon der det brukes en ekstern styringsenhet. I tillegg gir metoden mulighet til å kontrollere stabiliteten og støtten av jorden ved fronten av røret. Sterling (2018) påpeker at det er uenigheter i terminologien rundt metoden. I noen land defineres mikrotunneling kun for rørpressing av mindre dimensjoner, mens andre nasjonaliteter ikke knytter mikrotunneling opp mot en bestemt rørdiameter. Begrepsbruken er heller ikke konsekvent blant bedrifter og entreprenører i Norge.



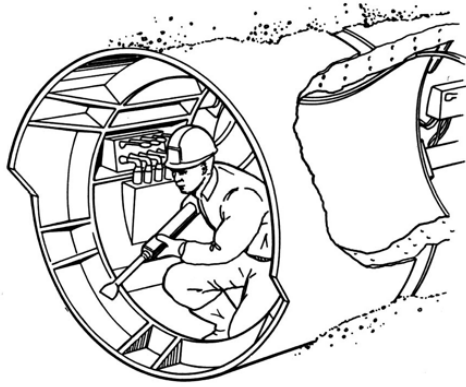
Figur 3. Oppsettet ved mikrotunneling (Sterling, 2018)

Ulike former av mikrotunneling

Det finnes flere ulike varianter av mikrotunneling. Det er vanlig å skille metodene ut ifra hvordan fronten er støttet opp (skjoldteknologien):

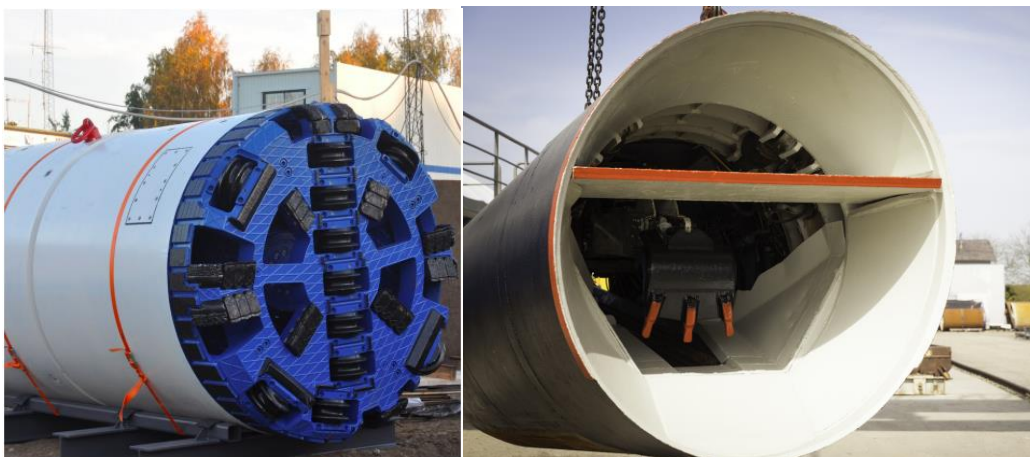
1. Åpen front – Konvensjonell metode
2. Lukket front – Fullprofilmaskiner
3. Stabilisert front ved luftovertrykk

Fronten av røret har som funksjon å holde jorden stabil, justere rørets kurs, og ved en åpen front fungere som et sikkert rom for utgravningsutstyr og/eller arbeidere (Kramer, McDonald og Thomson, 1992). Fronten kan holdes stabil ved ulike former for mekanisk støtte eller ved et trykksatt kammer av luft. Ved mekanisk støtte er det plassert et lukket, trykksatt borhode i front, som skaper en fysisk barriere mellom jord og eventuelle arbeidere. Borhodet er trykksatt for å stabilisere jordtrykket og forhindre grunnbrudd. Dette kan gjøres ved å enten bruke en slam-maskin eller en så kalt EPB-maskin (Earth Pressure Balance maskin). Førstnevnte metode pumper en bentonittholdig væske inn i et lukket kammer for å opprettholde mottrykket til borhodet under utgraving. Når væsken har blandet seg med de utgravde massene pumpes det tilbake til pressgropen. EPB-maskinen tilbyr en alternativ frontstabilisering ved bruk av kun de utgravde massene. Massene blir holdt trykksatt i fronten og fjernet ettersom maskinen beveger seg fremover (Sterling, 2018).



Figur 4. Åpen rørfront med manuell utgraving (Kramer, McDonald og Thomson, 1992)

Ved stabilisering med luftovertrykk blir det montert et trykkammer i fronten av røret. Luftrykket justeres etter jordtrykket og holder jorden stabil under utgravingen (mekanisk eller manuelt). I bakkant av trykkammeret er det installert en sluse som opprettholder luftrykket ved frakting av materialer ut av røret. En arbeider kan velge mellom å jobbe i selve trykkammeret eller fjernstyre graveutstyret fra utsiden av trykkammeret under et normalt luftrykk. Kun erfarne faglærte arbeidere kan jobbe i trykkamrene (Kramer, McDonald og Thomson, 1992).



Figur 5. Venstre: Lukket rørfront (M. J. Eriksson, u.å.). Høyre: Åpen rørfront (VT-Vortriebstechnik, 2017)

Rørpressing ved mikrotunneling

Installasjon av rør ved mikrotunneling kan gjennomføres med et ett-trinnsystem eller to-trinnsystem. Førstnevnte system fører produktrøret direkte bak borhodet ettersom det beveger seg fremover. Et to-trinnsystem trekker først et midlertidig stålrør inn bak borhodet, for senere å installere selve produktrøret. Etter at det midlertidige røret er ført gjennom hele borprofilen, vil selve produktrøret presses inn og erstatte det forrige. Et slikt system reduserer skadene på produktrøret og er egnet for lengre boredistanser (Wilkinson, 1999).

2.2.2 Spiralboring (Auger boring)

Metode og utstyr

Oppsettet består av et borhode i front etterfulgt av et spiralbor som er koblet til en strømenhet i startgropen. Kuttetodet blir ført fremover av strømenheten samtidig som at et roterende spiralbor transporterer massene ut av borehullet. En rørpressingsenhet vil samtidig føre et produktrør inn bak borhodet og omgi spiralboret. På denne måten vil veggene i borhullet støttes opp av fôringsrøret og faren for kollaps minke. Kapasiteten til en spiralboringsenhet er i de fleste tilfeller tilsvarende som ved en rørpressingsmaskin, og er ofte drevet av enten bensin eller diesel. Prinsippet med bruken av et borhode kombinert med et spiralbor er blant annet brukt i enkelte tunnelboremaskiner (Kramer, McDonald og Thomson, 1992).

Spiralboring er best egnet i kohesive materialer eller ikke-kohesive materialer der grunnvannsnivået ligger under planlagt borhøyde. Borhodet er ofte spiralformet og kan kategoriseres som en åpen front med lite stabilisering. Metoden er derfor ikke egnet i bløte masser eller i dybder under grunnvannstanden. På den andre siden kan ulike borhoder brukes slik at røret kan installeres i harde materialer slik som myk til medium hard stein. For å redusere friksjonskreftene langs røret under installasjonen kan vann eller Bentonitt brukes som smøremiddel. Dette gjøres for å kunne legge rør over lengre distanser, samt gjøre avfallsmaterialet enklere å fjerne fra røret. Overflødig bruk av vann og smøremiddel kan på den andre siden føre til problemer som tidligere diskutert (Kramer, McDonald og Thomson, 1992).

Bruk og begrensninger

Rørpressingsgropene kan variere fra 11 til 14 meter avhengig av rørsegmentenes lengde. Sveisingen av rørsegmentene er en tidkrevende prosess, og det er derfor ønskelig å maksimere lengden på rørsegmentene. Det vil være en viktig del av prosessen å velge ut en rørpressemaskin med tilstrekkelig styrke i forhold til rørets dimensjoner og lengde, samt grunnforholdene i jorden.

Installasjonsprosessen er i de fleste tilfeller utført uten en ekstern styringsenhet. For å sikre god nøyaktighet av installasjonen av rørene er derfor essensielt at pressmaskinen installeres med riktig helning og retning. Kursen til rørene som blir presset vil være avhengig av presisjonen av installasjonen av det første rørsegmentet. Stivheten til rørsegmentene vil holde kursen stabil, men større hindringer som steinblokker i grunnen kan likevel få røret til å avvike fra kursen. Usikkerheten øker også med borelengden av røret. Som en tommelfingerregel vil det være realistisk å forvente et avvik av kursen på 2% av rørets lengde (Kramer, McDonald og Thomson, 1992).

Det er også knyttet utfordringer til spiralboring i bløte og sensitive leirer. Grunnet rørfrenten åpne design vil det være kritisk om det dannes omrørte soner ved pressingen. I en slik situasjon vil massene gå over i en omrørt tilstand og trenge inn i røret. Faren for en progressiv bruddutvikling og et grunnbrudd er dermed stor. På bakgrunn av dette vil det være hensiktsmessig å utføre rørpressing i sensitive leirer med en lukket front.

2.3 Borteknikker

2.3.1 Styrt boring («Directional drilling»)

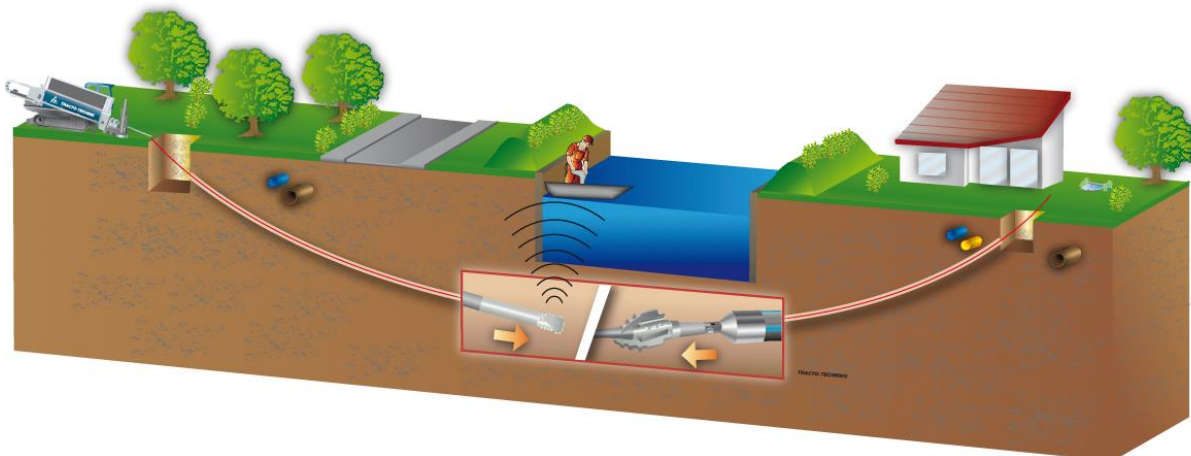
Styrt boring er en metode for grøftefri rørlegging der borhodet entrer bakken med en vinkel og beveger seg i en bueformet profil gjennom bakken (Kramer, McDonald og Thomson, 1992). Det er vanlig å bruke en beltegående maskin fra overflaten og metoden er dermed ikke avhengig av utgravninger av pressgroper. Metoden er godt egnet for rørlegging i hardere masser som hard leire, grus, blokk og solid fjell (Kramer, McDonald og Thomson, 1992).

Metode og utstyr

Borriggen består av flere essensielle elementer:

1. En strømforsyningsenhet
2. Maskinelt utstyr som kan føre drillutstyret inn i bakken og påføre trykk
3. En maskin som roterer borhodet
4. Et avkjølingssystem som avkjøler borhodet og fjerner det overfladiske materialet fra borehullet.

Prosesen går ut på å først bore et pilothull langs ønsket borprofil. Dette gjøres ved å føre et pilothode ned i grunnen ved hjelp en pressmaskin på overflaten. Borhodet styres med høy nøyaktighet fra overflaten ved hjelp av et digitalt peileutstyr, og kan navigeres i både horisontal og vertikalplanet. Mens boringen pågår blir det spylt inn en bentonittholdig væske for å sikre god plass til borhodet, samt frakte massene ut av borhullet. Når pilotboret har nådd overflaten på den andre siden kobles pilotboret av. En opprømmer (rymmekrone) blir deretter montert på enden av borstengene, etterfulgt av produktøret, og trukket tilbake gjennom pilothullet (Se Figur 6). Opprømmerens funksjon er å utvide pilothullet samtidig som at Bentonitten smører og reduserer friksjonen langs produktøret, se Figur 8 (Steg Entreprenør, u.å.; Olimb, u.å.-b).



Figur 6. Illustrasjon av hvordan styrt boring gjennomføres (Steg Entreprenør, u.å.)

Bruk og begrensinger

Styrt boring har et relativt enkelt oppsett og kan brukes i det fleste grunnforhold. En stor fordel er at metoden ikke trenger å benytte seg av pressgroper og skåner dermed omgivelsene for graving. Trekkmaskinen varierer i styrke og kapasitet ut i fra størrelse på borhullet, grunnforhold og lengde av borprofilen. Steg Entreprenør (2019) opplyser blant annet at de har mulighet til å legge rør med diameter fra Ø32mm til Ø1200mm med en lengde opp til 1600m ved styrt boring.



Figur 7. Beltegående maskin som brukes ved styrt boring opereres fra overflaten (Universal Services, 2017)



Figur 8. Eksempel på en rymmekrone brukt ved styrt boring (Happel, 2009)

2.4 Massefortrengningsmetoder

2.4.1 Horisontal trykkboring («Thrust boring»)

Metode og utstyr

Horisontal trykkboring er en metode der en stav med en solid eller lukket ende blir presset inn i grunnen. Dette skaper en lokal kompresjon av jorden rundt fronten av systemet og forskyver strukturen til jordmaterialet. Metoden genererer ingen avfall og er en av de enkleste metodene av grøftefrie teknikker.

En horisontal trykkboringsmaskin består hovedsakelig av en mindre jekkramme, en hydraulisk sylinder og en trykkstav. I front av trykkstaven er det plassert et konisk formet borhode for optimal kompresjon av jordmaterialet. Borhodet har en diameter litt større enn selve trykkstaven for å skape en klarning mellom staven og borhullet. Dette er for å minke friksjonskraften langs stengene, samt nødvendig trykkraft fra trykkboringsmaskinen.

Prosedyren til horisontal trykkboring er relativt enkel og kan deles inn i tre trinn:

1. Klargjøring av anlegg/utstyr
2. Pressing av staver
3. Utvidelse av borhull/installasjon av rør.

En start- og endegrop blir gravd ut i samme høyde som røret ønskes lagt. Trykkboremaskinen blir deretter heist ned i startgropen, justert i ønsket retning, og forankret slik at de påførte kreftene på systemet absorberes. Forankringen kan utføres ved å plassere avstivere langs bakre vegg i startgropen for å fordele reaksjonskreftene fra maskinen. Når maskinen er i trekkmodus må derimot fremre del av pressgropen stives av og brukes som forankringspunkt. Stavene blir installert seksjonsvis: enheten plasseres i jekkrammen, koblet (sveist) på staven i front og presset inn i grunnen. Dette gjentas til borhodet har nådd mottakergropen på andre siden og blir koblet av. Installasjonen av røret utføres ved at maskinen trekker røret tilbake gjennom det eksisterende borhullet. Hvis hullet derimot er for lite vil en utvidelsesenhet kobles på i fronten av røret før det trekkes tilbake (Kramer, McDonald og Thomson, 1992).

Bruk og begrensninger

Bruken av horisontale trykkboremaskiner er mest lønnsomt og hensiktsmessig i områder med kompressible materialer slik som silt og leire. Det vil kreve generelt store krefter for overkomme friksjonskreftene langs stavene avhengig av lengden på strekningen. Metoden er ikke egnet til å trenge gjennom stive materialer og burde ikke brukes i jord der større hindringer kan oppstå. Stavene er slanke og faren for knekking øker betraktelig ved møte med inkompressible materialer slik som større steinblokker (Kramer, McDonald og Thomson, 1992). Det er derfor essensielt med gode grunnundersøkelser før en slik metode blir tatt i bruk.

Begrensningene knyttet til maksimal borelengde er tradisjonelt grunnet mangel på styringskontroll av stavene. Feilen i justeringen av stavene øker betraktelig med borelengden og vil i mange tilfeller være den begrensende faktoren (selv om maksimal trykkraft fra maskinen ikke er nådd). Metoden er best egnet for rør med diameter under

200 mm som skal installeres relativt nær overflaten (Sterling, 2018) slik som gassrør, elektrisitetsledninger, fiberkabler og telefonkabler. Likevel er det viktig å ha tilstrekkelig overdekning for å unngå heving eller forstyrelse av overflaten. Metoden innebærer massefortrengning som kan gi konsekvenser for omgivelsene i form av deformasjoner og poretrykksoppbygning.

Styrt trykkboring med spiralbor

En annen variant av horisontal trykkboring er styrt trykkboring med spiralbor. Metoden gjennomgår de samme trinnene som før, men bruker et styrbart borhode for å føre stavene langs ønsket strekning. Etter pilotboringen er gjennomført blir det presset et stålrør med et innebygd spiralbor langs samme strekning. Spiralboret fjerner skånsomt massene i fronten av røret ettersom det beveger seg fremover. Når stålrøret har nådd mottakergropen vil produkrøret føres inn bak stålrøret med minimal motstand. Metoden fortrenger ikke massene i like stor grad som ved den tradisjonelle trykkboringen, og er dermed mer skånsom for omgivelsene rundt (Trenchlesspedia, 2019).

2.4.2 Pipe ramming

Metode og utstyr

«Pipe ramming» bruker en trykkhammer til å føre et stålrør inn i grunnen. Metoden skiller seg fra andre rørpressingsmetoder ved at det ikke er nødvendig med en trykkvegg i bakkant av hammerenheten. Enheten drives av komprimert luft eller hydrauliske væsker og er plassert på et sett med skinner i en startgrop. Prosedyren går ut på å presse et rørsegment inn i grunnen, kjøre trykkhammeren tilbake til startposisjonen og koble (sveise) en ny enhet av stålrøret på det forrige (Kramer, McDonald og Thomson, 1992). Rørtverrsnittet er åpen under installasjonen slik at materialet kan bevege seg inn i røret og minimere foskyvninger av grunnen. Dermed kan langt større rørtverrsnitt installeres; rør med diameter fra 0.1 m til 4.5 m kan presses med en lengde på over 50m (Sterling, 2018).

Bruk og begrensninger

Metoden egner seg godt i områder med varierende grunnforhold bestående av leire, silt, sand og grus. På grunn av det åpne rørtverrsnittet vill «Pipe ramming» skape minimal forstyrrelser i grunnen i motsetning til både «Impact moling» og «Thrust boring». Blokkering av røret kan likevel oppstå ved at materialet setter seg fast og skape store forstyrrelser i grunnen (Kramer, McDonald og Thomson, 1992).

En av begrensningene ved denne metoden er at utstyret til trykkhammeren trenger god plass og et relativt stort område må sperres av. Metoden brukes derfor ofte til å installere føringsrør under vei- og jernbanekryssinger der plassbruken ikke er et problem (Sterling, 2018). En annen ulempe med «Pipe ramming» er vibrasjoner og støy som oppstår i grunnen forårsaket av hammerteknikken. Kombinasjonen av vibrasjoner og mye støy fra trykkhammeren gjør denne formen for rørpressing mindre attraktiv i flere områder (Kramer, McDonald og Thomson, 1992).

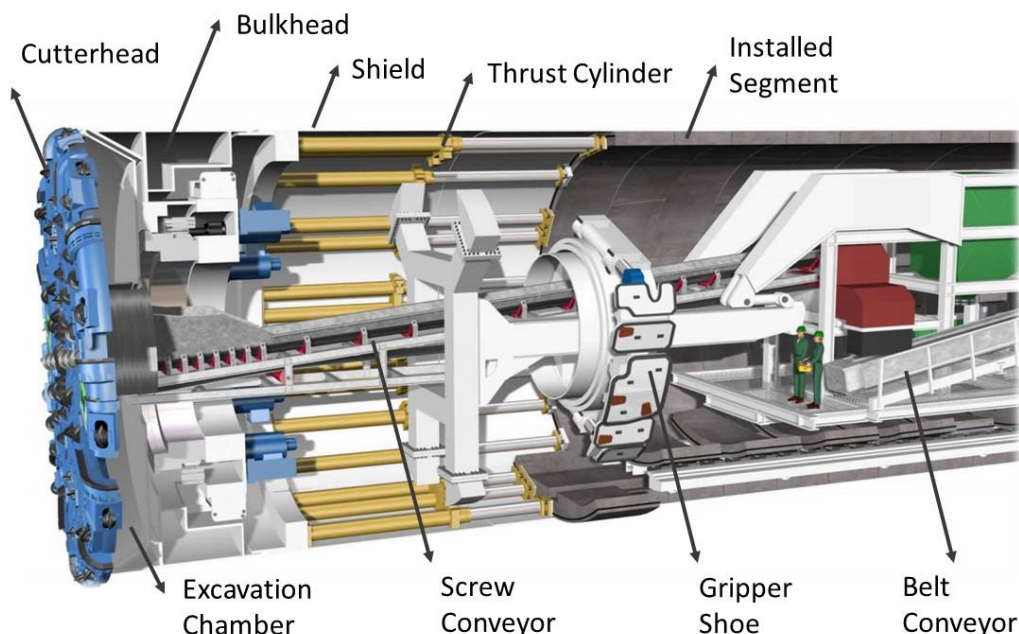
2.5 Tunnelboring (TBM)

Tunnelboremaskiner er konstruert for å bore sirkulære tunnelåpninger i en rekke ulike jord- og bergarter. Diameteren på tunnelene kan være så store som 16 m, men også ned mot 1 m ved bruk av mikrotunneleringsmaskiner (se kapittel 2.2.1) (Railssystem.com, 2015). I Norge er det mye hardt fjell som gjør det vanskeligere å bruke tunnelboremaskiner sammenlignet med sprengning. Bare 20 prosent av utgravd kubikkmeter av fast fjell kom fra TBM i 2017. En annen årsak til at tunnelboremaskinene er lite utbredt i Norge er kostnader og tidsbruken knyttet til maskinen. For at investeringen skal være lønnsom krever det en viss lengde på tunnelen (Nakstad, 2018).

Metode og bruk av TBM

En av de største forskjellene mellom mikrotunnelering og tunnelboring ligger i hvordan tunnelveggene blir installert. Ved tunnelboring blir et kuttehode (TBM) plassert i front og tunnellingene konstruert fortløpende bak kuttehodet. Trykksylindre presser borhodet fremover og etterlater seg en glatt tunnelvegg. Deretter blir tunnelveggen kledd med prefabrikerte betongelementer slik at veggene til enhver tid er støttet opp, se Figur 9 (Railssystem.com, 2015). Ved mikrotunnelering trekkes derimot hele rørsegmenter inn bak borhodet fra en pressgrop ved hjelp av hydrauliske jekker, som tidligere diskutert i kapittel 2.2.1.

Borhodene til en tunnelboremaskin har mange av de samme egenskapene til et borhode ved mikrotunnelering. Hensikten med fullprofilboret er å støtte opp og stabilisere trykket fra jorden i front under utgravingen. Også tunnelboremaskinene kan deles inn i slammaskiner eller EPB-maskiner, i tillegg til et par varianter for boring i hardt fjell (Railssystem.com, 2015).



Figur 9. Oppbygging av tunnelboremaskinen (Railssystem.com, 2015).

Kapittel 3

Rørpressing på Sluppen

3.1 Generelt

Trondheim kommune har planlagt å installere en ny overvannsledning under Sluppenvegen, E6, Tempevegen og ut mot Nidelven (se Figur 11). Ledningstraseen er planlagt i en dybde fra 7-11 meter under terreng og har en planlagt diameter på 2500 mm. Installasjonen av røret skal gjennomføres med rørpressing da ledningen blant annet skal krysse den trafikkerte motorveien E6 (Multiconsult, 2017). Området har et vekslende grunnforhold med lommer av kvikkleire som må stabiliseres. Tunneleringen har en planlagt start i februar 2019 og forventes å stå ferdig i løpet av våren 2019 (Multiconsult, 2019a). Figur 10 viser et oversiktsbilde over Trondheim og plassering av det aktuelle prosjektet på Sluppen.

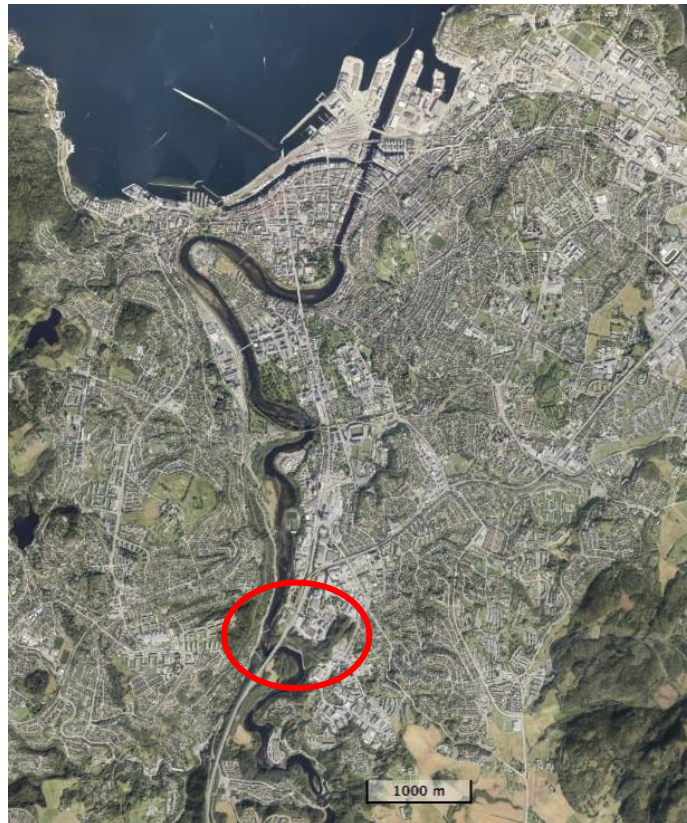
3.1.1 Involverte parter

Byggherren i prosjektet er Trondheim kommune. Multiconsult er engasjert av Steg Entreprenør AS for geoteknisk bistand og for å utføre geotekniske prosjektering. Rørpressingen skal utføres av det danske entreprenørfirmaet Østergaard AS.

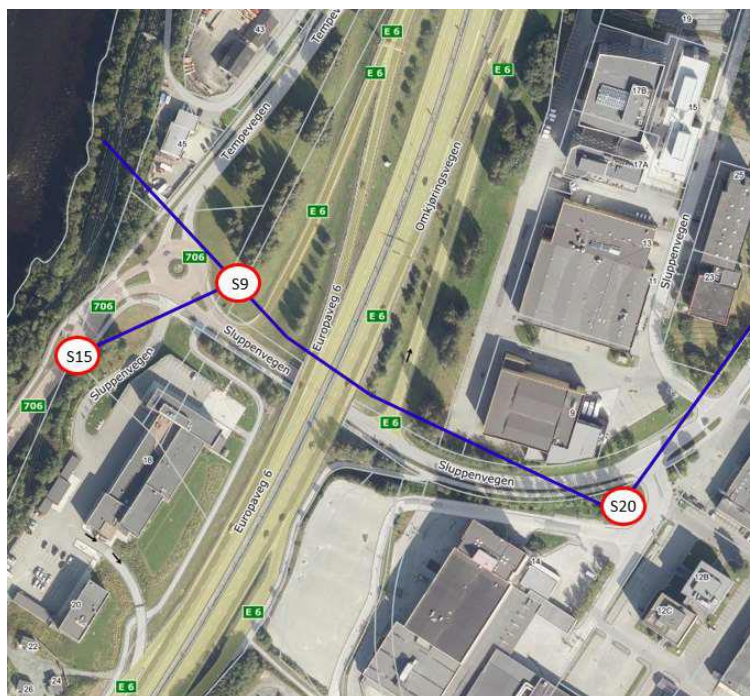
3.1.2 Geotekniske problemstillinger

Det er identifisert flere geotekniske problemstillinger knyttet opp mot prosjektet. Problemstillingene er blant annet knyttet opp mot oppstøtting og etablering av pressgropene, kollaps av grunnen under installasjon av rørene, tilstrekkelig styrke fra kalksementstabiliseringen i grunnen, setninger, og skade på eksisterende infrastruktur (Multiconsult, 2019a).

Det er essensielt at grunnen rundt pressgropene er tilstrekkelig stabilisert slik at grunnen kan ta opp presskraften fra rørpressingen. Samtidig er det viktig å unngå for høy styrke i jorden; tunneleringen kan ikke gjennomføres hvis skjærstyrken overskrider 750-1000 kPa. Pressgropene er i tillegg opp mot 10 meter dype, slik at gode avstivningssystemer må etableres. Se kapittel 3.3.5 for en nærmere beskrivelse av avstivningssystemet. For å unngå grunnbrudd i jorden rundt tunnelfronten er det viktig å sette på et overtrykk som stabiliserer fronten (Multiconsult, 2019a). For høyt trykk vil skape utblåsning av grunnen, mens for lavt trykk vil føre til kollaps og innstrømning av massene i røret.



Figur 10. Kart over Trondheim. Prosjektområdet er markert med rød sirkel. Nord oppover.



Figur 11. Oversiktsbilde av området. Pressgropene S9, S15 og S20 er markert (Multiconsult, 2019a).

3.2 Grunnforhold

Grunnundersøkelsene og estimering av jordparameterne er utført av Multiconsult. Den aktuelle strekningen ligger mellom pressgrop S9 og mottakergropene S15 og S20. Området er lett kupert og består av gjenfylte bekkedaler. Det har blitt gjennomført treaksialforsøk, ødometerforsøk, CPTU, konus og vanninnhold langs den aktuelle strekningen. Resultater fra disse er brukt til å vurdere grunnforholdene i området og til videre prosjektering. Grunnen består generelt av et topplag med tørrskorpe, etterfulgt av et lag med siltig leire over et fastere lag som eksempelvis morene. Flere steder langs den planlagte traseen er det også påvist kvikkleire (Multiconsult, 2017).

Nærmere beskrivelser av grunnundersøkelsene og grunnforholdene finnes i følgende rapporter:

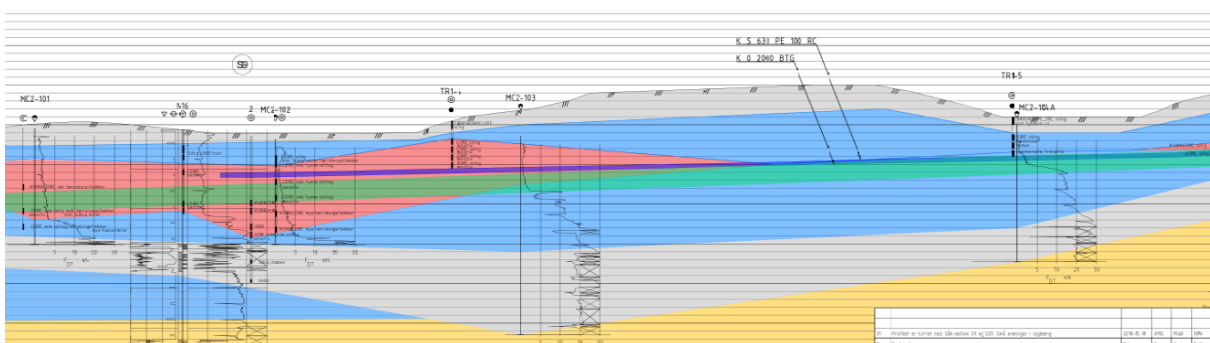
Multiconsult, «E1 – VA Sluppenvegen. Geotekniske grunnundersøkelser», Dok. No. 10204943-RIG-RAP-001

Multiconsult, «E1 – VA Sluppenvegen. Beregningshefte – Jordparametere», Dok. No. 10204943-RIG-BerNot-002

Multiconsult, «E1 – VA Sluppenvegen. Geotekniske grunnundersøkelser, datarapport /3/, Dok. No. 418452-1-RIG-RAP-002

3.2.1 Strekningen S9 til S20

Grunnforholdene langs denne strekningen består hovedsakelig av leire og kvikkleire. Det antas kvikkleire ved startgropen S9 i samme høyde som tunnelen. Videre kan det forventes kvikkleire i høyde med eller under rørfronten i ca. 60-70 meter. Det veksles videre mellom kvikk og vanlig leire i lagene rundt den planlagte tunneltraseen. Rundt endegropen S20 blir forholdene igjen kvikke, se Figur 12 (Niras, 2019).



Figur 12. Utlipp av grunnprofil av strekning S9-S20, der kun halve strekning er vist. Kvikkleiren er markert i rødt, mens planlagt plassering av røret i grønt (Niras, 2019).

3.3 Metode for rørpressing

Entreprenørfirmaet Østergaard er ansvarlig for utførelsen av rørpressingen for prosjektet på Sluppen. Det har blitt bestemt at overvannsledningene skal installeres ved tunnelering med åpen trykksatt front (frontskjold). Dette er en form for rørpressing Østergaard referer til som en type mikrotunnelering. Metoden egner seg for jord med lav permeabilitet og høye kapillærkrefter (Niras, 2019).

3.3.1 Åpen trykksatt rørfrent

Tunneleringen skal utføres med et overtrykk for å stabilisere grunnvannstrykket og massene ved rørfrenten. Denne lufttrykkmetoden er valgt på grunnlag av flere fordeler knyttet til økonomi, teknikk og risiko. Sammenlignet med en lukket rørfrent er rørpressing med åpen front en billig metode som muliggjør en god og enkel fjerning av større hindringer. De utgravde massene er i tillegg relativt enkle å håndtere og kan transporteres bort fra området uten noen ytterligere behandling. Ved en lukket rørfrent genereres det derimot slam som må gjennom et separasjonsanlegg før det kan transporteres vekk fra området (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).

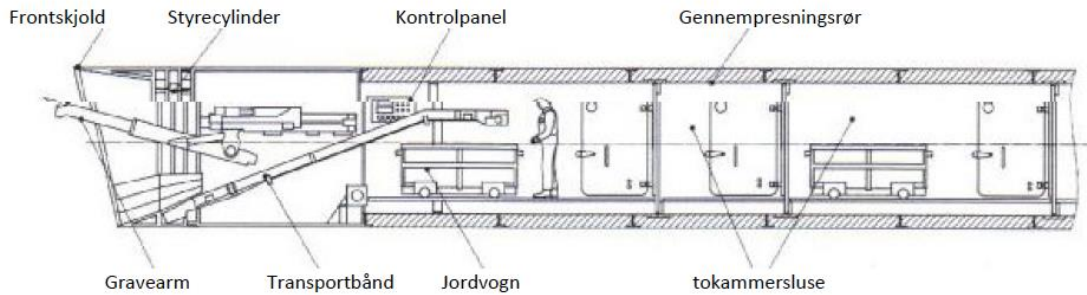
Metoden er dessuten fleksibel i den forstand at lufttrykket kan skrues på/av etter behov. Ved rørpressing uten overtrykk er fremdriften høyere. Det er derfor ønskelig å optimalisere fremdriften og omkostningene ved å skru av lufttrykket på strekninger der grunnforholdene tillater det. Rørpressingen på Sluppen vil hovedsakelig foregå i leire med forekomst av silt og kvikkleire. Leire har normalt lav permeabilitet og vanntilstrømning slik at et høyt vanntrykk ikke vil være et problem. I områder med kvikkleire bør det likevel benyttes lufttrykk for å stabilisere vanntrykket og sikre stabilitet av den sensitive leiren ved rørfrenten.

3.3.2 Utstyr og prosedyrer

Trykkammeret

Det valgte systemet for rørpressingen består av en rekke elementer som vist på Figur 13. Fronten er satt med et overtrykk som opprettholdes ved hjelp av trykksluser slik at kun fremste del av røret er under trykk til enhver tid. I trykkammeret vil en mekanisk styrt arm grave ut massene i front og plassere det i en jordvogn. Maskinen betjenes av en trykkemaskinoperatør som jobber i trykkammeret. Jordvognen blir deretter transportert tilbake til pressgropen, heist opp til overflaten og transportert bort fra anleggsområdet. I Figur 14 er Østergaards frontmodul avbildet forfra og bakfra. Forfra ser man hvordan den åpne fronten er delt opp i to seksjoner for å lettere holde jorden stabil under utgravning. Fra baksiden vises transportbåndet som fjerner massene fra utgravningen.

Kapittel 3. Rørpressing på Sluppen



Figur 13. Lengdesnitt av trykkammeret. Fronten er påsatt et overtrykk og har et åpent frontskjold mot leiren (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).



Figur 14. Åpen tunneleringsfront sett forfra (venstre) og bakfra (høyre) (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).

Røret vil først kunne trykkesett 7 meter fra pressgropen/spuntgropen fordi hele frontens trykkammer må være installert i grunnen før trykket kan skrues på. Trykket må slås av 3 meter før røret når mottagergropen for å unngå at overtrykket gjør jordveggen ustabil. For å sikre stabile forhold skal grunnen rundt pressgropen kalk-sementstabiliseres slik at boremaskinen kan kjøres uten overtrykk de første 7 meterne av tunneltraseen. Uten stabiliseringen vil maskinen få problemer med utførelsen siden de sensitive og bløte massene forventes å bli flytende ved omrøring. Samme prinsipp gjelder også for mottaksgropen, der en sone rundt spuntgropen må stabiliseres (Multiconsult, 2019a).

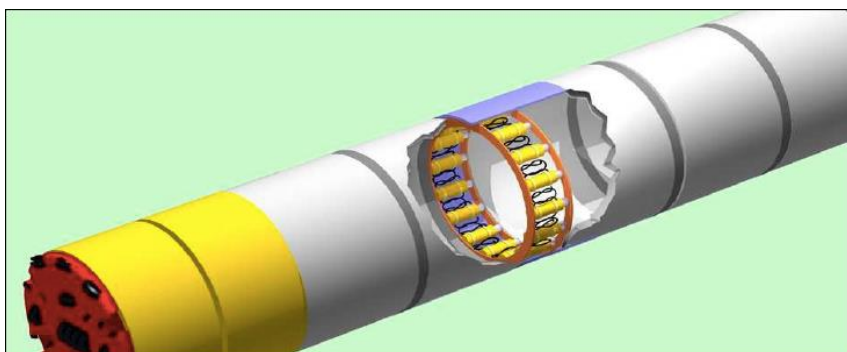
Trykkeutstyr og mellomstasjoner

I pressgropen er det plassert to til seks hydrauliske teleskopsylindere som hver kan yte en kraft på 250 tonn, se Figur 15. Sylindrene er montert mot en kraftig loddrett ståplate som skal sikre en optimal kraftoverføring til bakveggen. Ved rørpressingen blir rørsegmenter heist ned i pressgropen og plasser foran de hydrauliske sylindrene. To ledeskinner i bunnen av gropen vil styre betongrøret i riktig retning ettersom røret presses fremover. Rørsegmentene har en lengde på fire meter og skal utgjøre tilsammen en strekning på 254 meter.



Figur 15. Bilde tatt ned i en pressgrop. Et rørsegment blir presset inn i grunnen av hydrauliske sylindere (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).

Ettersom det er planlagt å presse en relativt lang strekning med betongrør, vil det være hensiktsmessig å installere mellomstasjoner på strekninger. Disse har som formål å redusere presskraften i pressgropen. Mellomstasjonene består av et spesialrør bestående av hydrauliske sylindere som plasseres mellom to betongrør. En lang stålmuffe er montert til det ene betongrøret, mens de andre betongrøret har en redusert diameter som passer inn i stålmuffen. Når sylindrene aktiveres vil kun rørsegmentene i forkant av mellomstasjonen bevege seg fremover. For det aktuelle prosjektet vil mellomstasjonene bli plassert etter 60 m og 150 m.



Figur 16. Illustrasjon av mellomstasjonens oppbygging og plasser mellom rørsegmentene (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).

3.3.3 Retningsstyring

Strekningen som skal presses skal utføres delvis med en kurve og krever dermed en retningsstyringsenhet. Enheten består av et elektronisk gyrokompass og et elektronisk løpehjul som bestemmer borhodets posisjon i det vannrette planet. Målinger av trykkdifferanser i væsker gjør det mulig å bestemme høydeposisjonen til rørfronten. En datamaskin mottar måledataene og omgjør dataene til et grafisk bilde av rørfrontens posisjon i grunnen. På denne måten kan den aktuelle posisjonen sammenlignes mot den planlagte posisjonen til røret. Systemet registrerer i tillegg data knyttet til presskraft, bentonittmengde og bevegelse av mellomstasjonene. For å krumme røret konsentreres trykkraften i den ene siden av betongrøret i mellomstasjonen. Dette betyr blant annet at det vil oppstå større friksjonskraft langs den ene siden som følge av krefter vinkelrett på rørets lengderetning. Økning av friksjonskraften langs røret krever dermed flere mellomstasjoner enn rørpressing av rette strekninger (Steg Entreprenør og Østergaard, 2019).

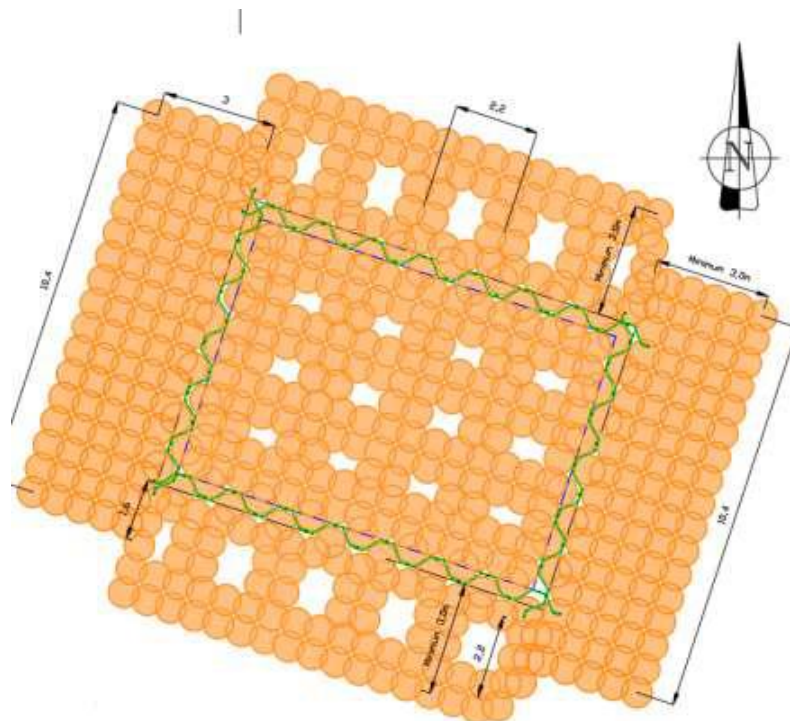
Tilstrebet maksimumsavvik for plassering i horisontal- og vertikalplanet er ± 20 mm. For å sikre minimalt avvik av borhodets posisjon, blir det foretatt en kontrollmåling hver 40 meter. Nye koordinater blir tatt i bruk etter hver kontrollmåling.

3.3.4 KC-Stabilisering

Det er påvist flere lommer med kvikkleire i og rundt området for prosjektet. Det vil derfor være nødvendig med stabiliserende tiltak for å sikre området mot grunnbrudd. Slike tiltak vil innebære kalksementpeling i og rundt press- og mottaksgroper, samt oppstøtting av gropene med spunter. Det er også påvist forekomst av kvikkleire i nivå for tunneleringen mellom pressgropene S15 og S20. For å stabilisere kvikkleiren anbefaler Multiconsult å kalk-sementpele (KC-peler) det aktuelle området. En utfordring vil være å stabilisere grunnen under overgangen for E6 da det ikke anses mulig å KC-pele gjennom eksisterende vei (Multiconsult, 2017).

Multiconsult har beregnet nødvendig mengde KC-peler til ca. 12 000 m³ for tunneltraseen og ca. 2000 m³ for stabilisering av pressgropene S20 og S9. Pelingen er antatt å være utført i et blokkmønster i en dybde 2 meter under planlagt trase. For at ikke massene skal bli for faste er det viktig å ha riktig blandingsforhold. Dette er for å unngå for store friksjonskrefter langs røret og sikre god fremdrift (Multiconsult, 2017).

Det har blitt utarbeidet et mønster for stabilisering ved KC-peler for pressgropene/spuntgropene. Pelene har en diameter på 800 mm og skal overlappe hverandre med 15 mm. Anbefalt mønster for pelene i spuntgropen er vist i Figur 17. Figuren viser at hele gropens areal skal stabiliseres, inkludert et gitt areal rundt spuntgropen (Multiconsult, 2018b). Det henvises til Multiconsults rapport 10204943-RIG-NOT-002 (2018) for en mer detaljert beskrivelse og begrunnelse av kalksementstabiliseringen.

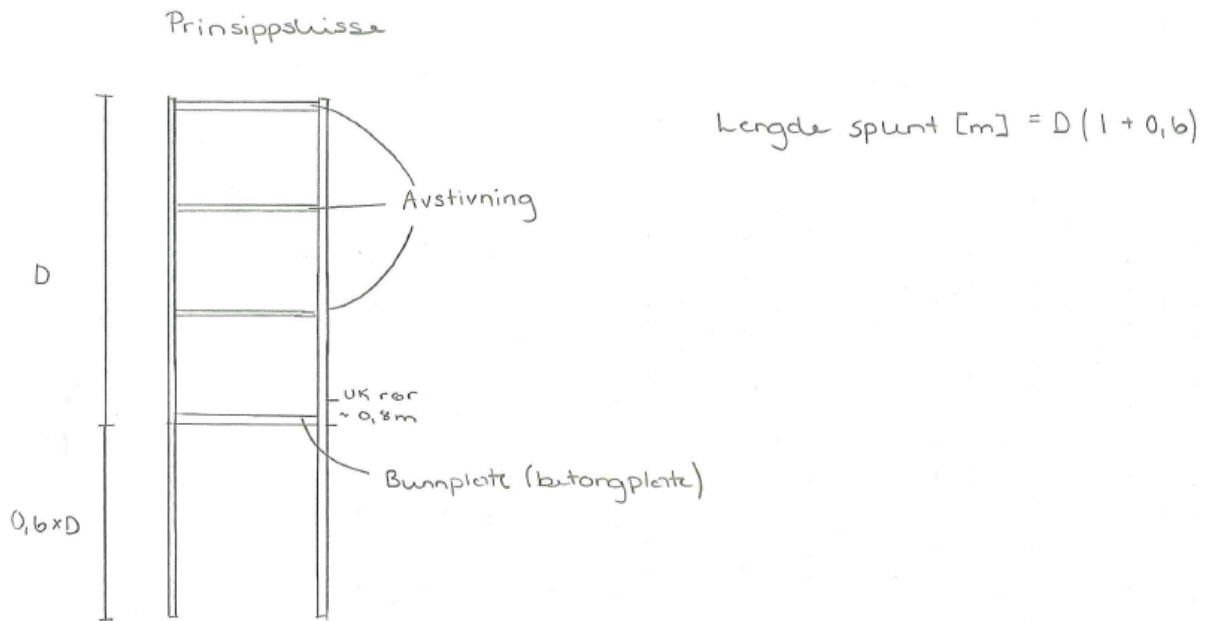


Figur 17. Mønster for KC-stabilisering for pressgrope S20. Gropen har dimensjonene 7m x 9,8m (Multiconsult, 2018)

3.3.5 Pressgropene

Pressgropene vil ha et minste areal på 11 x 4,5 meter (startgropen S9) og 4,5 x 4,5 meter (mottagergropen S20), og er plassert i tunneltraseens knekkpunkter. Traseen skal ligge på en dybde 7-11 meter under terrengoverflaten, og pressgropene må være tilsvarende dype. Det vil derfor være behov for spunttoppstøtting av gropene.

Spunkassene vil i utgangspunktet ha 4 avstivningsnivåer hvor nederste nivå er en støpt bunnplate. Spuntene vil ha en lengde på ca. 1,6 av dybden på pressgropen, se Figur 18 (Multiconsult, 2017).



Figur 18. Skisse av avstivningsnivåer i spuntgrop (Multiconsult, 2017).

Kapittel 4

Analyser og beregninger

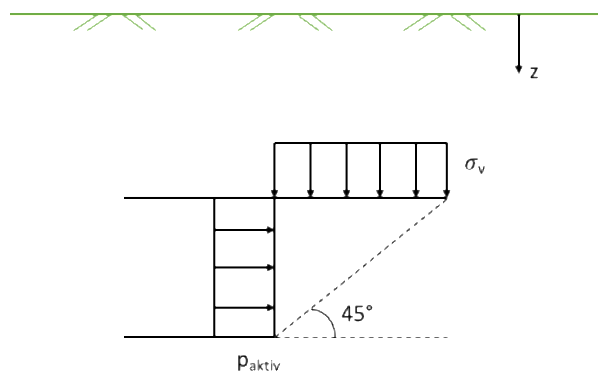
4.1 Håndberegninger

Håndberegningene er ment som en kontroll av Plaxis-simuleringene, og er forenklete beregningsmetoder i plan tøyningstilstand. Resultatene fra håndberegningene vil bli presentert i dette kapittelet fortløpende. Vedlegg 1 vil gi en mer detaljert utregning av stabiliserende trykk ved bruk av «the Wedge Stability Model», også presentert i kapittel 4.1.2.

4.1.1 Overslagsberegning

Overslagsberegning av jordtrykket vil gi et bilde på hvilken størrelsesorden resultatene fra Plaxis burde ligge innenfor. For beregning av minimum lufttrykk i røret, er det antatt et aktivt brudd ved rørfrenten. Det er utført en udrenert analyse av leiren med Mohr Coulomb som materialmodell. Den udrenerte skjærspenningen i kvikkleiren er gitt ved $s_u = 25 + 2,5\Delta z^*$, der Δz^* er fra toppen av laget med kvikkleire. Fra antatt lagdeling av jorden, presentert i kapittel 4.2.1, ligger kvikkleiren 2m under terrengnivå. Skjærstyrke ved øvre punkt på rørfrenten vil dermed være $s_u = 36,25$ kPa.

Overlagringen ved rørets krone (øverste punkt på rørfrenten) representerer den vertikale spenningen på leiren, $\sigma_v = 6,5m \cdot 21kN/m^3 = 136,5$ kPa. Lufttrykket i røret representerer den horisontale spenningen som holder tilbake det aktive bruddet. Med en ønsket sikkerhetsfaktor på 1,6, blir nødvendig stabiliserende trykk i røret **0,96 bar**.



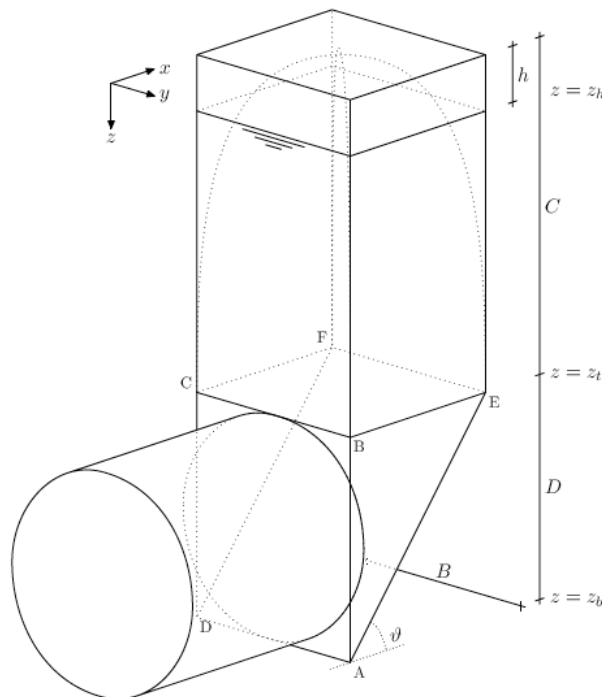
Figur 19. Idealisert bruddsituasjon for overslagsberegning av nødvendig stabiliserende trykk i røret, p_{aktiv} .

4.1.2 Wedge Stability Model

«The Wedge Stability Model» er en likevektsanalyse basert på bruddmekanismen etter Horn (1961) og presentert i doktoravhandlingen til Broere (2001). Mekanismens geometri er vist i Figur 20. Analysen er utviklet for frontstabilisering med slam, og tar blant annet hensyn til infiltrering av slammene i jorden. Det er forventet at bruddoppførselen vil være lik som ved lufttrykkstabilisering i jordmasser med lav permeabilitet (eksempelvis leire). Metoden vil derfor kunne gi et realistisk estimat på nødvendig lufttrykk for å stabilisere leiren i fronten av røret.

Analysemetoden har tidligere blitt presentert av blant annet Jancsecz og Steiner, samt Anagnostou og Kovári. En likevekt av krefter som virker på det kilformede jordsegmentet blir brukt for å bestemme nødvendig stabiliserende trykk fra rørfrenten. Kraftene som virker er segmentets egenvekt, normal- og skjærkrefter langs bruddflatene ADE, BCF og ABFE, stabiliserende kraft fra rør, samt den vertikale kraften fra prisma på flaten DEFC (se Figur 20). Den minimale stabiliserende trykket, $S = E + W$, bestemmes ved å iterere over alle θ og maksimere E . Her er henholdsvis E definert som det effektive jordtrykket og W som vanntrykket i jorden. I beregningene er det foretatt forenklinger av virkeligheten; det antas at grunnet består av et homogent lag med kvikkleire og at vannstanden ligger 1,5m under terrengnivå.

Resultatene viste at et maksimalt effektivt jordtrykk på $E = 205\text{kN}$ oppstod ved $\theta = 63^\circ$, som vil gi et totalt stabiliserende trykk på $S = 205,0\text{kN}/4,9\text{m}^2 + 75\text{kPa} = \mathbf{116,8\text{ kPa}}$ (1,16 bar). Her er vanntrykket ved $z = -9\text{m}$ brukt, samt rørfrentens areal $A = 4,9\text{m}^2$. Se vedlegg 1 for detaljerte beregninger.



Figur 20. Geometrien til bruddmekanismen i "Wedge Soil Model" (Broere, 2001).

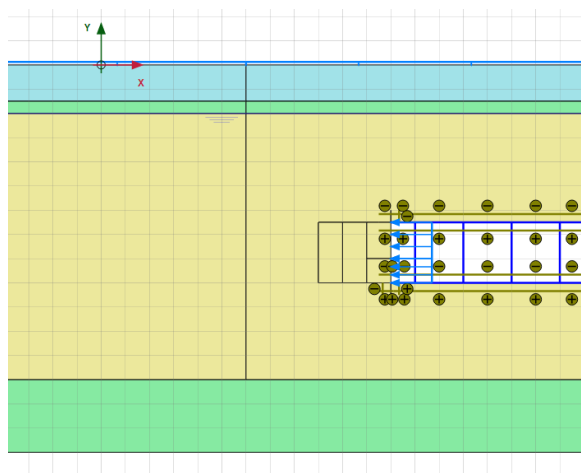
4.2 Modellering i Plaxis

4.2.1 Geometrisk utforming

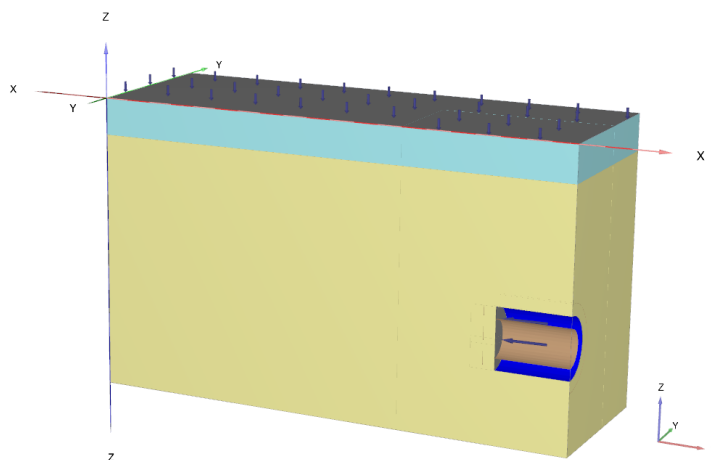
Lagdelling av jorden

Som tidligere nevnt er det valgt å bruke et gitt snitt langs den planlagte traseen som et utgangspunkt for lagdelingen i Plaxis. Snittet ligger ca. 24 m fra oppmerket S9 mot S20 i profil A-A, vedlegg B1 (Multiconsult, 2019c). Som en forenkling er de ulike lagene modellert med en konstant tykkelse med en horisontal terrengoverflate. Modellen i Plaxis 2D er 30m lang og 16m dyp, mens 3D-modellen har målene $[x,y,z] = [20, 7, 12]$ m. I Figur 21 er henholdsvis modellen i Plaxis 2D (venstre) og Plaxis 3D (høyre) vist. Laget med kvikkleire er lagt noen meter dypere i forhold til opptegnet lagdeling fra grunnundersøkelsene. Dette er en idealisering av problemstillingen som er gjort for å få en enklere modell å analysere. Se kapittel 4.2.4 for beskrivelse av valg av materialmodell og parametere for kvikkleiren.

I Plaxis 2D er det modellert et 1,5m tykt lag med tørrskorpe, etterfulgt av 0,5m leire og et 11m tykt lag med kvikkleire. For å forenkle beregningene i Plaxis 3D er det valgt å fjerne det nederste laget med leire, samt det tynne laget med leire under tørrskorpen. Det er antatt at disse forenklingene ikke vil gi et stort utslag ved analysene av stabiliteten rundt røret.



(a) Modell i Plaxis 2D



(b) Modell i Plaxis 3D

Figur 21. Modell av terrenget i Plaxis 2D (venstre) og Plaxis 3D (høyre). Kvikkleire i beige, tørrskorpe i blått og leire i grønt.

Grunnvannstand

Grunnvannstanden er lagt mellom det øvre leirlaget og det sensitive leirlaget på 2 meters dybde. Vannstanden vil i realiteten variere med dybden og ligger i snitt 4 meter under terreng (Multiconsult, 2019c). For det aktuelle snittet er det realistisk å anta at vannstanden vil ligge over det sensitive leirlaget, men ikke for nær terrengoverflaten.

Røret

Røret som skal presses er i utgangspunktet laget av armet betong. Fronten av røret vil imidlertid bestå av stive modulrør som er designet for å tåle store laster. Materialet til røret er derfor modellert med en tilstrekkelig høy stivhet og styrke for å sikre at røret ikke vil deformeres under analysen. Kun den fremste delen av røret er inkludert i modellen, samt kun halve rørets diameter (modellen er symmetrisk om x-z-planet). De ytre målene til røret er brukt i modellen, med åpning på 2,5m. I Plaxis 2D er røret modellert med to horisontale plater avstivet med noen jevnt fordelte vertikaltstilte plater. I Plaxis 3D er et rørsegment med tilsvarende styrke og stivhet modellert, se Figur 25. Røret vil ligge på en dybde 6,5-9m under terrengoverflaten.

Røret er i realiteten skråsnittet med en vinkel på 70 grader til horisontalplanet. Dette er valgt å neglisjeres for å sikre at modellen ikke henger seg opp i singulære punkter på grunn av en unødvendig «avansert» geometri.

Omrørt sone

Det er valgt å modellere en sone med redusert styrke og stivhet som skal representere en omrørt sone i leiren. Den omrørte sonen er plassert i front av røret med lavere skjærstyrke enn resten av jorden. Sonen er modellert med bakgrunn i at materialmodellen NGI-ADP ikke tar hensyn til kvikkleirens softening-egenskaper. Plastiske punkter i kvikkleiren mister ikke all fasthet umiddelbart, men avtar gradvis mot en residual skjærfasthet. Sonen vil bli omrørt ved en økning av tøyninger over maksimal fasthet, og er fullstendig omrørt når den residuale fastheten er nådd. Det er derfor antatt at den omrørte sonen i kvikkleiren ikke har mistet all sin styrke, men likevel har sunket drastisk. Se delkapittel 4.2.4 for nærmere beskrivelse av den omrørte skjærfastheten.

Ulik geometri er valgt for å analysere hvilke bruddmekanismer som kan oppstå ved utvikling av soner med omrørt leire. Følgende soner er brukt i analysene:

1. En omrørt sone dekker hele rørfrontens areal og strekker seg 1m inn i leiren. Se Figur 24 og Figur 25.
2. En omrørt sone er plassert foran rørets nedre halvdel. I Plaxis 2D er det brukt en sone som dekker 1m av nederste rørtverrsnittet og 1m inn i leiren (Figur 23). I Plaxis 3D er sonen modellert som et kvart rørsegment med radius 1m med en dybde på 1m (Figur 26).

Stabiliserende lufttrykk

Leiren ved fronten av røret skal stabiliseres ved hjelp av et påsatt overtrykk. Hensikten er å stabilisere jordtrykket og forhindre et aktivt brudd inn i røret. Lufttrykket vil virke vinkelrett på alle flater og er modellert deretter. Lasten er uniform og jevnt fordelt langs flatene.

Grensebetingelser

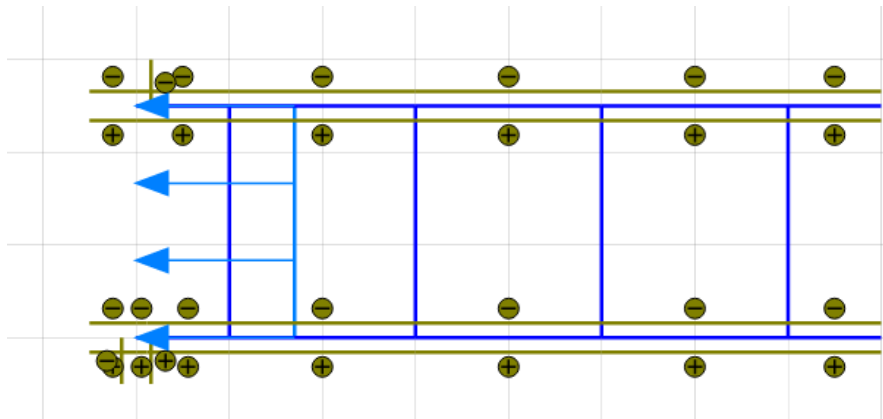
Modellens bunn er låst for deformasjoner i alle retninger og er lukket for gjennomstrømning av vann. Modellens vertikale sideflater er låst for deformasjoner normalt ut av planet, mens terrengoverflaten er åpen for deformasjoner i alle retninger.

Elementinndeling

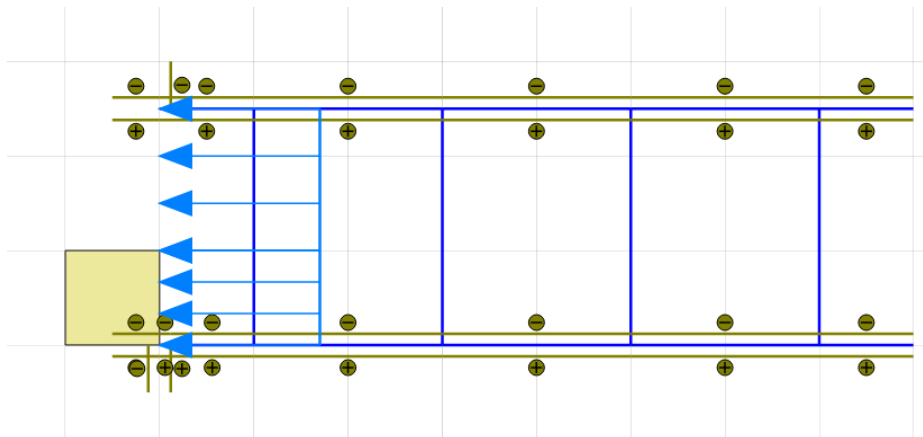
Det er valgt å bruke medium elementinndeling for modellen i Plaxis 2D og 3D. Ved å gjøre elementinndelingen grovere sparer man beregningstid, men resultatene blir samtidig mindre nøyaktige. Det er derfor modellert et område med finere elementinndeling der det er forventet brudd eller deformasjoner. I 3D er det lagt inn et slikt området rundt røret som strekker seg fra bunnen av modellen til overflaten. I 2D strekker området seg fra kote -13 og opp til overflaten.

Interfaces

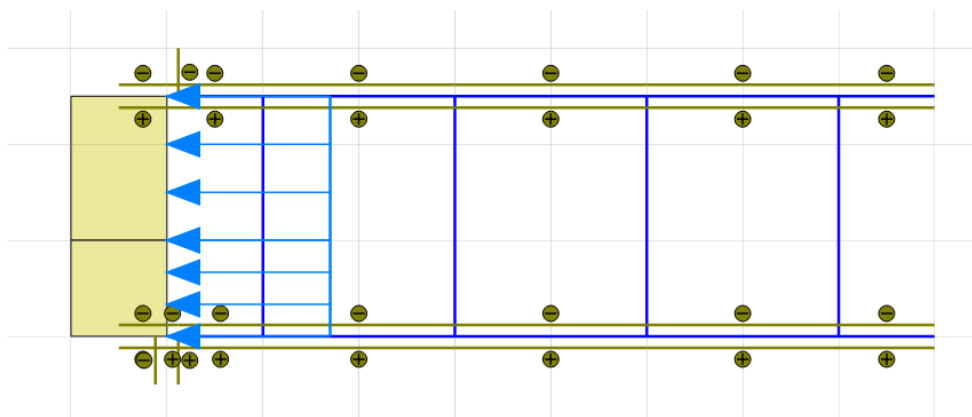
Alle konstruksjonselementene er dekket med positive og negative interfaces. I Plaxis 3D er det i tillegg en interface foran det åpne rørtverrsnittet.



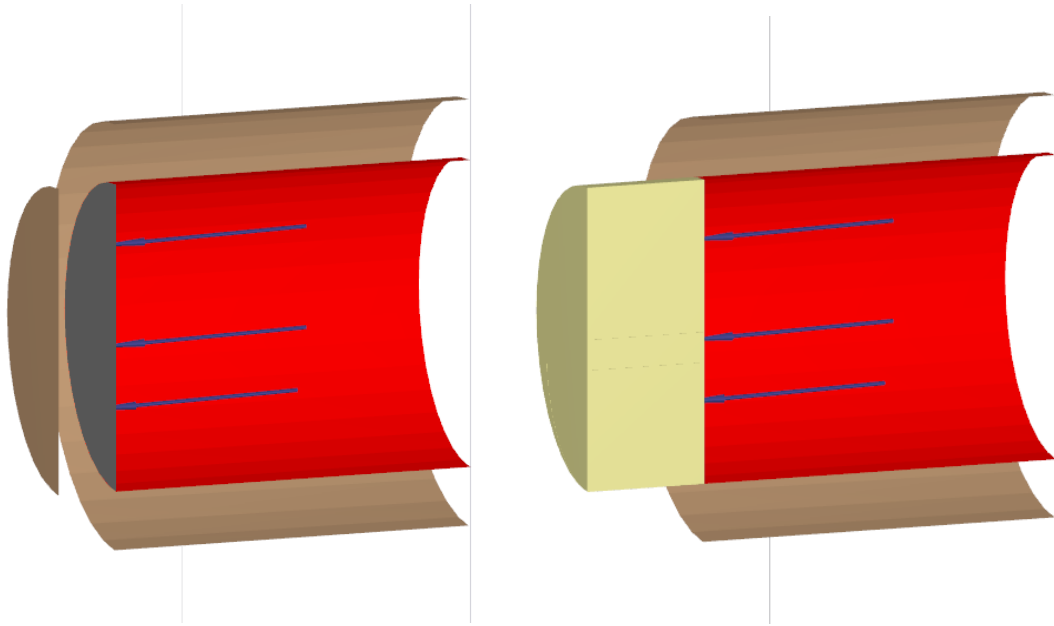
Figur 22. Modell av røret i Plaxis 2D. Ingen omrørt sone.



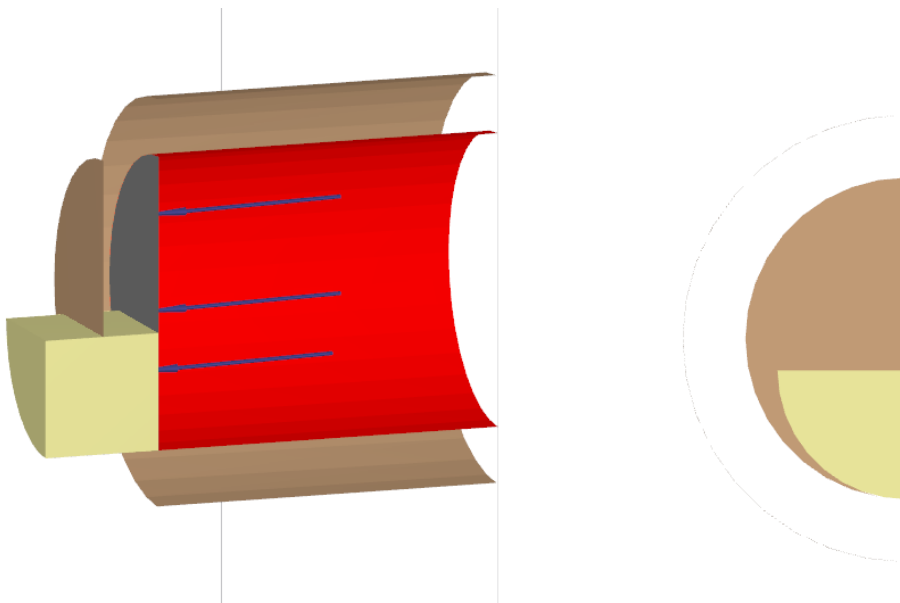
Figur 23. Modell av røret med en liten omrørt sone i Plaxis 2D.



Figur 24. Modell av røret med en omrørt sone som dekker hele rørfrenten i Plaxis 2D.



Figur 25. Illustrasjon av rørmodellen i Plaxis 3D. Høyre: Røret uten omrørt sone i front. Venstre: Røret med en omrørt sone som dekker hele fronten.



Figur 26. Røret med en mindre omrørt sone i front. Venstre: Røret sett forfra. Illustrerer hvordan den omrørte sonen er modellert.

4.2.2 Utførte analyser

Generelt

Felles for analysene i Plaxis er initialfasen (K_0 -stabilisering), samt påfølgende fase der røret blir installert i grunnen.

Aktivt brudd inn i røret

Hensikten er å bestemme minimalt stabiliserende lufttrykk som er nødvendig før et aktivt brudd oppstår. Dette er bestemt ved å sette på et starttrykk på 140kPa (tilnærmet kvikkleirens in-situ-spenning) som trinnvis reduseres med 10kPa. Hvert lasttrinn analyseres og vurderes i forhold til stabilitet og utvikling av eventuelle omrørte soner i kvikkleiren. Ved utvikling av en betydelig sone med fullt mobilisert skjær, er det konservativt å anta at styrken til kvikkleiren er svekket grunnet strain-softening. Dette blir videre omtalt som en omrørt sone. Sonene er manuelt modellert inn i modellen med den hensikt å analysere konsekvensene av disse i forhold til frontstabiliteten.

Det aktive bruddet er modellert med tre ulike materialer for kvikkleiren; Mohr Coulomb med og uten negativ dilatansvinkel, samt med materialmodellen NGI-ADP. En negativ dilatansvinkel er brukt i Mohr Coulomb-materialet for å etterligne softening-egenskapene til kvikkleire. Se vedlegg 2 for soil-test av materialet. Oppsummert er følgende analyser modellert for det aktuelle problemet:

Analyse 1a: Uten omrørt sone. Trinnvis avlastning av lufttrykket. Mohr Coulomb.

Analyse 1b: Uten omrørt sone. Trinnvis avlastning av lufttrykket. NGI-ADP.

Analyse 1c: Uten omrørt sone. Trinnvis avlastning av lufttrykk. Mohr Coulomb med negativ dilatansvinkel.

Analyse 2a: Omrørt sone dekker hele rørfrenten (1m inn i leiren). Trinnvis avlastning av lufttrykket. NGI-ADP.

Analyse 2b: Omrørt sone ved nedre halvdel av rørfrenten (1m inn i leiren). Trinnvis avlastning av lufttrykket. NGI-ADP.

En terrenglast på 10kPa er satt på for det aktive bruddet. Samtlige analyser er utført i Plaxis 2D, der analyse 1b og 2 i tillegg er utført i Plaxis 3D.

Passivt brudd og utblåsning av grunnen

Hensikten er å bestemme maksimalt stabiliserende lufttrykk i røret før det oppstår et passivt brudd (utblåsning) i grunnen. Dette bestemmes ved hjelp av én enkelt fase: et overdrevent stort lufttrykk settes på for å sikre utblåsning av grunnen. M_{stage} vil angi hvor mye av lasten som ble påført ved brudd. Denne problemstillingen vil kun bli modellert med NGI-ADP i Plaxis 2D. Følgende analyse er modellert for det aktuelle problemet:

Analyse 3: Maksimal lufttrykk før utblåsning. NGI-ADP.

4.2.3 Materialmodell

Det er anvendt ulike materialmodeller ut ifra hvilket materiale som skal representere de ulike lagene i jorden. I Figur 21 er lagdelingen for det valgte snittet vist. Her presses røret gjennom et homogent lag med bløt og sensitiv leire, der et mindre sensitivt leirelag ligger på over- og undersiden. Leiren er modellert med materialmodellen NGI-ADP. For tørrskorpen er det brukt materialmodellen Mohr Coulomb.

Som et alternativ til NGI-ADP er det foretatt analyser der materialmodellen Mohr Coulomb er brukt for kvikkleiren. Denne materialmodellen er enklere bygd opp og resultatene kan kontrolleres opp mot håndberegninger.

4.2.4 Valg av materialparametere

I NIFS's rapport nr. 75 (2013) understrekes blant annet viktigheten i å ta hensyn til skjærfasthetsanisotropien i norske leirer. Norske lavplastiske leirer med sprøbruddegenskaper viser relativt stor anisotropi i forhold til høyplastiske leirer. Dette vil være essensielt å ta høyde for ved bestemmelse av ADP-faktorene for å få en konservativ og korrekt modell. Anisotropifaktorene kan blant annet bestemmes fra aktive og passive treaksialforsøk, samt direkte skjærforsøk (DSS). I tillegg er det vanlig praksis å bestemme den aktive udrenerte skjærfastheten gjennom korrelasjon fra CPTU-målinger. Dette blir ofte brukt fordi det er krevende å hente ut uforstyrrede prøver av kvikkleire med høy kvalitet til laboratorieforsøkene. For bestemmelse av ADP-forholdene S_u^D / S_u^A og S_u^P / S_u^A kan erfaringsverdier anvendes.

Materialparameterne brukt i analysene er basert på Multiconsults designparametere fra beregningsnotat 10204943-RIG-BerNOT-005 og 10204943-RIG-BerNOT-001b. Det er også tatt i betraktning erfaringstall og anbefalte verdier for leirparameterne hentet fra artikkelen til Karlsrud (2013) og Statens Vegvesens håndbok v220 (2014). Parameterne er også sjekket opp mot NIFS's (2014) anbefalte verdier for ADP-faktorer for prosjektering i norske leirer.

Rutineparametere

Multiconsult (2019c) har utført rutineforsøk på leiren som ble funnet i området og har angitt gjennomsnittsverdier av plastisitetsindeks, vanninnhold og tyngdetetthet. Gjennomsnittlig vanninnhold (w) er satt til 23,4%, mens plastisitetsindeksen (I_p) ligger på 7,5% for leiren. Disse verdiene brukes videre som representative verdier for både kvikkleiren og leiren i grunnen.

Densiteten til leiren er satt til maksimum (γ_{max}) 21 kN/m³ og minimum (γ_{min}) 19 kN/m³. Tørrskorpens og morenens densitet er satt til 19 kN/m³.

Friksjonsvinkel og attraksjon

For tørrskorpeleire kan man ifølge statens vegvesens håndbok (Statens Vegvesen, 2014) sette friksjonsvinkelen (φ') til 30° og attraksjonen (a) til 0. Den ikke sensitive leiren har en friksjonsvinkel på 28° og er dermed innenfor erfaringsverdiene på 30-20° når vanninnholdet er 10-40%. For den sensitive leiren er φ' satt til 20° i samsvar med erfaringstallene fra Håndboken v220 (2014). Attraksjonen for leiren er satt til 5 kPa (Multiconsult, 2019c).

Udrenerte skjærstyrkeprofiler

For leirlagene har Multiconsult (2018a) valgt å sette den aktive skjærstyrken til $S_u^A = 30$ kPa. NVEs kvikkleireveileder anbefaler derimot å redusere den aktive skjærstyrken med 15% for meget sensitive og kvikke leirer (Schanche og Haugen, 2014). Denne reduksjonen er imidlertid tatt hensyn til ved at forholdet mellom anisotropifaktorene S_u^{DSS}/S_u^A og S_u^P/S_u^A er redusert for kvikkleiren.

Skjærtøyningene ved brudd (γ_f) er lavere for kvikkleiren enn den ikke-sensitive leiren. Kvikkleiren vil dermed oppføre seg stivere i de ulike treksforsøkene (aktiv, passiv og skjær).

For materialmodellen Mohr Coulomb er det brukt en S_u på 25kPa med en økende styrke på 2,5z kPa. Disse verdiene er hentet fra Multiconsults beregningsnotat 5 (2019b).

Udrenert skjærstyrke i omrørt sone, $S_{u,r}$

Kvikkleire har per definisjon en omrørt skjærstyrke ($S_{u,r}$) på under 0,5kPa (NGF, 2011). Leiren i den omrørte sonen vil realistisk sett ikke være fullstendig omrørt, og vil ha en residual styrke på mer enn 0,5kPa. Det er derfor valgt å bruke en udrenert skjærstyrke på 5kPa i den omrørte sonen, som er en reduksjon på over 85%. De resterende parametere i materialmodellen til den omrørte sonen er uendret fra den intakte kvikkleiren.

Elastisitetsmodul og skjærmodul

For leirlagene er det hensiktsmessig å bestemme skjærmodulen, G , til materialene. I materialmodellen NGI-ADP er forholdet mellom skjærmodul for av-/pålasting og aktiv skjærstyrke en konstant verdi. Ved dimensjonering av spuntgropene ble dette forholdet satt til $G_{ur}/S_{uA} = 200$ kPa for både den sensitive og ikke-sensitive leiren. Forholdet gir en skjærmodul på ca. $G_{ur} = 7400$ kPa (i kvikkleirelaget, dybde 4,4m), noe som stemmer godt overens med resultater fra treksialforsøk utført av Multiconsult (2019c). Variasjonen av den aktive skjærstyrken er tidligere presentert og vil variere med dybde og type materiale.

Ved Mohr Coulomb er en styrke på $E_u = 6000$ kPa brukt. Dette vil være i samme størrelsesorden som for ved NGI-ADP.

Anisotropifaktorer

Det er valgt å bruke materialmodellen NGI-ADP for både den sensitive og ikke-sensitive leiren i grunnen. Modellen differensierer mellom den direkte, aktive og passive udrenerte skjærfastheten (S_u) til leiren og tar høyde for den anisotrope materialoppførselen. I norske lavplastiske kvikkleirer vil bruken av denne modellen være essensiell siden de utviser større anisotropi enn andre høyplastiske leirer (Thakur *et al.*, 2014). Ved bestemmelse av anisotropifaktorer brukes plastisitetsindeksen som en korrelasjonsparameter. Anbefalte verdier for kvikkleiren er $S_u^{DSS}/S_u^A = 0,63$ og $S_u^P/S_u^A = 0,35$ (Thakur *et al.*, 2014). Siden den aktive skjærstyrken skal reduseres med 15% for kvikkleire (Schanche og Haugen, 2014), er det rimelig å sette forholdstallene tilsvarende høyere for den ikke-sensitive leiren. Denne antagelsen stemmer overens med Multiconsults designparametere satt til $S_u^{DSS}/S_u^A = 0,73$ og $S_u^P/S_u^A = 0,46$ for leirlaget.

Kapittel 4. Modellering

Valgt å bruke Multiconsults designparametere for leir-og kvikkleirelaget fra beregningsnotat (2018a).

Overkonsolideringsforhold

Tar utgangspunkt i Multiconsults tegning nr. 55 (2019c) som er basert på CPTU N16M utført av Norconsult. Målingene er representativ for det valgte snitt der OCR = 1,5 for lagene 4 meter under overflaten.

Hviletrykkskoeffisient

Hviletrykkskoeffisienten, K_0 , kan bestemmes fra NS-EN 1997-1:2004+A1:2013+NA:2016 med følgende formel:

$$K_0 = (1 - \sin \varphi') \sqrt{OCR}$$

Kvikkleirelaget har OCR = 1,5 og en friksjonsvinkel på 20°, noe som gir en hviletrykkskoeffisienten på $K_0=0,71$. Det øvre og nedre leirlaget har en friksjonsvinkel på 30° som gir $K_0=0,56$.

Kvikkleire

Parametere		Enhet
Materialmodell	NGI-ADP	
Drenering	Udrenert B	
γ	21	kN/m ³
γ_f^C	0,750	%
γ_f^E	2,000	%
γ_f^{DSS}	1,400	%
G_{ur}/S_u^A	200	-
$S_u^A_{ref}$	30	kPa
$S_u^A_{inc}$	2,976	kPa/m
S_u^P / S_u^A	0,35	-
S_u^{DSS} / S_u^A	0,630	-

Tabell 1. Parametere for kvikkleire, NGI-ADP.

Leire

Parametere		Enhet
Materialmodell	NGI-ADP	
Drenering	Udrenert C	
γ	21	kN/m ³
γ_f^C	1,500	%
γ_f^E	4,000	%
γ_f^{DSS}	2,500	%
G_{ur}/S_u^A	200	-
$S_u^A_{ref}$	30	kPa
$S_u^A_{inc}$	2,976	kPa/m
S_u^P / S_u^A	0,46	-
S_u^{DSS} / S_u^A	0,73	-

Tabell 3. Parametere for leiren (Multiconsult, 2018a).

Tørrskorpe

Parametere		Enhet
Materialmodell	Mohr Coulomb	
Drenering	Drenert	
γ	19	kN/m ³
E	6000	kPa
ν	0,3	-
c'	0,5	kPa
ϕ'	30	

Tabell 4. Parametere for tørrskorpen (Multiconsult, 2018a).

Parametere		Enhet
Materialmodell	Mohr Coulomb	
Drenering	Udrenert A	
γ	21	kN/m ³
G	4000	kPa
E'_{inc}	300	kPa
ν'	0,33	-
c'	1,82	kPa
ϕ'	20	

Tabell 2. Parametere for kvikkleire, MC.

Kapittel 5

Resultater

I dette kapitlet vil resultatene fra beregningene i Plaxis 2D og 3D bli presentert. Resultatene vil i tillegg bli kort gjort rede for og satt i en kontekst. Mer detaljerte resultater fra Plaxis 2D er lagt i vedlegg.

5.1 Resultater fra Plaxis 2D

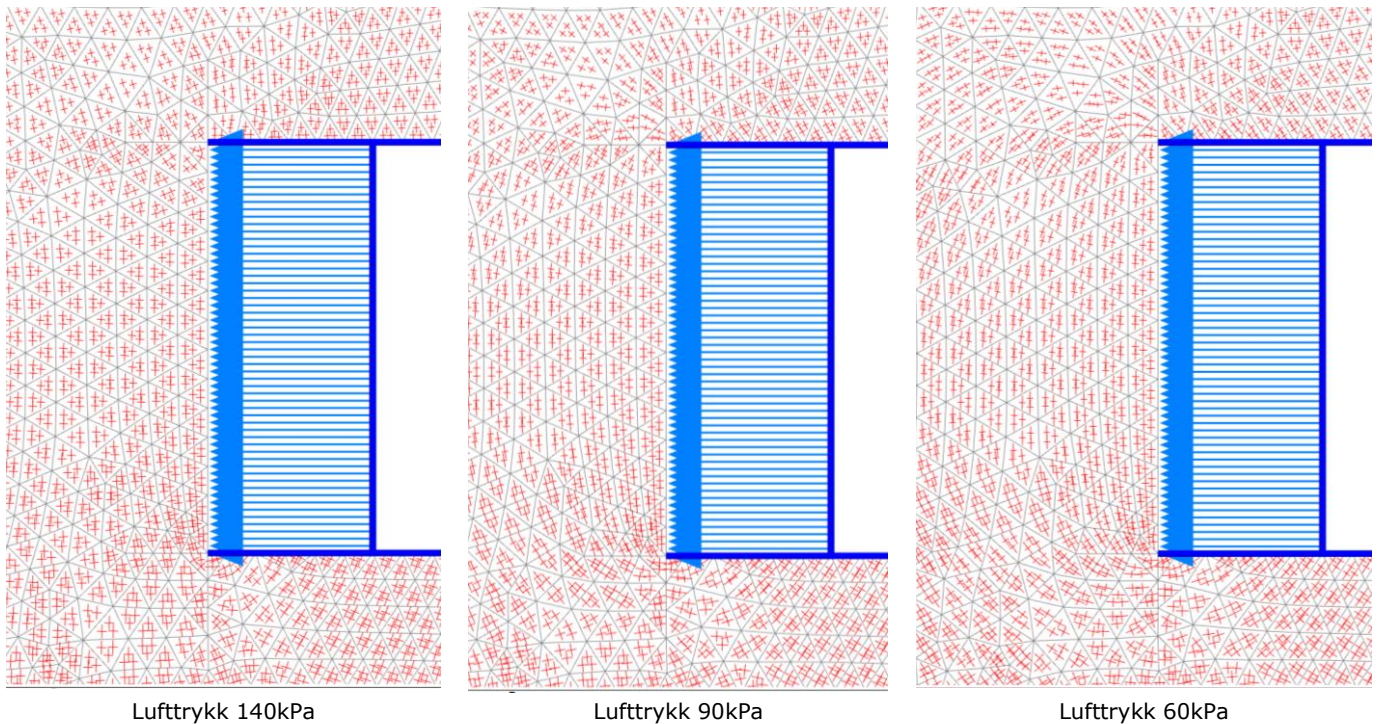
Analyse 1 er utformet uten en omrørt sone i front. Hensikten med denne analysen er å bestemme nødvendig stabiliserende overtrykk for å holde leiren ved fronten av røret stabil. Det er også essensielt å analysere hvordan leiren responderer ved en gradvis reduksjon av det stabiliserende overtrykket, før eventuelt brudd inntreffer. Analysen er utført med to ulike materialmodeller, Mohr Coulomb og NGI-ADP, betegnet henholdsvis som analyse 1a og 1b. Analyse 2 er utført som analyse 1b, men med to ulike utforminger av den «omrørte» sonen ved rørfrenten. Analyse 3 har som hensikt å bestemme maksimalt lufttrykk i røret før utblåsning, samt se hvordan leiren responderer ved påkjenning av et høyt lufttrykk. Ved en utblåsning vil leiren få et passivt brudd som går helt opp til terrengoverflaten.

5.1.1 Resultater fra analyse 1a

Hovedspenningsretning

Figur 27 viser hovedspenningsretningen til hvert element rundt rørfronten. Hovedspenningsretningene er representert ved et kors som viser henholdsvis høyeste og laveste spenningsretning. Ved en aktiv sone vil man observere et stående kors, mens i en passiv sone vil korset være horisontalt (liggende).

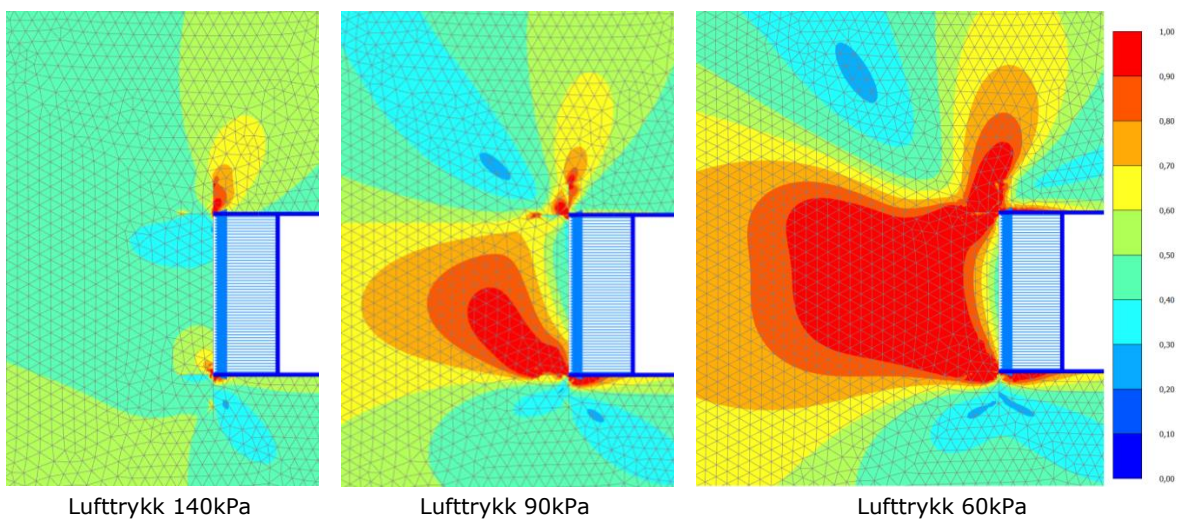
Ved et lufttrykk på 140kPa observeres det en mindre passiv sone ved nedre hjørne av røret. Når lufttrykket i røret synker utvikler det seg en aktiv sone foran røråpningen, samtidig som at det utvikler seg en mer tydelig passiv sone rundt rørets «hjørner». Til venstre i Figur 27 ser man tydelig at den aktive sonen gradvis går over til en passiv sone ved at korset snur fra stående til liggende.



Figur 27. Hovedspenningsretning for analyse 1a.

Relativ mobilisert skjærstyrke

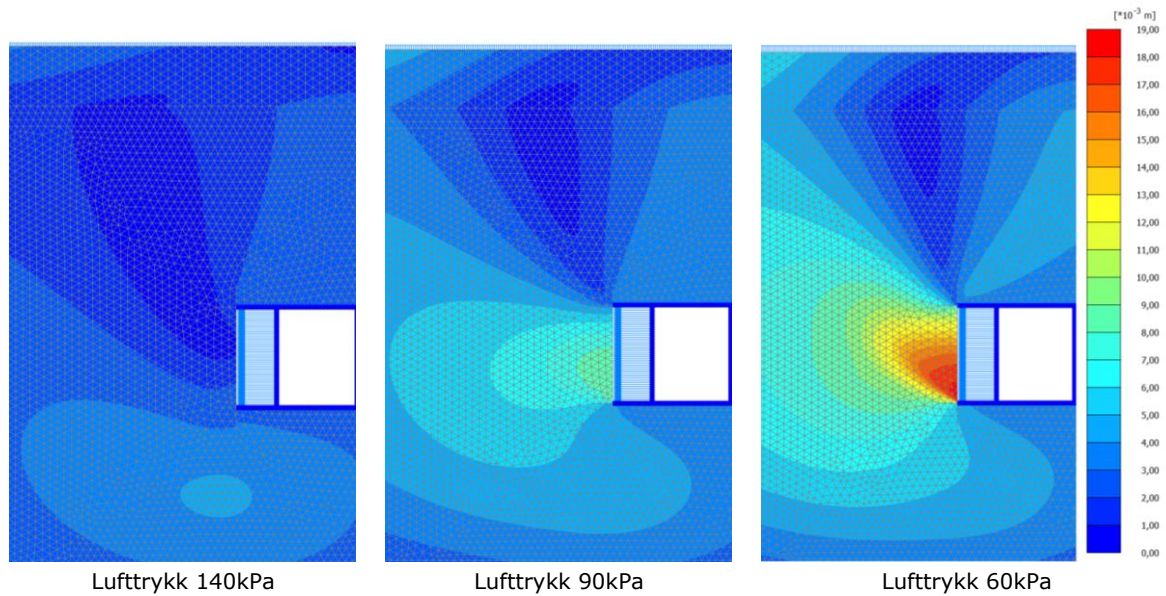
Analyse 1a er utført med materialmodellen Mohr Coulomb for kvikkleiren. Figur 28 viser den gradvise utviklingen av den mobiliserte skjærsonen rundt rørfronten. Ved starttrykket på 140kPa ser man at leiren rundt hjørnene til røret er mer mobilisert enn resten. Allerede ved et lufttrykk på 110kPa er det en tydelig sone med fullt mobiliserte skjærstyrke foran nedre del av rørfronten. Sonen brer seg både innover i leirmaterialet samtidig som at det mobiliseres mer skjærstyrke oppover foran rørfronten. Ved et lufttrykk på 90kPa har den fullt mobiliserte sonen vokst til en betydelig størrelse og brer seg hele 1,5m inn i kvikkleiren. Ved et lufttrykk på 60kPa dekker sonen hele rørfronten, samt brer seg 3,5m inn i materialet. Det observeres at utviklingen av den fullt mobiliserte skjærsonen starter ved rørets nedre hjørne, og brer seg videre innover og oppover i leirlaget ettersom det stabiliserende lufttrykket synker.



Figur 28. Mobilisert skjærstyrke ved noen utvalgte lufttrykkstrinn for analyse 1a.

Total forskyvning

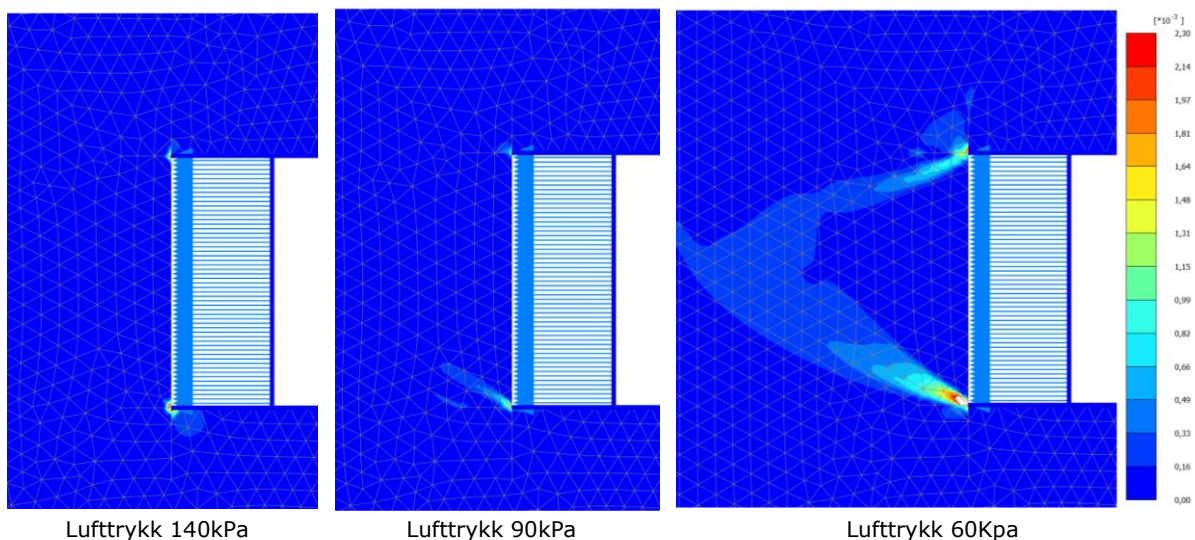
Den totale forskyvningen av jorden viser en relativ tydelig trend. Ved starttrykket på 140 kPa er det, som vist i Figur 29, små deformasjoner på kun noen millimeter i leiren nedenfor røret. Ettersom lufttrykket senkes øker deformasjonene foran rørets nedre halvdel, og ved et lufttrykk på 90kPa har leiren forskyvnet seg litt over 9mm inn i røret. Ved videre reduksjon av lufttrykket fortsetter denne trenden i tillegg til at forskyvningene øker opp mot terrengoverflaten. Ved et lufttrykk på 60kPa har leiren forskyvnet seg over 18mm ved rørets nedre halvdel, samt 6,5mm ved enkelte punkter langs terrengoverflaten. Ved lavere stabiliserende lufttrykk ser man dermed at det oppstår store forskyvninger av kvikkleiren ved rørets nedre halvdel, mens overflaten påvirkes i noe mindre grad. Selv om deformasjonene ved terrengoverflaten er små, kan de anses som betydelige ved lavere lufttrykkstrinn.



Figur 29. Total forskyvning ved noen utvalgte luftrykkstrinn for analyse 1a.

Inkrementelle skjærtøyninger

De inkrementelle skjærtøyningene er hentet fra fasene med påsatt luftrykk på 140 kPa, 90 kPa og 60 kPa. Resultatene viser lite tøyninger ved starttrykket på 140 kPa, men et tydeligere tøyningensmønster etableres når det stabiliserende trykket synker. Ved et luftrykk på 90 kPa har det oppstått en mindre flate med tøyninger som forplanter seg fra bunnen av røret med en tilnærmet 45 graders vinkel inn i leiren. Denne flaten kommer bedre til syne ettersom luftrykket synker ytterligere. Ved et luftrykk på 60 kPa er det en tydeligere sone med tøyninger som strekker seg inn i leiren foran røråpningen. De største tøyningene finner man ved rørets «hjørner» og minker utover i leiren.

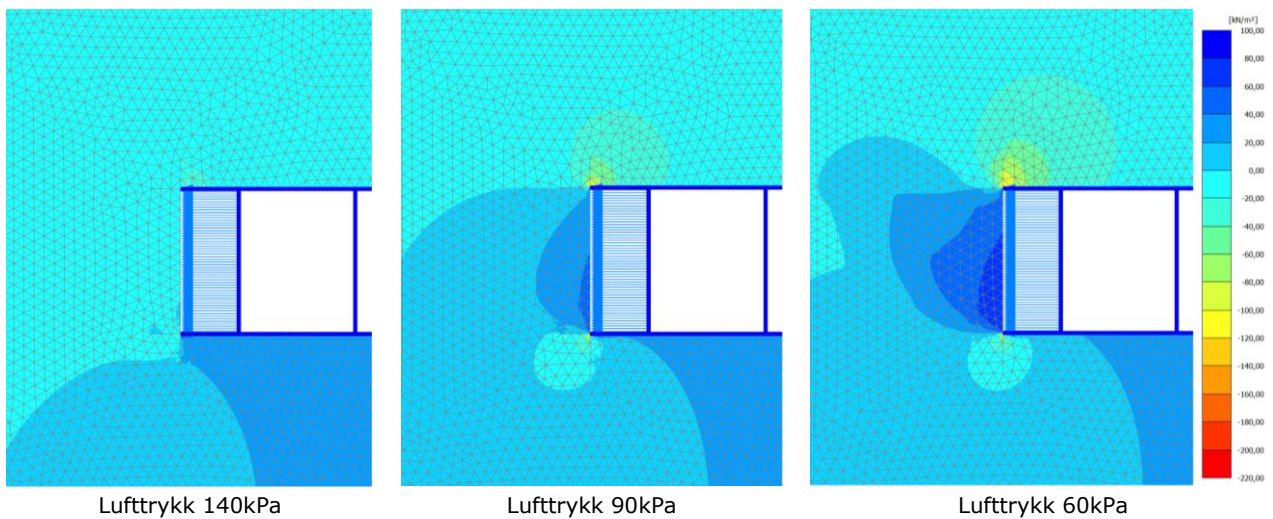


Figur 30. Inkrementelle skjærtøyninger ved utvalgte luftrykkstrinn for analyse 1a.

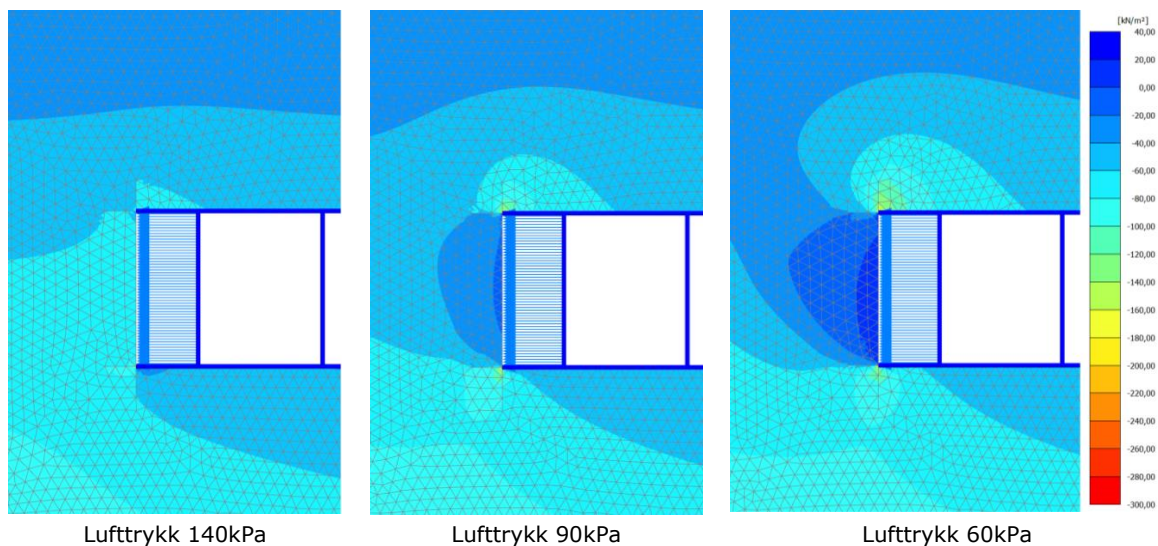
Poretrykksoppbygging

Figur 31 illustrerer endringen av poretrykket, tilleggsporetrykket, når det stabiliserende lufttrykket i røret minker. Ved et lufttrykk på 140kPa er det et mindre undertrykk ved nedsiden av røret. Når lufttrykket senkes utvikles det en trykksone ved rørets hjørner, samt en sone med undertrykk ved røroppningen.

I Figur 32 er det totale poretrykket i leiren illustrert. Her ser man en klar sammenheng mellom tilleggsporetrykket og det totale poretrykket som utvikler seg. Ved et lufttrykk på 140kPa er det kun mindre avvikende verdier fra det hydrostatiske poretrykket. Når lufttrykket er ved 60kPa ser man derimot at situasjonen har endret seg, og poretrykket har sunket betraktelig. Ved fronten av røret har poretrykket sunket fra 65kPa til et undertrykk på 10kPa. Dette skjer grunnet den høye utviklingen av poreundertrykket når det stabiliserende rørtrykket synker. Ved hjørnene er poretrykket opp mot 140kPa.



Figur 31. Tilleggsporetrykk for analyse 1a.



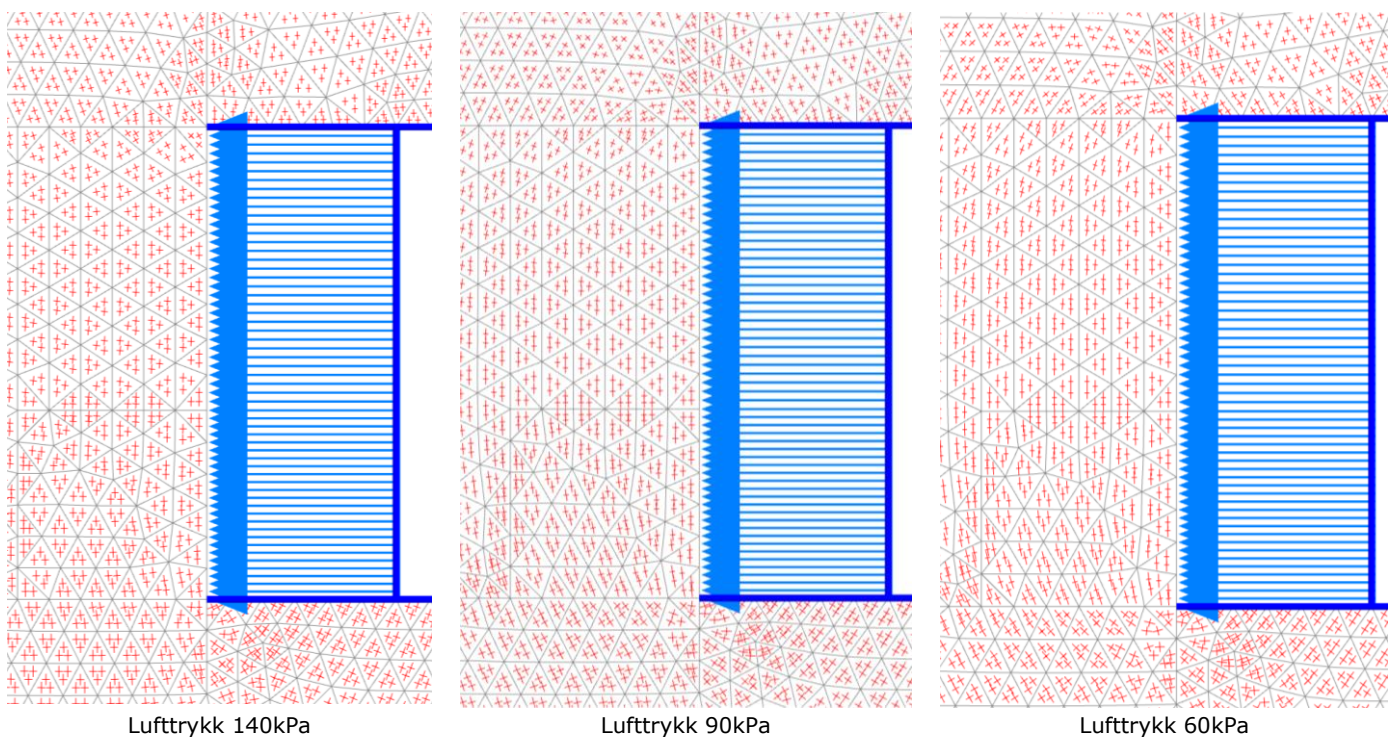
Figur 32. Totalt poretrykk for analyse 1a.

5.1.2 Resultater fra analyse 1b

Hovedspenningsretning

I analyse 1b er den anisotrope materialmodellen NGI-ADP brukt for kvikkleiren. Som tidligere diskutert bruker modellen ulike skjærkapasiteter basert på om det er aktiv, passiv eller direkte skjærspenninger som opptrer i materialet. Det er derfor relevant å se nærmere på hvor de aktive og passive sonene oppstår for å blant annet bestemme om maksimal skjærkapasitet er nådd. Fra kapittel 4.2.4 er anisotropiforholdene gitt ved $S_u^{DSS}/S_u^A = 0,63$ og $S_u^P/S_u^A = 0,35$.

Figur 33 viser hovedspenningsretningen til elementene rundt rørfronten. Som tidligere nevnt er hovedspenningsretningene representert ved et kors som viser henholdsvis høyeste og laveste spenningsretning. Ved et lufttrykk på 140kPa observeres det en mindre passiv sone ved nedre hjørne av røret. Når lufttrykket synker, utvikler det seg en aktiv sone foran røråpningen, samtidig som at det utvikler seg en mer tydelig passiv sone rundt rørets «hjørner». Til venstre i Figur 27 ser man tydelig at den aktive sonen gradvis går over til en passiv sone ved at korset snur fra stående til liggende.

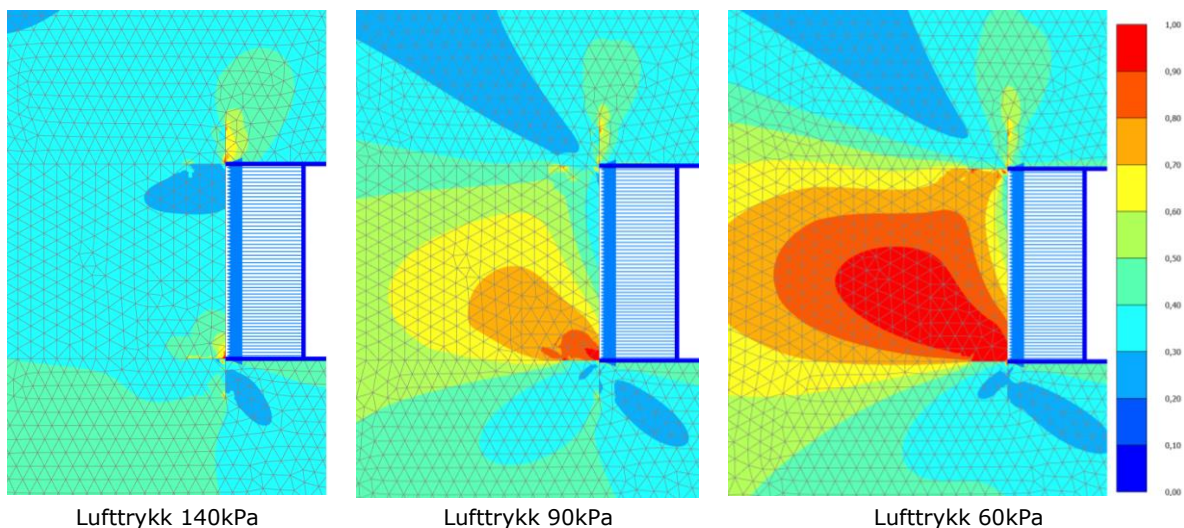


Figur 33. Hovedspenningsretninger for analyse 1b.

Relativ mobilisert skjærstyrke

Figur 34 viser den relative mobiliserte skjærstyrken (τ_{rel}) ved tre ulike lufttrykk; starttrykket ved 140kPa, ved 90kPa og ved 60kPa. Figurene viser den gradvise utviklingen av en sone med fullt mobilisert skjærstyrke. Forholdet er uttrykt ved τ_{mob}/τ_{max} , der $\tau_{max} = S_u^A$ ved bruk av NGI-ADP. I de passive sonene vil den maksimale relative mobiliseringen av skjærkapasiteten dermed være 0,35. Slike passive soner (blåfarget) finner man blant annet rundt rørets hjørner der den relative mobiliserte skjærkapasiteten ligger på 0,3-0,4 (lufttrykk på 60-70kPa). Merk at i disse sonene er skjærstyrken maksimalt utnyttet.

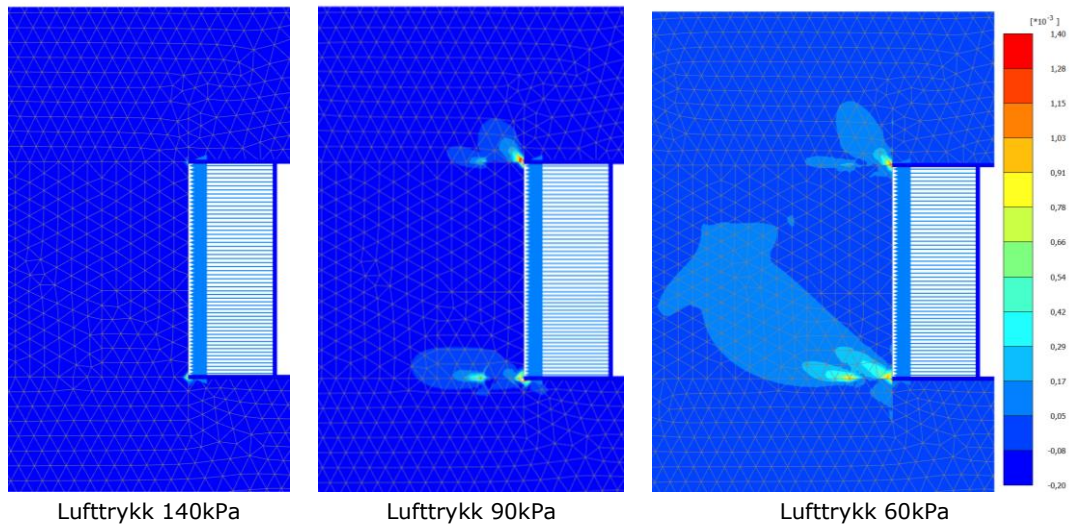
Ved starttrykket er det ingen tydelig sone med fullt mobilisert skjær. Ved 90kPa ser man at en slik sone har etablert seg ved rørets laveste punkt, markert med en dyp rødfarge. Det er tydelig fra disse resultatene at skjærkreftene i leirmassene foran rørets nedre punkt mobiliseres først og vil ha størst påkjenning ettersom overtrykket reduseres. Når lufttrykket reduseres ytterligere ser man at sonen brer seg dypere innover i leirmaterialet. Ved et trykk på 60kPa har en fullt mobilisert sone bredt seg 2,5m inn i leirmassene, samt fått en høyde på nesten 2m. En mindre sone foran røråpningens øvre halvdel forblir derimot lite mobilisert selv om lufttrykket senkes.



Figur 34. Mobilisert skjærstyrke ved noen utvalgte lufttrykk.

Inkrementelle skjærtøyninger

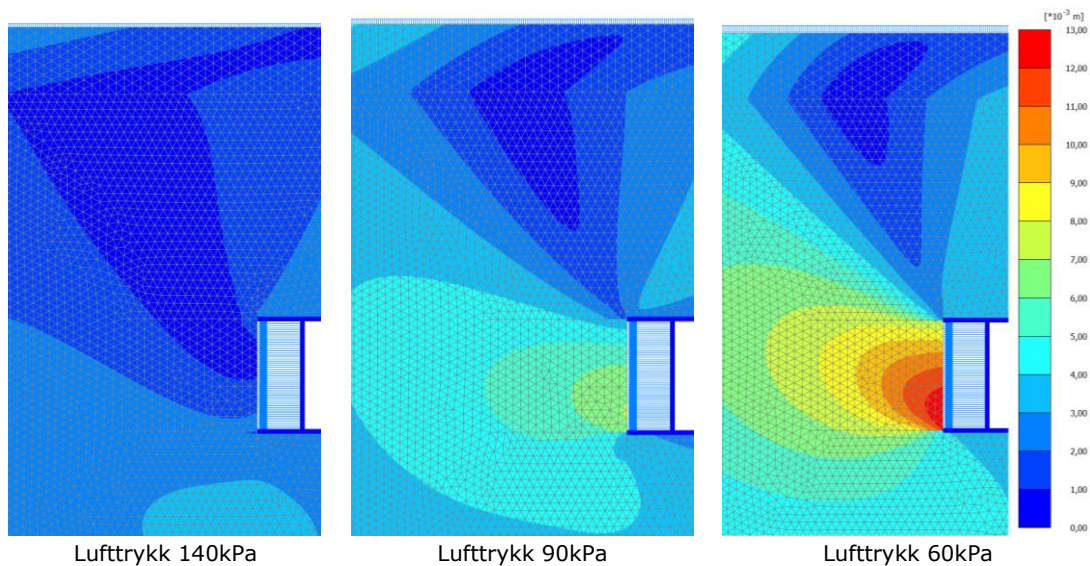
Figur 35 viser de inkrementelle skjærtøyningene for analyse 1b. Ved starttrykket på 140kPa er det tilnærmet null tøyning i leiren rundt røret. Ettersom det stabiliserende trykket synker, oppstår det tøyninger ved rørets «hjørner» som brer seg innover i materialet. Her dannes det ingen tydelige skjærbånd. Ved et lufttrykk på 60kPa har et større område med mindre tøyninger bredt seg inn i leiren. Tøyningene er fremdeles størst rundt rørets «hjørner».



Figur 35. Inkrementelle skjærtøyninger for analyse 1b.

Total forskyvning

Ved å se på forskyvningsmønsteret til modellen kan man se hvor elementene har forskjøvet seg og størrelsen på disse deformasjonene. Resultatene viser at de største deformasjonene oppstår rundt røråpningen ettersom det stabiliserende trykket reduseres. Ved starttrykket på 140kPa observeres det generelt lite deformasjoner i leiren rundt rørfrenten. For dette trykkklasttrinnet ser man at leiren ved den øverste delen av røret blir presset sammen med litt over 2mm, mens leiren ved bunn er tilnærmet upåvirket. Ved et trykk på 90kPa er det derimot størst forskyvning i leiren ved nedre halvdel av rørfrenten. Denne trenden fortsetter, og ved et lufttrykk på 60kPa har leiren forskjøvet seg 10mm inn i røråpningen. Det observeres også mindre deformasjoner ved overflaten som går fra 2,5mm til 5mm ved et trykk på henholdsvis 140kPa og 60kPa. Med andre ord oppstår de største forskyvningene rundt røråpningen, men også betydelige forskyvninger kan merkes ved overflaten som en konsekvens av bevegelsene i leiren rundt rørfrenten.

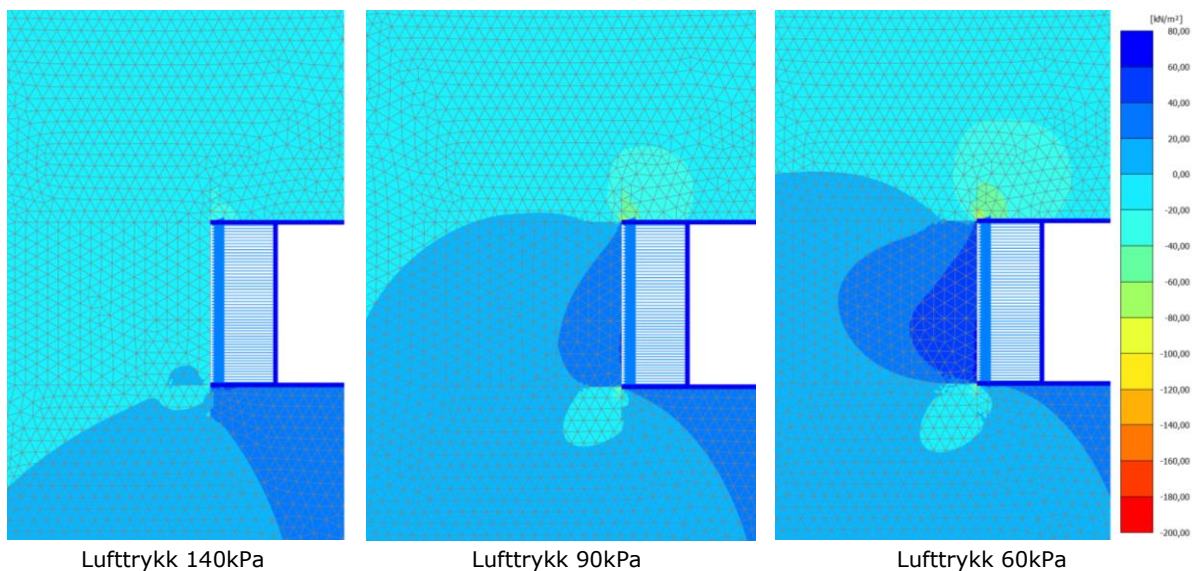


Figur 36. Total forskyvning ved utvalgte lufttrykkstrinn for analyse 1b.

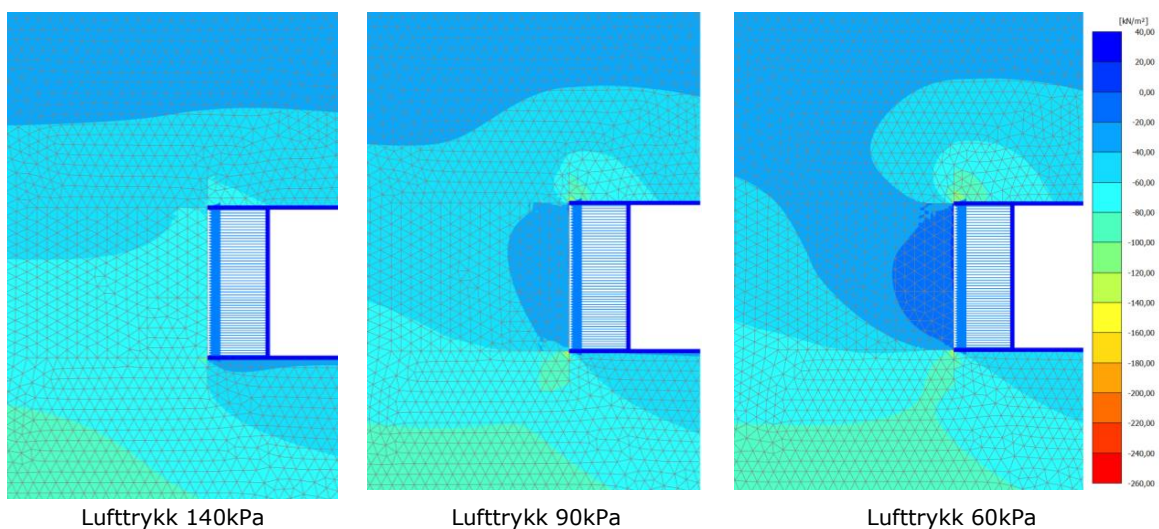
Poretrykksoppbygging

Poretrykksoppbygging oppstår når det skjer en endring av det stabiliserende lufttrykket i røret. Tilleggsporetrykket som dannes ved et påsatt lufttrykk på 140kPa, 90kPa og 60kPa er vist i Figur 37. Ved starttrykket på 140kPa dannes det et undertrykk på 30kPa ved undersiden av røret. Dette er trolig grunnet den vertikale forskyvningen (oppover) røret får etter at massene fjernes fra røret. Ettersom lufttrykket i røret minker, utvikles det en sone med undertrykk ved rørfrenten. Tilleggstrykket dannes som en respons på det minkende stabiliserende lufttrykket; leiren forskyver seg inn i røret og «ekspanderer». Ved et lufttrykk på 60kPa har det dannet seg et ekstra poreundertrykk på 60kPa ved rørråpningen. Det observeres også en sirkulær sone ved rørets øvre «hjørne» der det har bygget seg opp et betydelig poreovertrykk på opp til 60kPa. I de samme områdene kan man observere høy mobilisering av skjærkapasiteten.

Figur 38 viser det totale poretrykket i leiren. Resultatene viser at det dannes et område foran rørfrenten med et poretrykk på rundt 5kPa ved siste fase (lufttrykk på 60kPa). Ved rørets «hjørner» har poretrykket økt betraktelig og ligger nå på mellom 80-100kPa; leiren mobiliserer skjærspenninger og poretrykket øker.



Figur 37. Tilleggsporetrykk for analyse 1b.



Figur 38. Totalt poretrykk for analyse 1b.

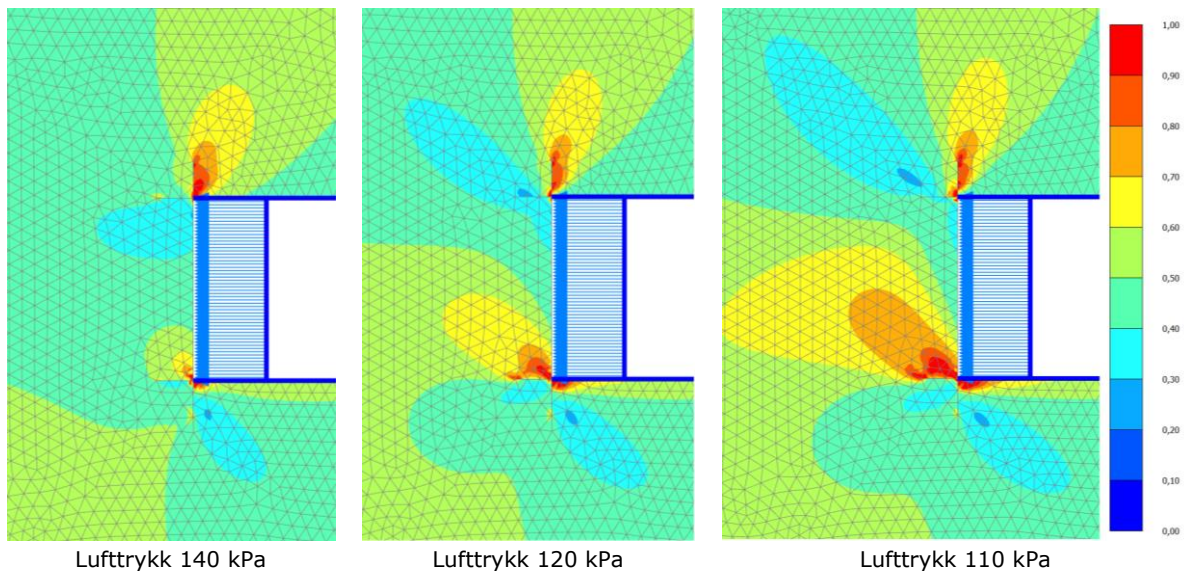
5.1.3 Resultater fra analyse 1c

I analyse 1c er det brukt materialmodellen Mohr Coulomb med en negativ dilatansvinkel ($\Psi = -0,2^\circ$) for kvikkleiren. Dette ble gjort med hensikt i å etterligne kvikkleirens softening-egenskaper. Det stabiliserende lufttrykket ble gradvis redusert fra 140 kPa, men ved et lufttrykk på 90 kPa klarte ikke Plaxis å gjennomføre fasen på grunn av kollaps av jordvolumet rundt rørfrenten.

Relativ mobilisert skjærstyrke

I Figur 39 er den mobiliserte skjærstyrken presentert for et representativt utvalg av de stabiliserende lufttrykkene. Ved starttrykket på 140 kPa ser man at kun små soner ved rørets ender er fullt mobilisert. Når lufttrykket senkes ytterligere til 120 kPa er det en tydeligere sone med fullt mobilisert skjærkapasitet som oppstår ved rørets nedre hjørne. Sonen forplanter seg videre innover og oppover i materialet ettersom lufttrykket minker. Ved 110kPa har sonen bredt seg 0,7m inn i materialet og dekker nå nedre del av rørfrenten. En mindre sone med fullt mobilisert skjærstyrke har i tillegg forplantet seg ved rørets øvre hjørne.

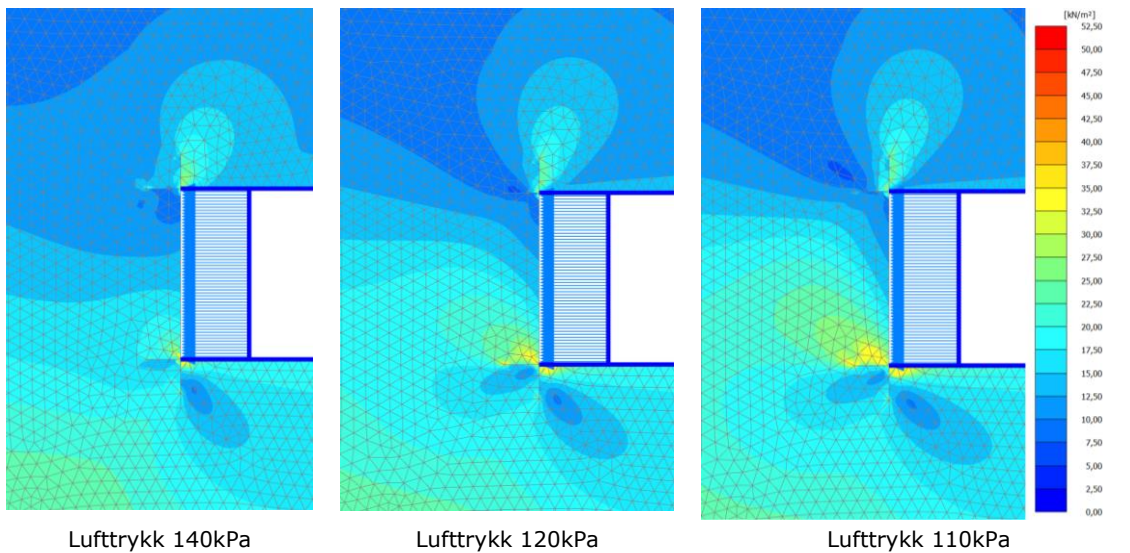
Ser man nærmere på *størrelsen* av den mobiliserte skjærstyrken (Figur 40) ser man at det utvikler seg en sone ved bunnen av røret med høyere skjærspenninger (gult). Dette samsvarer med utviklingen av den fullt mobiliserte skjærsonen vist i Figur 39. Fra Figur 40 ser man at den fullt mobiliserte skjærsonen har en styrke på rundt 35 kPa ved et lufttrykk på 110 kPa i røret (mobiliseringsgrad på 1). Den lyseblå sonen ved rørets øvre hjørne har en mobilisert styrke på 23 kPa og en relativ mobilisering på rundt 0,8-0,9. Ved rørets nedre hjørne observeres det en oval (blå) sone med en mobilisert skjærstyrke på 13-8kPa og en relativ mobilisering på 0,35-0,38.



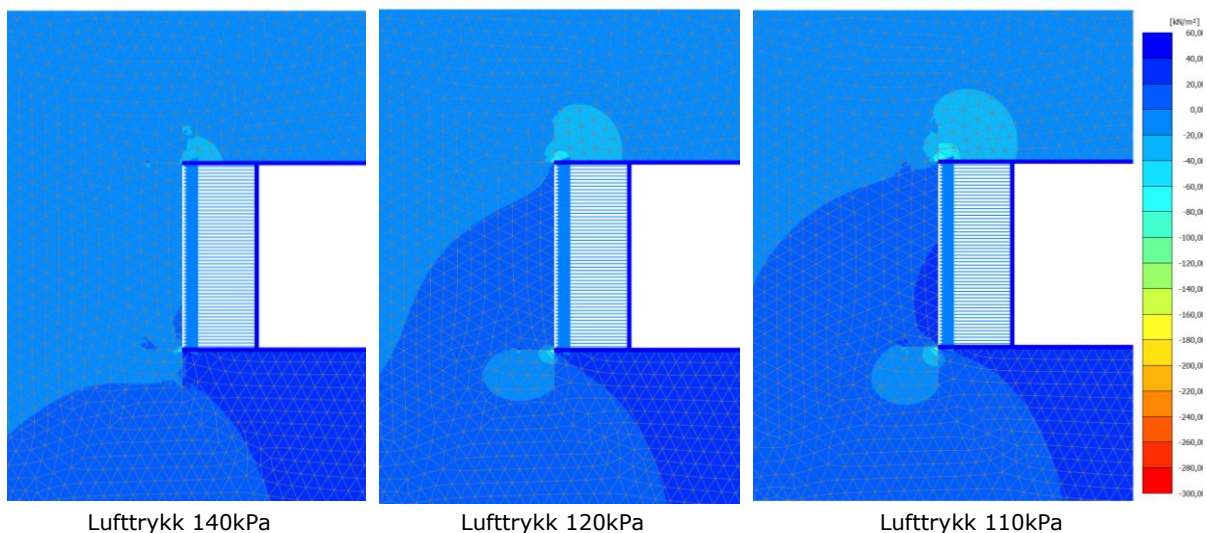
Figur 39. Mobilisert skjærstyrke ved utvalgte lufttrykk for analyse 1c.

Poretrykksoppbygging

Poretrykksoppbyggingen (tilleggstrykket) ved de ulike lufttrykkene er vist i Figur 41. Resultatene viser lite endringer fra analyse 1a der dilatansvinkelen var satt til 0° . Ved et lufttrykk på 140kPa oppstår det et undertrykk på rundt 30kPa ved undersiden av røret. Etersom lufttrykket synker utvikler det seg et undertrykk i leiren ved røråpningen; ved et lufttrykk på 110kPa poretrykket bygget seg opp til et undertrykk på 25kPa. Dette samsvarer relativt godt med resultatene fra analyse 1a.



Figur 40. Størrelse på mobilisert skjærstyrke for analyse 1c ved utvalgte lufttrykk.



Figur 41. Tilleggsporetrykket for analyse 1c. Negativ verdi tilsvarer trykk.

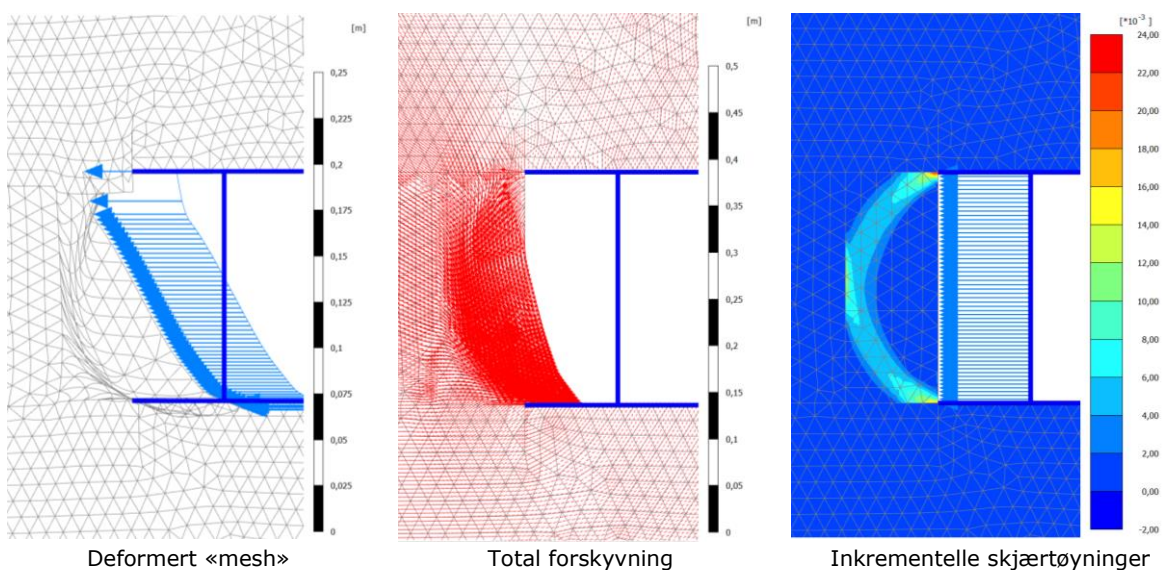
5.1.4 Resultater fra analyse 2a

I analyse 2a er det lagt inn en sone med redusert skjærkapasitet som dekker hele tverrsnittet til rørfronten. Hensikten med dette er å se hvordan leiren responderer ved utvikling av en tilsvarende omrørt sone. Materialmodellen NGI-ADP har ikke innebygd «softening» og vil dermed ikke utvikle slike omrørte soner selv. To ulike omrørte soner er modellert, se henholdsvis kapittel 4.2.2 for nærmere beskrivelse. Størrelsen på sonene er valgt på bakgrunn av resultatene av den relative mobiliserte skjærkapasiteten til analyse 1b. Analyse 2a har som hensikt i å analysere et konservativt utfall der den omrørte sonen dekker hele rørfronten. Det er valgt å utføre analysen kun for et lufttrykk på 80 kPa og 70 kPa. Dette er grunnet resultatene fra analyse 1b som viser betydelig soner med fullt mobilisert skjærkapasitet for disse lufttrykkene. Ved et lufttrykk på 60 kPa er sonen med fullt mobilisert skjærkapasitet vurdert til å være for stor, og er derfor utelukket ved videre beregninger (i analyse 2).

Jordkollaps i beregningsfasene

Plaxis klarte ikke å fullføre beregningsfasene for modellen med omrørt sone. Analysen ble utført ved å først sette på det stabiliserende trykket, for deretter å aktivere den omrørte sonen med svekket skjærstyrke. I sistnevnte fase vil Plaxis gradvis redusere styrken i materialet til ønsket nivå ved å omfordele spenninger. Denne fasen ble ikke gjennomført grunnet kollaps av jordvolumet foran rørfronten. Uavhengig lufttrykket i røret ble kun nærmere 50% av reduksjonen gjennomført før kollaps inntraff ($M_{stage}=0,49$).

Både ved et lufttrykk på 80kPa og 70 kPa viser deformasjonsfigurene et sirkulært brudd og masser som har glidd inn i røret. Bruddflaten strekker seg over hele rørets høyde og brer seg 1m inn i leiren (så langt som den omrørte sonen er modellert). Tilsvarende ser man tydelig den sirkulære bruddflaten i figuren med inkrementelle skjærtøyninger. Forskyvningsplottet (midten Figur 42) viser tydelig hvilken retning leiren forskyver seg. Lengden på de røde pilene forteller noe om størrelsen på forskyvningen; det observeres at øverste og nederste punkt ved røråpningen forskyver seg langt i forhold til resten materialet. En tydelig rotasjon av materialet i den omrørte sonen blir observert.



Figur 42. Illustrasjon av den sirkulære bruddflaten ved et lufttrykk på 70kPa.

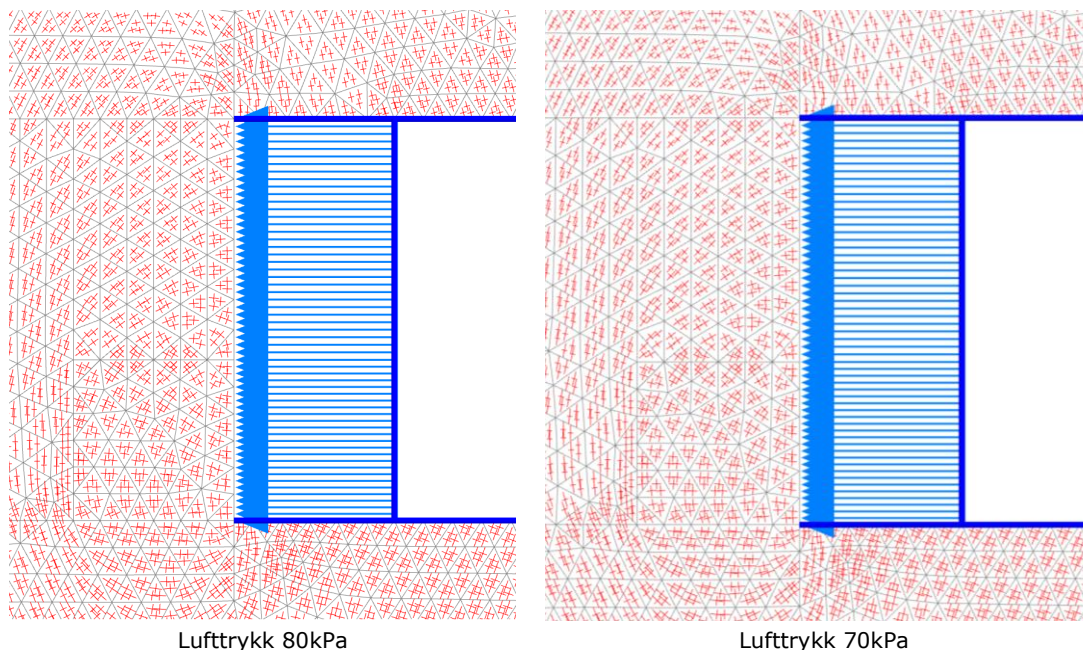
5.1.5 Resultater fra analyse 2b

Analyse 2b ble utført med en omrørt sone som dekker 1m av rørets nedre frontareal, samt strekker seg 1m inn i leiren. Analysen er kun utført med et stabiliserende lufttrykk på 80kPa og 70kPa i røret. Dette er basert på resultatene fra analyse 1b som viste en sone med full mobilisert skjærkapasitet med betydelig størrelse ved de nevnte lufttrykkstrinnene. En svekket sone er modellert inn i modellen for å etterligne en (delvis) omrørt sone med redusert skjærkapasitet.

Hovedspenningsretninger

I Figur 43 er retningen på hovedspenningene ved analyse 2b illustrert. Aktivt jordtrykk er representert med et stående kors, mens et passivt trykk er representert ved et liggende kors. Det er lite som skiller figurene ved de to lufttrykkstrinnene, og man finner igjen de samme passive og aktive sonene rundt rørfronten. I kvikkleiren over den omrørte sonen observeres det en passiv sone nærmest røråpningen. Går man lenger ut i leiren vris korset gradvis mot en aktiv sone. I bakkant av den omrørte sonen ser man at det har dannet seg en klar aktiv sone. Ved underkanten av den omrørte sonen har igjen retningen snudd, og det observeres en passiv sone i kvikkleiren.

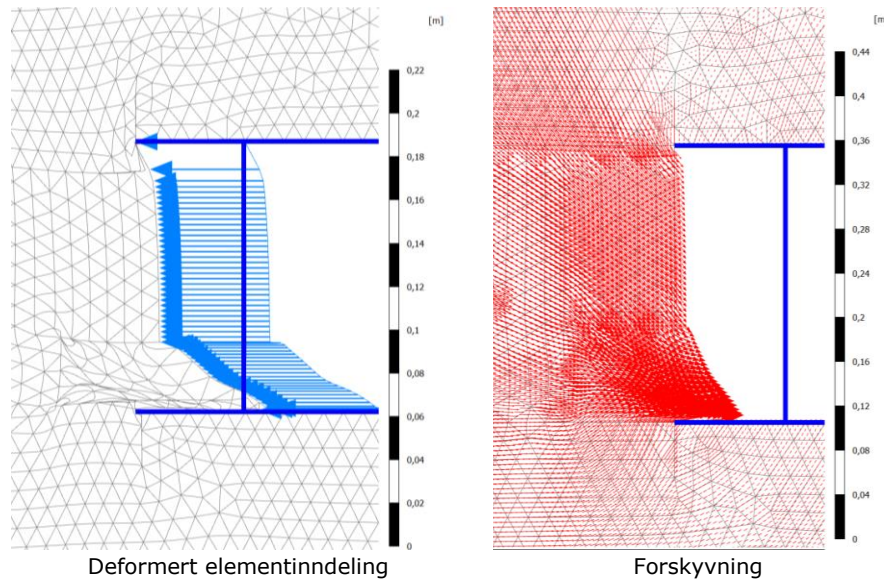
Rundt rørets hjørner er det en rotasjon av hovedspenningsretningen. Nærmest hjørnet finner man en aktiv sone som går over i en passiv sone lenger ut i leiren. Det observeres at hovedspenningsetningene, representert ved et kors, legger seg i en bue rundt rørtverrsnittet.



Figur 43. Hovedspenningsretninger ved analyse 2b ved et lufttrykk på 80kPa og 70kPa.

Bruddmekanisme og deformasjonsmønster

Resultatene viser en lokal bruddsituasjon som begrenser seg til et mindre område i leiren foran rørfronten, se Figur 44. I likhet med analyse 1b vil ikke terrengoverflaten påvirkes i noen stor grad av de lokale deformasjonene rundt rørfronten. Leiren deformeres seg 5cm ved et trykk på 80kPa og 6,3cm ved et trykk på 70kPa. Som vist i Figur 44 er det størst deformasjon i leiren nederst ved rørets åpning. Siden bruddformen er tilnærmet identisk for de to lufttrykktrinnene er kun resultatene fra den ene fasen presentert i figuren. Henviser til vedlegg 7 for deformasjons- og forskyvningsfigur for et lufttrykk på 80kPa i røret.



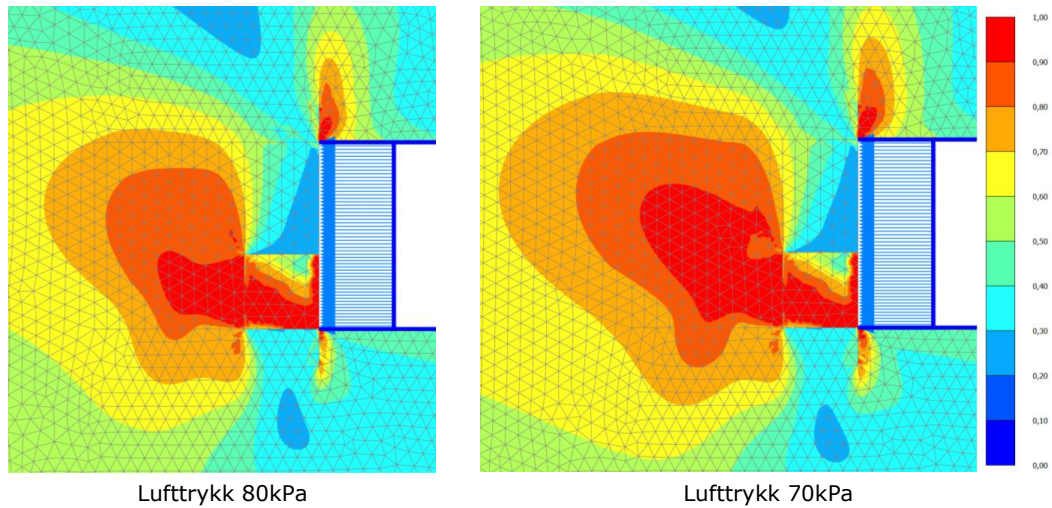
Figur 44. Forskyvning og deformasjon av elementene i analyse 2b (lufttrykk på 70kPa).

Relativ mobilisert skjærstyrke

Plotter man resultatene fra relativ mobilisert skjærstyrke er det tydelig at området bak den svekkede sonen har kompensert for den tapte styrken, se Figur 45. Den omrørte sonen har mobilisert maksimal skjærstyrke i et relativt stort område som forplanter seg godt inn i leiren. Det er markante forskjeller fra analyse 1b, der leiren ble modellert uten en svekket sone. Med en svekket skjærkapasitet på 5kPa er det tydelig at leiren rundt må kompensere for tapt styrke; en eventuelt omrørt sone vil i realiteten forplante seg videre inn i materialet.

Resultatene viser at store deler av den omrørte sonen har nådd maksimal skjærkapasitet, og strekker seg over 2m inn i kvikkleiren ved et lufttrykk på 80kPa. Ved et lufttrykk på 70kPa har sonen økt ytterligere og strekker seg nå hele 3m dypt inn i materialet. I tillegg observeres det relativt store kritiske områder med fullt mobilisert skjærkapasitet rundt rørets hjørner. Jordmassene over den reduserte sonen har kun en relativ mobilisering på 0,26. Området nærmest røråpningen har en passiv sone med maksimal mobilisering på 0,35 av den aktive skjærstyrken. Jordmassene er med andre ord høyt mobilisert, der over 70% av styrken er aktivert i det aktuelle området.

I området under den omrørte sonen er det observert en passiv sone, se Figur 43. Her er den relative mobiliserte skjærkapasiteten på rundt 0,34. Det betyr at området er tilnærmet fullt mobilisert og den passive skjærkapasiteten i materialet er nådd.

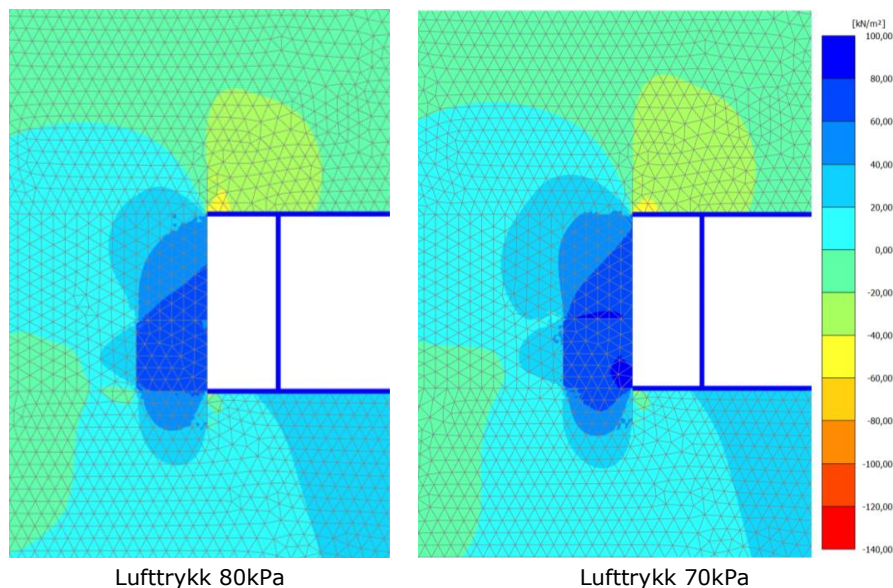


Figur 45. Mobilisert skjærstyrke for analyse 2b ved lufttrykk på 80kPa og 70kPa.

Poretrykksoppbygging

Figur 46 viser poretrykksoppbyggingen (tilleggsporetrykket) som oppstår når en omrørt sone modelleres inn i modellen. Poretrykket som refereres til i dette avsnittet er i forhold til poretrykket ved naturlig tilstand, in-situ. Det er en klar sammenheng mellom deformasjon av materialet og poretrykket som bygger seg opp ved fronten (undertrykk). Det oppstår størst deformasjoner ved et lufttrykk på 70kPa, noe som vil tilsvare en høy poretrykksoppbygging i samme område. Ved rørfrenten utvikles det et undertrykk på 70-80kPa, vist med en mørk blåfarge i figuren.

I likhet med de tidligere analysene oppstår det et undertrykk på undersiden av røret, samt på oversiden av røret utvikler det seg et overtrykk på opp til 30kPa (farget grønn).



Figur 46. Poretrykksoppbygging (tilleggsporetrykk) for analyse 2b.

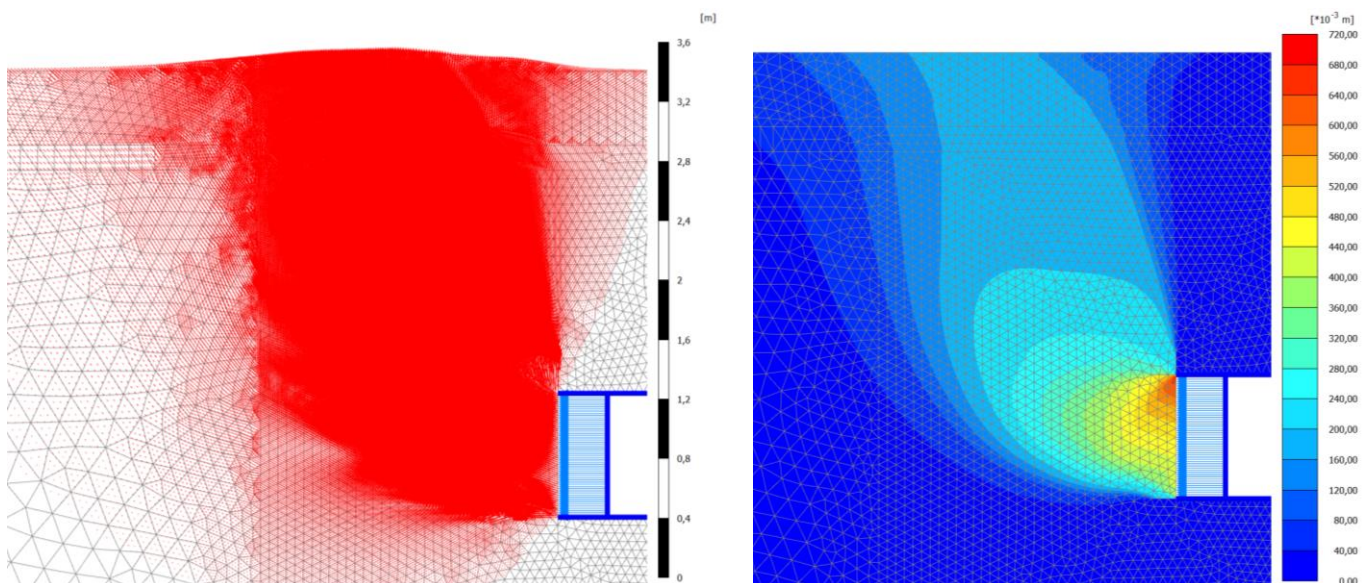
5.1.6 Resultater fra analyse 3

Analyse 3 er utført med hensikt i å bestemme maksimalt lufttrykk før en utblåsning av jorden finner sted. Det er i tillegg aktuelt å se nærmere på hvilken bruddmekanisme som oppstår, samt hvordan jorden responderer ved en slik påkjenning. Analysen er gjennomført ved å sette på et høyt lufttrykk som fører til at jordvolumet kollapser (passivt brudd oppover). Plaxis vil gradvis påføre lufttrykket, helt til jorden ikke kan ta mer. M_{stage} vil fortelle hvor mye av lasten som ble påført før utblåsningen inntraff. Resultatene viser at bruddet inntraff ved $M_{\text{stage}}=0,5236$, noe som tilsvarer et lufttrykk på 209,5kPa.

Deformasjonsmønster og forskyvning

I Figur 47 er den totale forskyvningen ved en utblåsning vist. Leiren foran røråpningen er størst påkjent og får de høyeste deformasjonene. Spesielt ved røråpningens øverste hjørne forskyves leiren langt. Her vil leiren ha lavest (horisontalt) jordtrykk foran røråpningen, og er dermed det svakeste punktet når lufttrykket øker.

Det er tydelig at også terrengoverflaten vil få en markant forskyvning ved en eventuell utblåsning. Til venstre i Figur 47 er den totale forskyvningen illustrert med røde vektorer. Selv om de største deformasjonene opptrer 7,5m ned i jorden, vil forskyvningene forplante seg oppover mot terrengoverflaten. Forskyvningene ved terrengoverflaten er på 16cm ved utblåsningen.

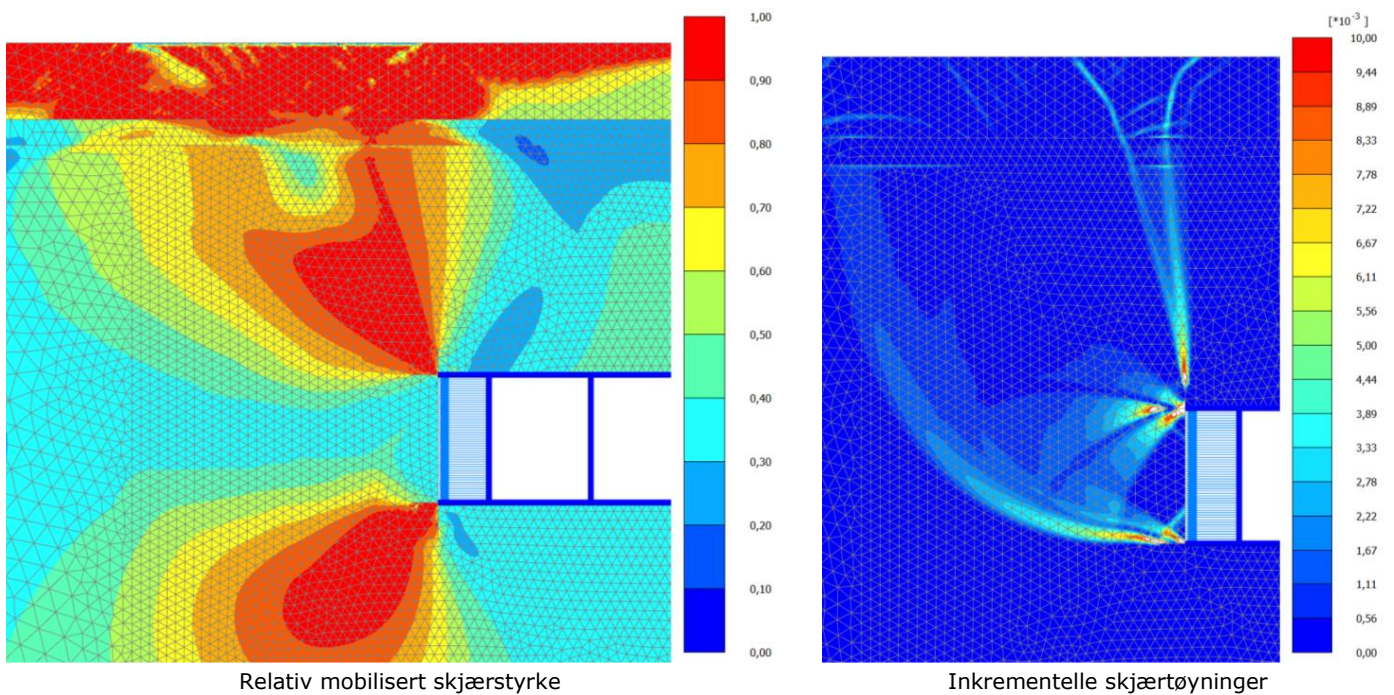


Figur 47. Total forskyvning av jorden ved analyse 4.

Inkrementelle skjærtøyninger

Til høyre i Figur 48 er de inkrementelle skjærtøyningene som oppstår i jorden ved en utblåsning illustrert. Her ser man dannelse av tydelige skjærbånd som strekker seg fra rørets hjørner og ut i leiren. Fra rørets øvre hjørne ser man tydelige linjer som strekker seg helt opp til terrengoverflaten. Ved rørets nedre hjørne har det utviklet seg et skjærbånd som strekker seg dypt inn i leiren. Tøyningene er størst nærmest røråpningen og avtar lenger ut i leiren.

En sammenligning av tøyningene med deformasjonsfiguren viser en klar korrelasjon mellom figurene. Skjærbåndene fra tøyningsfiguren indikerer hvor bruddflatene vil dannes ved en utblåsning av jorden, og rammer inn et område som vil være påvirket av bruddet. Innenfor det samme området ser man at bevegelsen av jorden er størst og at en bruddmekanisme har intruffet.

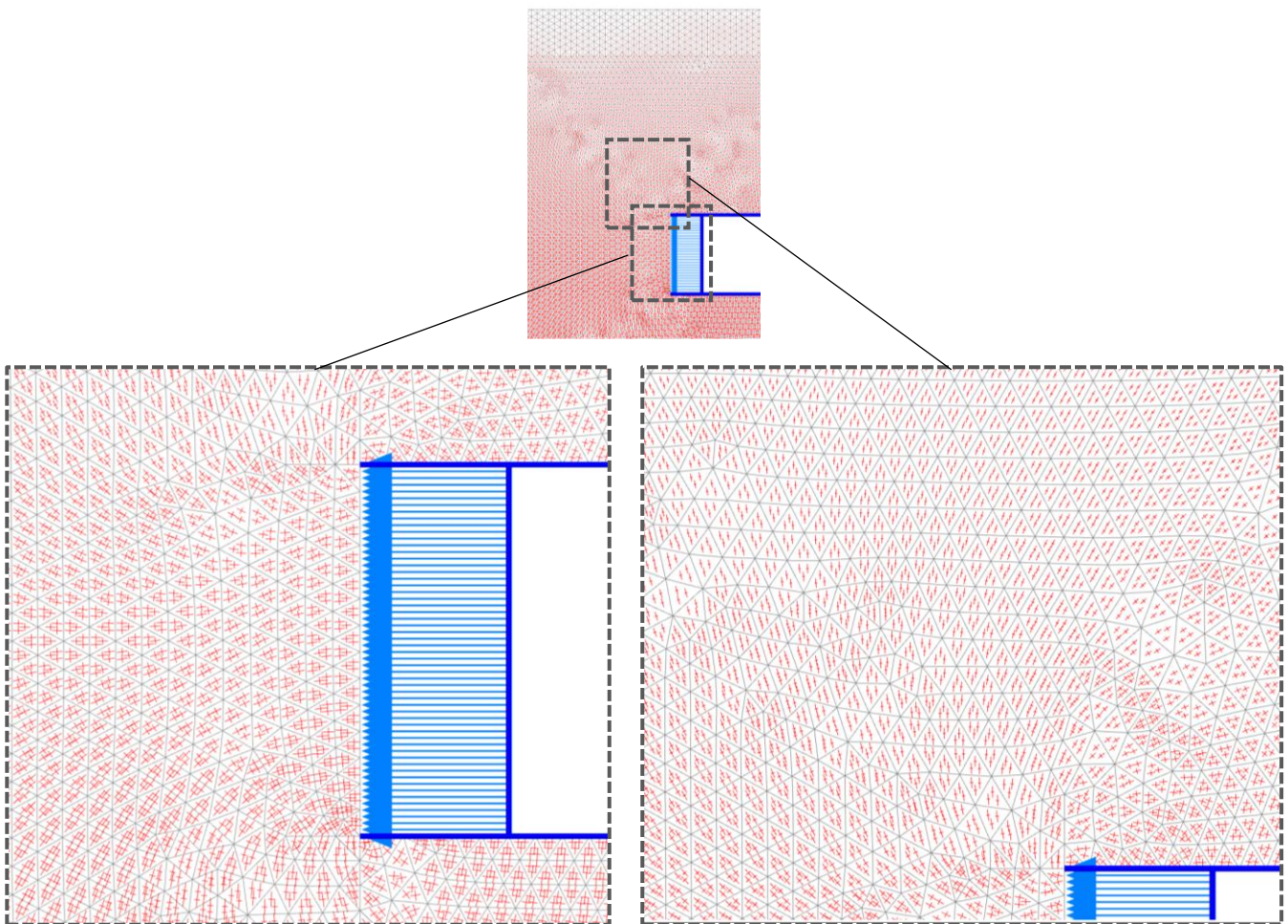


Figur 48. Relativ mobilisert skjærstyrke og inkrementelle skjærtøyninger for analyse 4.

Hovedspenningsretninger og mobilisert skjærstyrke

Som tidligere diskutert er det relevant å identifisere de aktive og passive sonene i et materiale der NGI-ADP brukes. Figur 49 viser hovedspenningsretningene ved utblåsning i analyse 4. To snitt er analysert nærmere; foran rørfronten og til venstre over røråpningen. I snittet av massene rundt røråpningen ser man en tydelig passiv sone foran store deler av røråpningen. Ved utkanten av røråpningen begynner derimot retningen å snu seg mot en aktiv spenningstilstand. Både på oversiden og undersiden av rørfronten har det dannet seg en tydelig aktiv sone. Snittet fra oversiden av røret viser at en passiv sone ved rørfronten utvikler seg til en aktiv sone når man beveger seg oppover mot venstre. Til høyre i utsnittet ser man derimot antydning til en passiv sone ved oversiden av rørveggen.

Til høyre i Figur 48 er den relative mobiliserte skjærkapasiteten illustrert. Her ser man en tydelig sammenheng mellom de aktive sonene fra Figur 49 og sonene med fullt mobilisert skjærkapasitet i Figur 48. Den passive sonen foran røråpningen har en relativ mobilisering på rundt 0,35 som betyr at maksimal skjærstyrke er utnyttet. Det samme gjelder for det passive området på oversiden av rørveggen (ved hjørnet av røråpningen). Resultatene viser store områder der kvikkleiren er høyt mobilisert og kan gå over i en omrørt tilstand.



Figur 49. Hovedspenningsretning ved utblåsning i analyse 3.

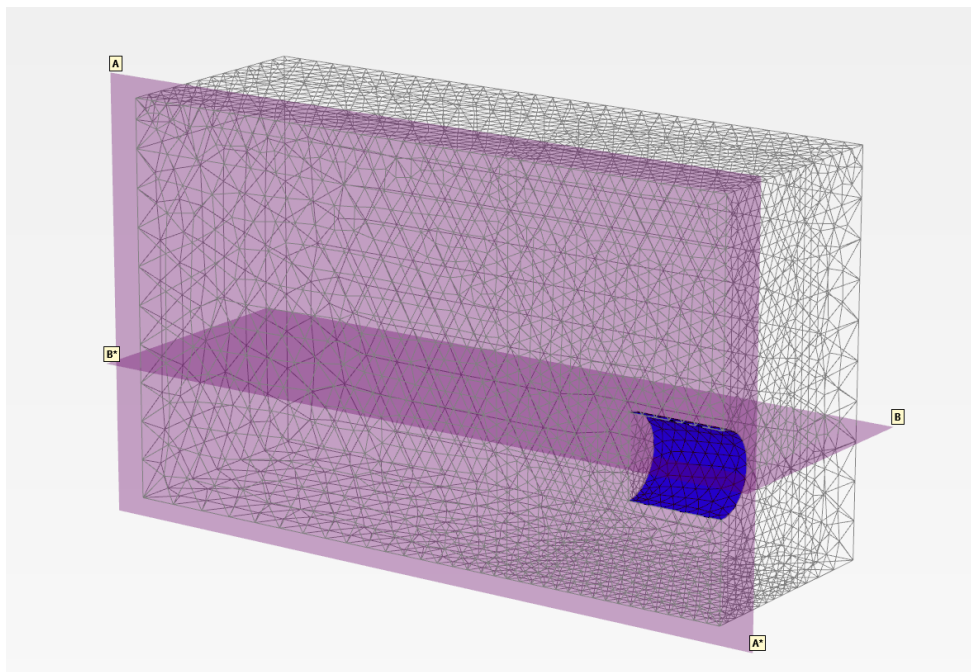
5.2 Plaxis 3D

Analyse 1b og 2 er modellert i både Plaxis 2D og Plaxis 3D. Materialmodellen NGI-ADP er brukt for begge leirmaterialene i grunnen, samt tilnærmet identisk geometri og grunnforhold som i Plaxis 2D. Det er valgt å sette starttrykket til 120 kPa for analysene i Plaxis 3D. Dette er på bakgrunn av resultatene fra analysene i Plaxis 2D som viste at jorden ble lite påkjent ved avlastning av de første lufttrykkstrinnene. Det er i tillegg valgt å utføre analysene med et lufttrykk ned til 40 kPa siden det er forventet at 3D-effektene vil påvirke stabiliteten av rørfrenten konservativt. Det stabiliserende lufttrykket ved rørfrenten vil derfor variere fra 120 kPa til 40 kPa i de aktuelle analysene.

Grunnet utfordringer knyttet til fremstilling av resultater for hovedspenningsretningene i Plaxis 3D, vil det ikke bli presentert figurer for disse. Utfordringen ligger i at hovedspenningsretningene peker i tre ulike retninger der henholdsvis σ_1 , σ_2 og σ_3 virker. De romlige retningskorsene står «tilfeldig» orientert og en god fremstilling i 3D er vanskelig. Hovedretningene vil heller ikke bli presentert på en god måte ved et snitt i 2D. Det er derfor antatt en tilsvarende fordeling av aktive og passive soner som for analyse 1b i Plaxis 2D. Dette vil kun være en tilnærming siden hovedspenningsretningene fra 3D-modellen trolig vil variere i y-retning.

5.2.1 Resultater fra analyse 1b

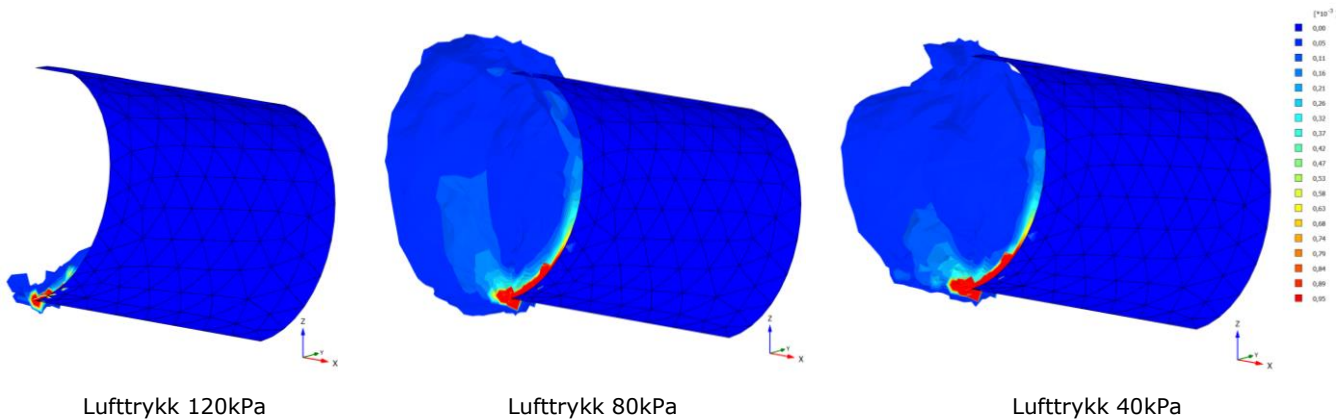
Resultatene er hentet fra to snitt: A-A* og B-B* (Figur 50). Snitt A-A er et vertikalsnitt tatt i z-x-planet ved $y=0,1\text{m}$. Snitt B-B* er et horisontalsnitt i y-x-planet tatt ved dybde $z=-8\text{m}$. Snittene har som hensikt presentere de romlige resultatene enklere.



Figur 50. Plassering av vertikalsnitt A-A* og horisontalsnitt B-B* i Plaxis 3D.

Inkrementelle skjærtøyninger

Figur 51 viser de inkrementelle skjærtøyningene, $\Delta\gamma_s$, fra analyse 1b i Plaxis 3D. Ved et lufttrykk på 120kPa oppstår det mindre tøyninger ved frontens nedre rørvegg, samt større tøyninger som er konsentrert i enkelte punkter. Ved et lufttrykk på 80kPa har mindre tøyninger forplantet seg inn i leiren foran røråpningen. Større tøyninger er fortsatt konsentrert ved bunnen av rørtverrsnittet, men brer seg oppover langs rørtverrsnittet ettersom lufttrykket synker. Det blir ikke observert tøyninger andre steder i modellen enn det som er vist i Figur 51.



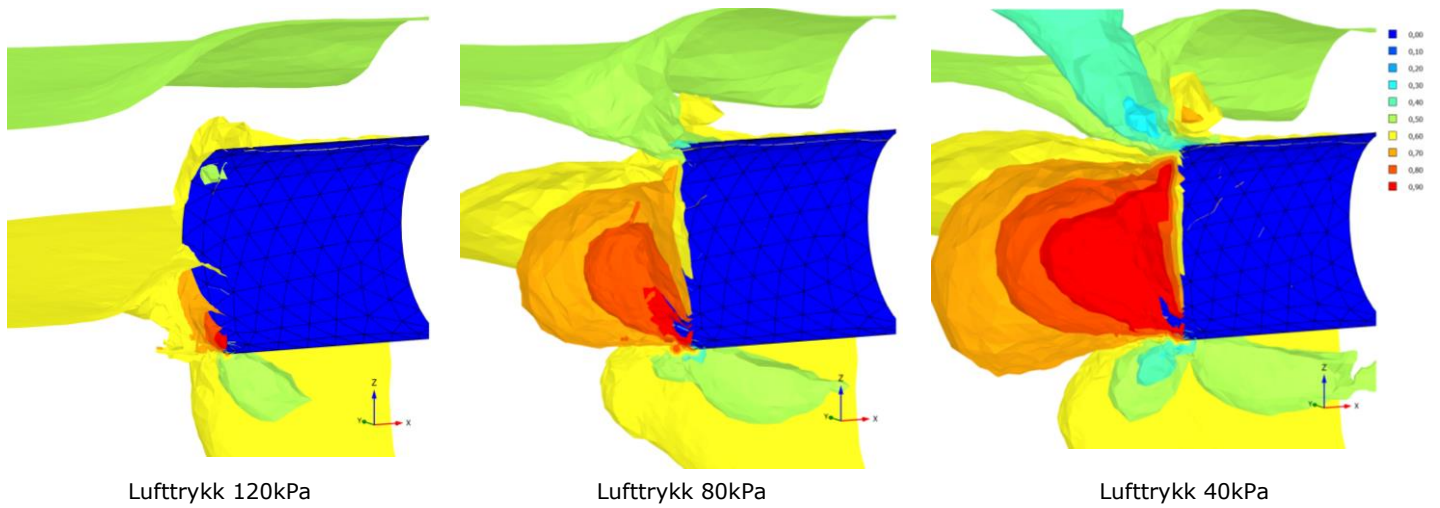
Figur 51. Inkrementelle skjærtøyninger fra analyse 1b i Plaxis 3D.

Relativ mobilisert skjærstyrke

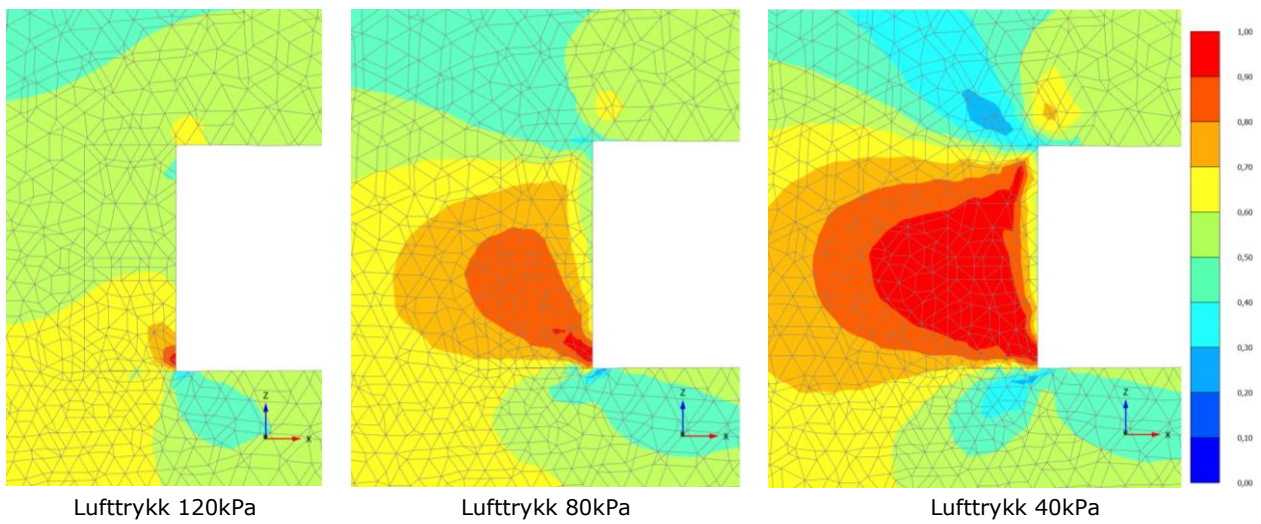
I Figur 52 er den relative mobiliserte skjærstyrken for analyse 1b illustrert i Plaxis 3D. Figuren viser hvordan spenningene fordeler seg rundt fronten av rørtverrsnittet. Ved et lufttrykk på 120 kPa er kun et mindre område ved rørets nedre hjørne mobilisert med 0,7-0,9. Ettersom lufttrykket synker brer området seg lenger inn i leiren og opp foran røråpningen. Ved et lufttrykk på 80 kPa har et område med en mobiliseringsgrad på 0,8 bredt seg 1,5m inn i leiren. En mindre sone med full mobilisert skjærstyrke har oppstått ved rørets nedre hjørne. Figur 53 viser en drastisk økning av den fullt mobiliserte skjærsonen når lufttrykket har sunket til 40 kPa. Sonen dekker nå hele røråpningen og strekker seg 2 m inn i kvikkleiren.

En sone ved rørfrentens øvre og nedre hjørne har derimot motsatt utvikling enn resten av leiren; mobiliseringsgraden synker. Dette kommer godt frem i Figur 53 der en blålig sone vokser seg større og mobiliseres mindre ved synkende lufttrykk.

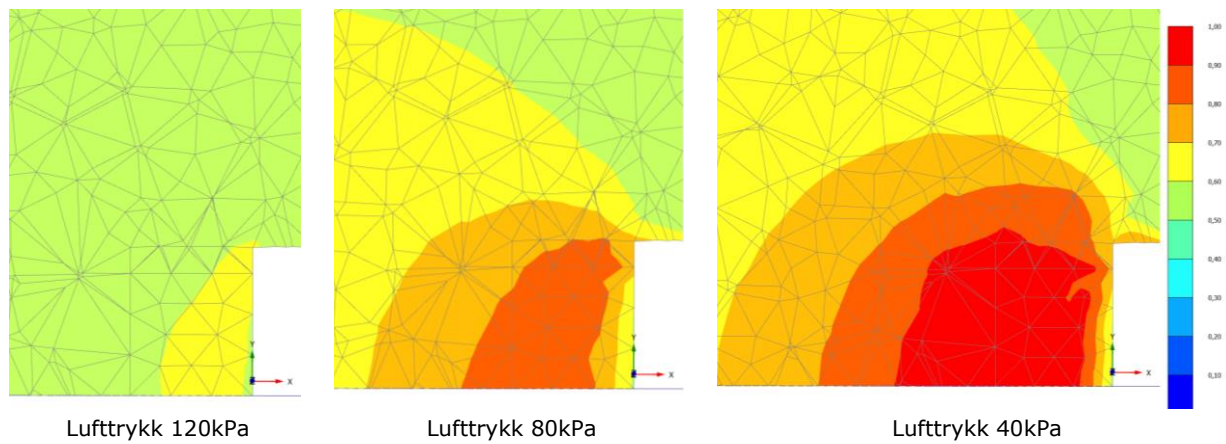
Figur 54 illustrerer den relative mobiliserte skjærstyrken for det horisontale snittet B-B*. Kun halve røret er modellert grunnet symmetri; for å få et bilde av hele rørfrenten speiles figurene om x-aksen. Fra figuren er det tydelig at de mobiliserte sonene brer seg fra rørveggen ut i en ellipseformet fordeling foran røråpningen. Massene nærmest senteret av røråpningen er lite mobilisert og er omringet av masser med høyere mobilisert skjærkapasitet.



Figur 52. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 1b i Plaxis 3D.



Figur 53. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 1b i Plaxis 3D, snitt A-A*.

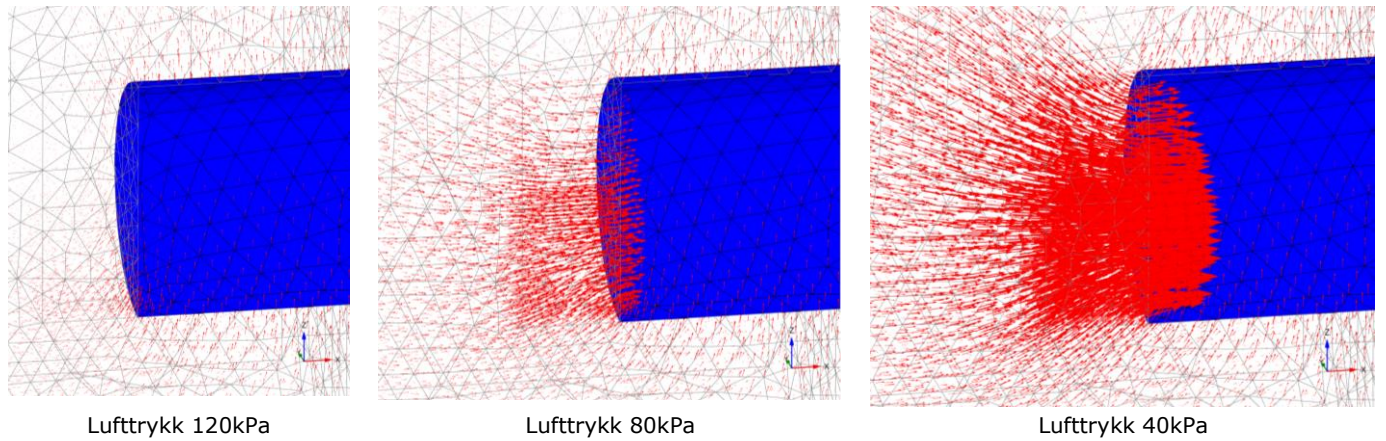


Figur 54. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 1b i Plaxis 3D, snitt B-B*.

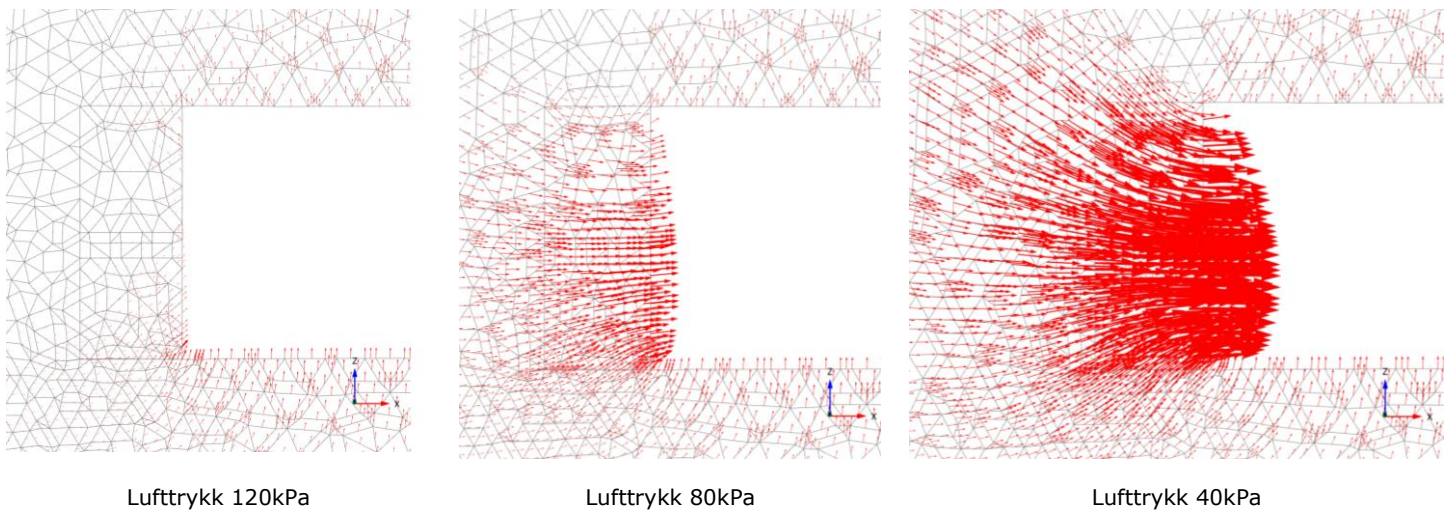
Total forskyvning

Total forskyvning for analyse 1b i Plaxis 3D er vist i Figur 55. Røret forskyves litt over 1mm oppover, som samsvarer godt med resultatene fra Plaxis 2D. Ved et lufttrykk på 120 kPa er det generelt små forskyvninger i massene rundt røret. Forskyvningene øker ettersom lufttrykket synker og rettes innover mot røråpningen. Ved et lufttrykk på 80 kPa og 40 kPa er den største totale forskyvningen på henholdsvis 2,7 mm og 7,3 mm. Fra Figur 56 er det tydelig at de største deformasjonene oppstår i leiren foran røråpningen. Disse forskyvningene forplanter seg innover, samt oppover i leiren og avtar oppover mot terrengoverflaten.

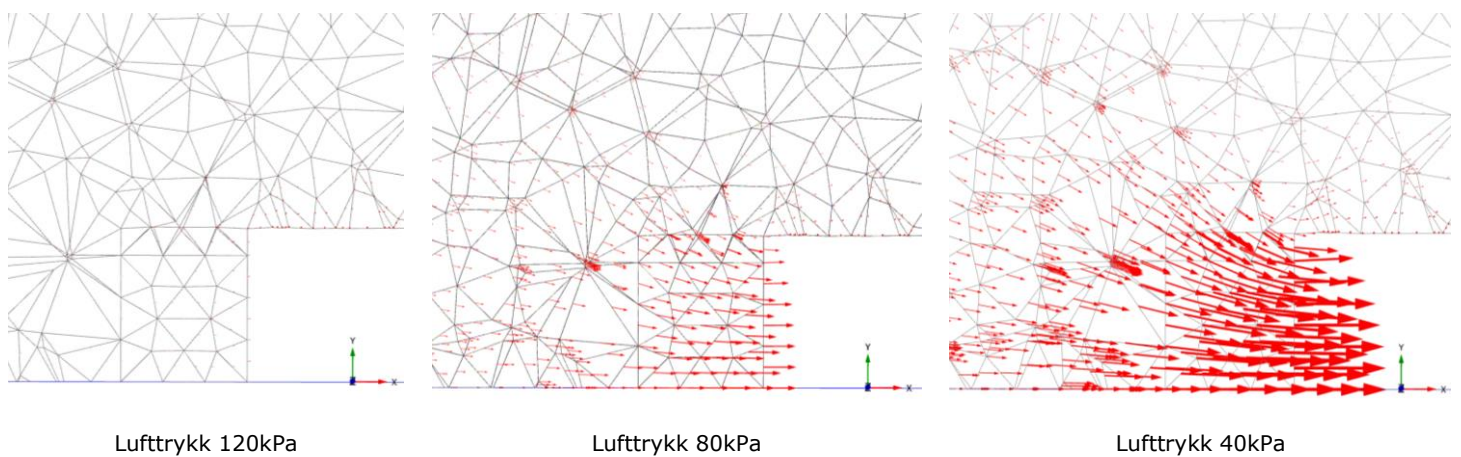
En annen observasjon er at de største forskyvningene opptrer rett under senteret av røråpningen, se Figur 56. Forskyvningen av leiren inn i røret avtar nærmere rørveggen både i snitt A-A* og B-B*.



Figur 55. Total forskyvning ved analyse 1b i Plaxis 3D.



Figur 56. Total forskyvning ved analyse 1b i Plaxis 3D, snitt A-A*.



Figur 57. Total forskyvning ved analyse 1b i Plaxis 3D, snitt B-B*.

5.2.2 Resultater fra analyse 2a

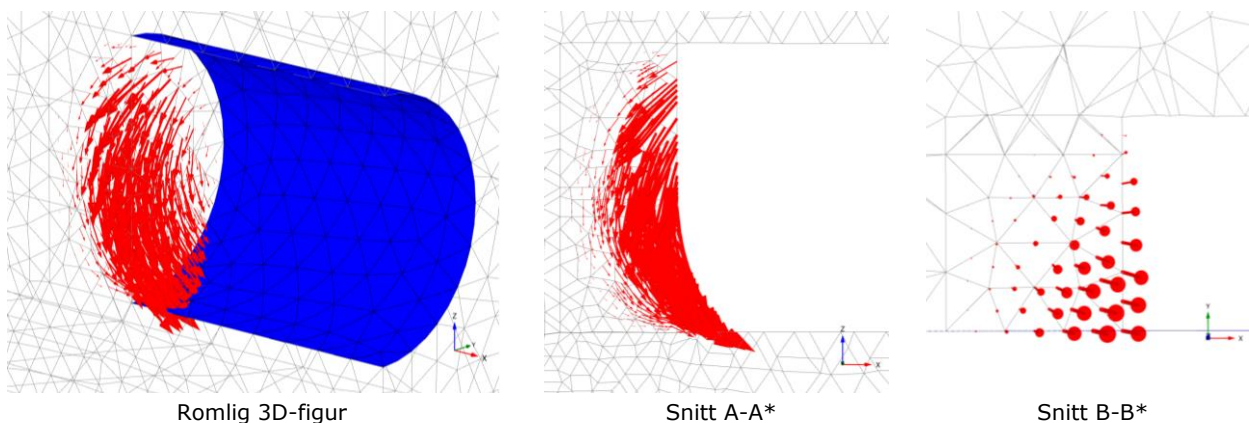
Analyse 2a er utført med en omrørt sone som dekker hele rørtverrsnittet og som strekker seg 1 m inn i leirelaget. Basert på resultatene fra analyse 1b er det valgt å utføre analyse 2a med lufttrykkene 70 kPa, 60 kPa og 50 kPa. Ved disse lufttrykkene utviklet det seg en betydelig sone med fullt mobilisert skjærkapasitet. Derfor er det fysisk modellert inn en omrørt sone, med en konservativ størrelse, som dekker hele rørfrontens tverrsnitt. Den omrørte sonen har en svekket skjærstyrke og har som hensikt å etterligne kvikkleirens softening-egenskaper.

Kollaps i beregningsfasene

Resultatene fra analyse 2a viser at beregningsfasene ved de gitte lufttrykkene ikke ble fullført. Dette var forventet da tilsvarende analyse i Plaxis 2D heller ikke ble fullført. I fasen der den svekkede omrørte sonen aktiveres, blir skjærstyrken i sonen trinnvis redusert til ønsket styrke er nådd. Beregningsfasen klarte kun å fullføre deler av denne reduksjonen før jordvolumet kollapset inn i røråpningen. Samtlige faser fullførte til $M_{stage}=0,87$ før kollaps inntraff.

Bruddfigur og total forskyvning

Figur 58 viser den totale forskyvning ved analyse 2a. Det kommer tydelig frem fra figuren at det har blitt dannet en sirkulær bruddflate som strekker seg over hele den omrørte sonen. Til venstre i figuren ser man en romlig 3D-figur som viser både retning og relativ størrelse på forskyvningene. I snitt A-A* ser man den tydelige sirkulære bruddformen; øverst i tverrsnittet blir massene presset sammen, mens massene ved bunnen forskyver seg inn i røråpningen. Til høyre i figuren er den totale forskyvningen i snitt B-B* illustrert. Her kommer det tydelig frem at de største forskyvningene skjer nærmest rørets sentrum og avtar utover mot rørveggen. Bruddfiguren for analyse 2a i Plaxis 3D vil med andre ord være formet som et kulesegment.



Figur 58. Total forskyvning ved analyse 2a i Plaxis 3D.

5.2.3 Resultater fra analyse 2b

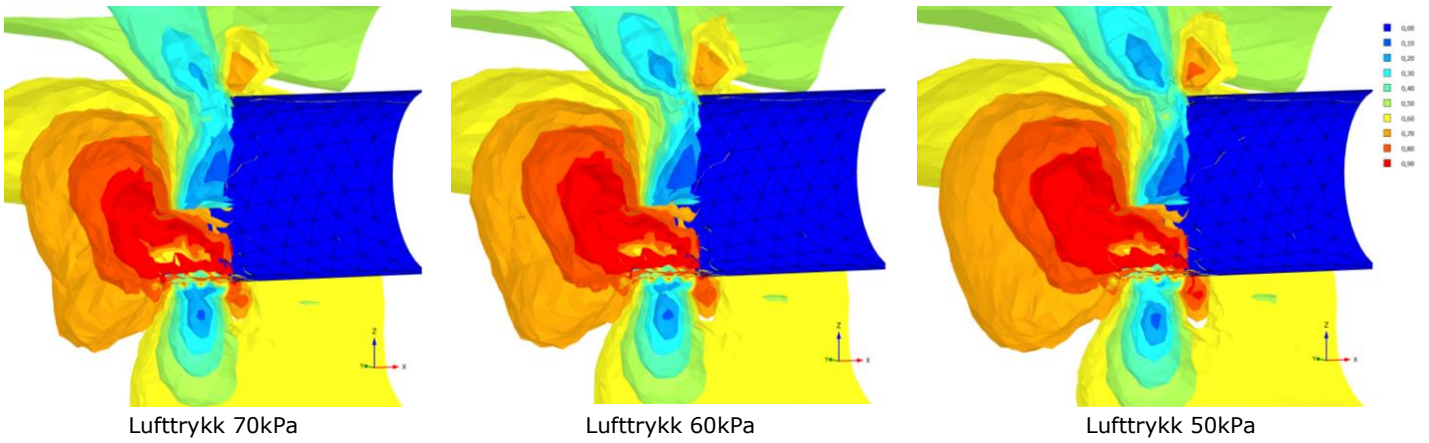
Analyse 2b er utført med en omrørt sone utformet som en kvart sirkel med en radius på 1m. Sonen er plassert foran rørtverrsnittets nedre halvdel, se kapittel 4.2.1 for en mer detaljert beskrivelse av sonens utforming. Basert på resultatene fra analyse 1b er det valgt å utføre analyse 2b med et lufttrykk på 70 kPa, 60 kPa og 50 kPa. Ved disse lufttrykkene utviklet det seg en betydelig sone med fullt mobilisert skjærkapasitet. En potensiell omrørt sone er modellert for å etterligne betydningen av kvikkleirens softening-egenskaper i det aktuelle området.

Relativ mobilisert skjærstyrke

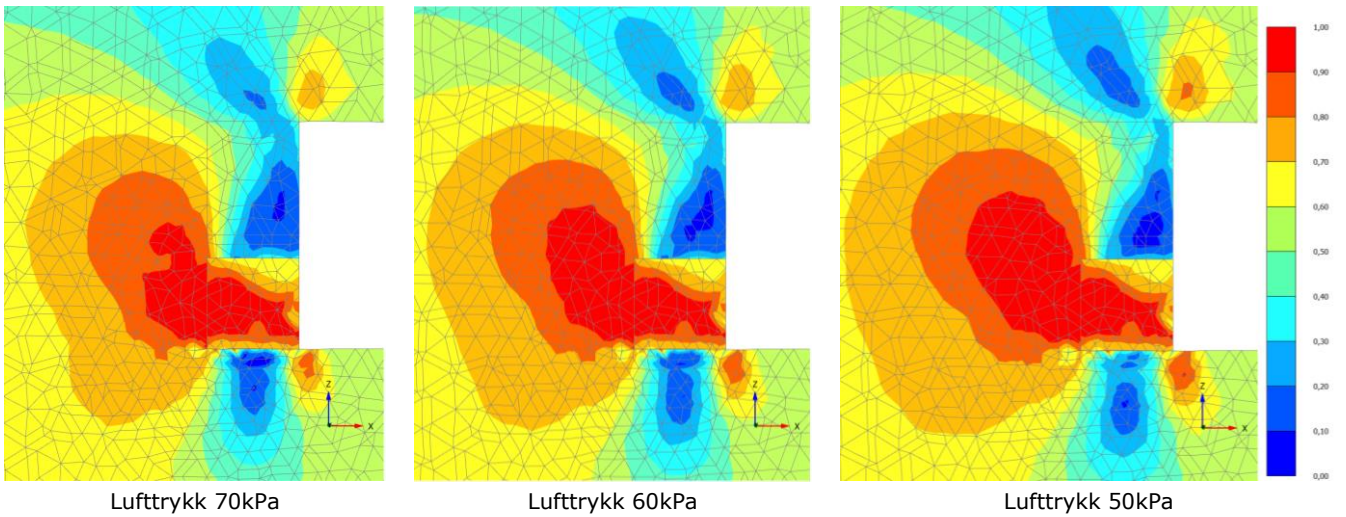
Figur 59 viser den relative mobiliserte skjærstyrken ved analyse 2b i Plaxis 3D. Figuren viser at store områder av den omrørte sonen er fullt mobilisert. En større sone med fullt mobilisert skjærfasthet brer seg inn i leiren bak den omrørte sonen. Det er kun små endringer som skiller figurene når lufttrykket i røret synker; den mobiliserte sonen brer seg lenger inn i leiren og øker i volum.

Kvikkleiren over den omrørte sonen har full styrke og er lite mobilisert. Et tilsvarende område med lite mobilisert skjærstyrke brer seg fra rørtverrsnittets hjørner og innover i leiren. Disse sonene kommer godt frem i Figur 60 og er tilnærmet tilsvarende som i Plaxis 2D.

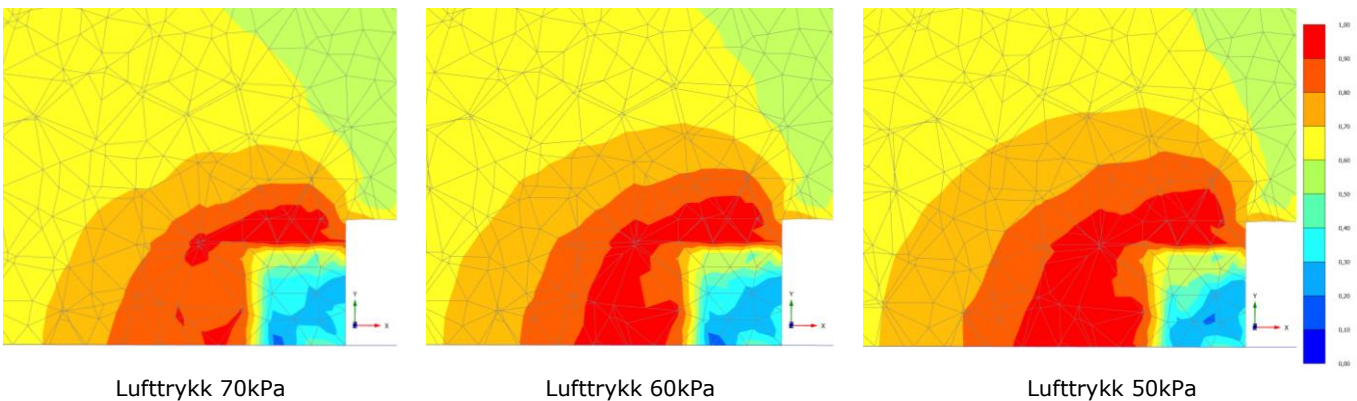
Figur 61 illustrerer hvordan den mobiliserte skjærspenningen fordeler seg i snitt B-B*. Snittet ligger i overgangen mellom den omrørte sonen og kvikkleiren. Det er et tydelig markant skille mellom en lite mobilisert sone og en større sone med full mobilisering av skjærkapasiteten. Sistnevnte sone har en bueformet fordeling som spenner fra rørvegg til rørvegg i tverrsnittet. Den fullt mobiliserte sonen strekker seg med andre ord rundt den mindre mobiliserte leiren; en tydelig 3D-effekt illustreres.



Figur 59. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 2b i Plaxis 3D.



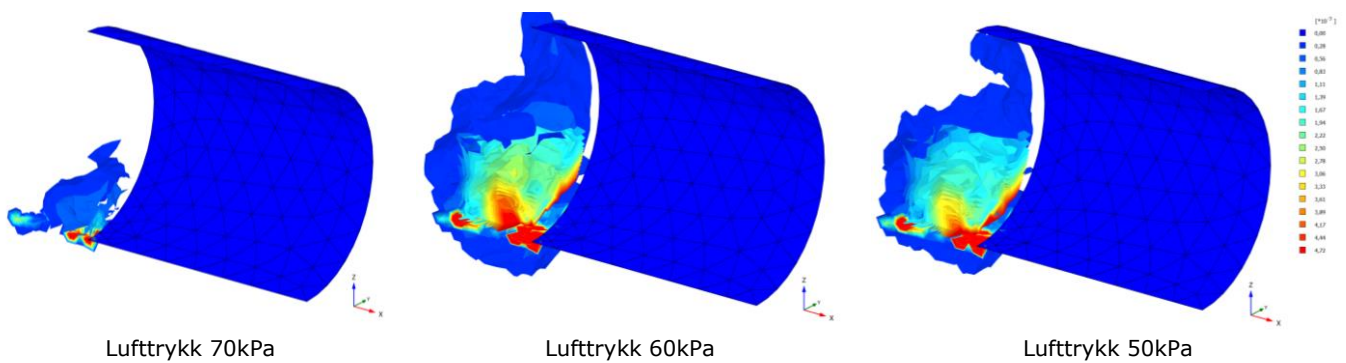
Figur 60. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 2b i Plaxis 3D, snitt A-A*.



Figur 61. Relativ mobilisert skjærstyrke for analyse 2b, snitt B-B*.

Inkrementelle skjærtøyninger

Figur 62 viser de inkrementelle skjærtøyningene for analyse 2b ved et lufttrykk på 70kPa, 60kPa og 50kPa. Det observeres en utbredelse av høyere tøyninger i den omrørte sonen ettersom lufttrykket i røret synker. De største opptredende skjærtøyningene finner man langs modellens nedre rørtverrsnitt. Ved et lufttrykk på 70kPa observeres det mindre tøyninger i et avgrenset område på rørtverrsnittet. Ved et lufttrykk på 60 kPa har høyere tøyninger bredt seg innover i den omrørte sonen, samt oppover langs rørtverrsnittet.

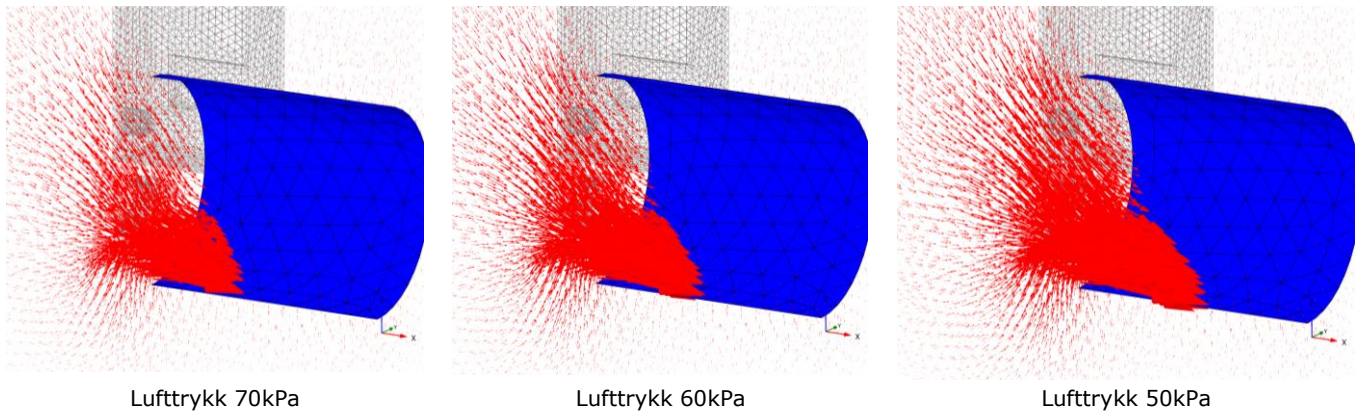


Figur 62. Inkrementelle skjærtøyninger for analyse 2b i Plaxis 2D.

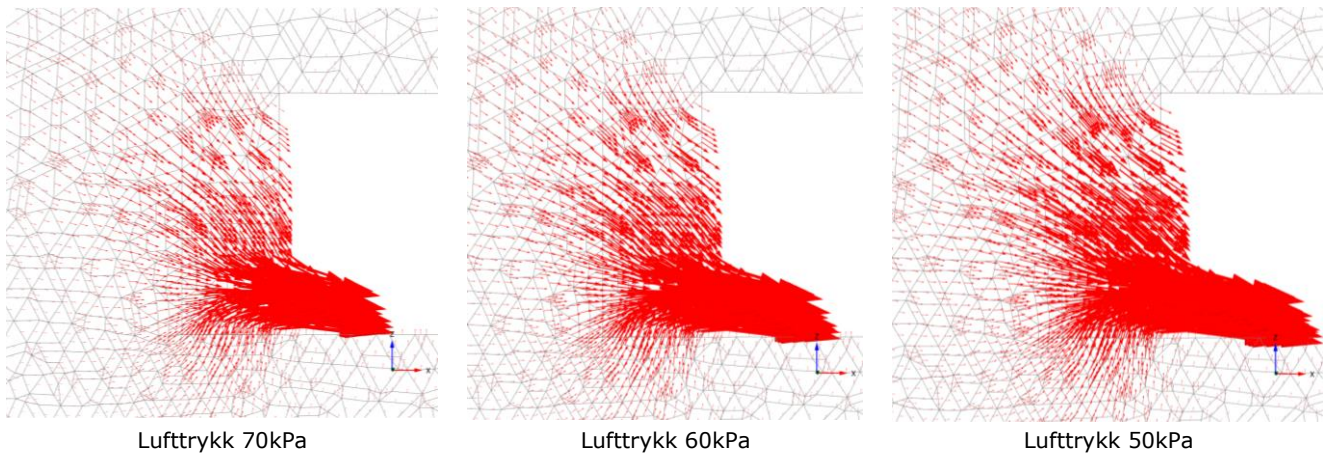
Total forskyvning

Figur 63 viser den totale forskyvningen ved analyse 2b i Plaxis 3D. Det er tydelig fra figuren at det er størst forskyvninger i den omrørte sonen, der forskyvningene er rettet innover mot rørråpningen. Det er i tillegg relativt store forskyvninger av leiren over den omrørte sonen. Ved et lufttrykk på 60kPa har enkelte punkter i den omrørte sonen forskjøvet seg 28mm inn i rørråpningen, mens leiren over har forskjøvet seg 7mm. Det klare hoppet i forskyvning er som forventet ettersom den omrørte sonen har betydelig lavere skjærfasthet og har mindre motstand mot deformasjoner. I Figur 64 kommer denne forskjellen godt frem.

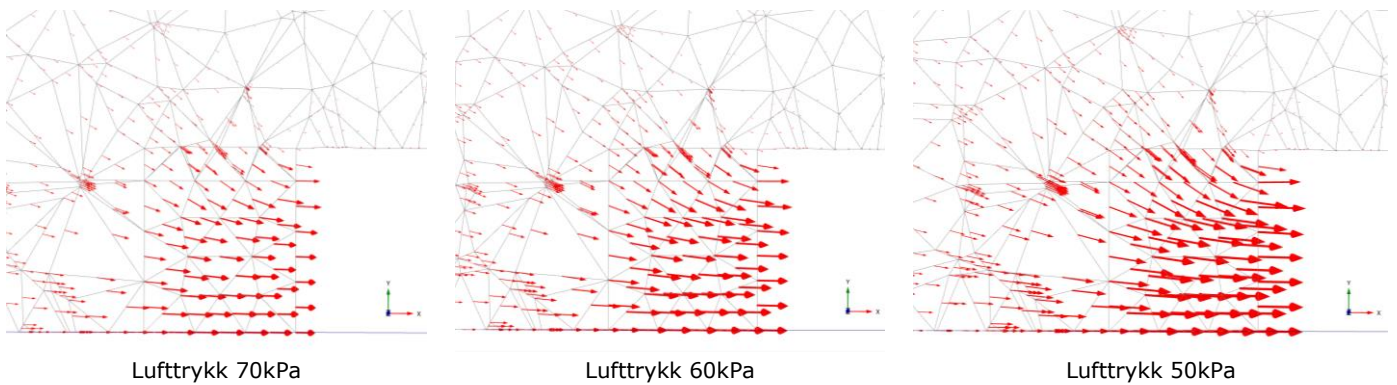
Det observeres at leiren rundt rørråpningen får en bevegelse nedover inn mot rørråpningen. Ved bunnen av røret beveger leiren seg i tillegg fra oppover mot den omrørte sonen (som er på vei inn i rørråpningen). Det at den omrørte sonen glir inn i røret aktiverer med andre ord store deler av kvikkleiren rundt, og skaper lokale deformasjoner i leiren rundt rørråpningen. I Figur 65 ser man også tydelig at leiren har en forskyvning som er rettet inn mot rørråpningen.



Figur 63. Total forskyvning for analyse 2b i Plaxis 3D.



Figur 64. Total forskyvning for analyse 2b i Plaxis 3D, snitt A-A*.



Figur 65. Total forskyvning for analyse 2b i Plaxis 3D, snitt B-B*.

Kapittel 6

Diskusjon og tolkning av resultater

I dette kapitlet er det først valgt å diskutere ulike utfordringer knyttet til modellering av kvikkleire i Plaxis. Materialmodellene vil bli vurdert hvor godt de er egnet for modellering av et sensitivt og anisotropisk materiale. Dette er for å underbygge resultatene som vil bli diskutert og vurdert i delkapittel 6.2 og 6.3. De aktuelle problemstillingene rundt modellering av den omrørte sonen vil også bli kort presentert og diskutert. Resultater som beskriver deformasjoner, skjærtøyninger og mobiliserte skjærspenninger må tolkes og diskuteres for å kunne si noe mer om nødvendig lufttrykk. Til slutt vil en rekke usikkerheter og feilkilder bli diskutert.

6.1 Utfordringer knyttet til modellering av kvikkleire

Dette delkapitlet omhandler en diskusjon av utfordringer som har oppstått ved modellering av kvikkleire. Materialet har en kompleks oppførsel med en særegen sprøbruddegenskap og anisotrope skjærfasthet. Sprøbruddeffekten kan føre til at en lokal overbelastning i materialet forplanter seg og utløser en kjedereaksjon. Fullt utviklede glideplan kan dermed utvikles selv om den beregnede stabiliteten i utgangspunktet var god (Schanche og Haugen, 2014). For den aktuelle modelleringen av frontstabiliteten ved rørpresing i kvikkleire, vil det være essensielt å modellere sprøbruddeffekten på en realistisk måte. For å fange opp disse egenskapene har analysene blitt gjennomført med to ulike materialmodeller; Mohr Coulomb og NGI-ADP. Det understrekes at materialparameterne knyttet opp mot skjærstyrken er redusert etter anbefaling fra NVEs kvikkleireveileder (2014), for å unngå at materialet skal nå maksimal fasthet. Diskusjonen i dette delkapitlet tar for seg hvordan materialmodellene vil fungere for kvikkleire, samt deres svakheter.

6.1.1 Materialmodeller for modellering av kvikkleire

NGI-ADP

I enkelte av analysene er det er valgt å bruke materialmodellen NGI-ADP for kvikkleiren, som differensierer mellom den aktive, passive og direkte skjærstyrken til materialet. Problemet er at materialmodellen ikke tar hensyn til tapet av fastheten etter at maksimal fasthet er nådd, og den karakteristiske sprøbruddeffekten er dermed ikke tatt høyde for. Dette gjenspeiles i resultatene fra analysene der det aktive bruddet er modellert. Analysen viser et stort område foran røret som har full mobilisert skjærfasthet, men som

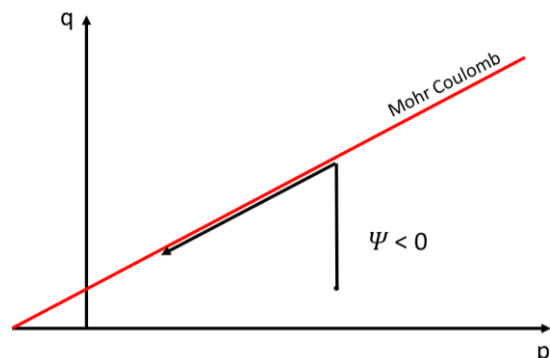
fortsatt ikke har kollapset. Grunnen til dette er at det har dannet seg en propp i fronten av røret: materialet med fullt mobilisert skjærstyrke er plastifisert, men beholder maksimal fasthet ved videre tøyning. Ved videre belastning vil naboelementene mobilisere mer fasthet, og kreftene omfordele seg i jorden. Dette er ikke en realistisk oppførsel for kvikkleire, som vil miste sin maksimale fasthet ved videre tøyning.

En grunn til at NGI-ADP egner seg for å modellere kvikkleire er materialmodellens anisotropiske parametere. Anisotropi betyr at materialet har ulike egenskaper i forskjellige retninger. Dette er en konsekvens av blant annet materialets oppbygging, der partikler og molekyler er orientert i en bestemt retning. Anisotropien er konstant for et materiale og er dermed uavhengig av problemstilling eller anvendelse. Den udrenerte skjærfastheten i leire vil variere ut ifra retningen på tøyningssendringen i forhold til retningen på in-situ spenningen, og er dermed anisotrop. Lagringsstrukturen for leirmineralene vil også påvirke skjærfasthetens størrelse ved tøyningssendringer. Mobilisering av skjærfasthet langs en kritisk glideflate er med andre ord avhengig av flatens geometri og helning.

Mohr Coulomb med negativ dilatansvinkel

Som et alternativ til modelleringen av kvikkleire ble materialmodellen Mohr Coulomb brukt i analysen for det aktive bruddet. Mohr Coulomb tar ikke hensyn til anisotropi i materialet og har en konstant skjærfasthet uavhengig orientering av hovedspenningene. I analyse 1 er det modellert en situasjon der et aktivt brudd vil inntreffe ettersom det stabiliserende trykket i røret synker. Den aktive styrken i leiren (S_u^A) er den høyeste skjærfastheten til materialet og vil ha tilnærmet lik verdi som maksimal skjærfasthet ved Mohr Coulomb. Det vil derfor være lite som skiller mobiliseringen av skjærfastheten ved materialmodellene NGI-ADP og Mohr Coulomb i det aktive området rundt rørfrenten. Jorden vil aktivere samme styrke og et eventuelt brudd vil oppstå ved et tilnærmet likt lufttrykkstrinn.

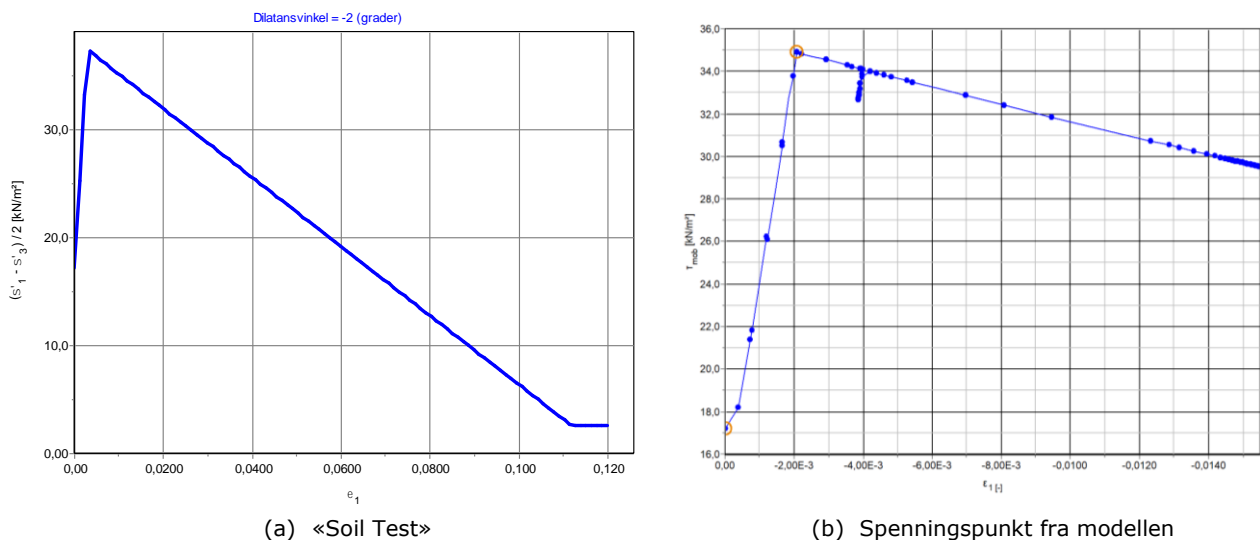
I likhet med NGI-ADP, inkluderer ikke Mohr Coulomb i utgangspunktet strain-softening, slik som man ideelt vil ta høyde for ved modellering av kvikkleire. Det er likevel mulig å bruke Mohr Coulomb til å modellere materialet slik at skjærstyrken minker ved videre tøyninger utover maksimal skjærfasthet. Dette kan gjøres ved å sette en negativ dilatansvinkel; materialet vil oppføre seg kontraktant ved plastiske tøyninger. Når man kjører en udrenert analyse vil det ikke være mulig med endringer av volumtøyningene; summen av de elastiske og plastiske volumtøyningene er konstant. For å opprettholde denne likevekten vil en negativ dilatansvinkel resultere i minkende spenninger (q) ved videre belastning i det plastiske området. Dette kommer godt frem ved et q - p' -diagram:



Figur 66. Spenningsstien ved en udrenert analyse med negativ dilatansvinkel.

Når et gitt punkt har nådd maksimal fasthet (Mohr Coulomb-taket i Figur 66) vil materialet merke en reduksjon av styrken som en konsekvens av den negative dilatansvinkelen.

Det er ønskelig å analysere enkelte punkter i den aktuelle modellen for å undersøke om softening-effekten kan detekteres. Det er derfor valgt ut et spenningspunkt A i modellen langs en tenkelig bruddflate med store skjærtøyninger, $(x,y) = (11.8, -8.9)$. Punktet er valgt ut basert på resultatene tidligere presentert for analyse 1b. Til høyre i Figur 67 er den mobiliserte skjærspenningen i punkt A tegnet opp mot tøyningen ε_1 . Figuren illustrerer hvordan skjærspenningene i punktet utvikler seg ettersom tøyningene øker. Det observeres at spenningene øker jevnt til det treffer toppunktet til grafen: maksimal skjærfasthet i punktet er nådd og det går over i det plastiske området ved videre tøyning. Herfra ser man at skjærspenningene minker til tross for høyere tøyninger. Dette illustrer hvordan spenningspunktet i modellen påvirkes av den negative dilatansvinkelen og opplever en strain-softening.



Figur 67. (a) «Soil Test» utført på leirmaterialet modellert i Plaxis 2D. (b) Utviklingen av mobilisert skjærspenning med hensyn på tøyninger i punkt A (Plaxis 2D).

Det er i tillegg utført en «Soil Test» på leirmaterialet fra Plaxis, vist til venstre i Figur 67. Her ble initialspenningene til punkt A brukt og en udrenert triaksialtest kjørt. I figuren finner man igjen den samme utviklingen av skjærspenninger som for spenningspunktet A i Plaxis-modellen. Soil Testen er kjørt til en høyere verdi av tøyninger og viser den residuale fastheten til materialet (helt til høyre i grafen der den flater ut). Ideelt sett skulle skjærspenningen vært tegnet opp mot den totale skjærtøyningen i punktet for å kunne trekke en direkte sammenheng mellom verdiene i figurene. Grunnet begrensninger i Plaxis er dette altså ikke en mulighet, og tøyningsverdien i punktet er derfor heller presentert med ε_1 .

Observerer man utviklingen av den relative mobiliserte skjærfastheten i punkt A, ser man at punktet når mobiliseringsgrad på 1,0 (maksimal skjærfasthet) mellom et lufttrykk på 120-110kPa. Det er viktig å poengtere at selv om mobiliseringsgraden forblir 1, vil ikke den maksimale skjærfastheten forbli den samme; styrken vil synke ved videre reduksjon av det stabiliserende lufttrykket i røret.

6.1.2 Modellering av en omrørt sone i kvikkleire

I analysene oppstår det generelt store deformasjoner ved lave lufttrykkstrinn uten at jorden kollapser. De store deformasjonene representerer ikke en realistisk oppførsel av kvikkleire; et større område har nådd maksimal skjærfasthet uten at et brudd har inntruffet. Ved 60 kPa stabiliserende trykk i analyse 1b har leiren forskjøvet seg hele 13mm og buler inn i røret. Her er det meste av materialet ved rørfrenten fullt mobilisert, men med både en høy kohesjon og maksimal fasthet vil jorden i modellen være stabil. I realiteten vil en slik sone være delvis omrørt og ha mistet mye av sin maksimale fasthet og styrke. Som tidligere diskutert vil ikke NGI-ADP ta hensyn til kvikkleirens strain-softening, og et brudd vil inntreffe ved et lavere lufttrykk enn i virkeligheten.

En løsning på det aktuelle problemet er å modellere en omrørt sone i front av røret med lavere skjærstyrke enn resten av jorden. Geometrien til en omrørt sone vil i realiteten variere med hensyn på utbredelsen av punkter med fullt mobilisert skjærstyrke. Derfor vil også geometrien til den omrørte sonen i realiteten variere fra de ulike lufttrykkstrinnene. For å forenkle problemstillingen var en konservativ sone på 1m inn i jorden og 1 m opp foran rørtverrsnittet valgt.

En kilde til problemer er den skarpe overgangen mellom skjærfastheten til den omrørte sonen og resten av kvikkleiren. I Plaxis er det ikke mulig å legge inn en gradvis overgang mellom materialenes skjærfasthet. Den modellerte omrørte sonen vil derfor brått få en lavere styrke enn resten av materialet i modellen, mens det i realiteten vil bygges opp en overgangssone med gradvis redusert skjærfasthet. Dette fører blant annet til store forskjeller i deformasjoner mellom den omrørte og intakte kvikkleiren.

6.2 Diskusjon av resultater fra Plaxis 2D

6.2.1 Diskusjon av resultater fra analyse 1

Hensikten med analyse 1 er å bestemme nødvendig lufttrykk i røret for å holde jorden ved fronten stabil. Dette innebærer å analysere hvordan materialet responderer ved ulike lufttrykkstrinn. I dette delkapittelet vil det være relevant å diskutere hvordan Plaxis-resultatene kan tolkes, samt hvilke krav som må settes for en konservativ tolkning.

Tolkning av resultater

Som tidligere nevnt indikerer hovedspenningsretningene aktive og passive soner i jorden. Det vil være relevant å ta orienteringen av hovedspenningsretningene i betraktning når den anisotrope materialmodellen NGI-ADP blir brukt i analysene. Materialet vil da ha en gitt skjærstyrke med hensyn på hovedspennings orientering. Ved bruk av Mohr Coulomb i analysene vil styrken til jorden være isotrop og dermed uavhengig hovedspenningsretningene. Dette er en av årsakene til at fordelingen av den relative mobiliserte skjærspenningen tilsynelatende varierer fra analyse 1a til analyse 1b. I analyse 1a ser man et større område med full mobilisering, $\tau/S_u^A = 1$, enn ved analyse 1b. Dette gjelder blant annet på oversiden av rørets øvre hjørne. Forklaringen ligger i at området er en passiv sone og at maksimal mobilisering er $\tau_{mob} = \tau/S_u^A = S_u^P/S_u^A = 0,35$.

Ved bruk av Mohr Coulomb i analyse 1a ser man allerede ved 90 kPa lufttrykk konturen av et begynnende skjærbånd og bruddflate. Ved videre reduksjon av lufttrykket ser man at mønsteret utvider seg og en klarere potensiell bruddflate kommer til syne. Ved en udrenert analyse i et jordtrykksproblem vil en bruddflate dannes med en vinkel på 45° (null friksjon grunnet luft som stabiliserende medium). Samme vinkel observeres i figuren med inkrementelle skjærtøyninger ($\Delta\gamma_s$) ved lavere verdier av lufttrykket. Selv om leiren ikke går til brudd i Plaxis, vil mønsteret som skjærtøyningene danner gi et bilde på potensielle bruddmekanismer. Ved bruk av NGI-ADP i analyse 1b observeres det et mer diffust skjærtøyningsmønster. Dette henger igjen sammen med materialmodellens grunnleggende oppbygning med anisotrope skjærparametere.

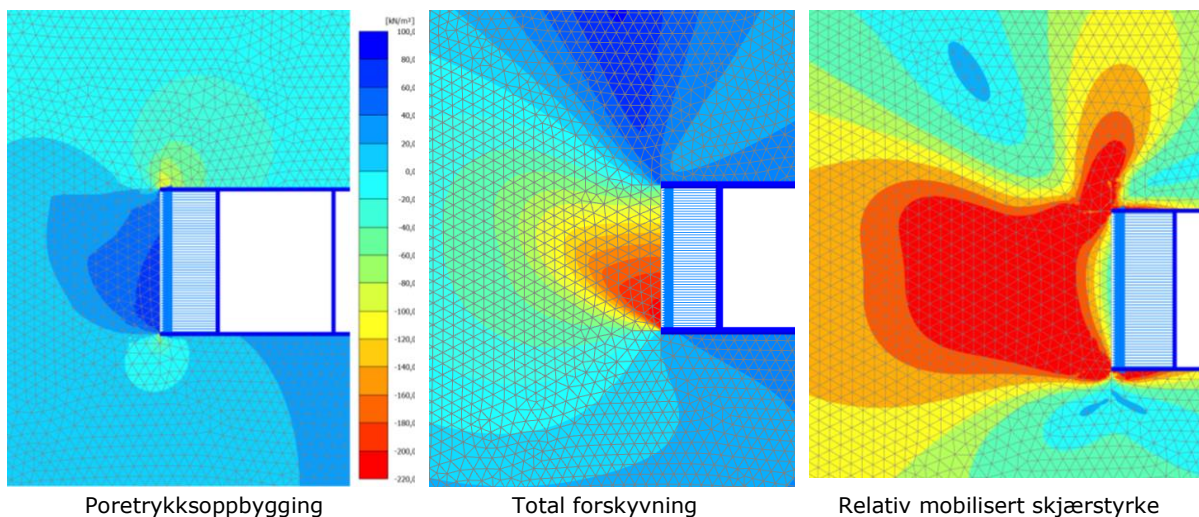
I analysene observeres det også relativt store deformasjoner av leiren foran røråpningen ved lave lufttrykkstrinn. Ved bruk av Mohr Coulomb som materialmodell vil ikke alltid resultatene gi et realistisk bilde av deformasjonene som oppstår. Mohr Coulomb er en enkel modell som opererer med kun én stivhet. Ut ifra valgt stivhet for materialet kan deformasjonene enten bli over- eller underestimert. I virkeligheten vil stivheten til leiren variere med tøyningen, noe Mohr Coulomb ikke har muligheten til. Materialmodellen NGI-ADP tar derimot høyde for den varierende stivheten til leiren ved at stivheten er spenningsavhengig. Resultatene fra analyse 1b vil dermed være mer troverdige, sammenlignet med analyse 1a og 1c der Mohr Coulomb er brukt.

Resultatene fra analyse 1b gir lokale deformasjoner på 9mm rundt røråpningen ved et lufttrykk på 80 kPa. Terrengoverflaten forskyves samtidig nesten 5 mm som en respons på de lokale deformasjonene rundt røret (8 m ned i bakken). Deformasjonene ved Mohr Coulomb gir noe høyere verdier, men forskjellene er relativt små. Det er ønskelig å minimere forskyvningene av terrengoverflaten grunnet potensielle skader på nærliggende bygg og infrastruktur. Resultatene viser at deformasjonene ved overflaten minker ved

høyere stabiliserende lufttrykk i røret. Starttrykket på 140 kPa er tilnærmet lik initial horisontaltrykk i kvikkleiren ved røråpningen. Det vil være naturlig å anta tilnærmet null deformasjon ved dette lufttrykkstrinnet. Deformasjonene av overflaten på 3 mm vil derfor i all hovedsak skyldes den påsatte terrenglasten på 10 kPa. Jorden under røret får derimot en oppdrift grunnet utgravning av massene i røret (avlastning). I enkelte områder er hevelsen og kompresjonen av jorden tilnærmet like store, og forskyvningen av terrengoverflaten tilnærmet lik null.

Poretrykks innvirkning på stabiliteten

Som tidligere presentert i resultatkapittelet er det en klar sammenheng mellom opptredende poretrykk, deformasjonsmønster og mobilisert skjærspenning. I den aktuelle analysen blir lufttrykket gradvis redusert og leiren får en forskyvning inn mot røråpningen. Med andre ord vil leiren foran røråpningen «ekspandere». Ved en udrenert analyse vil ikke en endring av volumtøyninger være mulig, og en slik deformasjon vil føre til et undertrykk i porene. Ved å sammenligne figuren av poretrykksoppbyggingen med figuren av totale forskyvninger, er det tydelig at den største økningen av poretrykket er ved de største opptredende deformasjonene (Figur 68).



Figur 68. Resultater av poretrykksoppbygging (venstre), total forskyvning (midt) og relativ mobilisert skjærstyrke (høyre) ved et lufttrykk på 60kPa for analyse 1a.

Til venstre i Figur 68 ser man at det har dannet seg et underporetrykk på nedsiden av røret. Dette kommer av at leiren under røret har fått en lastreduksjon da massene i røret ble gravd ut. Avlastningen fører dermed til en vertikal forskyvning oppover som videre skaper et undertrykk på nedsiden av røret ved en udrenert analyse. På oversiden av rørets øvre «hjørne» har det derimot dannet seg et poreovertrykk. Dette kan knyttes opp mot aktiveringen av skjærspenninger i samme område. Til høyre i Figur 68 er den relative mobiliserte skjærstyrken presentert for rørfrenten. Figuren viser at leiren har nådd en full mobilisering av skjærstyrken i tilsvarende område som det har dannet seg et poreovertrykk.

En økning av poretrykket vil i utgangspunktet føre til en mindre stabil jord ved en udrenert analyse. Ved pålastning i en udrenert analyse vil den totale spenningsendringen

Kapittel 6. Diskusjon og tolkning av resultater

i jorden fordeles på en endring i poretrykk og effektivspenninger; $\Delta\sigma_{\text{last}} = \Delta\sigma' + \Delta u$. Dannelse av et høyt poretrykk vil med andre ord gå på bekostning av effektivspenningene, som vil føre til en lavere skjærfasthet i leiren. Med tid vil leiren dreneres og poretrykket dissipere. Når poretrykket forsvinner vil effektivspenningene øke og materialet vil gjenvinne sin originale fasthet. Leiren blir med andre ord mer stabil etter at poretrykket er drenert vekk.

I analyse 1 oppstår det et undertrykk som vil gi en reversert prosess enn det som er beskrevet over. Undertrykket i porene vil ha et negativt fortegn men er positivt definert i Plaxis. Når poreundertrykket dissiperer vil effektivspenningene i leiren minke og gå mot en mindre stabil tilstand (med lavere skjærfasthet). For analyse 1 vil med andre ord en drenert situasjon ha høyere sikkerhet mot brudd enn ved en udrenert tilstand. Et strengere krav til minimum lufttrykk vil dermed bli gitt i en drenert analyse (aktivt brudd).

Ved bruk av materialmodellen Mohr Coulomb observeres det et høyere poreundertrykk ved rørfrenten enn ved NGI-ADP. Denne forskjellen ligger i hvordan materialmodellene er bygd opp. Ved Mohr Coulomb er det brukt Udrenert A som baserer seg på effektivspenningsparametere. NGI-ADP er derimot en materialmodell der parameterne kun baserer seg på de udrenerte materialparameterne. Dreneringstypen Udrenert B er brukt for materialet i analyse 1b. Denne dreneringstypen tar utgangspunkt i materialets udrenerte parametere, og estimerer poretrykket indirekte. Dette kan med andre ord føre til ukorrekte beregninger av poretrykket (Plaxis, 2019).

Vurdering av frontstabiliteten

Som tidligere diskutert er utviklingen av den relative mobiliserte skjærstyrken (τ_{mob}) høyst relevant i forhold til stabilitetsvurderinger av kvikkleire. Resultatene fra analyse 1b viser at en fullt mobilisert sone med skjærkapasitet oppstår ved et lufttrykk på 80 kPa. Ved en videre reduksjon av lufttrykket brer sonen seg inn i materialet og faren for et progressivt brudd øker. Med et lufttrykk på 70 kPa har sone med $\tau_{\text{mob}} > 0,9$ bredt seg hele 1,5 m inn i kvikkleiren. Ved en konservativ vurdering av stabiliteten vil det være ønskelig at leiren ikke utvikler en sone med full skjærmobilisering ($\tau_{\text{mob}} = 1$). Et lufttrykk på over 80-90kPa vil derfor sikre mot utviklingen av en omrørt sone ved rørfrenten.

Ved bruk av Mohr Coulomb i analyse 1a viser resultatene at en sone med $\tau_{\text{mob}} = 1$ utvikler seg allerede ved et lufttrykk på 110-120 kPa. Ved bruk av Mohr Coulomb får man dermed mer konservative resultater enn ved NGI-ADP. Ved bestemmelse av nødvendig stabiliserende lufttrykk kan Mohr Coulomb anvendes konservativt, mens NGI-ADP vil gi en mer korrekt representasjon av skjærspenningene.

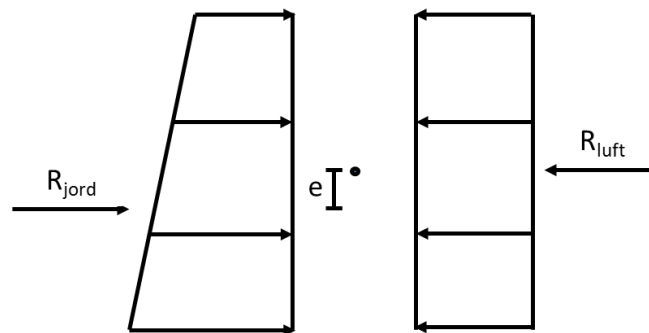
Sammenligner man disse resultatene opp mot håndberegningene, ser man at overslagsberegningen gir et lavere lufttrykk på 91 kPa i forhold til resultatene fra Plaxis. Beregningene fra «the Wedge Stability Model» er utført som en drenert analyse, og kan ikke direkte sammenlignes med de udrenerte analysene fra Plaxis. Modellen gir et nødvendig lufttrykk på 116 kPa, og er noe høyere enn resultatene fra den udrenerte analysen. Beregningene er utført med en redusert vinkel φ for å ta hensyn til kvikkleirens sprøbruddegenskaper, og er dermed konservativ. Dette gir en indikasjon på at en drenert analyse av frontstabiliteten kan gi et høyere krav for minimum stabiliserende lufttrykk.

6.2.2 Diskusjon av resultater fra analyse 2

I dette delkapittelet vil resultatene fra analyse 2 bli vurdert og diskutert. Analyse 2 er utført med hensikt å analysere hvordan leiren responderer ved dannelsen av en omrørt sone. Resultatene viser at det oppstår en lokal bruddform foran rørfronten. En diskusjon rundt disse mekanismene vil derfor stå i fokus i dette delkapittelet.

Likevekt om rørtverrsnittet

For å stabilisere jordtrykket ved rørfronten er det brukt et lufttrykk. Figur 69 illustrerer hvordan de horisontale spenningene er fordelt over rørtverrsnittet. Jordtrykket øker med dybden, mens lufttrykket er uniformt fordelt. For å skape horisontal likevekt må de resulterende kreftene ha samme størrelse, $R_{\text{jord}} = R_{\text{luft}}$. De resulterende horisontale kreftene virker med en eksentrisitet, e , i forhold til hverandre, som skaper et drivende moment mot klokken. Uavhengig av størrelsen på det stabiliserende trykket, vil det dannes et drivende moment grunnet eksentrisiteten.



Figur 69. Horisontale krefter som virker ved rørtverrsnittet: et stabiliserende lufttrykk og et horisontalt jordtrykk.

For å skape momentlikevekt mellom de horisontale kreftene, må det stabiliserende trykket fra innsiden av røret øke med dybden slik som jordtrykket. Luft har ingen egenvekt og vil alltid ha en uniform fordeling. Det er med andre ord nødvendig å bruke et stabiliserende medium med egenvekt for å minimere det drivende momentet. For eksempel ved slam-stabilisering vil trykkfordelingen ha en tilsvarende form som jordtrykket. Grunnet jordens svake styrke i en omrørt sone, vil dette være avgjørende for stabiliteten.

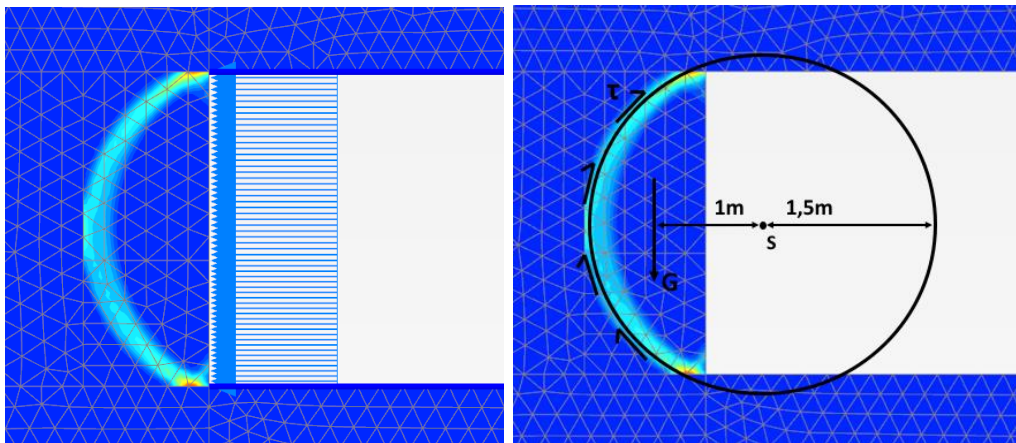
Stabilitetsvurdering av analyse 2a

Analyse 2 er utført med formål å undersøke hvordan bruddmekanismene utvikler seg i forhold til omrørte felt med ulik geometri. Analyse 2a er modellert med en omrørt sone som bredte seg 1m inn jorden og dekket hele rørfronten. Resultatene viste at uavhengig av størrelsen på det stabiliserende trykket, oppsto det et sirkulært brudd i den omrørte sonen. På grunn av den relativt store høydeforskjellen mellom topp- og bunnpunktet i rørtverrsnittet (2,5m), vil materialet i den omrørte sonen kollapse under sin egen vekt.

Kapittel 6. Diskusjon og tolkning av resultater

Som en konsekvens av at den omrørte sonen har for lav styrke i forhold til det drivende momentet, oppstår bruddmekanismen før beregningene i fasen er fullført. I tillegg til jordtrykket vil det virke en drivende kraft fra jordens egenvekt. Ved en enkel overslagsberegning ser man at den omrørte sonen vil kollapse under sin egen vekt:

Drivende krefter:	$G = A * \gamma = 2m^2 * 21kN/m^3 \approx 42 \text{ kN}$
Stabiliserende krefter:	$T = \tau * L = S_u * L \approx 5kPa * 3m = 15 \text{ kN}$
Momentlikevekt:	$M = G * 1m - T * 1,5m \approx 20 \text{ kNm}$



Figur 70. Sirkulær bruddform ved en omrørt sone på 1mx2,5m. Krefter og anslåtte geometriske verdier er vist på figuren til høyre.

Figur 70 illustrerer bruddfiguren og de antatte geometriske målene. Det er tydelig at sonen ikke er i likevekt og at det drivende momentet på jordsegmentet er større enn det stabiliserende. Uavhengig av lufttrykkets størrelse vil den samme bruddmekanismen oppstå når materialparameterne for jorden holdes konstant.

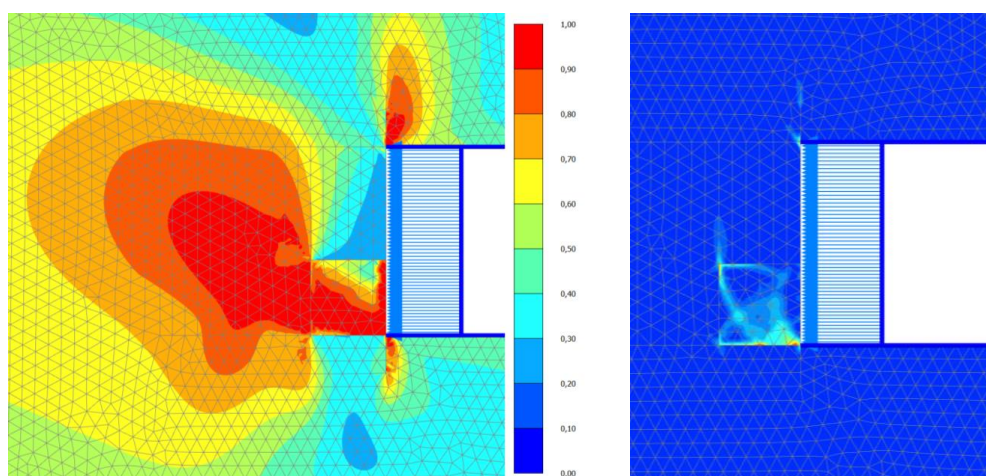
Stabilitetsvurdering av analyse 2b

I resultatene fra analyse 1b ser man at det begynner å utvikle seg en sone med fullt mobilisert skjærstyrke ved trykk lavere enn 90 kPa. Sonen starter ved rørets nedre kant og vokser i størrelse ved reduksjon av trykket. Leiren vil trolig ha mistet noe av sin styrke og stivhet, og kan konservativt defineres som omrørt. På bakgrunn av dette er det valgt å modellere en omrørt sone på 1x1 m² foran nedre halvdel av rørfronten for trykklastene 80 kPa og 70 kPa. Dette dekker det mest kritiske området der leiren er tilnærmet fullt mobilisert.

Deformasjonsfigurene viser at den omrørte sonen får størst deformasjoner inn i røret. Den øvre sonen er mer intakt, men har sunket litt inn i røret som en konsekvens av bevegelsen til massene under. Dette er som forventet da den omrørte sonen har mistet betydelig fasthet og stivhet. På grunn av begrensninger i Plaxis er det ikke mulig å lage en overgangssone der stivheten gradvis reduseres. En slik situasjon er mer

virkelighetsnært, men ville trolig gitt et lite utslag på utbredelsen av den fullt mobiliserte skjærsonen.

De inkrementelle skjærtøyningene viser at potensielle bruddflater brer seg lokalt foran rørfrenten. Det har oppstått lite tøyning i den faste leiren, der de største tøyningene ser ut til å holde seg relativt lokalt innenfor den omrørte sonen. Som en konsekvens av den reduserte stivheten til den omrørte sonen, ser man fra Figur 71 at den fullt mobiliserte skjærsonen i den intakte kvikkleiren har blitt betydelig større. Dette tyder på at leiren vil slite med å holde på den maksimale stivheten med det samme en omrørt sone er generert. På grunn av kvikkleirens sprøbruddegenskaper kan det dermed være fare for en progressiv utvikling og en voksende omrørt sone.



Figur 71. Relativ mobilisert skjærstyrke (venstre) og inkrementelle skjærtøyninger (høyre) ved et lufttrykk på 70 kPa i analyse 2b.

6.2.3 Diskusjon av resultater fra analyse 3

Hensikten med analyse 3 er å bestemme ved hvilket lufttrykk en utblåsning av jorden vil inntreffe. Dette innebærer å analysere hvordan jorden responderer ved et høyt påsatt lufttrykk, samt hvilken bruddmekanisme som oppstår.

Tolkning av resultatene

Fra analysen ble det funnet at maksimalt lufttrykk ved utblåsning var 209 kPa. Bruddet som oppstår er et passivt brudd som forplanter seg helt opp til terrengoverflaten. Dette kommer godt frem fra figuren med inkrementelle skjærtøyninger presentert tidligere. Figuren viser tydelige skjærbånd som strekker seg fra rørets hjørner og opp mot terrengoverflaten. Det oppstår en global bruddmekanisme, der bruddet forplanter seg gjennom over 8m med overdekning.

Den relative mobiliserte skjærstyrken viser hvordan spenningene mobiliseres og fordeles ved en utblåsning. Figuren viser at skjærstyrken er maksimalt mobilisert i området foran rørfrenten og opp mot overflaten. Fra hovedspenningsretningene kan man tolke en passiv sone i leiren foran røråpningen. Resultatene viser en relativ mobilisering på 0,35 i samme området, noe som betyr at leiren er maksimalt mobilisert. Betrakter man mobiliseringen av både de aktive og passive sonene er det dermed tydelig at store områder av leirens fasthet er maksimalt utnyttet.

Det oppstår store forskyvninger når det passive bruddet inntreffer, der massene foran røråpningen opplever de største deformasjonene. Forskyvningene forplanter seg oppover mot terrengoverflaten og minker gradvis. Den største vertikale forskyvningen av terrengoverflaten er på hele 16 cm ved utblåsningen. Omfanget av potensielle skader på nærliggende hus og infrastruktur kan med andre ord bli store.

Vurdering av stabiliteten

Ved strain-softening ville deler av disse områdene potensielt miste mye av sin maksimale fasthet og danne omrørte soner ved rørfrenten. Synker kvikkleirens stivhet ned til $S_{u,r} = 5$ kPa viser analyse 2a at en lokal bruddmekanisme kan oppstå uavhengig av lufttrykkets størrelse. Faren for en lokal bruddmekanisme vil dermed øke ved dannelse av en omrørt sone ved rørfrenten, og leiren vil trolig kollapse ved et lufttrykk < 209 kPa. For å unngå en slik situasjon vil det være nødvendig å redusere maksimalt tillatt lufttrykk med en bestemt sikkerhetsmargin. Dette vil ofte være bestemt av prosjektets risikoklasse og krav til sikkerhet.

En annen faktor å betrakte er tykkelsen av overdekningen. Analysene er kun utført med en forenklet terrengmodell med en gitt avstand fra røret til terrengoverflaten. Fra Multiconsults dybdeprofil ser man at overdekningen vil variere langs traséen. Ved en utblåsning vil det være konservativt å utføre beregningene med en mindre overdekning; lavere tyngde av jorden gir lavere maksimalt lufttrykk. Det vil derfor være hensiktsmessig å redusere maksimalt tillatt lufttrykk ytterligere i områder med mindre overdekning enn i Plaxis-modellen.

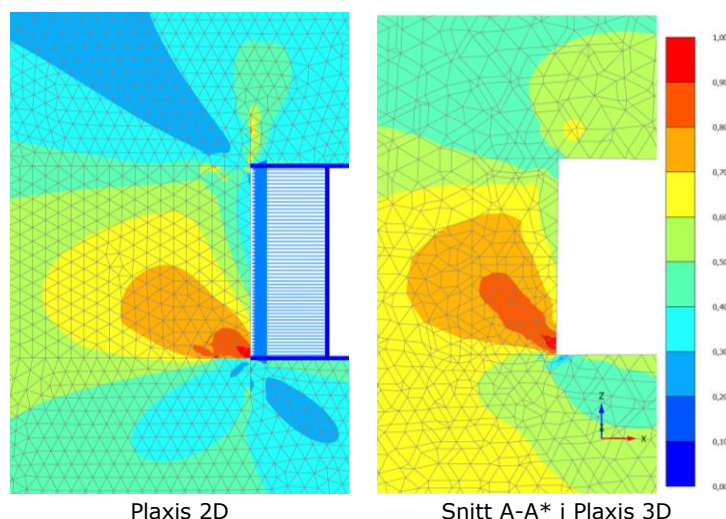
6.3 Diskusjon/sammenligning av resultatene fra Plaxis 3D

I dette delkapittelet er resultatene fra Plaxis 3D evaluert og sammenlignet med resultatene fra Plaxis 2D. I Plaxis 2D ligger plan tøyning til grunn for beregningene. Tatt i betraktning rørets sirkulære tverrsnitt, vil en 3D-beregning potensielt gi en betydelig økning av frontstabiliteten. Analysene er utført i Plaxis 3D med den hensikt å se nærmere på eventuelle fordeler og betydningen av disse. Grunnet begrensninger i materialmodellen i Plaxis 3D er det ikke mulig å hente ut resultater relatert til poretrykksoppbygging.

6.3.1 Diskusjon og sammenligning av resultater fra analyse 1b

Snitt B-B* illustrerer hvordan den mobiliserte skjærspenningen fordeler seg i y-retningen. Den romlige figuren av modellen viser at spenningene fordeler seg i en buet form rundt rørtverrsnittet; både i xz-planet og i xy-planet. Ved beregninger i Plaxis 2D vil plan tøyning sørge for at spenningene ikke kan variere i y-retning på samme måte som det kan i 3D-beregningene. Geometrien til røret i 3D-modellen vil derfor bidra til å avgrense området med høyt mobilisert skjær i y-x-planet (snitt B-B*). Dette kan videre tenkes å føre til en mindre omrørt sone og bedre stabilitet av leiren rundt rørfrenten.

Resultatene fra 3D-beregningene (snitt A-A*) viser kun små endringer fra 2D til 3D i figuren med den relative mobiliserte skjærspenningen. Dette er illustrert i Figur 72 ved et lufttrykk på 90 kPa. Figuren viser at snitt A-A* har noe større utbredelse av den røde sonen med en mobilisering på over 0,8, men at det generelt er små forskjeller i mobiliseringen. Basert på resultatene fra Plaxis 3D vil et stabiliserende lufttrykk på mellom 100-90 kPa gi en relativ liten sone med høyt mobiliserte skjærfasthet. Med dette lufttrykket vil risikoen for en omrørt sone og en progressiv bruddutvikling være lav.



Figur 72. Relativ mobilisert skjærspenning ved lufttrykk på 90 kPa i Plaxis 2D (venstre) og i Plaxis 3D (høyre).

Kapittel 6. Diskusjon og tolkning av resultater

Det observeres relativt små forskyvninger av kvikkleiren rundt rørfronten i 3D sammenlignet med resultatene fra 2D. Største totale forskyvning går fra å være over 9 mm til rett under 3 mm ved et lufttrykk på 80 kPa (fra beregninger i Plaxis 2D til 3D). Reduksjonen i forskyvninger er med andre ord stor og viser 3D-effektens påvirkning på forskyvningsfeltet i analysen. Ved å studere forskyvningsfeltet i snitt B-B* ser man at forskyvningene reduseres nærmere rørveggen. Dette er fordi rørveggen bidrar til å støtte opp leiren og er en fysisk hindring som begrenser deformasjonene. Denne effekten ser man gir relativt store utslag på de totale forskyvningene i leiren, og understreker at Plaxis 2D kan gi urealistiske store deformasjoner.

De inkrementelle skjærtøyningene fra Plaxis 3D viser en konsentrasjon av skjærtøyninger langs nedre del av rørtverrsnittet. I likhet med resultatene fra 2D ser man at den største konsentrasjonen av tøyningene er lokalisert i dette området. Derimot viser resultatene i 3D ingen tydelige skjærbånd som forplanter seg inn i leiren som observert i resultatene fra 2D. Plaxis 2D gir med andre ord et tydeligere bilde over en begynnende bruddmekanisme enn resultatene i Plaxis 3D.

Vurdering av stabiliteten ved rørfronten

Når nødvendig stabiliserende lufttrykk i røret skal bestemmes/vurderes, vil det være viktig å vurdere faren for utvikling av en omrørt sone. Som tidligere diskutert vil et lufttrykk på 100-90 kPa gi en liten sone med høy mobilisert skjærfasthet. Basert på 3D-resultatene vil det derfor være konservativt å velge et lufttrykk som ligger over dette. Sammenlignet med overslagsberegningene ser man at analysen gir et lufttrykk i samme størrelsesorden. Likevel gir overslagsberegningene et lavere minimumstrykk, og vil dermed underestimere nødvendig stabiliserende lufttrykk.

6.3.2 Diskusjon av resultater fra analyse 2

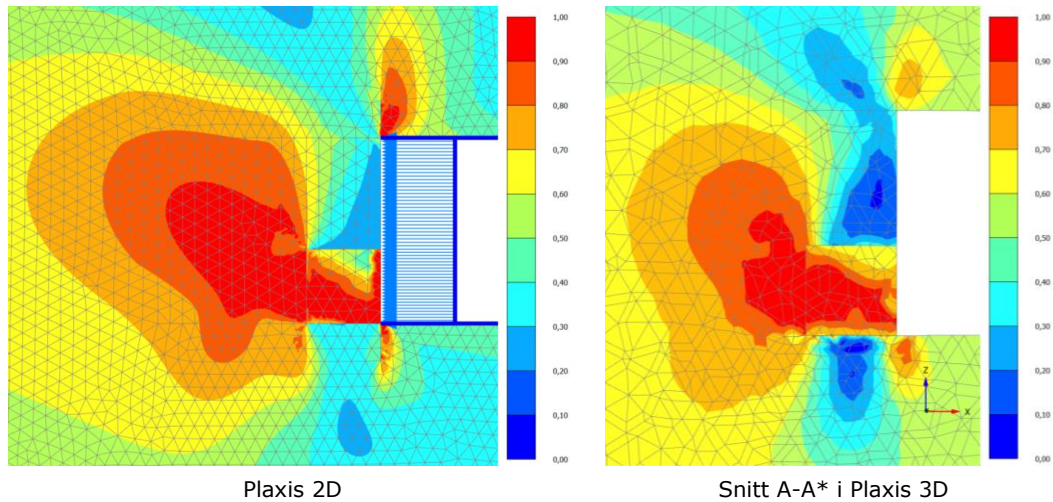
Stabilitetsvurdering av analyse 2a

I likhet med analyse 2a i Plaxis 2D, går analysen til brudd før beregningsfasen er gjennomført. Likevel fullfører analysen større deler av styrkereduksjonen enn ved 2D-analysen, der $M_{stage} = 0,87$. Dette er en relativ drastisk økning fra 2D-beregningene der kun 50% av tilsvarende fase ble fullført før brudd. Denne økningen illustrerer effekten av å gå fra plan tøyning til en romlig 3D-modell. En forklaring på dette ligger i rørets romlige geometri. I Plaxis 3D vil rørets sirkulære tverrsnitt støtte opp leiren og bidra til en økt stabilitet rundt rørfronten. Ved beregninger i plan tøyning vil stabiliteten reduseres siden den geometriske effekten av rørtverrsnittet ikke blir tatt høyde for. For analyse 2a innebærer dette at leirens styrke kan reduseres ytterligere i forhold til 2D-beregningene.

I snitt A-A* finner man igjen det samme bruddmønsteret som ved tilsvarende analyse utført i Plaxis 2D. Et tilsvarende lokalt brudd som ved 2D-beregningene vil oppstå når styrken i leiren senkes i den omrørte sonen. De største endringene fra 2D til 3D illustreres best ved å analysere det horisontale snittet B-B* nærmere. Snittet viser hvordan blant annet forskyvningen fordeler seg innover i y-retning i modellen. Som tidligere presentert fra resultatene viser Figur 58 at deformasjonene reduseres nærmere rørveggen. Dette kommer av at rørveggen vil bidra til å støtte opp den nærliggende leiren og mindre deformasjoner vil oppstå.

Stabilitetsberegninger av analyse 2b

En observasjon er at modellen fra Plaxis 3D viser en tendens til å være mer stabil enn ved Plaxis 2D. Dette kommer blant annet frem ved å sammenligne figurene presentert i resultatkapittelet for Plaxis 2D og snitt A-A* i Plaxis 3D. Figur 73 viser fordelingen av den relative mobiliserte skjærspenningen ved beregninger utført i henholdsvis Plaxis 2D og i Plaxis 3D (snitt A-A*). Legg merke til at spenningskonsentrasjonen ved rørets øvre og nedre punkt er betydelig mindre i Plaxis 3D. I Plaxis 2D er de tilsvarende punktene modellert som hjørner, noe som kan skape numeriske problemer og/eller en unormal spenningskonsentrasjon. Det observeres at spenningene brer seg med et tilnærmet likt mønster, men at størrelsen på feltene er ulike. I snitt A-A* er utbredelsen av den fullt mobiliserte sonen betydelig mindre enn i Plaxis 2D. Resultatene fra Plaxis 2D vil være mer konservative grunnet større soner med fullt mobilisert skjærkapasitet. 3D-resultatene vil derimot gi et mer korrekt bilde over spennings situasjonen i jorden.



Figur 73. Relativ mobilisert skjærstyrke ved 70kPa lufttrykk for beregninger utført i Plaxis 2D (venstre) og Plaxis 3D (høyre).

Deformasjonene i analyse 2b fra Plaxis 2D og snitt A-A* i Plaxis 3D er i begge tilfeller størst i den modellerte omrørte sonen. Figurene viser at leiren trekker nedover og inn mot røråpningen der største opptredende deformasjoner er 58mm og 24mm (70kPa lufttrykk) i henholdsvis Plaxis 2D og 3D. Det er med andre ord store forskjeller i den totale deformasjonen mellom modellene. Selv ved et lufttrykk på 40kPa i røret vil den største opptredende forskyvningen være mindre i Plaxis 3D enn ved 70 kPa i Plaxis 2D. I likhet med analyse 2a, ser man at forskyvningene avtar mot rørveggen i snitt B-B* i analyse 2b. Også her vil rørveggen støtte opp leiren og deformasjonene vil dermed avta mot rørveggen i den romlige 3D-modellen. Ved en omrørt sone med svekket skjærstyrke vil 3D-effektene bidra til en betydelig reduksjon av maksimal forskyvning.

6.4 Feilkilder og usikkerheter

6.4.1 Materialparametere

Materialparameterne brukt i analysene har en rekke usikkerheter og feilkilder. Parameterne er basert på ulike prosjekteringsrapporter utarbeidet av Multiconsult, og kontrollert opp mot anbefalte verdier for kvikkleire. Friksjonsvinkelen til kvikkleiren er blant annet redusert til 20° i henhold til Statens Vegvesens anbefalinger i rapport v220 (2014). Dette er en relativt stor reduksjon i forhold til målt friksjonsvinkel fra utførte laboratorieundersøkelser, der friksjonsvinkelen lå på ca. 30° . For NGI-ADP er den aktive skjærfastheten redusert med 15% i henhold til NVEs veileder (Fauskerud *et al.*, 2013). Parameterne brukt i beregningene er med andre ord korrigert for å ta hensyn til materialets sprøbruddoppførsel.

Den negative dilatansvinkel brukt i analyse 1c er som tidligere nevnt ikke basert på spesifikke data fra prosjektet på Sluppen, men på resultater av Soil Tester presentert i vedlegg 2. Soil Test av materialet viste at verdier nærme null ga lite softening, mens større negative verdier ga en raskere reduksjon av maksimal skjærfasthet. Vinkelen avgjør hvor fort maksimal skjærspenning reduseres, slik at valgt dilatansvinkel vil ha stor innvirkning på stabiliteten av rørfrenten. Det er med andre ord knyttet store usikkerheter til analyse 1c grunnet dette.

Det er knyttet store usikkerheter til den omrørte skjærstyrken, $S_{u,r}$. Kvikkleire vil i utgangspunktet ha en omrørt skjærstyrke på 0,5 kPa, men det er valgt å sette $S_{u,r} = 5$ kPa i beregningene. Styrken er valgt med en størrelsesorden som gjør det mulig å gjennomføre beregninger i Plaxis uten umiddelbar kollaps. Den omrørte skjærstyrken er i tillegg basert på antagelsen om at kvikkleiren ikke er fullstendig omrørt og dermed ikke har mistet all sin styrke. På bakgrunn av dette vil det være store usikkerheter og variasjoner knyttet til resultatene i analyse 2, avhengig av valgt $S_{u,r}$.

Overestimering av S_u ved bruk av «Udrenert A» i Plaxis

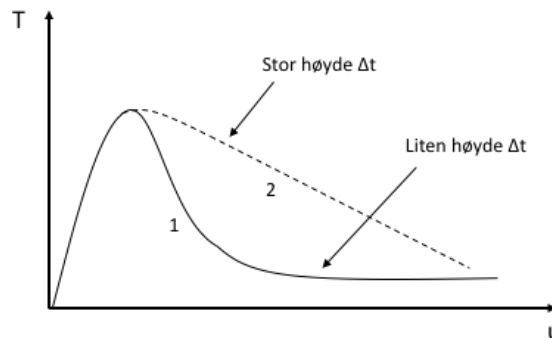
For analyse 1a er det valgt å bruke «Udrenert A» som dreneringstype i Plaxis. Dette innebærer at bruddkriteriet er definert ved a - ϕ -parametere i stedet for ved den udrenerte skjærfastheten, S_u . Tar man utgangspunktet i et udrenert triaksialforsøk vil den gjennomsnittlige effektivspenningen, p' , i teorien ikke øke. Ved en økende last vil poretrykket øke tilsvarende, mens $\Delta p'$ forblir lik null. Effektivspenningstien beveger seg derfor i en rett linje (oppover) til det når bruddtaket i Mohr Coulomb. I kontraktante myke leirer har det derimot vist seg at et økende poretrykk vil redusere den gjennomsnittlige effektivspenningen i et triaksialforsøk (Plaxis, 2019). Plaxis vil derfor overestimere maksimal skjærstyrke i materialet og gi en falsk trygghet. Med andre ord må Udrenert A brukes med forsiktighet for materialer med kontraktiv oppførsel, slik som blant annet ved kvikkleire. Det henvises til Plaxis-manualen *Material Models Manual* for ytterligere informasjon om dreneringstypen *Undrained A* (Plaxis, 2019).

I beregningene er det tatt utgangspunktet i at kvikkleiren oppfører seg kontraktant (Plaxis, 2019). Multiconsults laboratorieundersøkelser viser derimot at kvikkleiren flere steder har en dilatant oppførsel. I et slikt tilfelle vil skjærstyrken underestimeres og kan være en kilde til unøyaktige resultater ved bruk av effektivspenningsparametere.

6.4.2 Modellering i Plaxis

Softening-modellenes meshavhengighet

En svakhet ved bruk av softening-modeller er at forholdet mellom mobilisert skjær (τ) og skjærtøyningene (γ_s) er avhengig av elementstørrelsen i Plaxis-modellen. Når elementene er i skjær vil Plaxis søke etter en mekanisme med minst mulig arbeid, ΔW , for å gå til brudd. Arbeidet er definert ved $\Delta W = \Delta T * \Delta u = \Delta t * \Delta T * \Delta \gamma_s$. I softening-modeller vil dermed tykkelsen på skjærbåndet, Δt , minimeres og til slutt tilsvare høyden til et enkelt element. Man ser at skjærkraften, ΔT , minker raskere for en liten Δt ved en gitt forskyvning av skjærkraften (Δu). Dermed trengs det mindre arbeid for lavere verdier av Δt . Figur 74 illustrerer denne effekten. Fint elementnett gir derfor mindre arbeid til brudd. I analyse 1c ble det brukt en relativt fin elementinndeling, noe som kan forklare hvorfor brudd inntraff ved et relativt høyt stabiliserende lufttrykk. Dette er en essensiell feilkilde som kan føre til store variasjoner i resultatene og avvik fra virkeligheten.



Figur 74. Effekten av et finere elementnett er mindre arbeid til brudd.

Usikkerheter rundt modelleringen av den omrørte sonen

Som tidligere diskutert er størrelsen på den modellerte omrørte sonen avgjørende for stabiliteten av leiren ved rørfrenten. Resultatene viser at de største forskyvningene og tøyningene oppstår innenfor den omrørte sonen, og at stabiliteten av rørfrenten styres i stor grad av geometrien av denne. En troverdig sone burde derfor modelleres med hensyn på det opptredende område med fullt mobiliserte skjær (for en gitt trykklast fra røret). Deretter kan frontstabiliteten og sikkerhetsfaktoren vurderes.

Den omrørte leiras stivhet vil også gi et relativt stort utslag på frontstabiliteten. Det er likevel vanskelig å anslå en realistisk verdi av stivheten for det omrørte materialet. Fordi det vil være vanskelig å si sikkert hvor omrørt materialet er i realiteten, vil det være knyttet en stor usikkerhet til bestemmelsen av styrken til den omrørte sonen.

Kapittel 7

Konklusjon

Denne oppgaven har belyst en rekke ulike grøftefrie metoder, inkludert prosedyrer og forutsetning for bruk. Litteraturstudiet hadde som hensikt å belyse bredden av teknologien, og vise at det eksisterer en grøttefri løsning for alle typer prosjekter. Fordypningen av oppgaven har vært å analysere frontstabiliteten ved rørpressing med en åpen trykksatt rørfrent i kvikkleire. Stabilitetsvurderingene ble utført med elementmetodeprogrammene Plaxis 2D og 3D. Et delmål var å modellere kvikkleirens karakteristiske sprøbruddegenskap på en troverdig måte.

Analysene i Plaxis ble utført med materialmodellene Mohr Coulomb og NGI-ADP. Problemer oppstod da ingen av materialmodellene i utgangspunktet tok hensyn til kvikkleirens sprøbruddegenskaper. Med Mohr Coulomb ble løsningen å sette en negativ dilatansvinkel for å tvinge leirens skjærstyrke til å reduseres ved plastiske tøyninger. Grunnet for mange usikkerheter i modellen blir ikke resultatene fra denne analysen inkludert i vurderingen av nødvendig stabiliserende lufttrykk.

Det ble valgt å gå videre med materialmodellen NGI-ADP for de resterende analysene. For det aktive bruddet i Plaxis 2D tenderte leiren å mobilisere store deler av skjærstyrken i området nederst ved rørfrenten. I disse områdene vil det være større risiko for dannelse av en omrørt sone og en progressiv bruddutvikling. Resultatene pekte mot at et lufttrykk på 90-100 kPa vil være konservativt for å motvirke et aktivt brudd av leiren inn i røret. Resultatene fra Plaxis vil være konservative, men ikke representere spenningsforholdet i kvikkleire på en realistisk måte ved de lavere lufttrykkstrinnene. Resultatene vil dermed peke mot trender som trolig representerer spenningsforholdene for rørpressing med åpen trykksatt front.

For å utforske hvordan kvikkleiren vil reagere på dannelsen av en omrørt sone, ble det manuelt modellert inn et område med svekket skjærstyrke (analyse 2). Resultatene viste at den omrørte sonen forårsaket en relativt stor økning av områder med fullt mobilisert skjærfasthet. Dette illustrerer hvordan en svekket (omrørt) sone kan utløse et progressivt brudd som kan forplante seg gjennom kvikkleiren. Grunnet store usikkerheter rundt valgt $s_{u,r}$, kan analysen ikke brukes til å direkte bestemme et stabiliserende lufttrykk i røret.

Analyse 3 ble utført for å bestemme maksimalt lufttrykk i røret der et passivt brudd (utblåsning) av jorden vil inntreffe. Resultatene viste at bruddet ville inntreffe ved et lufttrykk på 209,5 kPa, og at store områder hadde mobilisert full skjærstyrke (både passiv og aktiv styrke). Bruddmønsteret forplantet seg fra rørråpningen og helt opp til terrengoverflaten. Ved brudd oppstod det relativt store forskyvninger av overflaten, som kan gi alvorlige skader på infrastruktur og bebyggelse. Analysen tok ikke høyde for at dannelsen av omrørte soner kan skape lokal instabilitet rundt rørfrenten, slik at et brudd

kan inntreffe ved et lavere lufttrykk enn 209,5 kPa. Grunnet flere usikkerheter vil det være nødvendig å senke den øvre grensen for maksimalt lufttrykk med en akseptabel sikkerhetsfaktor.

3D-beregningene ble utført på samme måte som for 2D-beregningene av det aktive bruddet. Resultatene viste hvordan det romlige rørtverrsnittet avgrensere utbredelsen av spenningene i det horisontale planet (xy). Fra snitt A-A* er det lite som tyder på at dette har en effekt på utbredelsen av en potensielt omrørt sone ved rørfrenten, der resultatene er relativt like i 2D og 3D. En tydelig 3D-effekt kommer likevel frem i analyse 2a. Ved 3D-beregninger viser resultatene at modellen klarte å gjennomføre en styrkereduksjon til $M_{\text{stage}} = 0,87$, mens 2D-modellen kollapset allerede ved $M_{\text{stage}} = 0,5$. Denne økningen illustrerer effekten av å gå fra plan tøyning til en romlig 3D-modell. For å kunne si noe sikkert om betydningen av denne effekten, anbefales det å utføres flere analyser med andre materialmodeller.

Grunnet store usikkerheter og feilkilder ved analysene, vil det anbefales å søke etter en materialmodell som er bedre egnet for modellering av kvikkleire og dens sprøbruddegenskaper. Bruk av andre analyseverktøy enn elementmetodeprogrammet Plaxis kan også være et alternativ for å få resultater med større troverdighet. Håndberegningene med «the Wedge Stability Model» er en drenert analyse som ga et høyere krav til lufttrykk enn Plaxis-beregningene. Dette tyder på at en drenert analyse kan være mer kritisk for frontstabiliteten og burde analyseres nærmere.

Ved en helthetsvurdering fra analysene burde minimumstrykket ligge på mellom 90-100 kPa. Et maksimum tillatt lufttrykk burde legges et godt stykke under 209,5 kPa knyttet store usikkerheter til analysen. Overslagsberegningen ga et nødvendig lufttrykk på 96 kPa og ligger dermed innenfor nødvendig lufttrykk bestemt fra beregningene i Plaxis.

Kapittel 8

Videre arbeider

Som det kommer frem fra oppgaven er det knyttet mange usikkerheter og feilkilder til modellering av kvikkleire i Plaxis. Det vil være av interesse å utføre analysene med en materialmodell som tar bedre hensyn til kvikkleirens karakteristiske sprøbruddegenskap. NGI-ADP Soft er ikke tilgjengelig i standardutgaven av Plaxis, men er en modell som er under utvikling for beregninger av brudd i sensitive leirer (Fornes, Grimstad og Jostad, 2014). For videre arbeider med stabilitetsberegninger av rørfrenten i kvikkleire, kan det derfor vært relevant å prøve ut denne modellen.

Det vil også være relevant med flere stedsspesifikke materialparametere, fremfor å bruke de mer generelle anbefalte ADP-parametere for kvikkleiren. Dette innebærer flere geotekniske laboratorieundersøkelser fra det aktuelle området, og resultater knyttet mer direkte opp mot det aktuelle prosjektet. I tillegg viser Håndberegningene med «the Wedge Stability Model» at en drenert analyse gir et høyere krav til lufttrykk enn de utførte Plaxis-beregningene. Dette tyder på at en drenert analyse kan være mer kritisk for frontstabiliteten og burde analyseres nærmere.

Det er i tillegg flere andre aktuelle problemstillinger knyttet til rørpresing med åpen trykksatt front, som det ikke ble funnet tid til å besvare i denne oppgaven. Deriblant spenningsforhold i leiren ved modellering av rørets bevegelse, styremuligheter i bløt og sensitiv leire, samt rørpresing i lagdelt leire.

Referanser

- Broere, W. (2001) *Tunnel face stability & new CPT applications*, Delft University.
Tilgjengelig fra: <http://resolver.tudelft.nl/uuid:0323c1da-7428-44be-9f4d-90024eafba24>.
- Fauskerud, O. A. et al. (2013) *Bruk av anisotropiforhold i stabilitetsberegninger i sprøbruddmaterialer*. (Naturfareprosjektet: Delprosjekt Kvikkleire 75/2012): NVE.
- Fornes, P., Grimstad, G. og Jostad, H. P. (2014) *Effekt av progressiv bruddutvikling for utbygging i områder med kvikkleire: Tilbakeregning av Vestfossenskredet*. (Naturfareprosjekt: Delprosjekt kvikkleire 56/2014).
- Happel, R. (2009) Tool Selection. Tilgjengelig fra: <https://trenchlesstechnology.com/tool-selection/>.
- ISTT (2019) *Glossary*. Tilgjengelig fra: <http://www.istt.com/index/glossary> (Hentet: 5. februar 2019).
- Jakobsen, G. et al. (2010) *NoDig vs. åpen grøft*.
- Kramer, S. R., McDonald, W. J. og Thomson, J. C. (1992) *An introduction to trenchless technology*. New York: Chapman & Hall.
- M. J. Eriksson (u.å.) Mikrotunneling til avvandings- og forsyningsledninger samt skybrudssikring.
- Multiconsult (2017) *Forprosjekt tunneling/ styrt boring*. (VA Sluppenvegen 418452-1-RIG-RAP-001).
- Multiconsult (2018a) *Beregninghefte - SPUNT pressgrop*. (VA Sluppenvegen 10204943-RIG-BerNot-001b).
- Multiconsult (2018b) *Instruks for stabilisering rundt spuntgroper*. (VA Sluppenvegen 10204943-RIG-NOT-002).
- Multiconsult (2019a) *Geotekniske prosjekteringsforutsetninger*. (VA Sluppenvegen 10204943-RIG-RAP-002).
- Multiconsult (2019b) *Beregninger for uavhengig kontroll av frontstabilitet ved tunneling*. (VA Sluppenvegen 10204943-RIG-BerNOT-005).
- Multiconsult (2019c) *Beregningshefte - JORDPARAMETERE*. (VA Sluppenvegen 10204943-RIG-BerNot-002).
- Nakstad, T. (2018) *Spreng eller bruke tunnelboremaskin? Slik bygger man tunnel i Norge*. Tilgjengelig fra: <http://www.samfunnsutvikling.com/infrastruktur/spreng-eller-bruke-tunnelboremaskin-slik-bygger-man-tunnel-i-norge> (Hentet: 20. februar 2019).

- NGF (2011) *Veiledning for symboler og definisjoner i geoteknikk. Identifisering og klassifisering av jord*. (Melding 2).
- Niras (2019) *Tunnelarbeider*. (VA Sluppenvegen).
- Olimb (u.å.-a) *Rørpressing*. Tilgjengelig fra: <https://olimb.no/tjenester/boring/rorpressing/> (Hentet: 10. februar 2019).
- Olimb (u.å.-b) *Styrt boring*. Tilgjengelig fra: <https://olimb.no/tjenester/boring/styrt-boring/> (Hentet: 12. februar 2019).
- Plaxis (2019) *PLAXIS Material Models Manual 2019*. (Hentet: 20. mars).
- Railsystem.com (2015) *Tunnel Boring Machine (TBM)*. Tilgjengelig fra: <http://www.railsystem.net/tunnel-boring-machine-tbm/> (Hentet: 4. februar 2019).
- Schanche, S. og Haugen, E. E. D. (2014) *Sikkerhet mot kvikkleireskred*. (Veileder 7-2014).
- SSTT (2018) *SSTT:s mål*. Tilgjengelig fra: <http://www.sstt.se/index.php?pageId=577> (Hentet: 1. mai 2019).
- Standard Norge (1997) Eurokode 7: Geoteknisk prosjektering *Del 1: Allmenne regler*.
- Statens Vegvesen (2014) *Geoteknikk i vegbygging*. (Håndbok v220): Vegdirektoratet.
- Steg Entreprenør og Østergaard (2019) *Metodebeskrivelse for rørtrykking, tunnelering med åpen front*. (VA Sluppenvegen).
- Steg Entreprenør (u.å.) *Styrt boring*. Tilgjengelig fra: <http://steg.no/metoder/styrt-boring/> (Hentet: 1. mars 2019).
- Sterling, R. L. (2018) Developments and research directions in pipe jacking and microtunneling, *Underground Space*, s. 19.
- Thakur, V. et al. (2014) *En omforent anbefaling for bruk av anisotropifaktorer i prosjektering i norske leirer*. (Rapport 14/2014): NVE, Statens vegvesen, Jernbaneverket,. Tilgjengelig fra: http://publikasjoner.nve.no/rapport/2014/rapport2014_14.pdf.
- Trenchlesspedia (2019) *Thrust boring*. Tilgjengelig fra: <https://www.trenchlesspedia.com/definition/2942/thrust-boring> (Hentet: 17. mars 2019).
- Universal Services (2017) *Directional drilling*. Tilgjengelig fra: <http://usi-universal.com/services/directional-drilling/> (Hentet: 21. februar 2019).
- VT-Vortriebstechnik (2017) *Rohrvortrieb im Teilschnittverfahren*. Tilgjengelig fra: <https://www.vortriebstechnik.at/index.html> (Hentet: 15. februar 2019).
- Wilkinson, D. (1999) Successful microtunnelling: matters which must be considered, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 14, s. 47-61.

Vedlegg

Vedlegg 1: Håndberegninger av «Wedge Soil Model»

Vedlegg 2: «Soil test» for analyse 1c

Vedlegg 3: Resultater analyse 1a, Plaxis 2D

Vedlegg 4: Resultater analyse 1b, Plaxis 2D

Vedlegg 5: Resultater analyse 1c, Plaxis 2D

Vedlegg 6: Resultater analyse 2a, Plaxis 2D

Vedlegg 7: Resultater analyse 2b, Plaxis 2D

Vedlegg 8: Resultater analyse 3, Plaxis 2D

Vedlegg 9: Materialparametere fra Plaxis

VEDLEGG 1: Håndberegninger av «Wedge Soil Model»

Håndberegningene av «the Wedge Soil Model» er basert på en likevektsanalyse av bruddmekanismen etter Horn (1961). Analysemetoden har tidligere blitt presentert av blant annet Jancsecz og Steiner, samt Anagnostou og Kovári. Følgende likninger er hentet fra Broeres forskningsartikkel «Tunnel Face Stability & New CPT Applications» (2001):

$$\text{Totalt effektivt jordtrykk, } E = -\frac{\xi^-(G_s+G_w)+(K+2T)}{\xi^+},$$

$$\text{hvor } \xi^- = \tan(\varphi) \cos(\theta) - \sin(\theta)$$

$$\xi^+ = \tan(\varphi) \sin(\theta) + \cos(\theta).$$

$$\text{Krefter som virker: } G_s = BD \cot(\theta) * \bar{\sigma}'_v(z_t)$$

$$G_w = \frac{D^2 B \cot(\theta)}{2} \gamma'$$

$$K = \frac{BD}{\sin(\theta)} c$$

$$T = \frac{D^2 \cot(\theta)}{2} (c + k_y \bar{\sigma}'_v \tan(\varphi))$$

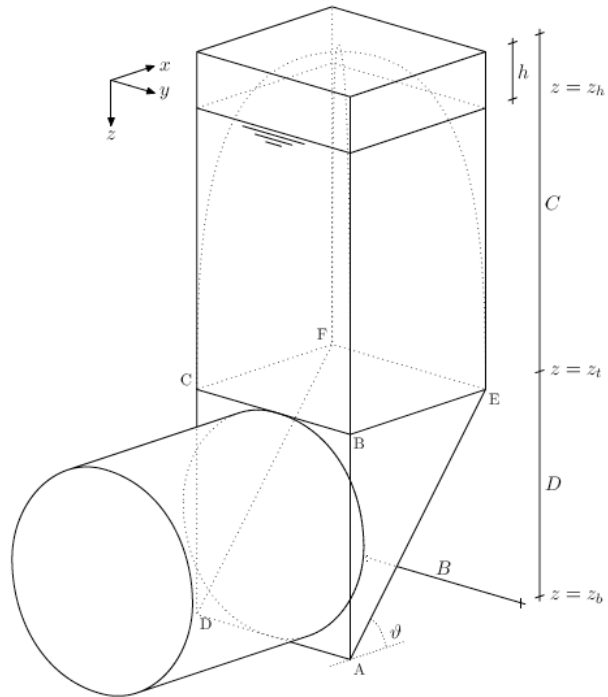
$$\bar{\sigma}'_v = \sigma'_v(z_t) + \frac{1}{3} D \gamma'$$

Fremgangsmåte:

For å bestemme minimum stabiliserende trykk er det nødvendig å maksimere E ved å iterere over alle verdier av θ . Aktuelle parametere er vist i tabell 1.1., der parametere for kvikkleiren er hentet fra Multiconsults beregningsnotat 002 (2019). Geometriske verdier av røret er basert på dimensjonene til røret på Sluppen-prosjektet. Vannstanden er antatt å ligge 1,5 under terrengoverflaten. Se tabell 1.1. for inntputtparametere.

Symbol	Verdi	Enhet	Beskrivelse
θ	Variabel	°	Glideplanets vinkel
c	2	kPa	Kohesjon
φ	20	°	Indre friksjonsvinkel
γ'	11	kN/m ³	Effektiv tyngde
k_y	0,4	-	Koeffisient for horisontale effektivspenninger
B	2,5	m	Rørets bredde
D	2,5	m	Rørets ytre diameter
$\sigma'_v(z_t)$	82,5	kPa	Vertikalt effektivt jordtrykk ved rørets krone
$\bar{\sigma}'_v$	91,7	kPa	Gjennomsnittlig effektivt jordtrykk ved rørfrenten
A	4,9	m ²	Rørfrentens areal
z_t	7,5	m	Dybde til rørkronen
z	9	m	Dybde til nederste punkt av røret

Tabell 1.1. Parametere brukt ved håndberegning av stabiliserende trykk i røret.



Figur 1.1. Geometrien til «The Wedge Model» (Broere 2001)

Resultater:

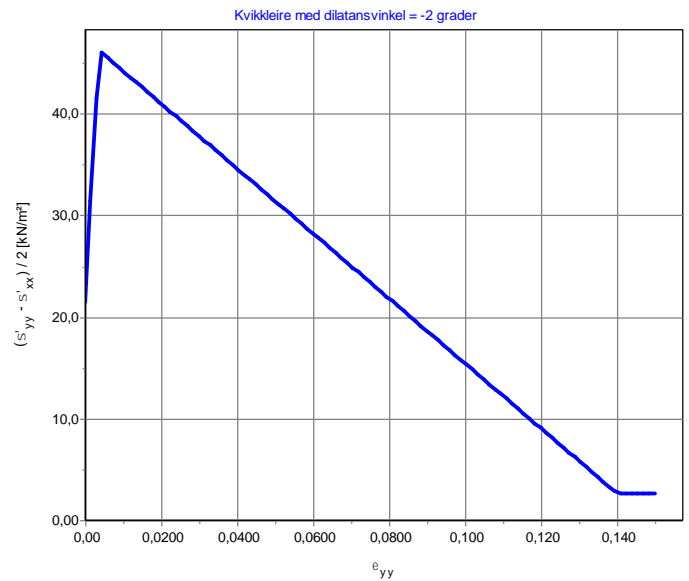
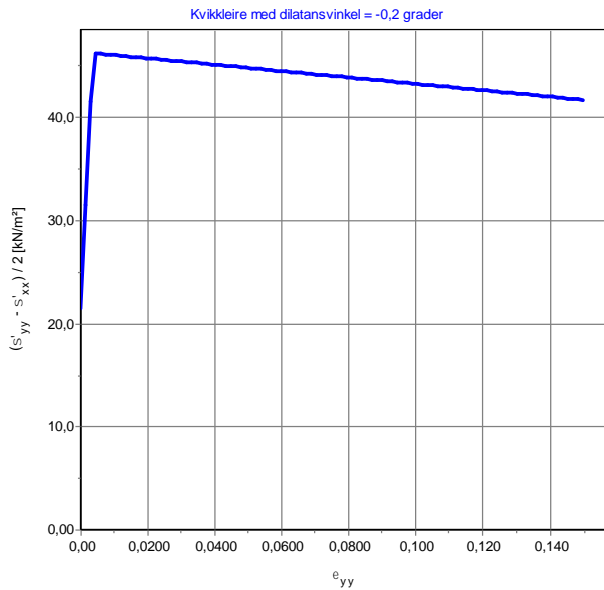
Resultatene viste at største verdi av E ble oppnådd ved en vinkel på $\theta = 63^\circ$. I tabell 1.2. er resterende resultater ved beregning av stabiliserende trykk vist. Vanntrykket ved rørets nederste punkt ble brukt i beregningene (konservativt). Totalt stabiliserende trykk er fra disse beregningene **$S = 116,8 \text{ kPa} = 1,16 \text{ bar}$** .

Symbol	Verdi	Enhet
G_s	262,44	kN
G_w	43,74	kN
K	14,02	kN
T	24,4	kN
ξ^-	-0,7261	-
ξ^+	0,7779	-
E	205,0	kN
W	75	kPa
S	116,8	kPa

Tabell 1.2. Verdier ved største effektive jordtrykk, $\theta = 63^\circ$.

VEDLEGG 2: Soil test for analyse 1c

For å analysere oppførselen til kvikkleirematerialet i analyse 1c ble det utført en «soil test». Materialet er bygget på materialemodellen Mohr Coulomb med en negativ dilatansvinkel for å etterligne softening-egenskapene til kvikkleiren. Testen ble kjørt med to ulike dilatansvinkler på henholdsvis $\Psi = -0,2^\circ$ og $\Psi = -2^\circ$. Grafene under viser resultatene fra en udrenert triaksialtest med $K_0 = 0,7$ og en initial cellespenning på 100kPa.

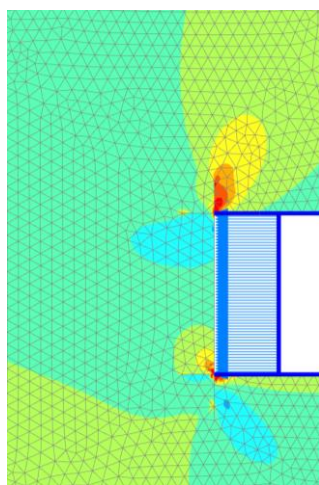


Det er tydelig fra grafene at ved en minking av dilatansvinkelen mister materialet skjærstyrken raskere. Den residuale skjærstyrken inntreffer ved høyere tøyninger ettersom dilatansvinkelen nærmer seg null. Dette betyr at materialet med dilatansvinkel på $-0,2^\circ$ vil ha større skjærkapasitet ved en gitt tøyningssituasjon etter nådd maksimal skjærstyrke.

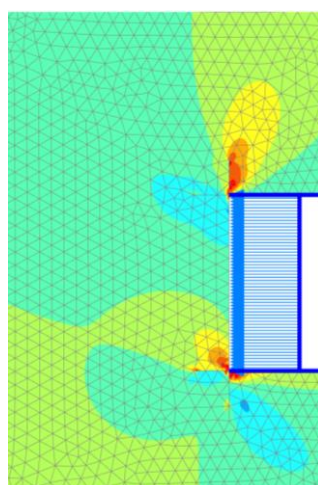
Det er verdt å merke seg at en variasjon av dilatansvinkelen ikke påvirker peak-verdien til skjærkapasiteten eller ved hvilken tøyning den inntreffer. Dilatansvinkelen vil kun påvirke skjærstyrken det plastiske området.

VEDLEGG 3: Resultater fra analyse 1a

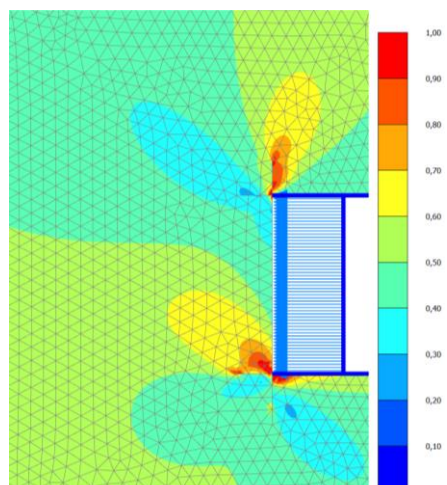
Relativ mobilisert skjærstyrke:



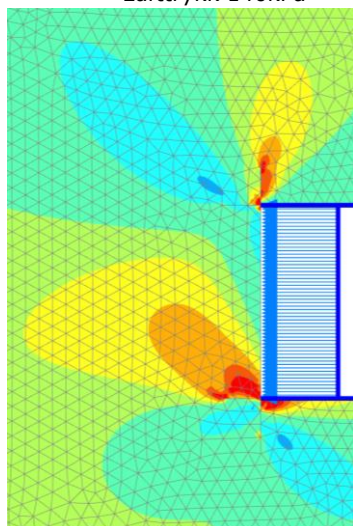
Luftrykk 140kPa



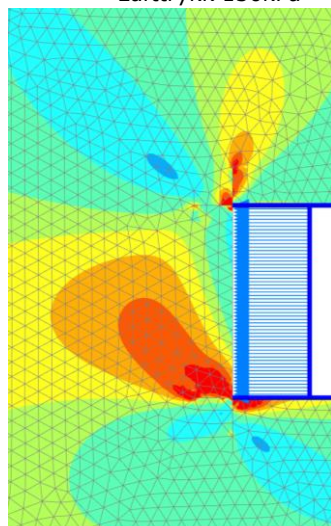
Luftrykk 130kPa



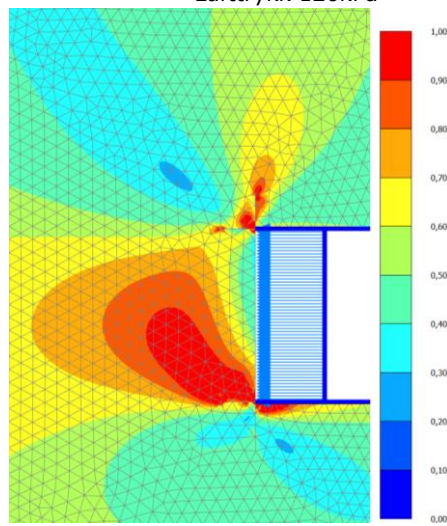
Luftrykk 120kPa



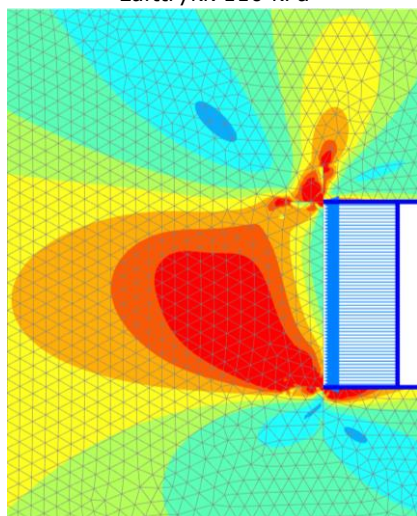
Luftrykk 110 kPa



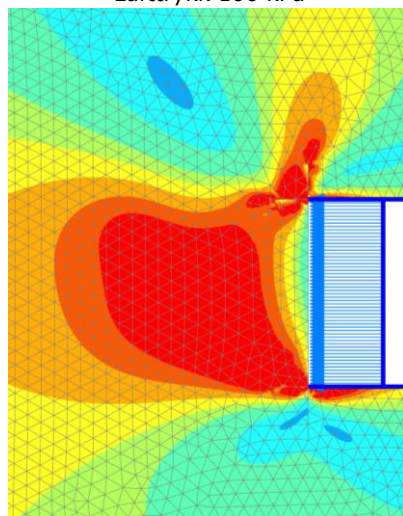
Luftrykk 100 kPa



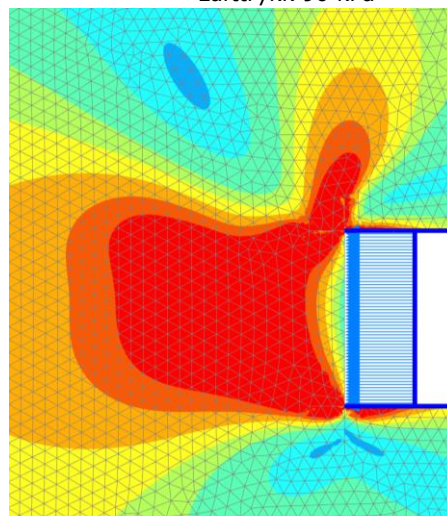
Luftrykk 90 kPa



Luftrykk 80 kPa

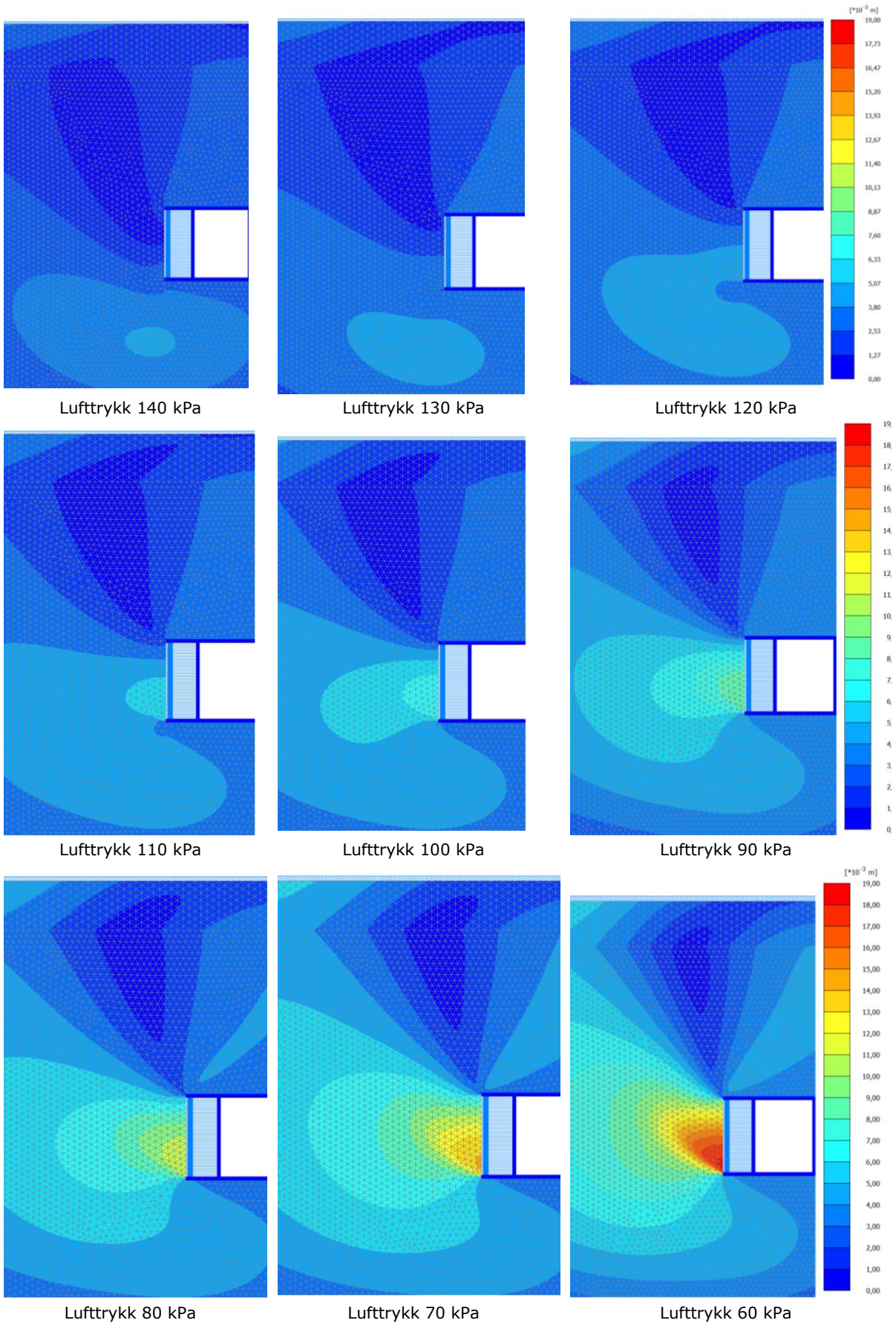


Luftrykk 70 kPa

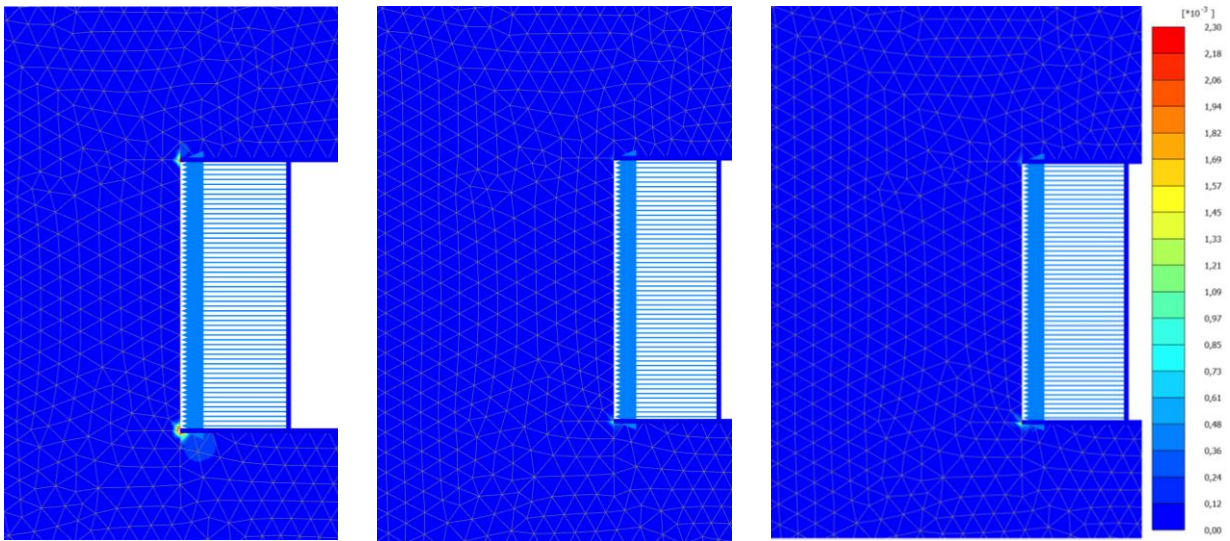


Luftrykk 60 kPa

Total forskyvning:



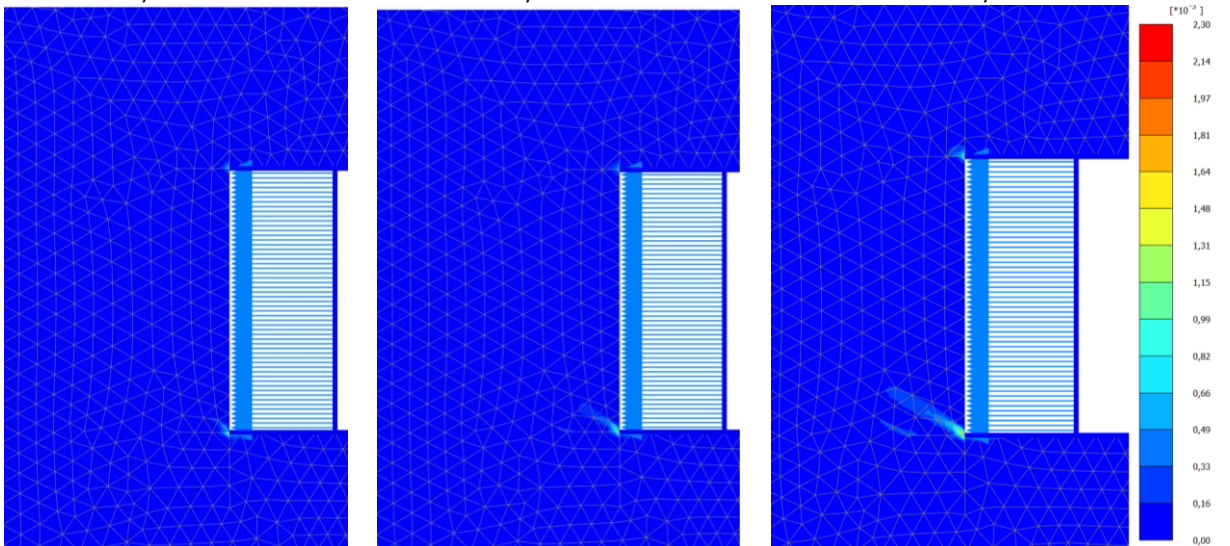
Inkrementelle skjærtøyninger:



Luftrykk 140 kPa

Luftrykk 130 kPa

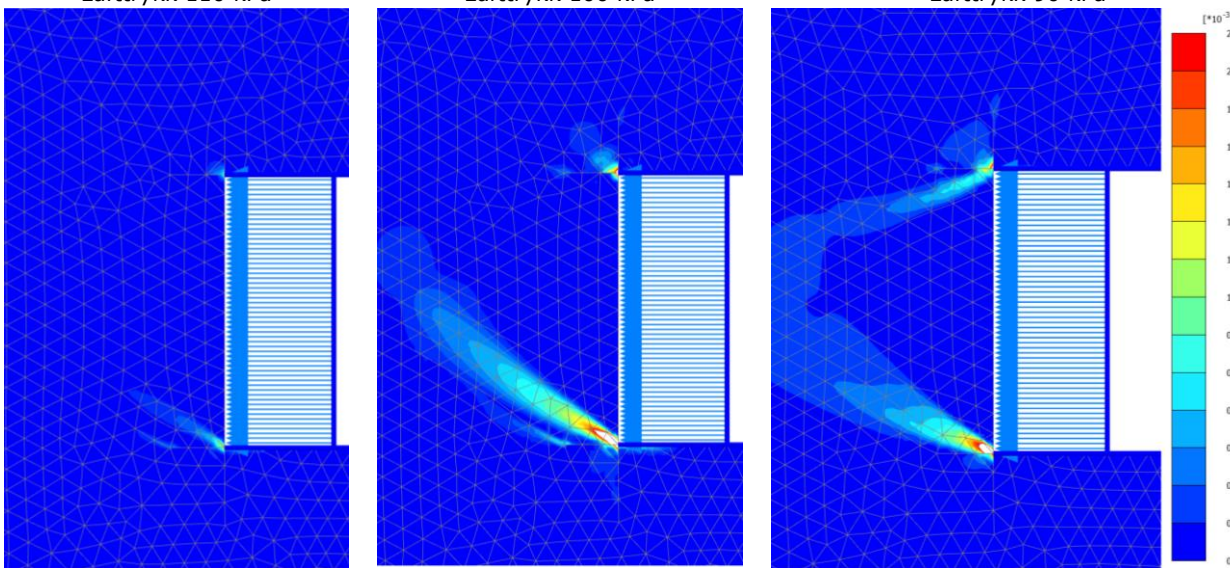
Luftrykk 120 kPa



Luftrykk 110 kPa

Luftrykk 100 kPa

Luftrykk 90 kPa

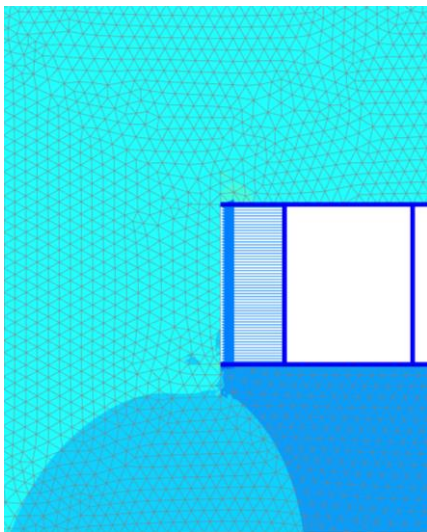


Luftrykk 80 kPa

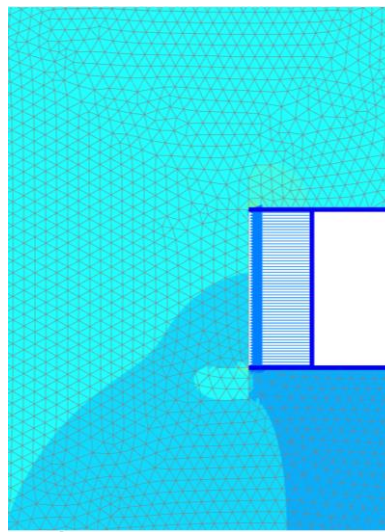
Luftrykk 70 kPa

Luftrykk 60 kPa

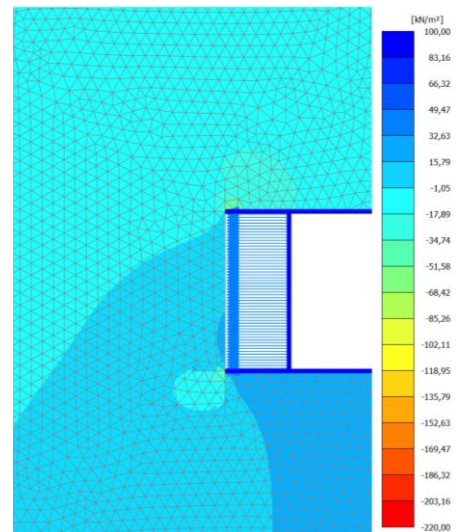
Tilleggsporetrykk:



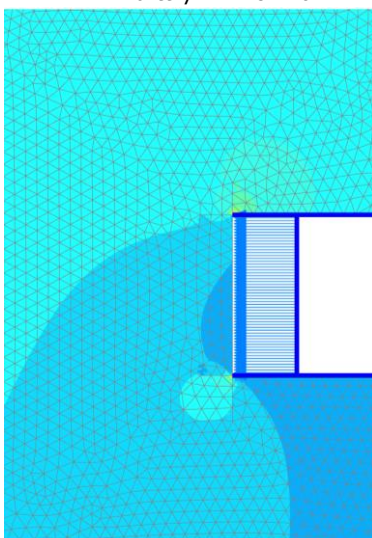
Lufttrykk 140 kPa



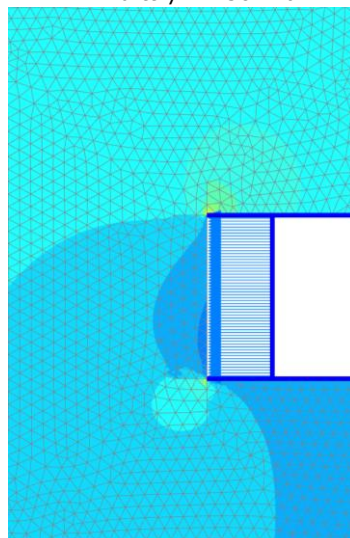
Lufttrykk 130 kPa



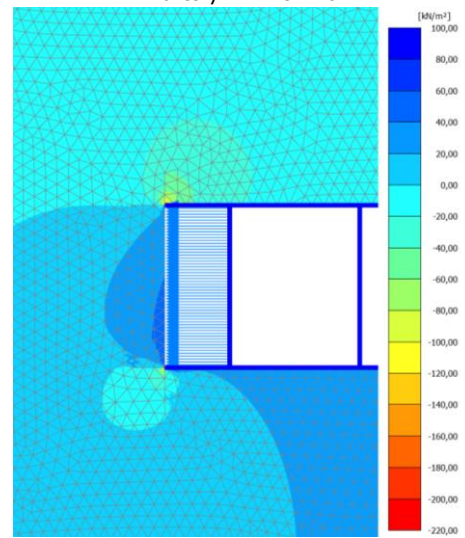
Lufttrykk 120 kPa



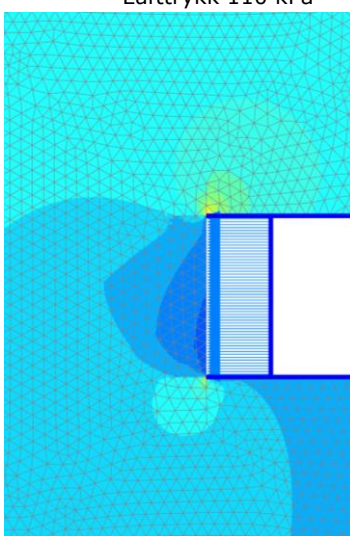
Lufttrykk 110 kPa



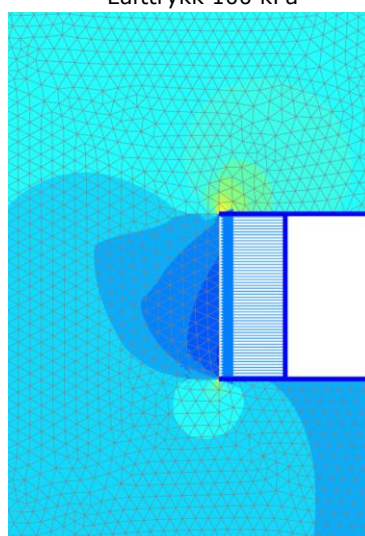
Lufttrykk 100 kPa



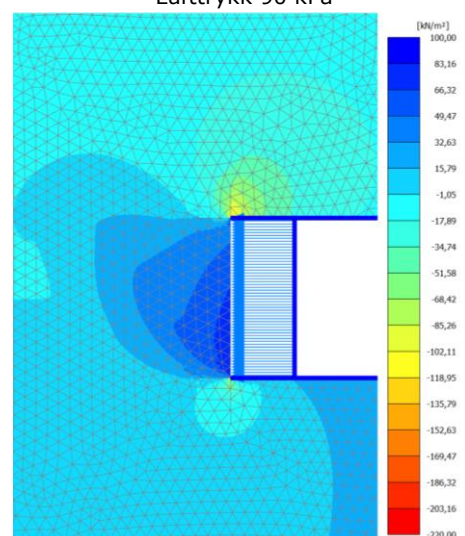
Lufttrykk 90 kPa



Lufttrykk 80 kPa

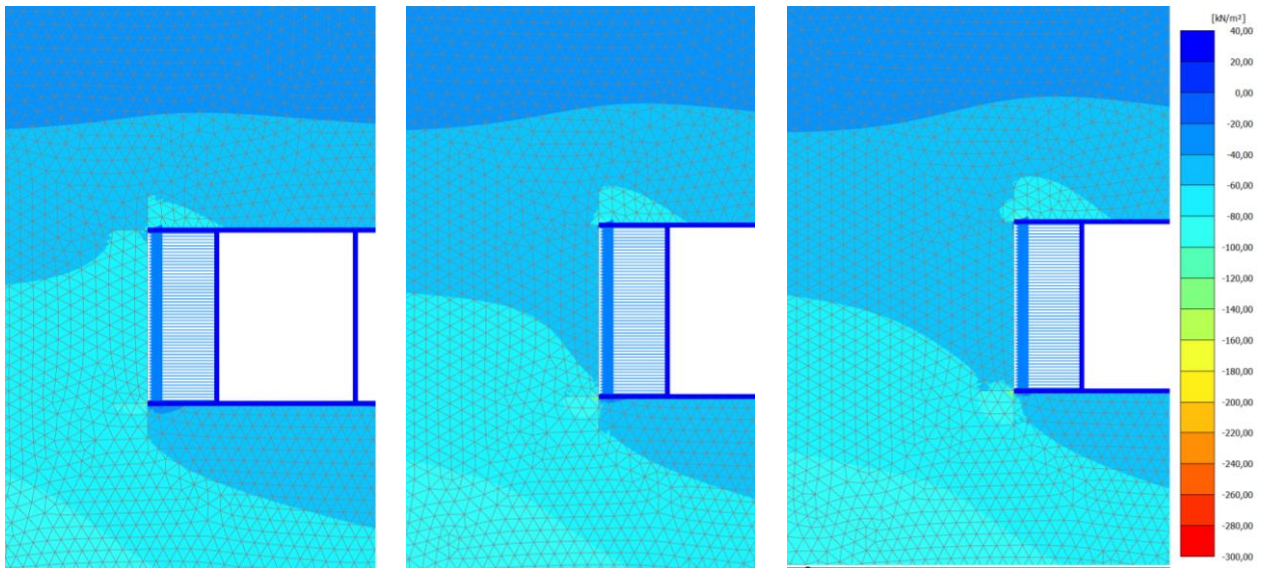


Lufttrykk 70 kPa



Lufttrykk 60 kPa

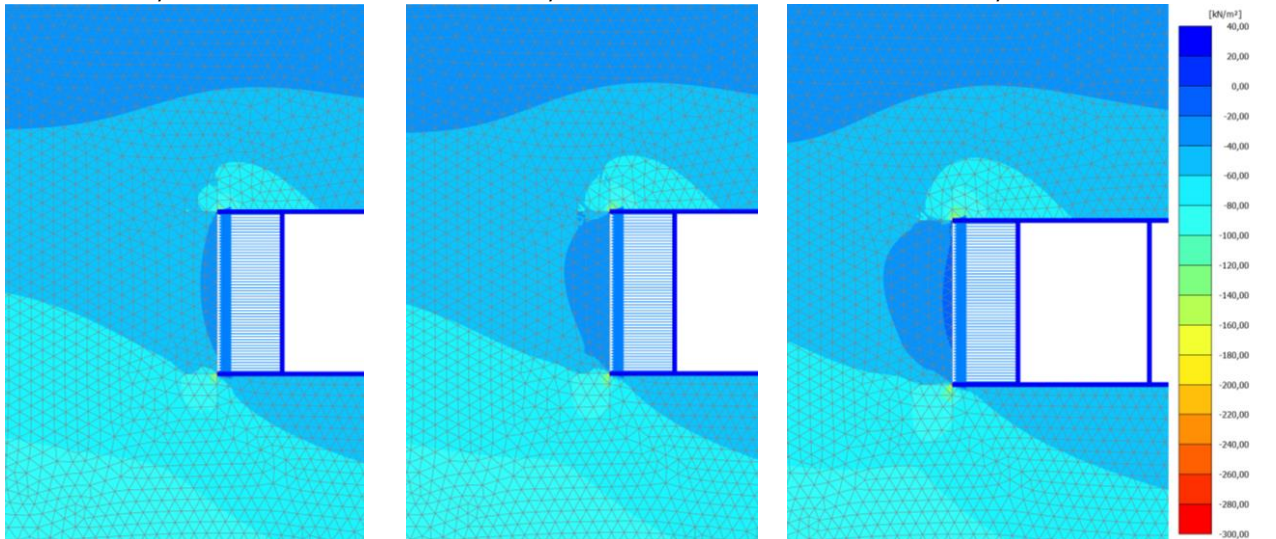
Totalt poretrykk:



Luftrykk 140 kPa

Luftrykk 130 kPa

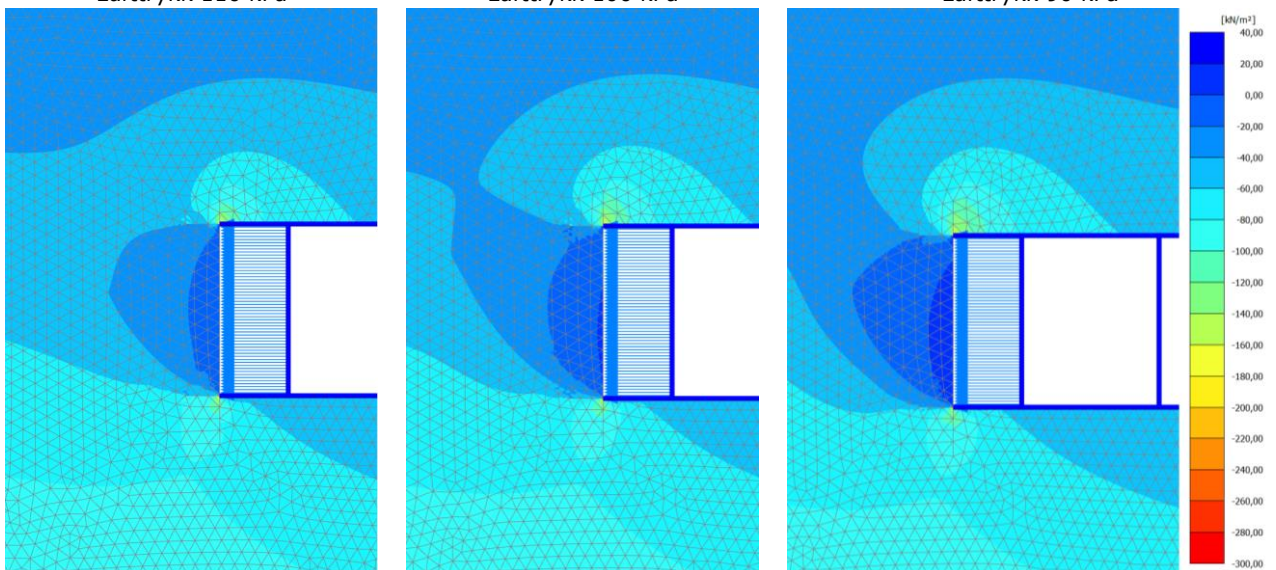
Luftrykk 120 kPa



Luftrykk 110 kPa

Luftrykk 100 kPa

Luftrykk 90 kPa

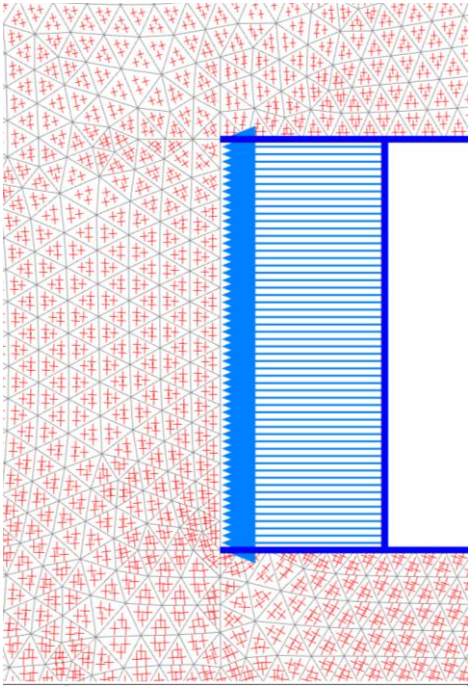


Luftrykk 80 kPa

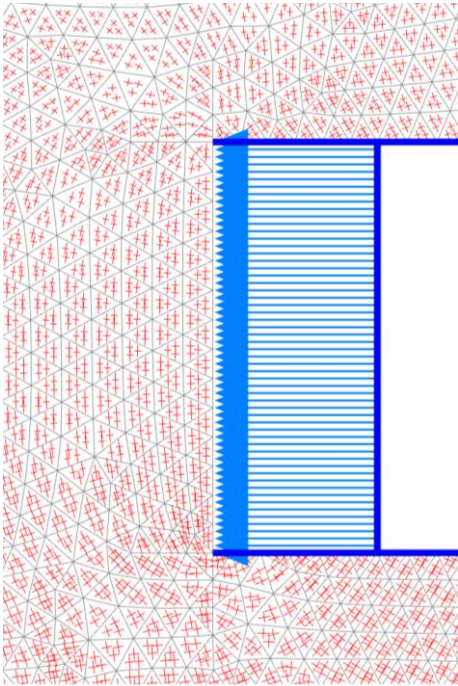
Luftrykk 70 kPa

Luftrykk 60 kPa

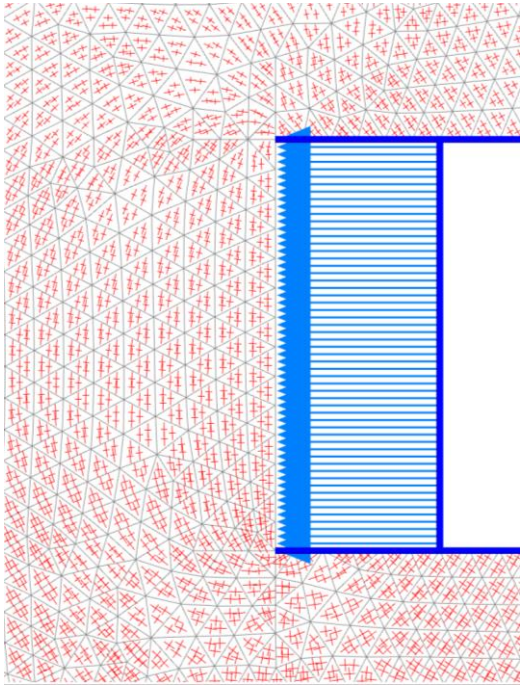
Hovdspenningsretninger:



Lufttrykk 140kPa



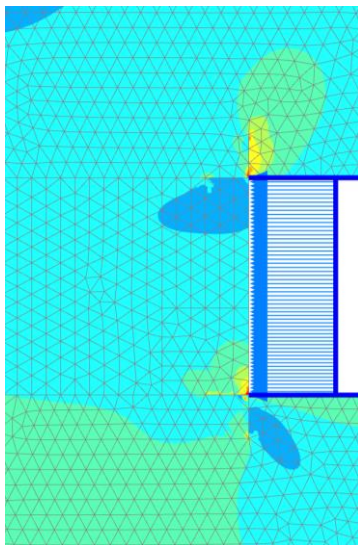
Lufttrykk 90kPa



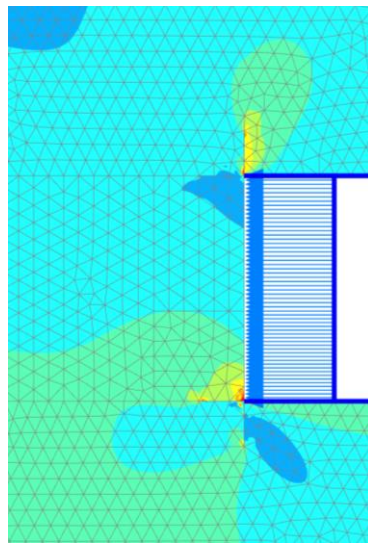
Lufttrykk 60kPa

VEDLEGG 4: Resultater analyse 1b

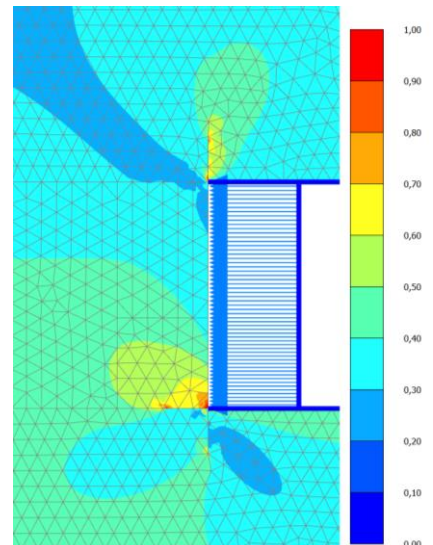
Relativ mobilisert skjærstyre:



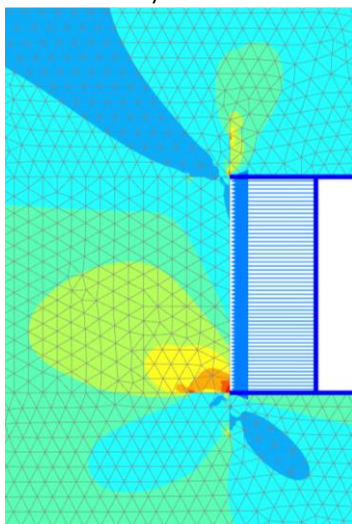
Lufttrykk 140 kPa



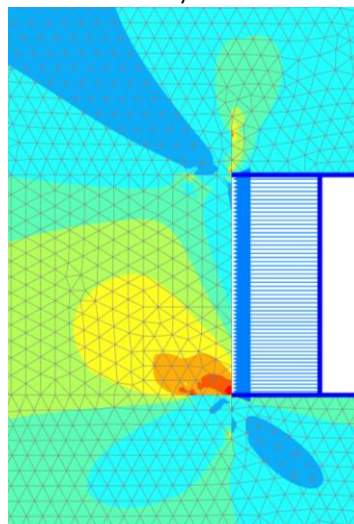
Lufttrykk 130 kPa



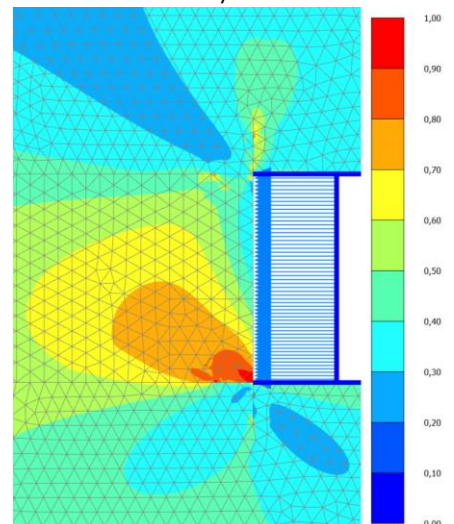
Lufttrykk 120 kPa



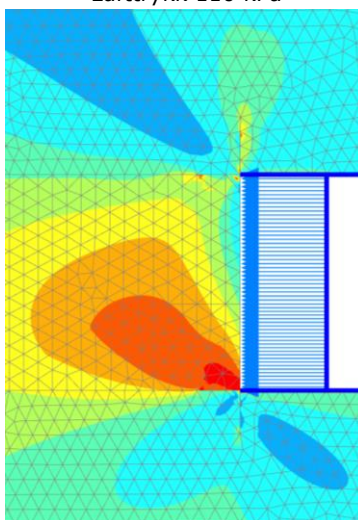
Lufttrykk 110 kPa



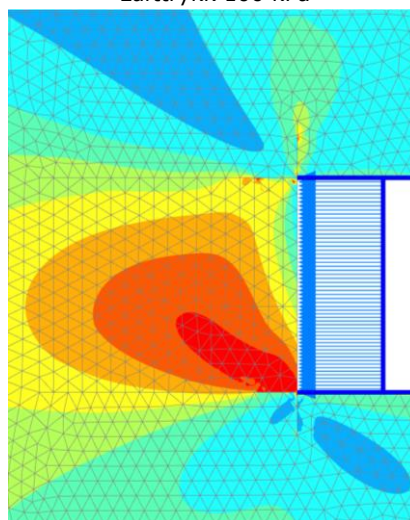
Lufttrykk 100 kPa



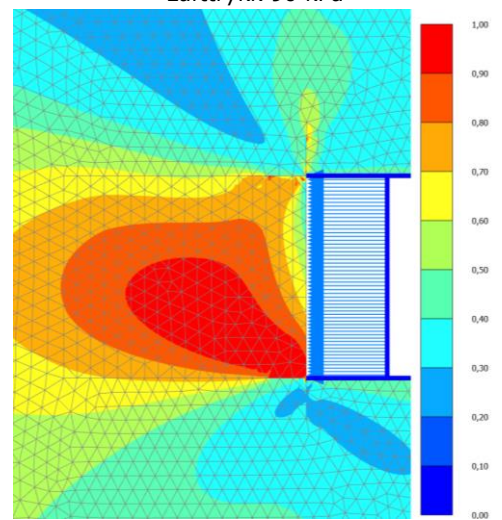
Lufttrykk 90 kPa



Lufttrykk 80 kPa

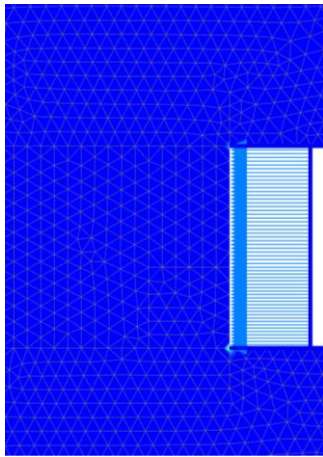


Lufttrykk 70 kPa

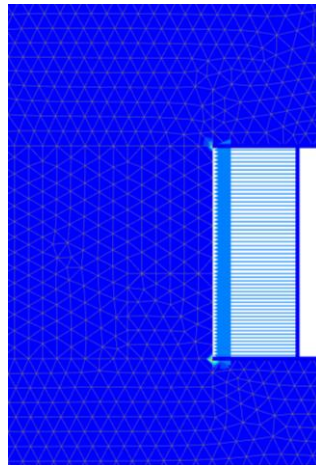


Lufttrykk 60 kPa

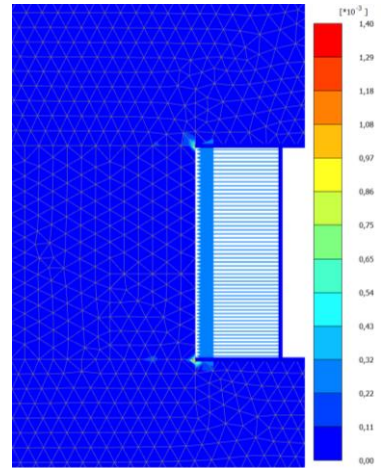
Luftrykk 80 kPa
Inkrementelle skjærtøyninger:



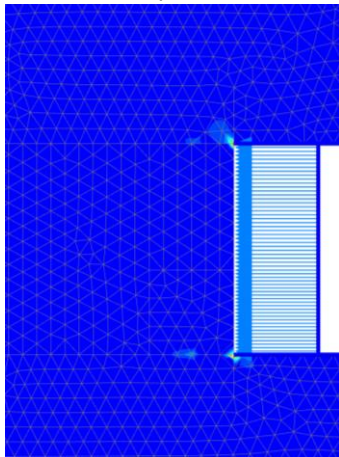
Luftrykk 70 kPa



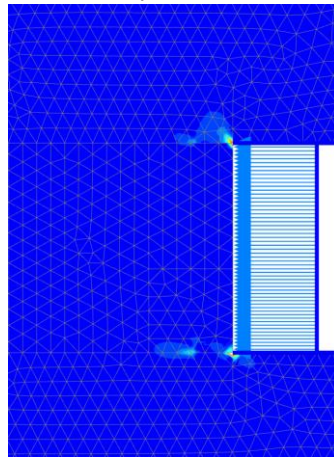
Luftrykk 60 kPa



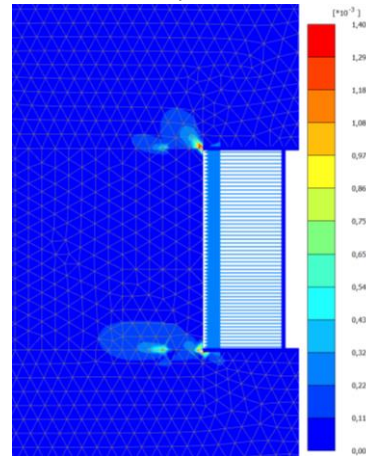
Luftrykk 140 kPa



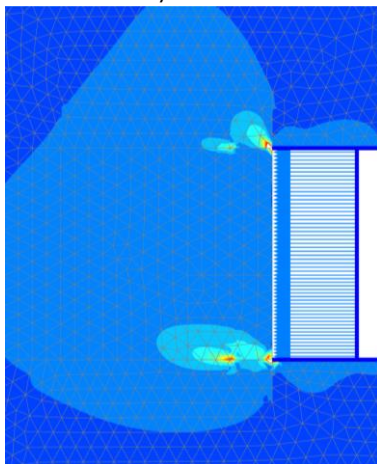
Luftrykk 130 kPa



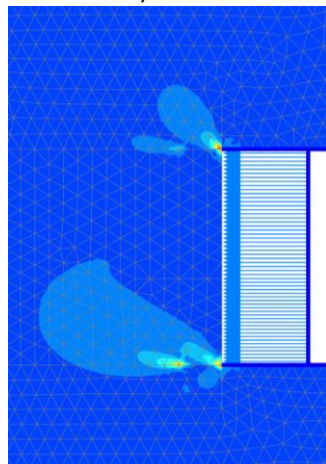
Luftrykk 120 kPa



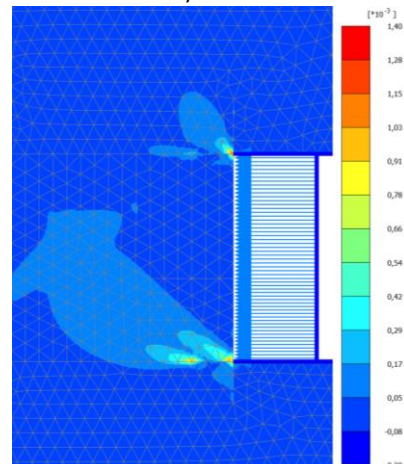
Luftrykk 110 kPa



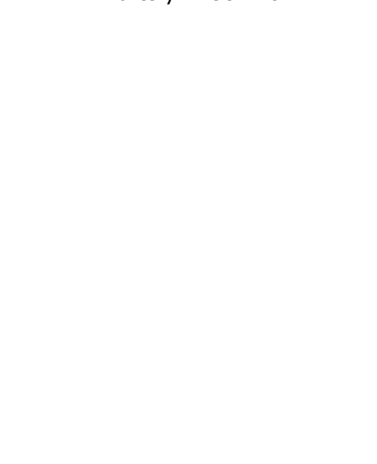
Luftrykk 100 kPa



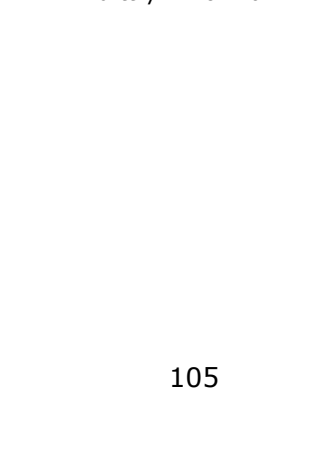
Luftrykk 90 kPa



Luftrykk 80 kPa



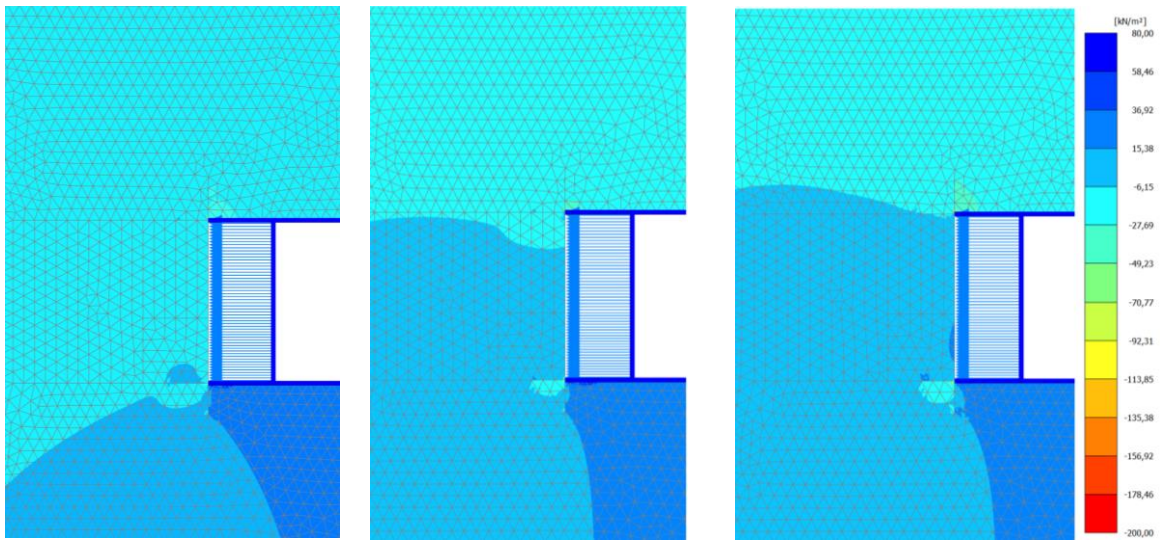
Luftrykk 70 kPa



Luftrykk 60 kPa



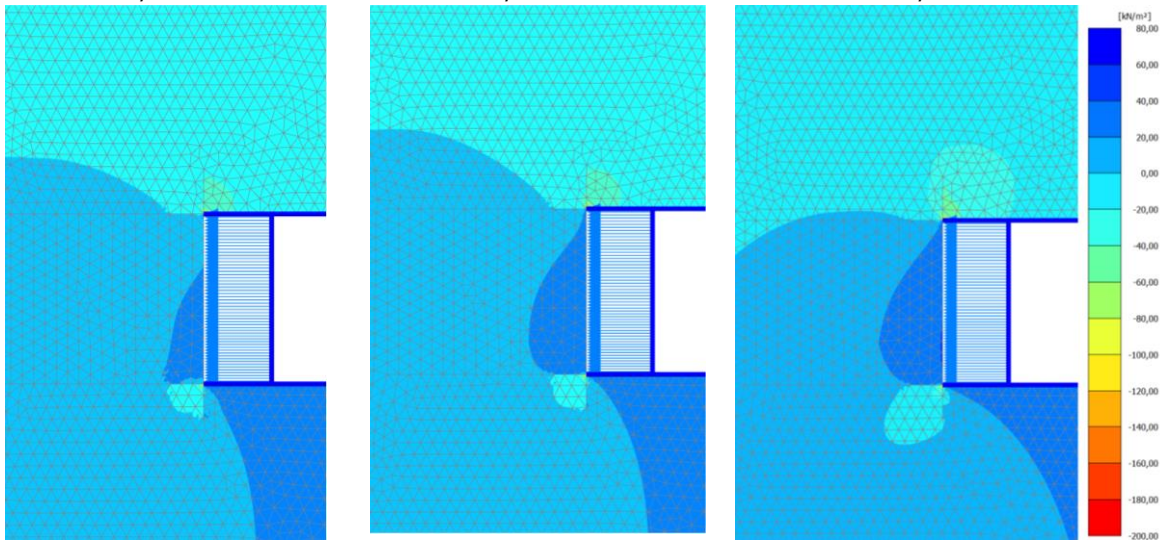
Tilleggsporetrykk



Lufttrykk 140 kPa

Lufttrykk 130 kPa

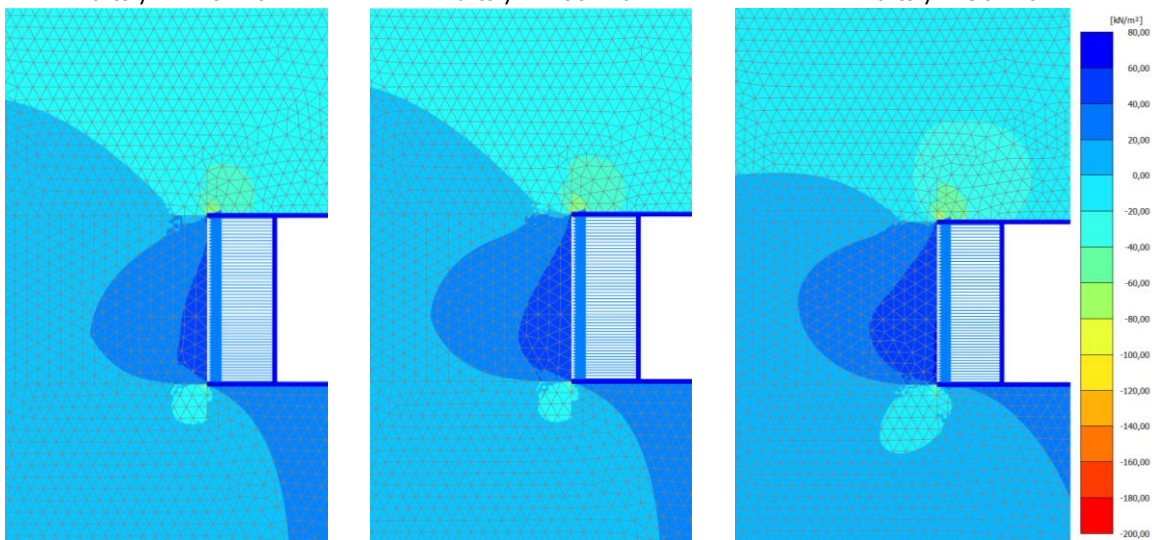
Lufttrykk 120 kPa



Lufttrykk 110 kPa

Lufttrykk 100 kPa

Lufttrykk 90 kPa

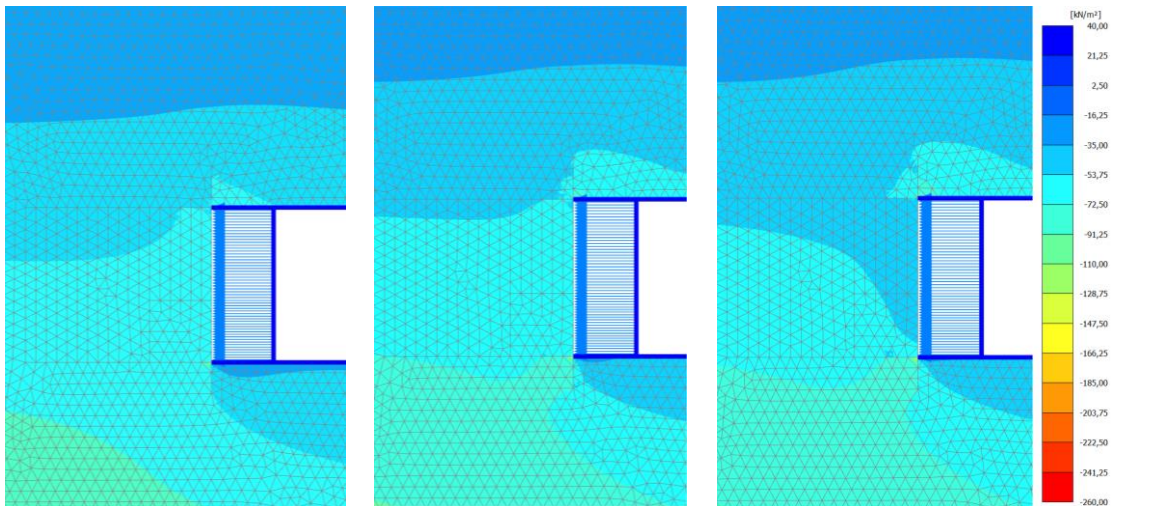


Lufttrykk 80 kPa

Lufttrykk 70 kPa

Lufttrykk 60 kPa

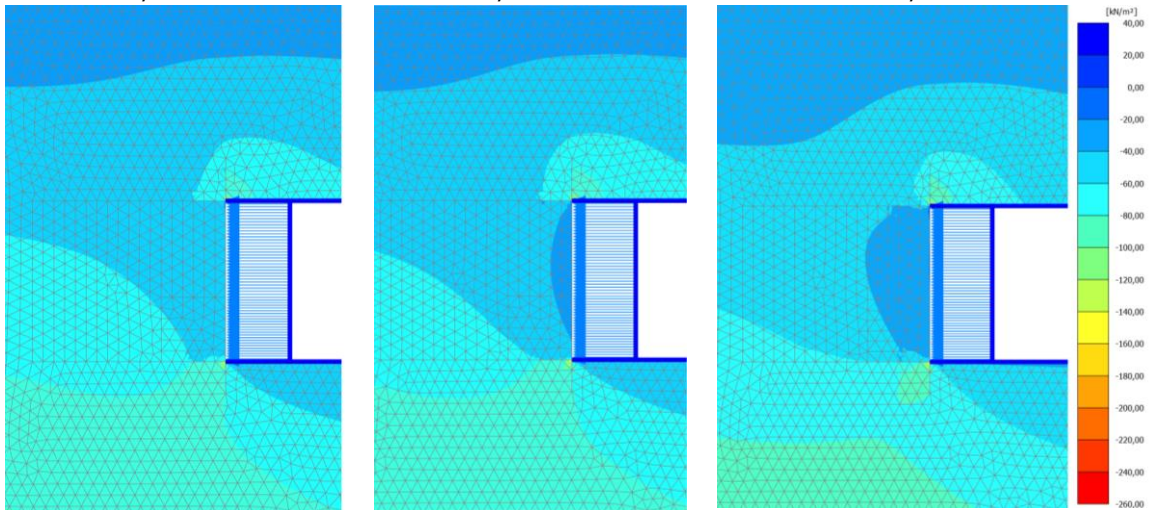
Totalt poretrykk:



Luftrykk 140 kPa

Luftrykk 130 kPa

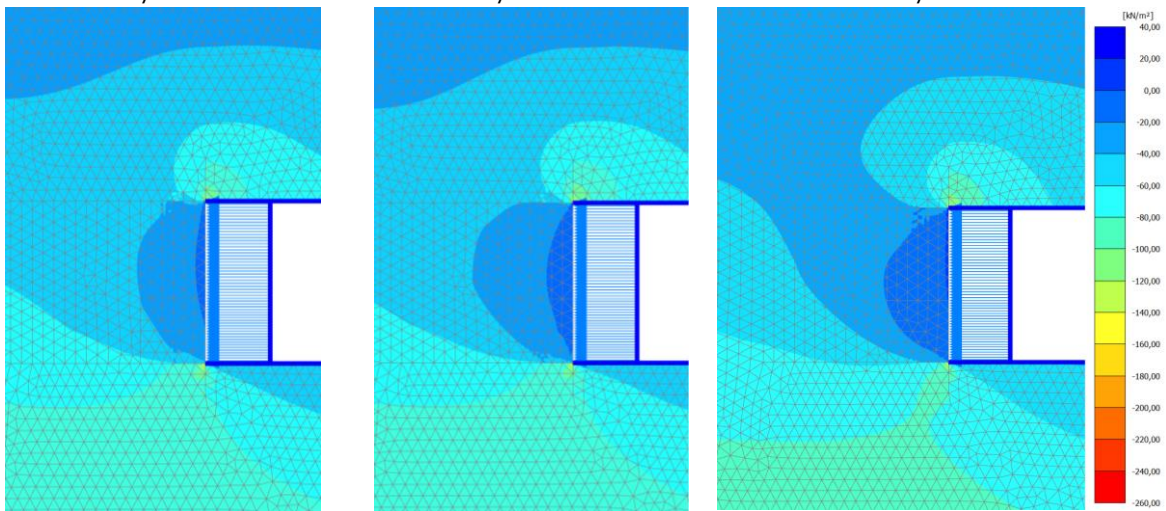
Luftrykk 120 kPa



Luftrykk 110 kPa

Luftrykk 100 kPa

Luftrykk 90 kPa



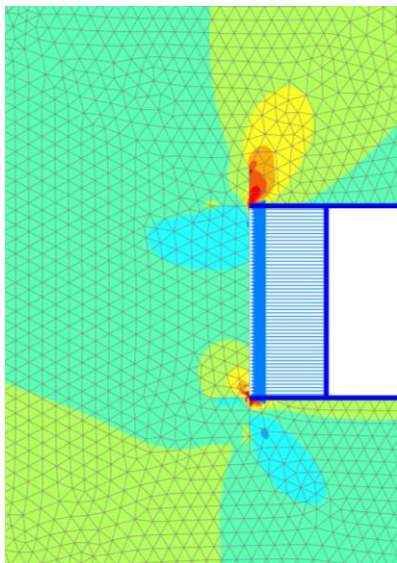
Luftrykk 80 kPa

Luftrykk 70 kPa

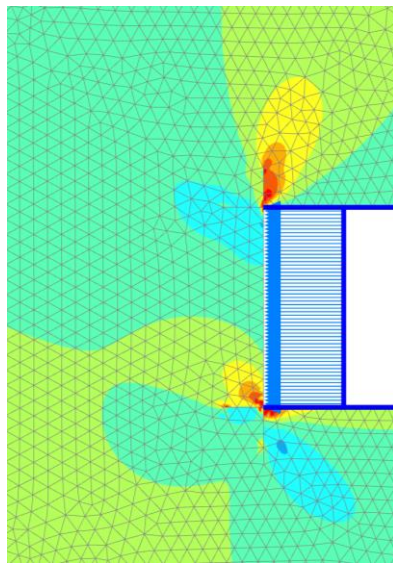
Luftrykk 60 kPa

VEDLEGG 5: Resultater fra analyse 1c

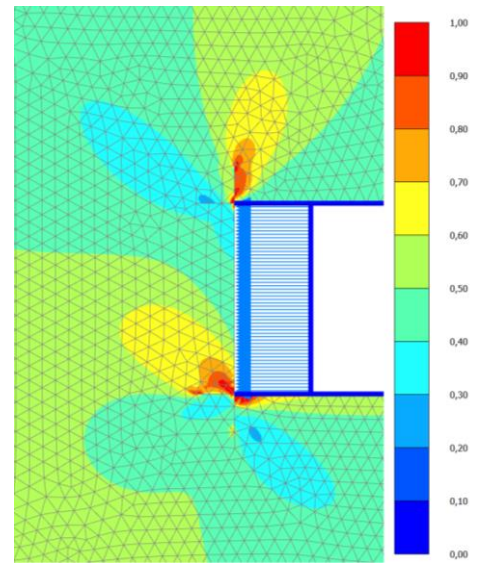
Relativ mobilisert skjærstyrke:



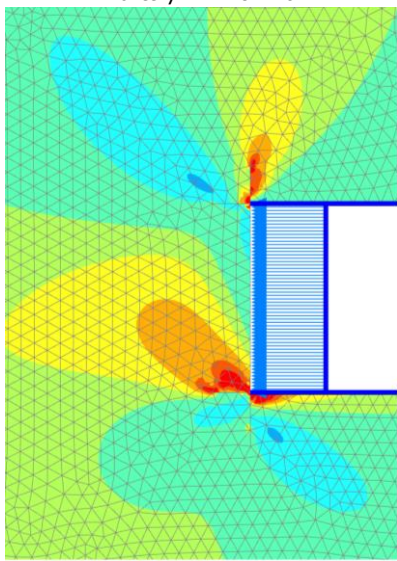
Lufttrykk 140 kPa



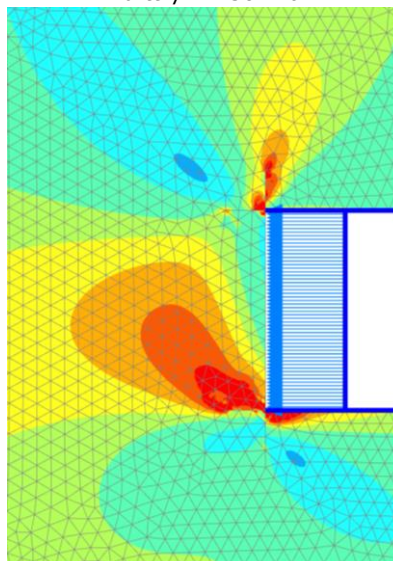
Lufttrykk 130 kPa



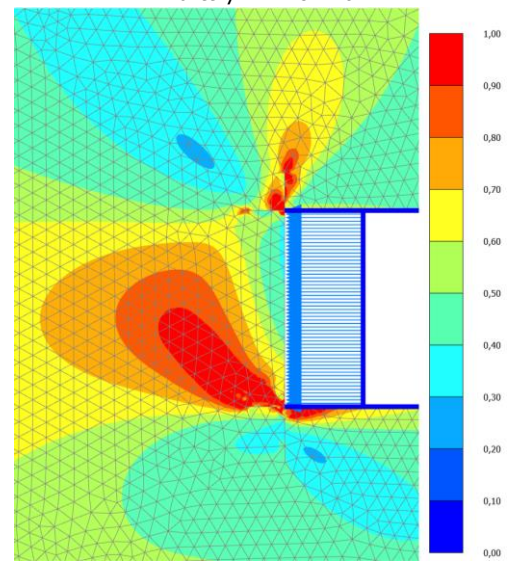
Lufttrykk 120 kPa



Lufttrykk 110 kPa

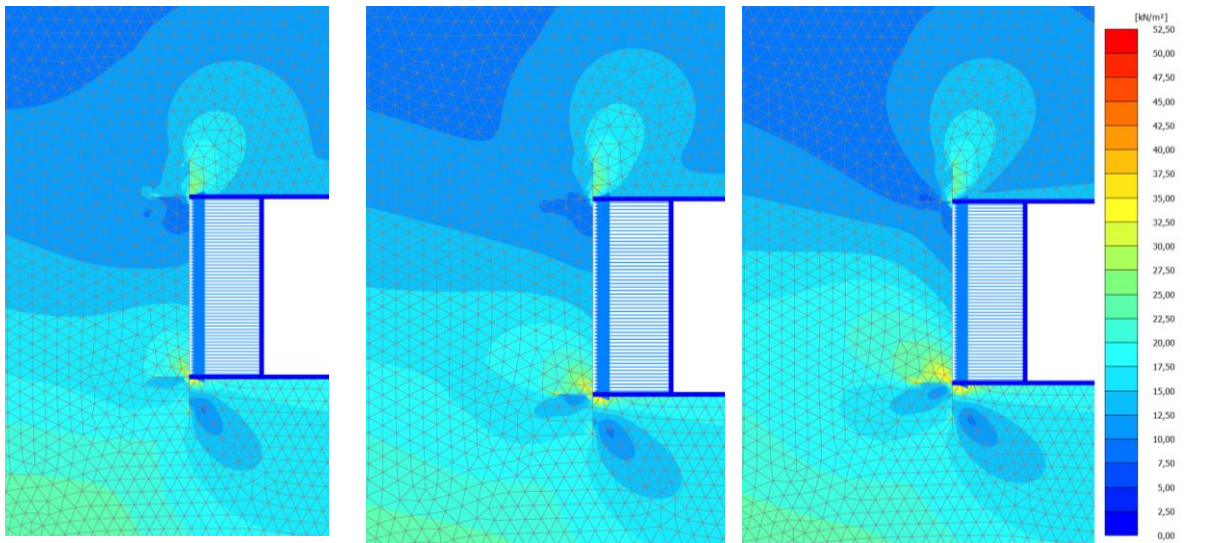


Lufttrykk 100 kPa



Lufttrykk 90 kPa (brudd)

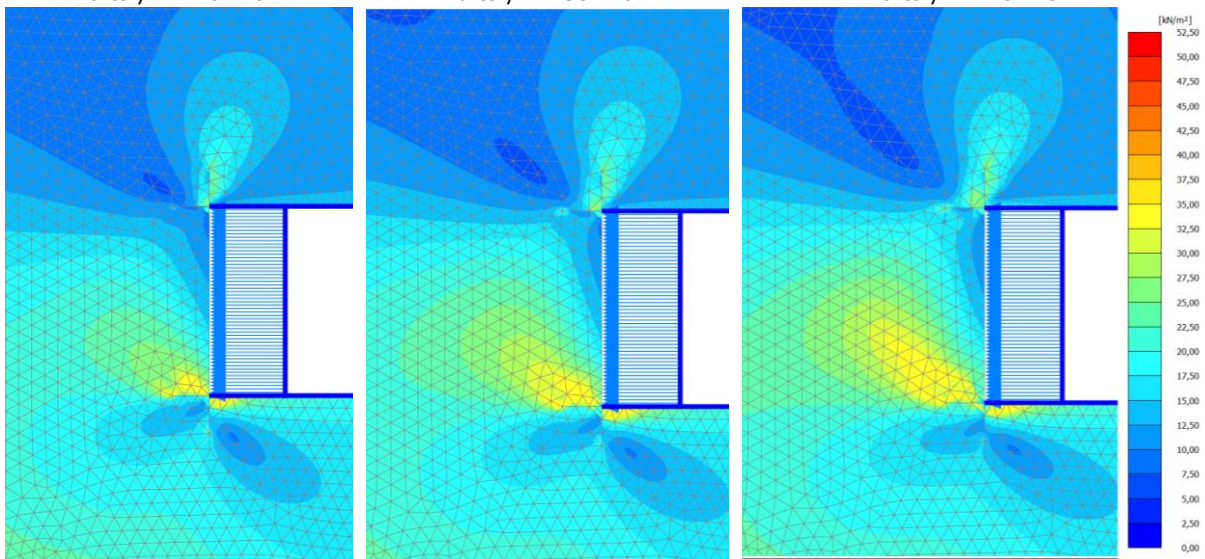
Størrelse på mobilisert skjærstyrke:



Lufttrykk 140 kPa

Lufttrykk 130 kPa

Lufttrykk 120 kPa

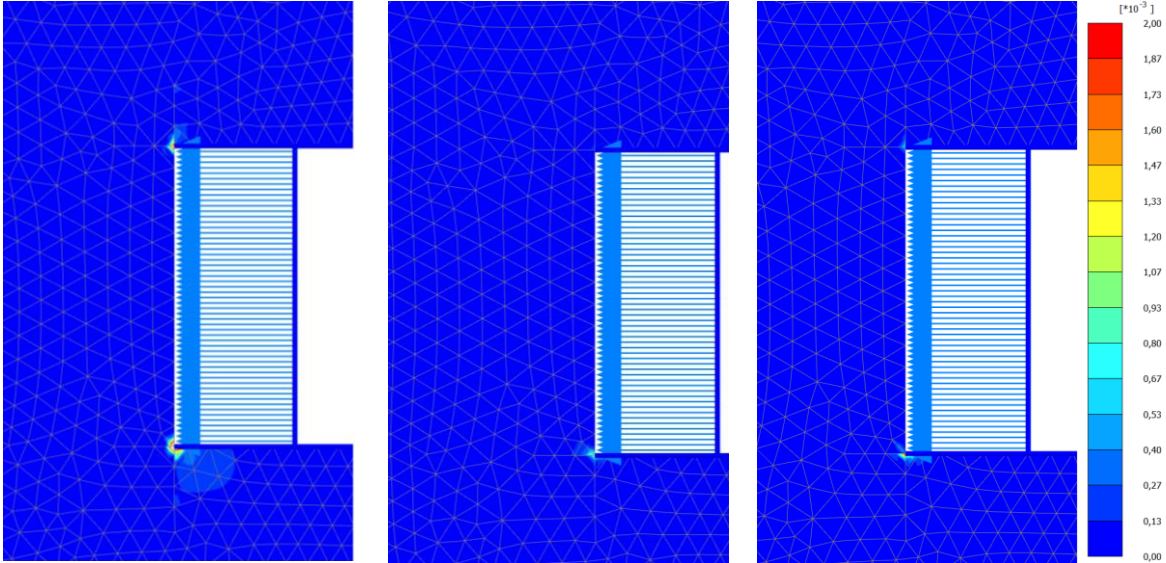


Lufttrykk 110 kPa

Lufttrykk 100 kPa

Lufttrykk 90 kPa (brudd)

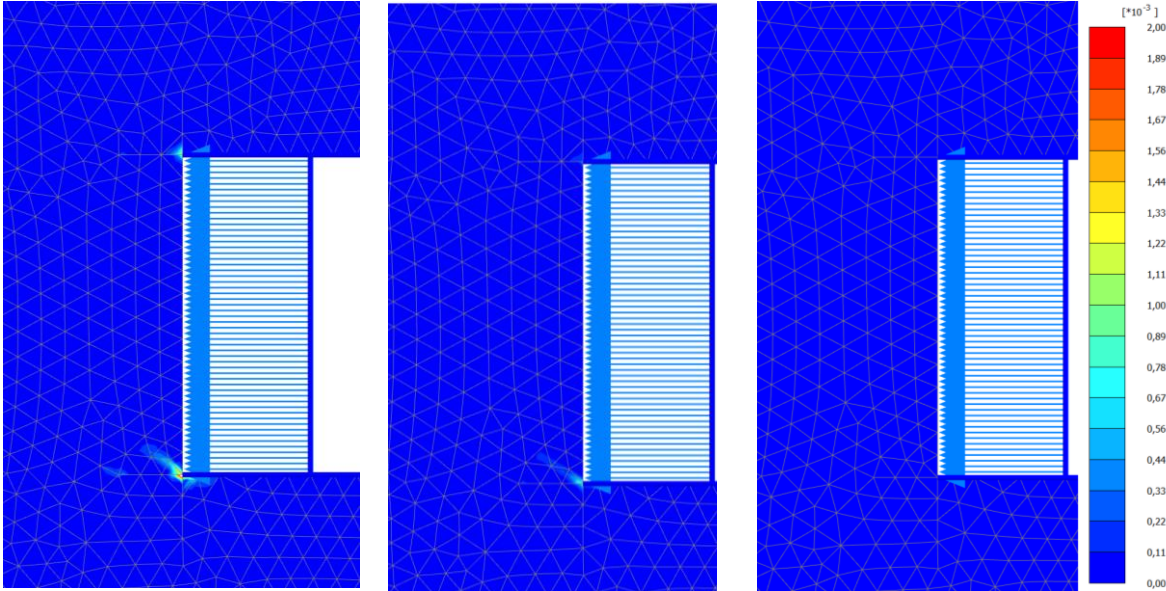
Inkrementelle skjærtøyninger:



Luftrykk 140 kPa

Luftrykk 130 kPa

Luftrykk 120 kPa

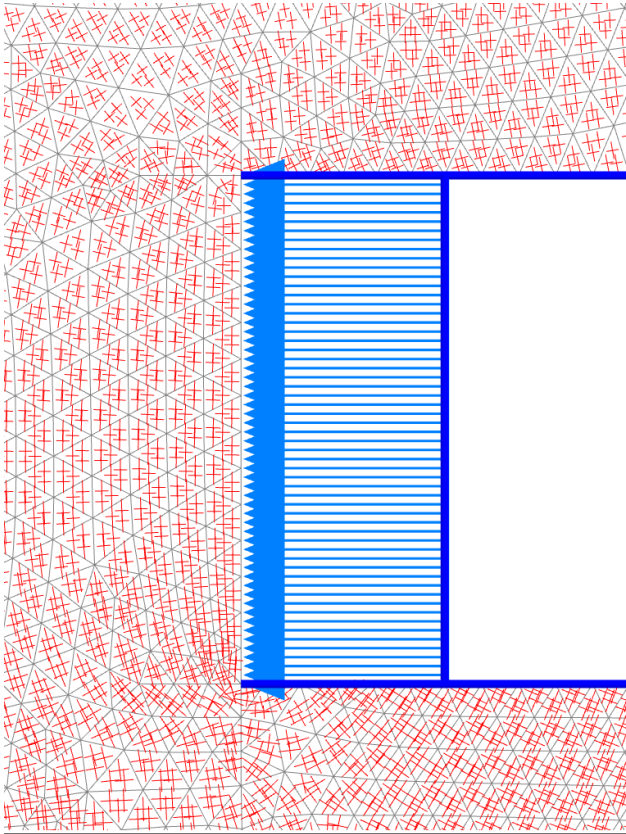


Luftrykk 110 kPa

Luftrykk 100 kPa

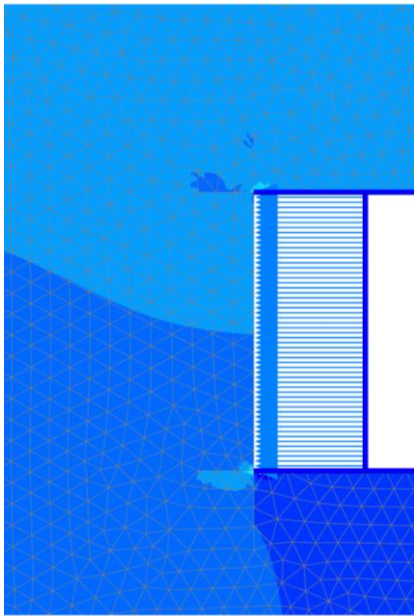
Luftrykk 90 kPa (brudd)

Hovedspenningsretning:

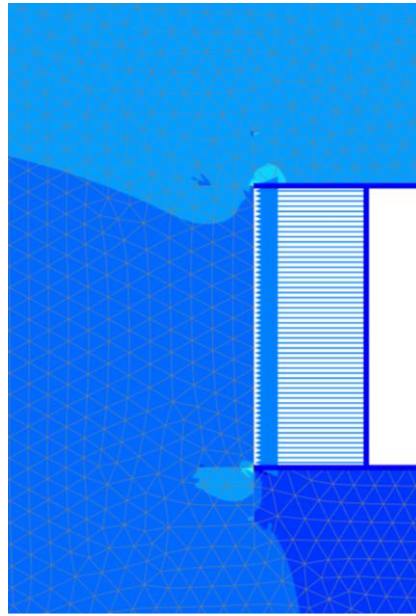


Lufttrykk 110kPa

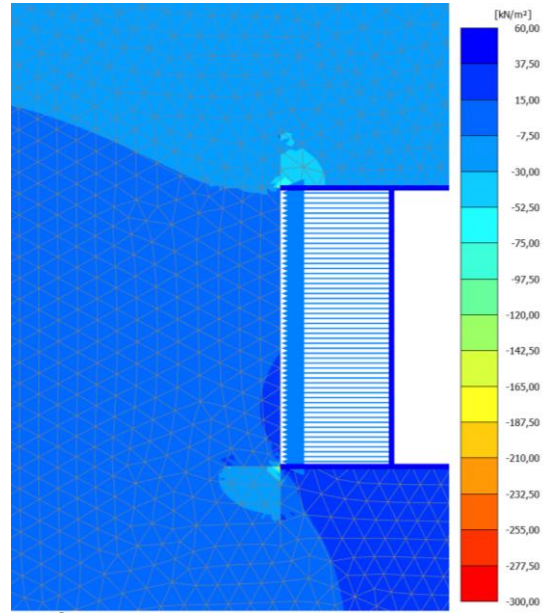
Tilleggsporetrykk:



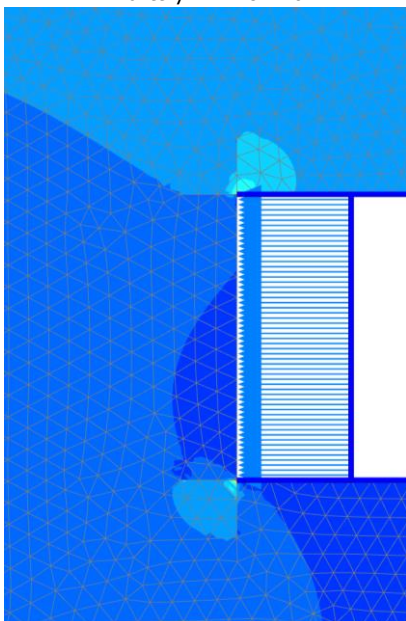
Lufttrykk 140 kPa



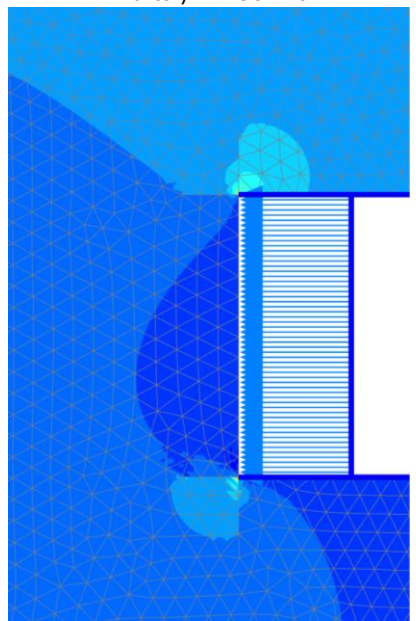
Lufttrykk 130 kPa



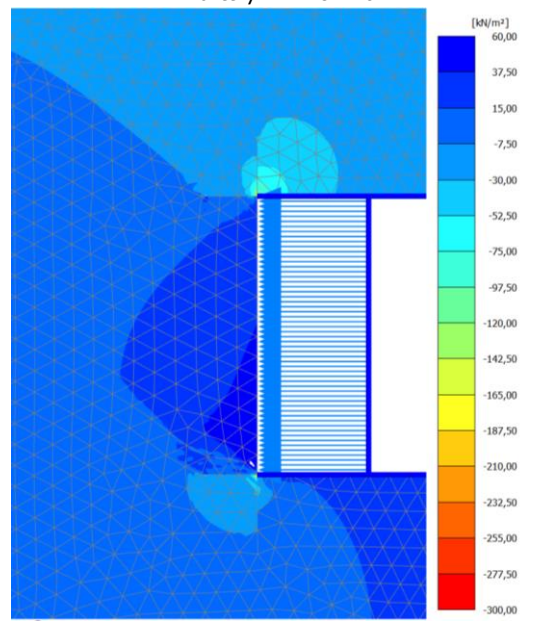
Lufttrykk 120 kPa



Lufttrykk 110 kPa



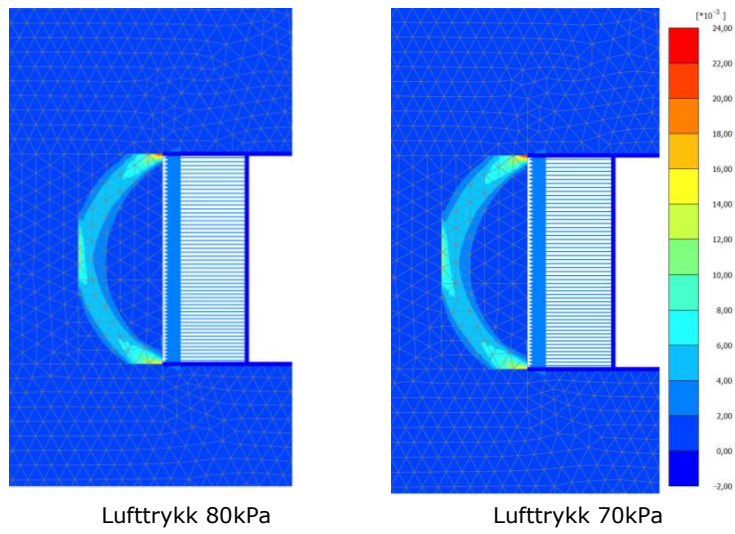
Lufttrykk 100 kPa



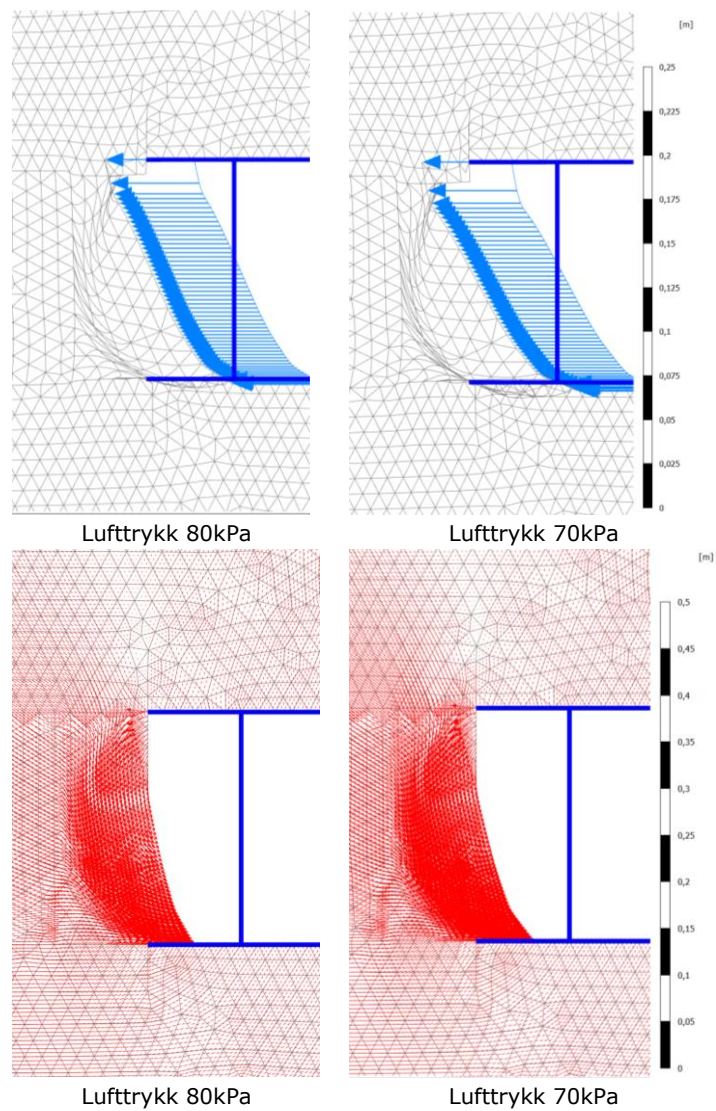
Lufttrykk 90 kPa

VEDLEGG 6: Resultater fra analyse 2a

Inkrementelle skjærtøyninger:

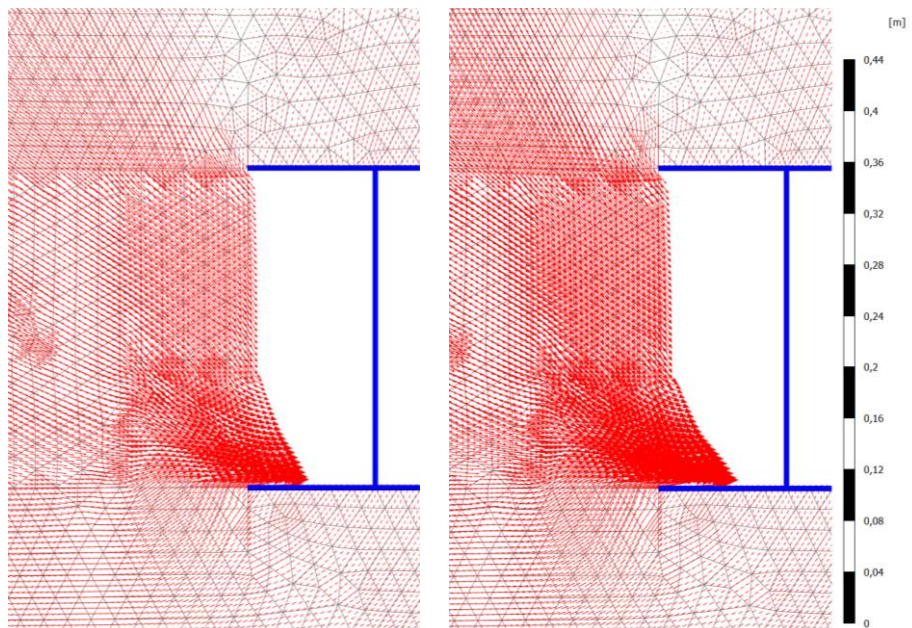


Total forskyvning (deformasjonsfigur):



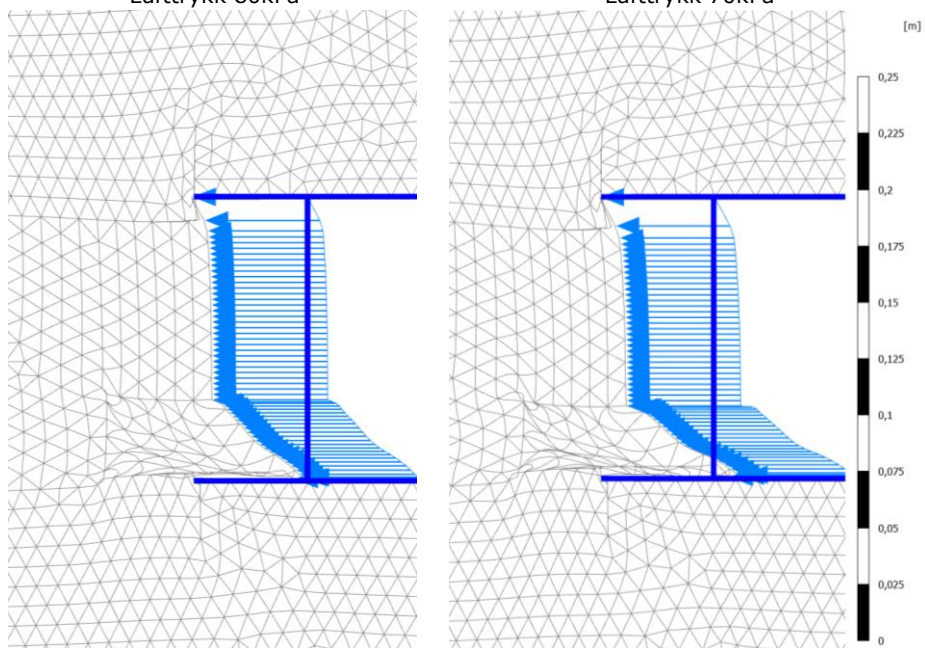
VEDLEGG 7: Resultater fra analyse 2b

Total deformasjon:



Lufttrykk 80kPa

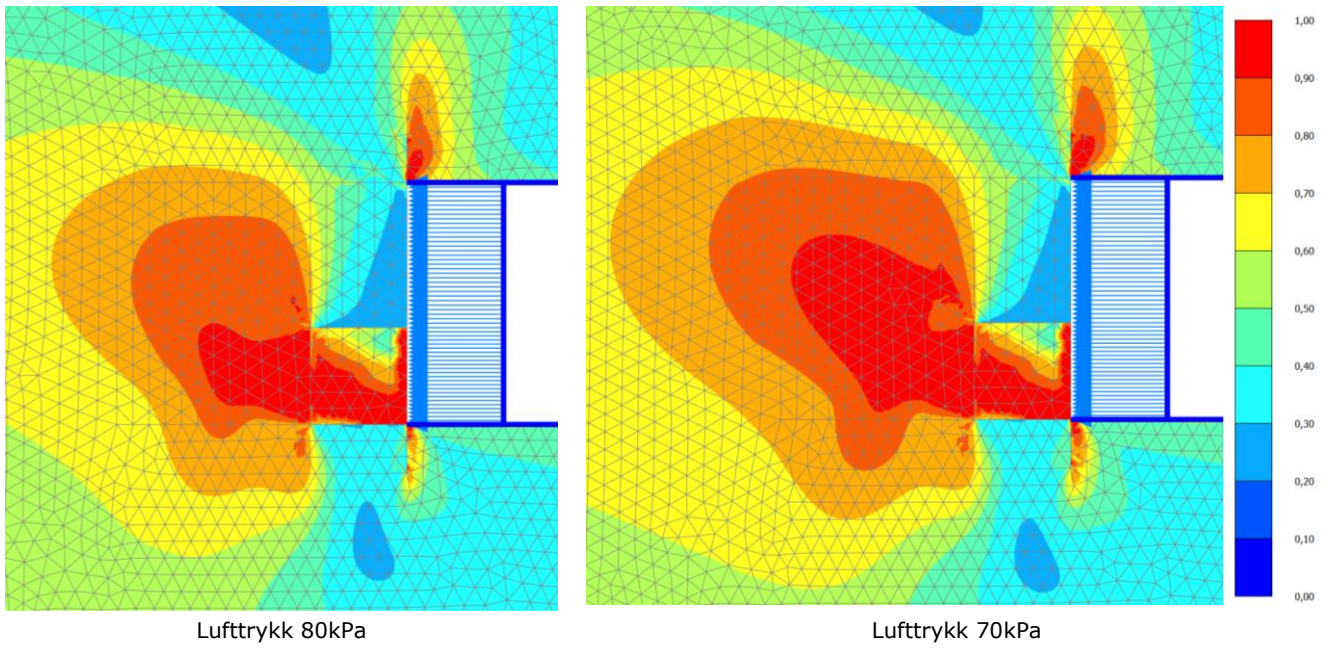
Lufttrykk 70kPa



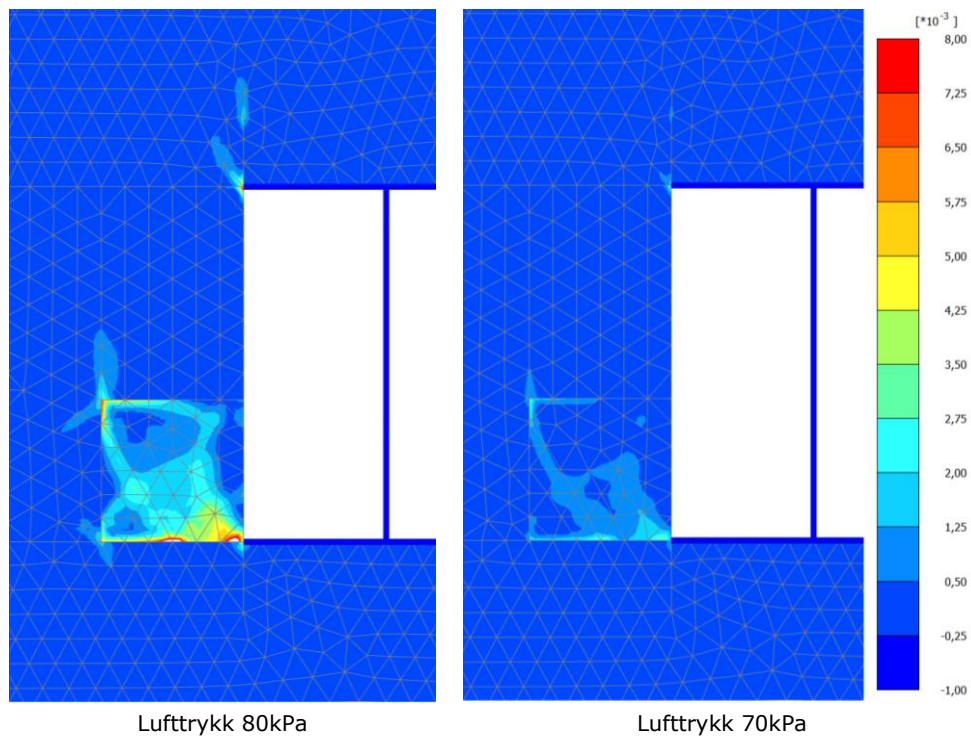
Lufttrykk 80kPa

Lufttrykk 70kPa

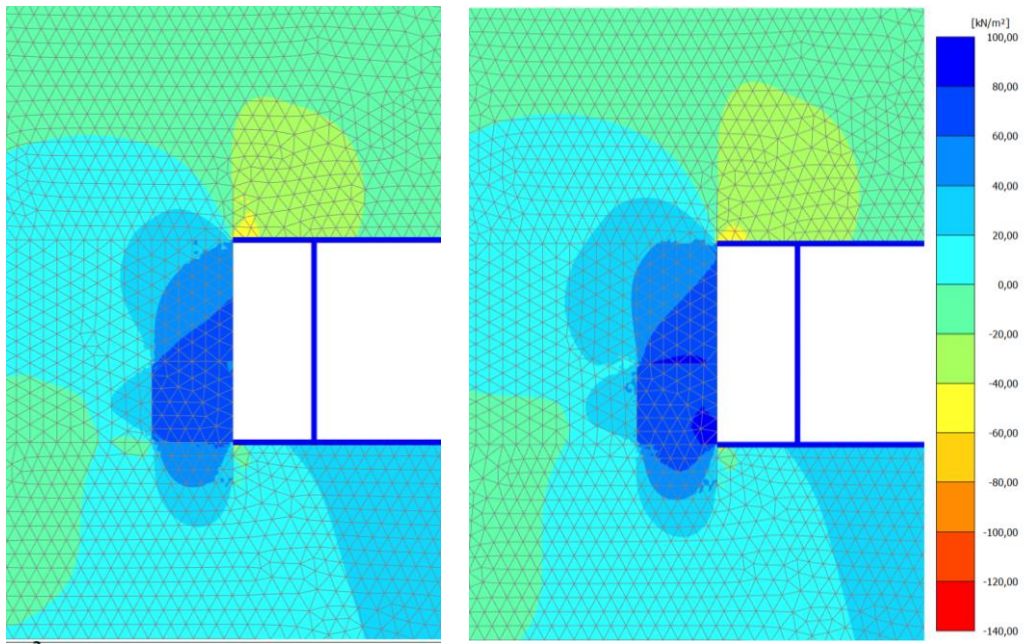
Relativ mobilisert skjærkapasitet:



Inkrementelle skjærtøyninger:



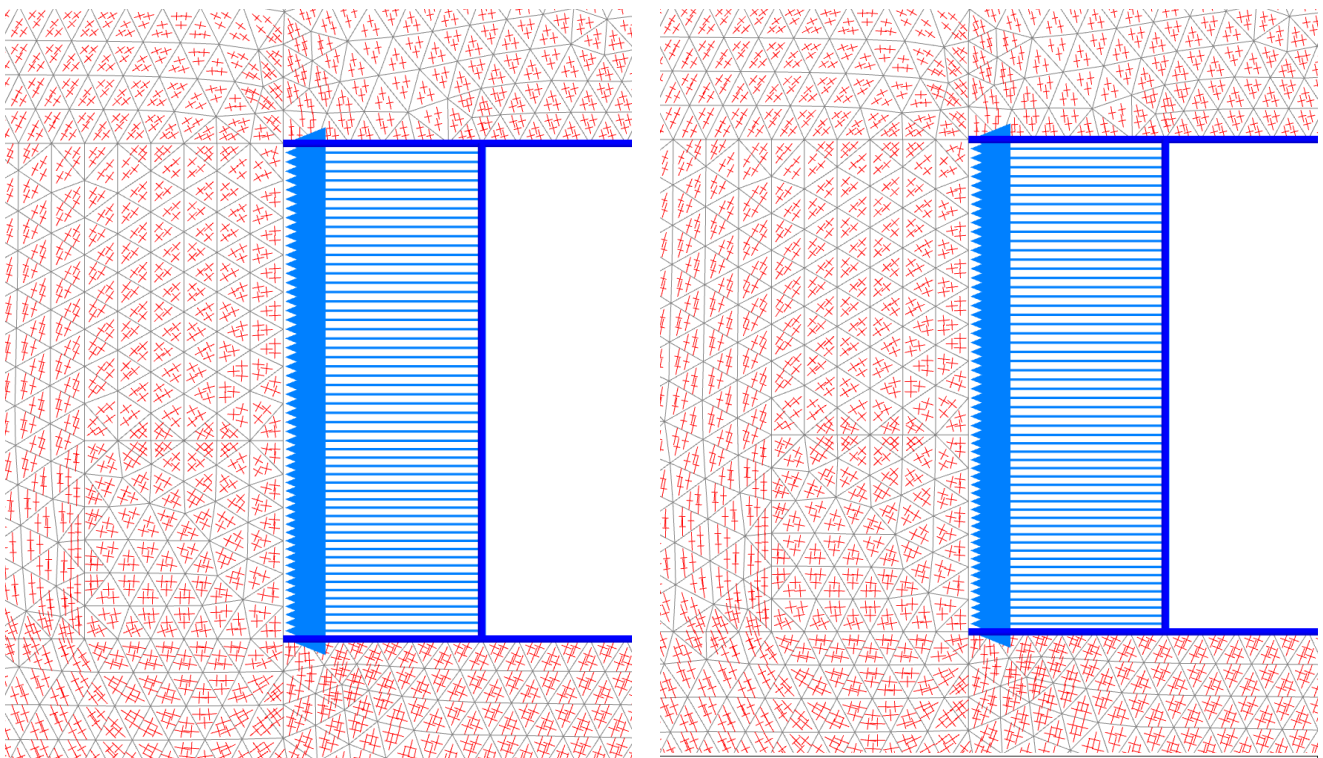
Tilleggsporetrykk:



Luftrykk 80kPa

Luftrykk 70kPa

Hovedsepningsretning:

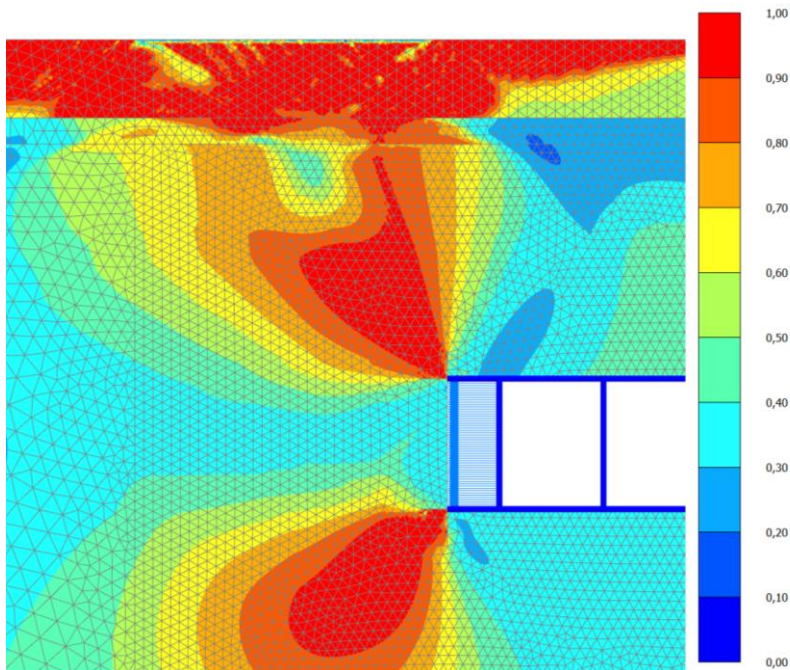


Luftrykk 80kPa

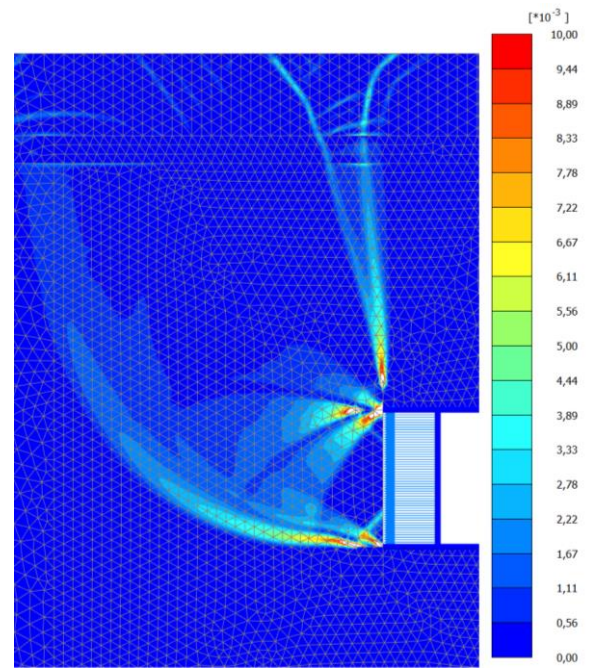
Luftrykk 70kPa

VEDLEGG 8: Resultater fra analyse 3

Alle plottene er ved bruddlast, lufttrykk = 209,5 kPa.

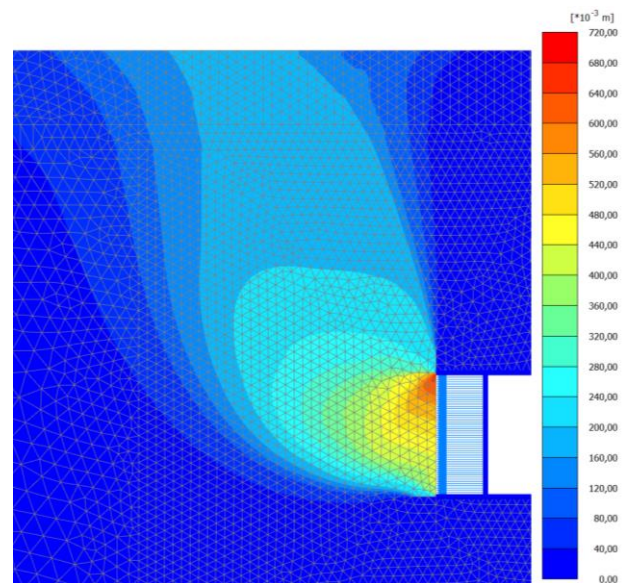
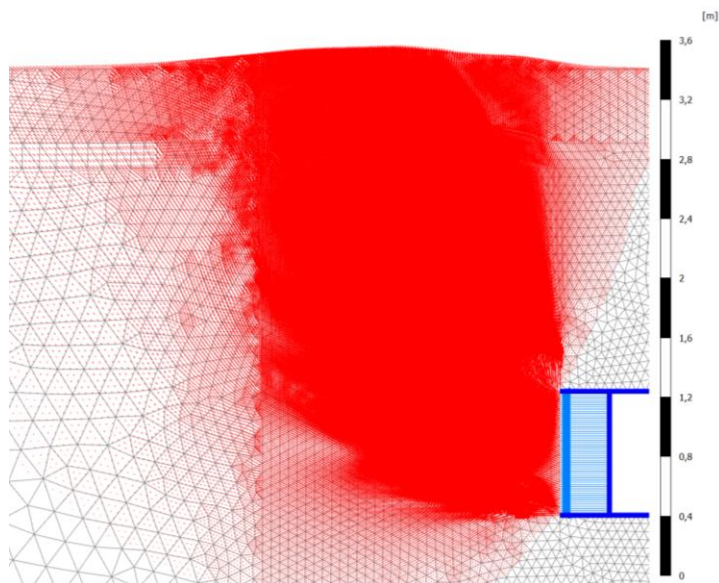


Relativ mobilisert skjærstyrke







Deviatoriske tøyninger

Total forskyvning:



VEDLEGG 9: Materialparametere fra Plaxis

Parametere - Mohr Coulomb




Identification		Tørrskorpe	Sand/grus	Kvikkleire, MC	Kvikkleire, UA, Mohr Coulomb
Identification number		1	5	6	8
Drainage type		Drained	Drained	Undrained (C)	Undrained (A)
Colour					
Comments					
γ_{unsat}	kN/m ³	19,00	0,000	21,00	21,00
γ_{sat}	kN/m ³	19,00	18,00	21,00	21,00
Dilatancy cut-off		No	No	No	No
e_{init}		0,5000	0,5000	0,5000	0,5000
e_{min}		0,000	0,000	0,000	0,000
e_{max}		999,0	999,0	999,0	999,0
Rayleigh α		0,000	0,000	0,000	0,000
Rayleigh β		0,000	0,000	0,000	0,000
E	kN/m ²	6000	6000	6000	11,92E3
ν (nu)		0,3000	0,3000	0,4950	0,3300
G	kN/m ²	2308	2308	2007	4481
E_{oed}	kN/m ²	8077	8077	202,7E3	17,66E3

Identification		Tørrskorpe	Sand/grus	Kvikkleire, MC	Kvikkleire, UA, Mohr Coulomb
C_{ref}	kN/m ²	0,5000	0,000	25,00	1,820
ϕ (phi)	°	30,00	35,00	0,000	20,00
ψ (psi)	°	0,000	0,000	0,000	-2,000
V_s	m/s	34,52	0,000	30,62	45,75
V_p	m/s	64,58	0,000	307,7	90,83
Set to default values		Yes	Yes	No	No
E_{inc}	kN/m ² /m	0,000	0,000	0,000	267,8
γ_{ref}	m	0,000	0,000	0,000	0,000
C_{inc}	kN/m ² /m	0,000	0,000	2,500	0,000
γ_{ref}	m	0,000	0,000	0,000	0,000
Tension cut-off		Yes	Yes	No	Yes
Tensile strength	kN/m ²	0,000	0,000	10,00E6	0,000
Undrained behaviour		Standard	Standard	Standard	Standard
Skempton-B		0,9783	0,9783	0,000	0,9738
ν_u		0,4950	0,4950	0,4950	0,4950
$K_{w,\text{ref}} / n$	kN/m ²	225,0E3	225,0E3	0,000	434,9E3
$C_{v,\text{ref}}$	m ² /day	0,000	0,000	0,000	0,000
Strength		Rigid	Rigid	Rigid	Rigid
R_{inter}		1,000	1,000	1,000	1,000

Identification		Tørrskorpe	Sand/grus	Kvikkleire, MC	Kvikkleire, UA, Mohr Coulomb
Consider gap closure		Yes	Yes	Yes	Yes
δ_{inter}		0,000	0,000	0,000	0,000
Cross permeability		Impermeable	Impermeable	Impermeable	Impermeable
Drainage conductivity, dk		m ³ /day/m	0,000	0,000	0,000
R		m ² K/kW	0,000	0,000	0,000
K _o determination		Automatic	Automatic	Automatic	Manual
K _{0,x} = K _{0,z}		Yes	Yes	Yes	Yes
K _{0,x}		0,5000	0,4264	0,5000	0,7000
K _{0,z}		0,5000	0,4264	0,5000	0,7000
OCR		1,000	1,000	1,000	1,000
POP		kN/m ²	0,000	0,000	0,000
Data set		Standard	Standard	Standard	Standard
Type		Coarse	Coarse	Coarse	Coarse
< 2 µm		%	10,00	10,00	10,00
2 µm - 50 µm		%	13,00	13,00	13,00
50 µm - 2 mm		%	77,00	77,00	77,00
Use defaults		None	None	None	None
k _x		m/day	0,000	0,000	0,000
k _y		m/day	0,000	0,000	0,000

Identification		Tørrskorpe	Sand/grus	Kvikkleire, MC	Kvikkleire, UA, Mohr Coulomb
- ψ_{unset}		m	10,00E3	10,00E3	10,00E3
e _{int}		0,5000	0,5000	0,5000	0,5000
S _s		1/m	0,000	0,000	0,000
c _k		1000E12	1000E12	1000E12	1000E12
c _s		kJ/t/K	0,000	0,000	0,000
λ _s		kW/m/K	0,000	0,000	0,000
ρ _s		t/m ³	0,000	0,000	0,000
Solid thermal expansion		Linear	Linear	Linear	Linear
α _x		1/K	0,000	0,000	0,000
α _y		1/K	0,000	0,000	0,000
α _z		1/K	0,000	0,000	0,000
D _v		m ² /day	0,000	0,000	0,000
f _{tv}		0,000	0,000	0,000	0,000
Unfrozen water content		None	None	None	None

Parametere - NGI-ADP

Identification		Øvre leire	Kvikkleire, ADP	Kvikkleire, ADP, omrørt
Identification number		2	3	7
Drainage type		Undrained (C)	Undrained (C)	Undrained (C)
Colour				
Comments				
γ_{unsat}	kN/m ³	21,00	21,00	21,00
γ_{sat}	kN/m ³	21,00	21,00	21,00
Dilatancy cut-off		No	No	No
e_{int}		0,5000	0,5000	0,5000
e_{min}		0,000	0,000	0,000
e_{max}		999,0	999,0	999,0
Rayleigh α		0,000	0,000	0,000
Rayleigh β		0,000	0,000	0,000
$G_{\text{ur}}/s_{\text{u}}^{\wedge A}$		200,0	200,0	200,0
$\gamma_{\text{r}}^{\wedge C}$	%	1,500	0,7500	0,7500
$\gamma_{\text{r}}^{\wedge E}$	%	4,000	2,000	2,000
$\gamma_{\text{r}}^{\wedge DSS}$	%	2,500	1,400	1,400

Identification		Øvre leire	Kvikkleire, ADP	Kvikkleire, ADP, omrørt
$s_{\text{u}}^{\text{A}}_{\text{ref}}$	kN/m ²	30,00	30,00	5,000
$s_{\text{u}}^{\text{cTX}}/s_{\text{u}}^{\wedge A}$		0,9900	0,9900	0,9900
γ_{ref}	m	-3,600	-3,600	-3,600
$s_{\text{u}}^{\text{A}}_{\text{inc}}$	kN/m ² /m	2,976	2,976	0,000
$s_{\text{u}}^{\text{P}}/s_{\text{u}}^{\wedge A}$		0,4600	0,3500	0,3500
$\tau_{\text{o}}/s_{\text{u}}^{\wedge A}$		0,7000	0,7000	0,7000
$s_{\text{u}}^{\text{DSS}}/s_{\text{u}}^{\wedge A}$		0,7300	0,6300	0,6300
ν (nu)		0,4950	0,4950	0,4950
Strength		Rigid	Manual	Manual
R_{inter}		1,000	0,7000	0,7000
Consider gap closure		Yes	Yes	Yes
δ_{inter}		0,000	0,000	0,000
Cross permeability		Impermeable	Impermeable	Impermeable
Drainage conductivity, dk	m ³ /day/m	0,000	0,000	0,000
R	m ² K/kW	0,000	0,000	0,000
K_{o} determination		Manual	Manual	Manual
$K_{\text{o,x}} = K_{\text{o,z}}$		Yes	Yes	Yes
$K_{\text{o,x}}$		0,7000	0,7000	0,7000
$K_{\text{o,z}}$		0,7000	0,7000	0,7000

Identification		Øvre leire	Kvikkleire, ADP	Kvikkleire, ADP, omrørt
k_x	m/day	0,000	0,000	0,000
k_y	m/day	0,000	0,000	0,000
$-\Psi_{\text{unsat}}$	m	10,00E3	10,00E3	10,00E3
e_{init}		0,5000	0,5000	0,5000
c_k		1000E12	1000E12	1000E12
c_s	kJ/t/K	0,000	0,000	0,000
λ_s	kW/m/K	0,000	0,000	0,000
ρ_s	t/m ³	0,000	0,000	0,000
Solid thermal expansion		Linear	Linear	Linear
α_x	1/K	0,000	0,000	0,000
α_y	1/K	0,000	0,000	0,000
α_z	1/K	0,000	0,000	0,000
D_v	m ² /day	0,000	0,000	0,000
f_{TV}		0,000	0,000	0,000
Unfrozen water content		None	None	None