



EXAMENSARBETE INOM SAMHÄLLSBYGGNAD,
AVANCERAD NIVÅ, 30 HP
STOCKHOLM, SVERIGE 2021

Numerisk beräkning av krypsättningar i pelarförstärkt lera

EMIL JOHANSSON

VICTOR GRANLUND HEDÉN

Sammanfattning

I detta examensarbete har en utredning gjorts med syftet att undersöka lämpligheten att genomföra en djupstabilisering med multicementpelare (MC-pelare) i ett område med högt ställda sättningskrav. Detta genom att numeriskt simulera hur djupstabiliserad lera kan bete sig vid belastning med avseende på långtidsdeformationer. Vidare utvärderas hur väl olika materialmodeller kan simulera sättningar med hänsyn till kryp samt huruvida krypsättningar bör beaktas vid denna typ av dimensionering.

Simuleringarna är genomförda enligt de geotekniska förutsättningarna och den planerade byggnationen på Galoppfältet i Täby Park. Som en grund för beräkningarna genomfördes en litteraturstudie där bland annat valet att simulera pelarna med Mohr-Coulomb (MoC), Soft Soil Creep (SSC) och Concrete Model (CM) i Plaxis 2D motiveras. Pelarna simulerades med en axissymmetrisk 2D-modell och i samtliga beräkningar simulerades leran med kryp medan pelarna simulerades både med och utan krypsättningar.

En kalibrering mot tidigare forskning på området samt sättningsberäkningar av lera på Galoppfältet genomfördes för att säkerställa den valda modellens lämplighet. Därefter simulerades pelare med olika geometriska förutsättningar och varierande uppfyllnadshöjd. En sensitivitetsanalys gjordes även för att åskådliggöra vilka av de osäkra parametrarna som ger stor påverkan på resultatet.

Simuleringarna visade att det antagligen är lämpligt att djupförstärka leran med multicementpelare för att uppnå låga sättningar över tid. För en pelardiameter på 800 mm och ett centrumavstånd på 1200 mm uppnåddes följande sättningar med de olika uppfyllnadshöjderna samt de olika materialmodellerna. Av de testade pelarna ansågs denna geometri mest lämplig för de givna förutsättningarna på Galoppfältet. Detta baseras på den totala sättningen och att vissa pelare gick till brott i simuleringarna för övriga geometrier med större centrumavstånd och mindre pelardiameter.

Uppfyllnadshöjd [m]	Materialmodell MC-pelare	Sättning efter pålastning [cm]	Sättning efter 30 dagar [cm]	Sättning efter 50 år [cm]
1	CM	1,1	2,9	9,8
	CM utan kryp	1,0	1,9	4,6
	MoC utan kryp	1,0	1,9	4,6
2	CM	1,4	3,8	12,5
	CM utan kryp	1,4	2,7	6,4
	MoC utan kryp	1,3	2,7	6,4
3	CM	2,2	5,6	17,2
	CM utan kryp	2,0	3,9	8,5
	MoC utan kryp	2,1	3,9	8,5
4	CM	2,8	7,1	22,6
	CM utan kryp	2,7	4,9	12,2
	MoC utan kryp	2,7	4,9	10,6

Beräkningarna där pelarna simulerades med SSC- och CM med kryp visade på stor variation sinsemellan. Resultaten med SSC anses felaktigt låga på grund av bristfälliga materialdata och visas därför inte i sammanfattningen. Resultaten med CM utan kryp och MoC utan kryp anses mest trovärdiga om än dock potentiellt för låga eftersom krypsättningar i pelarna inte är inkluderade. Vidare anses CM överlag vara en lämplig modell för att simulera sättningar med kryp i djupförstärkt lera förutsatt att ett tillräckligt underlag för val av materialparametrar finns att tillgå. SSC kan

potentiellt vara lämplig enligt resultat från sensitivitetsanalysen förutsatt att materialparametrar kan undersökas för de lokala förutsättningarna. Dock förordas CM för fortsatta studier med krypsättningar i djupförstärkt lera. MoC anses som en god modell om kryp försummas.

Med hänsyn till detta anser författarna att kryptester på multicementpelare bör övervägas för att skapa bättre förutsättningar för dimensionering av djupförstärkt lera med krypsättningar. Något som kan ge underlag för dimensionering med högre precision och potentiellt ekonomisk vinning.

Nyckelord

Kalkcementpelare, Kryp, Multicementpelare, Sättningar, Concrete Model, Soft Soil Creep, Plaxis

Abstract

This master thesis investigates the suitability of using multicement, a mixture of cement and cement kiln dust (CKD), for deep cement mixing (DCM) as soil improvement in an area with high requirements regarding the maximum allowed settlements. This was done by numerical modelling of long-term settlement behaviour for a DCM improved soil. Furthermore, the usability of different material models when considering creep behaviour are studied. The report also investigates whether creep behaviour should be considered or not in this type of simulation.

The simulations are done according to the geotechnical conditions and the planned design for an old gallop track in Täby Park, Sweden. A literature review is done as a basis for the simulations performed in Plaxis 2D with an axis symmetric 2D-model. The use of Mohr-Coulomb (MoC), Soft Soil Creep (SSC) and Concrete Model (CM) for the columns are motivated. Creep settlements are included in the clay for all simulations while the columns are simulated both with and without creep settlements.

To ensure the suitability of the model, a calibration is done by replication of a research study as well as replication of settlement calculations of the unimproved clay on Galoppfältet. Thereafter different geometric options for the columns and varying fill depths are simulated. Lastly a sensitivity analysis is conducted to display how much the uncertain material properties affect the result.

Using multicement columns (MC columns) for DCM seems to be a good method for stabilizing the soil in Galoppfältet to achieve small settlements over time. For columns with a diameter of 800 mm and a center distance of 1200 mm the following settlements were calculated with the different material models for different fill heights. This geometry was considered most suitable for the conditions at Galoppfältet.

Fill height [m]	Material model, MC Columns	Settlements at loading [cm]	Settlements after 30 days [cm]	Settlements after 50 years [cm]
1	CM	1,1	2,9	9,8
	CM without creep	1,0	1,9	4,6
	MoC without creep	1,0	1,9	4,6
2	CM	1,4	3,8	12,5
	CM without creep	1,4	2,7	6,4
	MoC without creep	1,3	2,7	6,4
3	CM	2,2	5,6	17,2
	CM without creep	2,0	3,9	8,5
	MoC without creep	2,1	3,9	8,5
4	CM	2,8	7,1	22,6
	CM without creep	2,7	4,9	12,2
	MoC without creep	2,7	4,9	10,6

The two material models which account for creep in the columns show significantly different levels of total settlement. Due to lack of material data the results from simulations with SSC is deemed incorrect and thus not shown in the abstract. Thereby the results from MoC and CM without creep are deemed most credible even though they may be slightly low since they do not consider creep settlements in the columns.

Furthermore, the Concrete Model is considered a good model to simulate settlements including creep in improved clay given that the material properties are carefully selected based on testing of

the material. Soft Soil Creep may potentially be suitable for columns according to the calibration given that the different material parameters are investigated for the local conditions. However, CM are favoured. Mohr-Coulomb is deemed as a good model if creep settlements are neglected.

With regards to this, the authors believe that creep tests of multicement columns should be considered to create improved preconditions for dimensioning of DCM columns with creep. This to improve the accuracy of design and potentially create cost reductions.

Key words

CKD, DCM, Concrete Model, Creep settlement, DCM, Deep cement mixing, Plaxis 2D, Soft Soil Creep

Förord

Denna rapport är den avslutande delen av Civilingenjörsutbildningen i Samhällsbyggnad, 300 HP, på Kungliga Tekniska Högskolan. Sättningar i pelarförstärkt lera har länge varit ett osäkert område men förhoppningsvis bringar det här arbetet lite mer klarhet samt väcker nya frågor i ämnet under dessa tider av isolering och ovetskap.

Ett samarbete mellan Skanska Sverige AB genom Täby park AB och KTH, institutionen för Jord- och bergmekanik har gjort arbetet möjligt. Vi vill tacka vår handledare Stefan Larsson för vägledning och goda diskussioner, Sadek Baker för oerhörd detaljkunskap inom numerisk simulering samt Pia Larch, Jan Johansson och Mats Bylund för idéutformning, stöd längs vägen och tillgång till nödvändigt material.

Vi vill också passa på att tillägna ett stort tack till våra familjer som har stöttat oss genom detta arbete och hela utbildningen.

Stockholm, juni 2021

Emil Johansson, Victor Granlund Hedén

Nomenklatur

Förkortningar

CKD	Cement Kiln Dust	(Damm från cementugnar)
CM	Concrete Model	(Materialmodell)
CUT	Konsoliderat Odränerat Triaxialtest	
FEM	Finita elementmetoden	
KC-pelare	Kalkcementpelare	
MCC	Modified Cam Clay	(Materialmodell)
MoC	Mohr-Coulomb	(Materialmodell)
MC-pelare	Multicementpelare	
OCR	Överkonsolideringsgrad	
SSC	Soft Soil Creep	(Materialmodell)
VM	Von Mises	(Materialmodell)

Symboler, latin

a	-	Parameter relaterad till tryckbrottstöjning
C_α	-	Krypindex
$C_{\alpha e}$	$\Delta e/\Delta \log t$	Sekundärt konsolideringsindex
C_c	-	Kompressionsindex
C_s	-	Svällningsindex
c_u	kPa	Odränerad skjuvhållfasthet
c'	kPa	Effektiv kohesion
e_{init}	-	Initialt portal
$e_{0,ac}$	-	Initialt portal efter härdning
E	MPa	Youngs's modul
E_{28}	MPa	Young's modul efter 28 dagar
f_{cfn}	-	Normaliserad initialt aktiverad hållfasthet
f_{cun}	-	Normaliserad återstående hållfasthet
f_{c0n}	-	Normaliserad brottstryka
$f_{c,28}$	kPa	Tryckhållfasthet efter 28 dagar
f_{tun}	-	Förhållande mellan återstående och maximal draghållfasthet
$f_{t,28}$	kPa	Draghållfasthet efter 28 dagar
$G_{t,28}$	kN/m	Sprickbildningsenergi, drag
$G_{c,28}$	kN/m	Sprickbildningsenergi, tryck
k	m/s	Permeabilitet
k_h	m/s	Horisontell permeabilitet
k_v	m/s	Vertikal permeabilitet
K_0	-	Viljordtryckscoefficient
K_0^{nc}	-	Viljordtryckscoefficient vid normalkonsolidation
M	kPa	Ödometermodul
M_0	kPa	Kompressionsmodul för den elastiska delen
M_L	kPa	Kompressionsmodul för den plastiska delen

M_{MCC}	-	Lutning av brottkriterium för MCC
P_0	kPa	Mothållande tryck
q	kPa	Deviatorspänning
q_u	kPa	Tryckhållfasthet
r	-	Krypmotståndstal
t	dagar	Tid
t_{hydr}	dagar	Tid till full härdning
t_{50}^{cr}	dagar	Tid för 50% av krypsättningar
ν'	-	Poisson's förhållande
ν'_{ur}	-	Poisson's förhållande i SSC modellen
W_L	-	Konflytgräns
w	%	Vattenkvot

Symboler, grekiska

γ_{unsat}	kN/m ³	Omättad tunghet
γ	kN/m ³	Mättad tunghet
γ_{fc}	-	Säkerhetsfaktor för tryckhållfasthet
γ_{ft}	-	Säkerhetsfaktor för draghållfasthet
γ_{sat}	kN/m ³	Mättad tunghet
$\Delta\varepsilon$	-	Töjningskillnad
$\Delta\sigma$	kPa	Spänningskillnad
ε_{cp}^p	-	Enaxligt plastisk tryckbrottstöjning
κ	-	Svällindex
κ^*	-	Modifierat svällindex
λ	-	Initialt kompressionsindex
λ^*	-	Modifierat kompressionsindex
μ^*	-	Modifierat krypindex
ρ_s	kg/m ³	Densitet solitt material
ρ_v	kg/m ³	Densitet vatten
σ'_v	kPa	Effektivt vertikalspänning
σ'_{v0}	kPa	Effektiv initial vertikalspänning
$\Delta\sigma'_v$	kPa	Effektiv tilläggspänning
ϕ'	grader	Friktionsvinkel
ϕ^{cr}	-	Förhållande mellan kryp och elastiska töjningar
ψ	grader	Dilatansvinkel

Innehållsförteckning

1.	Introduktion	1
1.1	Generell inledning.....	1
1.2	Syfte	1
1.3	Metodologi	1
1.4	Rapportstruktur	2
1.5	Antaganden.....	2
2	Litteraturstudie	4
2.1	Sättningar i lera.....	4
2.1.1	Normalkonsoliderad och överkonsoliderad lera.....	5
2.2	Jordförstärkning.....	5
2.2.1	Kalkcementpelare.....	5
2.2.2	Multicement.....	6
2.2.3	Krypsättningar i pelarförstärkt lera	6
2.3	Täby Park	7
2.3.1	Geotekniska förutsättningar för projektet.....	8
2.4	Val av analysmetod.....	9
2.5	Triaxialtest	9
2.6	Materialmodeller i Plaxis 2D.....	9
2.6.1	Mohr-Coulomb	9
2.6.2	Soft Soil Creep	10
2.6.3	Concrete Model.....	10
3	Metod.....	12
3.1	Modellering - Sättningar.....	13
3.2	Kalibrering.....	14
3.2.1	Beräkningar - Oförstärkt jord	14
3.2.2	Beräkningar - Förstärkt lera.....	16
3.2.3	Modellering - Triaxial.....	17
3.2.4	Triaxial, lera - SSC	18
3.2.5	Triaxial, förstärkt lera - MoC.....	19
3.2.6	Triaxial, förstärkt lera - SSC	19
3.2.7	Triaxial, förstärkt lera - CM.....	20
3.2.8	Sättningar, kalibrering - Portugisisk studie	22
3.2.9	Sättningar, kalibrering - Galoppfältet.....	23
3.2.10	Parameterstudie	26

3.3	Modellering, djupstabilisering - Galoppfältet.....	27
3.3.1	Uppfyllnadshöjder - Galoppfältet.....	28
3.3.2	Multicementpelare, MoC - Galoppfältet.....	29
3.3.3	Multicementpelare, SSC - Galoppfältet.....	30
3.3.4	Multicementpelare, CM - Galoppfältet.....	31
3.3.5	Sensitivitetsanalys, djupstabilisering - Galoppfältet.....	31
4	Resultat och diskussion	33
4.1	Resultat - Kalibrering	33
4.1.1	Triaxialtest - Kalibrering	33
4.1.2	Parameterstudie - Kalibrering	38
4.1.3	Sättningar - Kalibrering.....	40
4.1.4	Lera Galoppfältet - Kalibrering	42
4.2	Diskussion - Kalibrering.....	42
4.2.1	Soft Soil Creep	42
4.2.2	Mohr-Coulomb	43
4.2.3	Concrete model	44
4.2.4	Sammanfattning	44
4.3	Resultat - Djupstabilisering, Galoppfältet.....	45
4.3.1	Sättningar - Galoppfältet.....	45
4.3.2	Sensitivitetsanalys - Djupstabilisering, Galoppfältet.....	49
4.4	Diskussion - Djupstabilisering, Galoppfältet.....	60
4.4.1	Materialmodeller.....	60
4.4.2	Hänsyn till kryp	61
4.4.3	Sensitivitetsanalys	62
4.4.4	Multicementpelare på Galoppfältet	63
5	Slutsats	65
6	Referenser	66
7	Bilagor.....	69
7.1	Bilaga A - Kalibrering.....	69
7.2	Bilaga B - Konvergensstudie	77
7.3	Bilaga C - Djupstabilisering på Galoppfältet	78
7.4	Bilaga D - Sensitivitetsanalys	86

1. Introduktion

1.1 Generell inledning

I takt med fortsatt urbanisering och förtätning i storstadsregioner krävs att mer mark tas i anspråk för bebyggelse av olika slag. Områden där jorden består av lera med låg hållfasthet har i ett tidigt skede av stadsbyggnad sällan blivit bebyggda jämfört med områden med mer stabila markförhållanden. Galoppfältet i Täby Park är ett exempel på ett område med dåliga geotekniska förutsättningar och ett attraktivt läge som nu skall bebyggas.

Mark med dåliga geotekniska egenskaper för bebyggelse kräver någon form av förstärkning för att kunna bära de laster som påförs av byggnation. Flertalet olika metoder kan vara lämpliga men med hänsyn till ekonomi, tid och miljö måste en avvägning göras. En väletablerad metod är djupstabilisering med kalkcementpelare (KC-pelare). För att minska miljöpåverkan kan dock andra bindemedel användas. Byggbranschen är en av de stora källorna till koldioxidutsläpp, varför ett stort fokus finns på omställning till miljövänligare metoder och material. I denna rapport har jordförstärkning med multicementpelare (MC-pelare) undersökts. Detta är ett miljövänligare alternativ än kalkcementpelare för djupstabilisering. Studien har fokuserat på lämplighet för förstärkning av lera med låg hållfasthet i områden med högt ställda krav gällande maximal tillåten sättning. Förstärkningsmetoden har endast utvärderats med hänsyn till dess hållfasthet och deformationsegenskaper.

1.2 Syfte

Syftet med detta examensarbete är att utreda lämpligheten att förstärka leran med multicementpelare i ett område med högt ställda krav på maximal tillåten sättning. Detta genom att simulera hur pelarförstärkt lera kan bete sig vid belastning med avseende på långtidsdeformationer. Vidare utvärderas hur väl olika materialmodeller kan simulera sättningar med hänsyn till kryp samt huruvida krypsättningar bör beaktas vid denna typ av dimensionering.

1.3 Metodologi

Som en grund för arbetet utfördes en litteraturstudie där tidigare forskningsresultat inom området insamlades. Detta inkluderar sättningsteori, information om olika materialmodeller samt materialparametrar. Främst användes vetenskapliga artiklar från välrenommerade vetenskapliga tidskrifter uppsökta via KTH Primo samt Google Scholar.

För att kalibrera valda materialmodeller och materialparametrar utfördes simuleringar med Finita Elementmetoden (FEM) där tidigare forskning och projektspecifika sättningsberäkningar replikerades i Plaxis 2D. Simuleringarna genomfördes med en axissymmetrisk 2D-modell. Som en del av kalibreringen utfördes en parameterstudie av osäkra materialdata.

Kalibreringen enligt ovan i kombination med redan genomförda markundersökningar och laborietester användes för att simulera framtida sättningar under olika geometriska förhållanden för den djupstabiliserade leran på Galoppfältet i projektet Täby Park.

På grund av osäkerheter i materialdata för sättningsberäkningarna på Galoppfältet har en sensitivitetsanalys av materialparameter med svårbedömda indata genomförts. Detta för att åskådliggöra effekter av variationer i materialdata.

1.4 Rapportstruktur

Den här rapporten inleds med en introduktion innehållande syfte och metodologi där läsaren blir introducerad till varför och hur arbetet genomfördes. Introduktionen avslutas med en sammanfattning av nödvändiga avgränsningar och antaganden.

Därefter återfinns en litteraturstudie som beskriver bakgrundsinformation baserad på tidigare forskning. I litteraturstudien beskrivs sättningar i lera och hur dessa kan motverkas med jordförstärkningsmetoder. Sedan presenteras information om djupstabilisering med pelare vilket är metoden som undersökts i rapporten. Dessutom presenteras projektet Täby Park med dess geotekniska förutsättningar och tilltänkta bebyggelse. Slutligen redovisas och motiveras valet att göra en numerisk beräkning samt val av materialmodeller.

Efter litteraturstudien presenteras metoden med information om hur simuleringarna är genomförda inklusive nödvändiga ekvationer och materialdata. Där presenteras genomförandet av kalibrering för modellerna i Plaxis mot tidigare utförda studier. Dessutom redovisas hur modellen användes för att beräkna sättningarna på Galoppfältet i Täby Park.

Därpå presenteras resultatet av beräkningarna för kalibreringen med en tillhörande diskussion kring modellernas lämplighet. Detta användes sedan för beräkningarna med multicementpelarna på Galoppfältet vars resultat och diskussion presenteras därefter. Även en sensitivitetsanalys av materialdata för Galoppfältet ingår. Diskussionerna behandlar bland annat modellernas lämplighet, avgränsningar och viktiga materialparametrar.

Rapporten avslutas med en slutsats baserad på resultat och diskussion. Därefter återfinns referenser och bilagor.

1.5 Antaganden

- Då det är ett stort område som ska förstärkas med multicementpelare antas lasten vara jämt fördelad varvid lastspridning mellan pelare ej undersöks vidare. Pelare i randzonen mellan förstärkt och icke förstärkt lera undersöks ej.
- Alla pelare antas vara placerade i ett symmetriskt rutnät med samma centrumavstånd (CC-avstånd) i båda riktningarna i varje enskild simulering. Olika CC-avstånd och pelardiameter simulerades för de olika uppfyllnadshöjderna.
- Multicementpelare antas ha ett likartat beteende med hänsyn till deformationer som KC-pelare i brist på studier kring detta.
- Pelarna på Galoppfältet antas gå hela vägen ner till fast botten.
- Vidhäftningen mellan pelare och lera antas vara god.
- Vid användandet av Concrete Model (CM) försummas krympningen eftersom det kan förväntas ha ett lågt inflytande på det faktiska beteendet för KC/MC-pelarna.
- Vid simulering med CM och Soft Soil Creep (SSC) för pelarna antas värden på osäkra parametrar för Täby Park baserat på genomförd kalibrering mot tidigare studier.

- Pelarnas maximala hållfasthet sätts till den efter 28 dagar enligt kapitel 2.2. Framtida hållfasthetstillväxt i pelarna togs ej hänsyn till i simuleringarna.
- Ingen hänsyn tas till installationen av pelarnas påverkan på den omgivande jordens egenskaper.
- Konsolidering i torrskorpelera samt i jord under pelarna försummas.

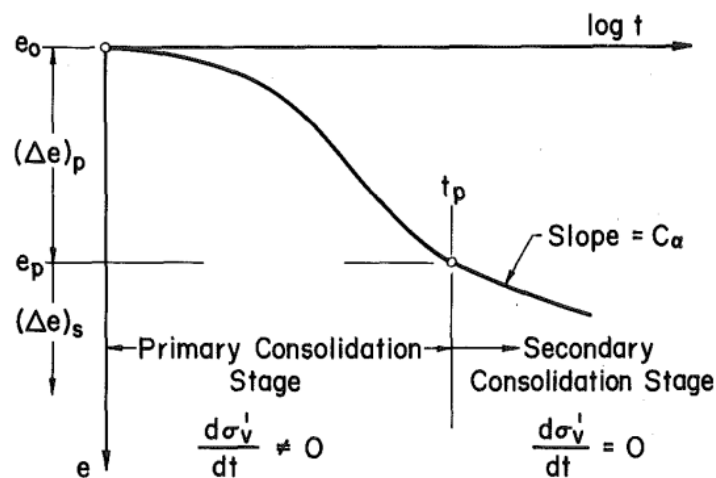
2 Litteraturstudie

Litteraturstudien berör nödvändig bakgrundsinformation för analyserna presenterade i metoden och resultatet. Baserat på tidigare forskning och annan relevant information har en text sammanställts om lerors sättningsbeteende, jordförstärkningsmetoder och djupstabilisering med KC/MC-pelare. Därefter presenteras det undersökta projektet Täby Park och val av analysmetod inklusive motivering till detta. Slutligen återfinns information om triaxialtest och de olika materialmodellerna använda i den numeriska beräkningen i Plaxis 2D.

2.1 Sättningar i lera

Ett stort problem vid konstruktioner som grundläggs på leror med låg hållfasthet är risken för sättningar vilka kan resultera i diverse problem som exempelvis spruckna fasader eller felaktig vattenavrinning. När en last appliceras på ett jordlager kommer materialet att komprimeras vilket kallas att jorden sätter sig. Företeelsen kan delas in i elastiska sättningar, primära konsolideringssättningar och sekundära konsolideringssättningar (Das & Sobhan, 2014). De elastiska sättningarna beror på elastiska deformationer av jorden utan någon förändring i vattenhalten. När en vattenmättad lera utsätts för en ökad last kommer de elastiska sättningarna att ske momentant. De primära konsolideringssättningarna beror på att vattnet trycks ut ur jordens porer vilket skapar en volymminskning. Till skillnad från de elastiska sättningarna sker konsolideringssättningar över tid i leror på grund av materialets hydrauliska konduktivitet som fördröjer processen. Vidare beror konsolideringssättningarnas storlek främst på jordens styvhet. De sekundära konsolideringssättningarna beror på deformationer av jordens kornskelett över tid under konstant last (Das & Sobhan, 2014). De sättningar som sker över tid under konstant last efter det initiala sättningsförloppet är vad som kommer att hänvisas till som krypsättningar i denna rapport.

För oförstärkta leror kan de förväntade sättningarna beräknas på ett tillförlitligt sätt med ett flertal olika metoder, både numeriska och analytiska (Bensallam, et al., 2014; Olsson, 2010; Mesri & Choi, 1985; Yin, 2016). Figur 1 från Mesri & Choi (1985) visar utveckling av primära konsolideringssättningar, Δe_p , och sekundära konsolideringssättningar, Δe_s , över tid.



Figur 1 - Primära och sekundära konsolideringssättningar över tid (Mesri & Choi, 1985)

2.1.1 Normalkonsoliderad och överkonsoliderad lera

En leras egenskaper och tendenser att sätta sig vid framtida belastning beror till stor del på hur stor last jorden tidigare varit utsatt för. Skillnad görs mellan normalkonsoliderade leror där den högsta påfrestningen som jorden utsatts för är den nuvarande belastningen och överkonsoliderade leror som tidigare varit utsatta för en större last (Das & Sobhan, 2014). I normalkonsoliderade leror kan krypsättningar förväntas vara en stor del av den totala sättningen, varför dessa är viktiga att ta hänsyn till t.ex. Sexton & McCabe (2013). En jord kan klassificeras efter dess överkonsolideringsgrad (OCR), se Tabell 1 nedan för klassgränser (Larsson, 2008).

Tabell 1 - Klassificering efter överkonsolideringsgrad

Klass	OCR
Normalkonsoliderad eller lätt överkonsoliderad	1 – 1,5
Överkonsoliderad	1,5 – 10
Starkt överkonsoliderad	>10

2.2 Jordförstärkning

I situationer där ett område med dåliga geotekniska förutsättningar ska bebyggas kan ett flertal olika metoder tillämpas för att motverka jordbrott eller stora sättningar. Några exempel på metoder är överlast, dränering eller djupstabilisering med pelare (Oliveira, et al., 2019). I detta examensarbete har numeriska beräkningar genomförts med fokus på att utvärdera sättningar vid djupstabilisering med kalkcementpelare och multicementpelare.

Vid förstärkning av lera med KC-pelare görs inledningsvis ett inblandningsförsök och om möjligt installeras provpelare för att bestämma den bästa blandningen för de lokala förutsättningarna. Vid val av bindemedel och dess koncentration kan hänsyn behöva tas till kortsiktig och långsiktig hållfasthet av pelarna beroende på när den förstärkta jorden ska belastas. Inblandningen som ger bäst hållfasthet efter 28 dagar behöver nödvändigtvis inte vara den som har bäst långsiktig hållfasthet eftersom den fortsätter öka med tiden (Oliveira, et al., 2017a; Åhnberg, 2006a). I detta examensarbete gjordes ett antagande att pelarna har uppnått maximal hållfasthet efter 28 dagar. Tillgängliga testdata för Galoppfältet är efter en hållfasthetstillväxt på 28 dagar, samma antal dagar som replikerade studien utgår ifrån. Därmed simulerades pelarna med hållfastheten som de uppnått efter 28 dagar baserat på antagandet att ingen belastning sker före detta.

2.2.1 Kalkcementpelare

I områden med stora mäktigheter av lera med låg hållfasthet är kalkcementpelare en vanlig metod för att uppnå bra förutsättningar för grundläggning (Spross, et al., 2021). Vid uppförandet av KC-pelare används en stor borrhåll monterad på en maskin, borren roteras ner genom jorden till önskat djup. Därefter sprids bindemedlet ut samtidigt som borren roteras upp igen så att bindemedlet blandas med jorden (Larsson, 2003). Oliveira, et al. (2011) har visat att skillnaden i sättningar mellan den förstärkta jorden och den intilliggande oförstärkta jorden är mycket liten under en bank. Detta tack vare så kallad bågverkan som gör att lerans last bärs upp av de angränsande pelarna.

När metoden introducerades var det vanligt att förstärka jorden med kalkpelare i stället för den idag vanligaste metoden där bindemedlet är kalk blandat med cement. Enligt tester utförda av Åhnberg (2006b) på lera förstärkt med antingen kalkcementpelare eller kalkpelare visar resultaten att den förstärka jorden beter sig på ett likvärdigt sett gällande deformationer oberoende på val av bindemedel. Med hjälp av CRS-försök och konsoliderade triaxialtester från tidigare studier har Baker (2000) och Åhnberg (2006a) visat att lera förstärkt med kalkpelare beter sig som en styv överkonsoliderad lera.

2.2.2 Multicement

Multicement är en produkt framtagen av Cementa AB som ett miljövänligare alternativ till kalkcementpelare. I multicement har kalken bytts ut mot biprodukten CKD (Cement Kiln Dust) vilket är damm från cementugnar (Cementa AB, 2021a). CKD är ett fint pulver med liknande reaktiva egenskaper som portlandcement vilket gör den lämpligt att använda för jordförstärkning. Restprodukten bildas under bränningen av cementklinker (Siddique, 2006). Enligt en studie utförd av SGI åt Cementa kan 500 kg CO₂ per ton färdigt bindemedel sparas genom att byta ut kalken mot CKD i en 50/50 blandning (Cementa AB, 2021a). Den jämförda blandningen är det vanligast sättet att blanda kalkcement enligt Cementa AB (2021b). Vidare hävdar tillverkaren att multicementblandningen ger likvärdiga eller bättre egenskaper än kalkcement gällande hållfasthet (Cementa AB, 2021a). Även Trafikverket har påvisat att MC-pelare kan ge en betydande koldioxidsbesparing i förhållande till KC-pelare (Larsson, 2016).

Eftersom stor vikt läggs vid miljövänliga alternativ i projektet Täby Park har en första klimatkalkyl för projektet genomförts. I kalkylen jämfördes olika konstruktionsalternativ varvid jordförstärkning med KC-pelare resulterade i ett stort utsläpp av koldioxidkvivalenter. I kalkylen påvisades att KC-pelarna stod för ca. 40 % av projektets totala utsläpp (Täby Park Exploatering AB, 2016). Detta skapade ett stort intresse av att byta ut bindemedlet i KC-pelarna mot ett miljövänligare alternativ. I denna rapport har inget vidare fokus lagts på miljöaspekter, multicementpelarna har endast utvärderats utifrån deras hållfasthetsegenskaper.

2.2.3 Krypsättningar i pelarförstärkt lera

Normalt ignoreras krypsättningar för pelarförstärkt lera då de anses försumbara av större delen av det vetenskapliga samfundet (Oliveira, et al., 2017b). Även i Sverige enligt Trafikverkets standard för dimensionering vid vägbyggnad kan krypning i djupstabiliserad jord försummas (Moritz & Karlsson, 2014). Att försumma krypsättningar förenklar beräknings- och dimensioneringsprocessen avsevärt men resulterar i större osäkerheter angående framtida sättningar.

Då pelarförstärkt jord utsätts för tryck under sammanlagda brottgränsen för pelare och jord är de primära konsolideringssättningarna relativt små. Om lasten däremot närmar sig brottgränsen ökar tiden för konsolideringssättningarna och de totala sättningarna ökar (Horpibulsuk, et al., 2012). Studier med fältexperiment där lera förstärkts med kalkcementpelare och utsatts för tryck har visat på att sättningsförloppet fortgick väl efter 1 år (Vootipruex, et al., 2011). De fortsatta sättningarna efter ett snabbt primärt konsolideringsförlopp kan tyda på att krypsättningar förekommer i pelarförstärkt lera och bör därför inte försummas enligt Oliveira, et al. (2017b). Baker (2000) har visat på att signifikanta krypsättningar uppstår i KC-pelare vid ca. 90 % av brottslasten med hjälp av odränerade triaxialtest utförda i laboratorium. I fältförsök uppnåddes däremot signifikanta krypsättningar redan vid ca. 80 % av brottslasten när mätning gjordes på den pelarförstärka jorden.

Kryplasten är den last där krypsättningar börjar visa sig och kan antas vara ca. 65 % av brottslasten (Baker, 2000). Med hänsyn till detta kan en dimensionering teoretiskt sett göras sådan att pelarna utsätts för en lägre last än kryplasten och därmed undviks krypsättningar i pelarna. En högre säkerhetsfaktor kan dock medföra en högre kostnad.

I förstärkt lera kan en överlast användas för att ta ut sättningarna momentant och på så sätt slippa krypsättningar över längre tid. Detta kan vid första anblicken tänkas vara en relevant metod att använda även för en pelarförstärkt lera. Larsson, et al. (2014) har dock visat att effekterna från en överlast på kalkcementpelare ger en försumbar effekt i en fältstudie kombinerat med numerisk modellering. Dessutom innebär testen av kryplast utförda av Baker (2000) att en överlast skulle kunna förstöra pelarna och ge upphov till stora krypsättningar snarare än att hämma dessa.

2.3 Täby Park

I Täby kommun ska ett tidigare galoppfält bebyggas med flerbostadshus, parkmark och lokalgator. Täby Park AB är byggherren bakom projektet, ett bolag samägt av Skanska Sverige AB och JM AB. Galoppfältet är en tidigare sjöbotten och således är de geotekniska förutsättningarna för bebyggelse komplicerade.

Bostadshusen kommer att grundläggas på pålar ned till fast berg medan förstärkningsmetoden för lokalgator och kvartersmark ej är fastställd. Det här arbetet har fokuserat på att utvärdera förstärkningsmetoden multicementpelare inom området med avseende på sättningar. Bostadshus kommer att grundläggas med källare på befintlig marknivå och marken runtom kommer därefter att höjas upp med fyllnadsmassor. Således är förstärkning av viss kvartersmark nödvändig för att undvika sättningar runt bostadshus. Markuppfyllnaden kommer vara 0 till 5 meter inom området där höjdsättningen främst avgörs av självfall för dagvatten, avrinning, samt mängden fyllnadsmassor som krävs.

Inom området kommer dagvatten- och spillvattenledningar byggas under lokalgator och parkmark. Minimering av sättningar är således viktigt för att undvika framtida bakfall och problem med bortförel av vatten. Vidare är avrinning inom området en känslig faktor då stor del av befintliga infiltrationsytor hårdgörs. För att undvika problem med översvämningar av källarplan och dylikt är hårda sättningskrav nödvändigt för att inte den planerade avrinningen ska förändras.

Det huvudsakliga användningsområdet för djupstabilisering i Sverige är under väg- och järnvägsbankar för att minska sättningar och öka hållfastheten i marken (Edstam, 1997). För denna typ av konstruktion påverkas inte prestandan nämnvärt av långtidssättningar och viss mån av krypsättning kan tolereras. För projektet på Galoppfältet är krypsättningar dock ändå relevanta att beakta då de potentiellt kan orsaka stora problem för dag- och spillvattenledningar.

2.3.1 Geotekniska förutsättningar för projektet

Galoppfältet har delats upp i två områden efter sina geotekniska förutsättningar, norra och södra, som avdelas av en befintlig bullerskyddsvall se Figur 2 nedan. De största lermäktigheterna återfinns i den södra delen vilket är det område som undersökts i detta examensarbete. Jordlagerföljden i området består av fyllnadsmassor, torrskorpelera, lera samt friktionsjord ovanpå berg. Fyllningen varierar mellan 0 – 2 m, torrskorpelera 0 – 3 m, lerans mäktighet varierar kraftigt mellan 0 – 11 m och berg anträffas på 0 – 16 m djup under marknivån.



Figur 2 - Planvy över Galoppfältet från (Bergman, 2020)

Den lägsta hållfastheten för lera återfinns på den södra delen av Galoppfältet. En hållfasthet på 2 kPa som ökar med 1,02 kPa per meter djup. Sättningsberäkningar för den oförstärkta jorden visar på tidsberoende sättningar på upp till 1,2 m efter 50 år (Bergman, 2020). Det här arbetet har fokuserat på Galoppfältets södra del där lera med sämst hållfasthet och störst mäktighet återfinns. Fyllnadsmassorna i detta område kommer att variera mellan cirka 0 – 4 meter enligt den projekterade höjdsättningen.

2.4 Val av analysmetod

För att utvärdera sättningar i den pelarförstärkta jorden har numerisk modellering i FEM-programmet Plaxis 2D genomförts. Detta eftersom det är en kraftfull metod för att genomföra beräkningar med hög precision som ger goda möjligheter till anpassning, visualisering och i detta fall presentera deformationer över tid. Alternativa metoder för arbetet kunde varit fälttester eller analytiska beräkningar.

I samband med projektet *BanaVäg Väst* anlades fyra provbankar på lera förstärkt med kalkcementpelare (Edstam, 2017). Sättningsmätningar av provbankarna genomfördes under fyra års tid. Trots detta anser författarna att det var en för kort mätperiod för att dra välgrundade slutsatser om de totala sättningarna. Detta eftersom sättningshastigheten inte hade avtagit uppenbart och provbankarna tvingades rivas. En tydlig indikation på att en alternativ metod till fälttester behövde genomföras i detta examensarbete på grund av den begränsade tiden. Baserat på detta användes numeriska simuleringar för samtliga beräkningar.

2.5 Triaxialtest

Triaxialtest är en vanlig metod vid testning av den odränerade skjuvhållfasthet för jord. Det finns olika varianter av testet. I detta examensarbete genomfördes endast konsoliderade odränerade triaxialtester (CUT) med hjälp av FEM. Dessa tester utfördes inom ramen för kalibreringen av materialmodellerna. Förfarandet för ett CUT börjar med att jorden placeras i en cylindrisk behållare med ett instängande jämnt tryck från sidorna och uppifrån för att konsolidera jorden (Das & Sobhan, 2014). Därefter höjs trycket ovanifrån samtidigt som sidotrycket hålls konstant tills materialet går till skjuvbrott eller till en viss töjning uppstår. Under testets gång mäts töjning, vattentryck samt spänning i jorden.

2.6 Materialmodeller i Plaxis 2D

I följande del presenteras de tre materialmodellerna som användes vid simulering i Plaxis 2D. I samtliga simuleringar användes Mohr-Coulomb (MoC) för friktionsjordar och Soft Soil Creep för lera. För pelarna varierades materialmodellen i de olika simuleringarna. Dessa simulerades med MoC, SSC samt CM med och utan kryp.

2.6.1 Mohr-Coulomb

Mohr-Coulomb är en vanlig materialmodell för att simulera material som linjärelastiskt- perfekt plastiskt. Denna modell har använts i flertalet studier för att simulera pelare för djupstabilisering (Huang & Han, 2009; Jamsawang, et al., 2016; Wonglert & Jongpradist, 2015). Dock kan inte modellen ta hänsyn till krypsättningar. MoC användes även för friktionsjordarna vid simulering av sättningar. För en exakt beskrivning av materialmodellen hänvisas till manualen för Plaxis (Bentley Systems, 2020).

2.6.2 Soft Soil Creep

Vid simulering av lera med låg hållfasthet där krypsättningar förväntas är Soft Soil Creep, enligt tillverkaren själv, en lämplig modell att använda i Plaxis (Bentley Systems, 2020). Materialmodellen karakteriseras av Mohr-Coulombs brottkriterium, spänningsberoende styvhet, tidsberoende sekundära konsolideringssättningar och tidsberoende förkonsolideringsspänning. Vidare görs skillnad mellan första gången jorden utsätts för en last eller om det är en avlastning-pålastnings situation. För en exakt beskrivning av materialmodellen hänvisas läsaren till Plaxis manual för materialmodeller.

Modellen har framgångsrikt använts för att simulera krypning av pelarförstärkt jord i Nödinge. Där stämde den numeriska modellen väl överens med uppmätta resultat för den faktiska provbanken (Olsson, 2010). Mätningarna genomfördes under nästan 6 års tid och därefter tvingades provbanken att rivas. I samma studie uppvisades även goda resultat för modellen vid simulering av sättningar för oförstärkt lera. I denna studie simulerades dock endast leran med hjälp av SSC medan pelarna simulerades som ett rent elastiskt material. Dock var provbanken i Nödinge anlagd på flytande KC-pelare medan detta arbete har fokuserat på pelare anlagda till fast botten.

Ett problem när SSC används för att modellera normalkonsoliderad jord är att materialets egenvikt skapar spänningar som ger krypsättningar även utan att någon yttre last har applicerats (Bentley Systems, 2020). Krypsättningarna i modellen beror till stor del på överkonsolideringsgraden varför utvecklaren själv rekommenderar att OCR sätts till ett värde i spannet 1,2 – 1,4, för normalkonsoliderade jordar där OCR egentligen är 1,0. Vidare rekommenderar utvecklaren att utföra en noggrann kalibrering av materialparametrarna i programmet genom att simulera labbförsök och jämföra dessa med praktiskt utförda tester.

2.6.3 Concrete Model

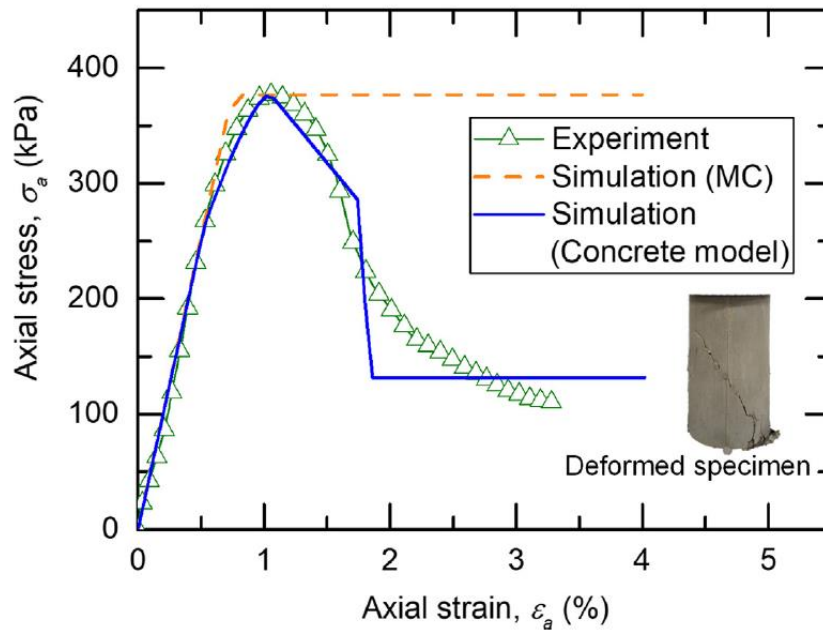
Concrete Model (CM) är en fördefinierad materialmodell i Plaxis som enligt programutvecklaren är lämplig för modellering av jordförstärkningar med cementpelare (Bentley Systems, 2020). Modellen kan ta hänsyn till tidsberoende hållfasthetsökning av cementen, skillnad i tryck- och draghållfasthet, spänningshärdning, spänningsmjukning samt kryp och krympning. Vidare appliceras Mohr-Coulombs brottkriterium vid tryckbelastning som en del av materialmodellen.

Vid jordförstärkning med jetinjektering har goda simuleringsresultat uppnåtts med hjälp av CM då den cementförstärkta jorden beter sig som en låghållfast betong snarare än jord (Schweiger, et al., 2014). Vidare har tidigare tester för lateralt belastade KC-pelare visat på likheter för brottskurvan och sprickbildningen med betong trots stora skillnader i materialens hållfasthet (Larsson, et al., 2012).

I en tidigare studie har enaxliga tryckförsök av kalkcementpelare genomförts och jämförts med FEM-simuleringar med materialmodellen Concrete respektive Mohr-Coulomb (Waichita, et al., 2020). Figur 3 visar att CM överensstämmer betydligt bättre än MoC med laboratorieförsök. Detta tack vare att CM tar med spänningsmjukningen som uppstår i materialet vid plastiskt brott. Detta fenomen diskuteras även av Larsson (2006) som beskriver att den förstärkta jorden får en resthållfasthet efter brott där hållfastheten sjunker samtidigt som deformationerna ökar. Denna resthållfasthet ligger oftast i intervallet 70 – 85 % av den maximala tryckhållfastheten. Vidare diskuterar samma författare krypspänningsgränsen för kalkcementpelare. Vilket är gränsen där materialet upphör att bete sig elastiskt för att i stället börja deformeras plastiskt, något som sker vid cirka 65 – 80 % av den maximala tryckhållfastheten. Dessa resultat är giltiga för mjuka och medelhårda pelare i fält enligt

testet, för hårda pelare kan däremot ett sprött brott ske vilket ger en betydligt lägre resthållfasthet (Larsson, 2006).

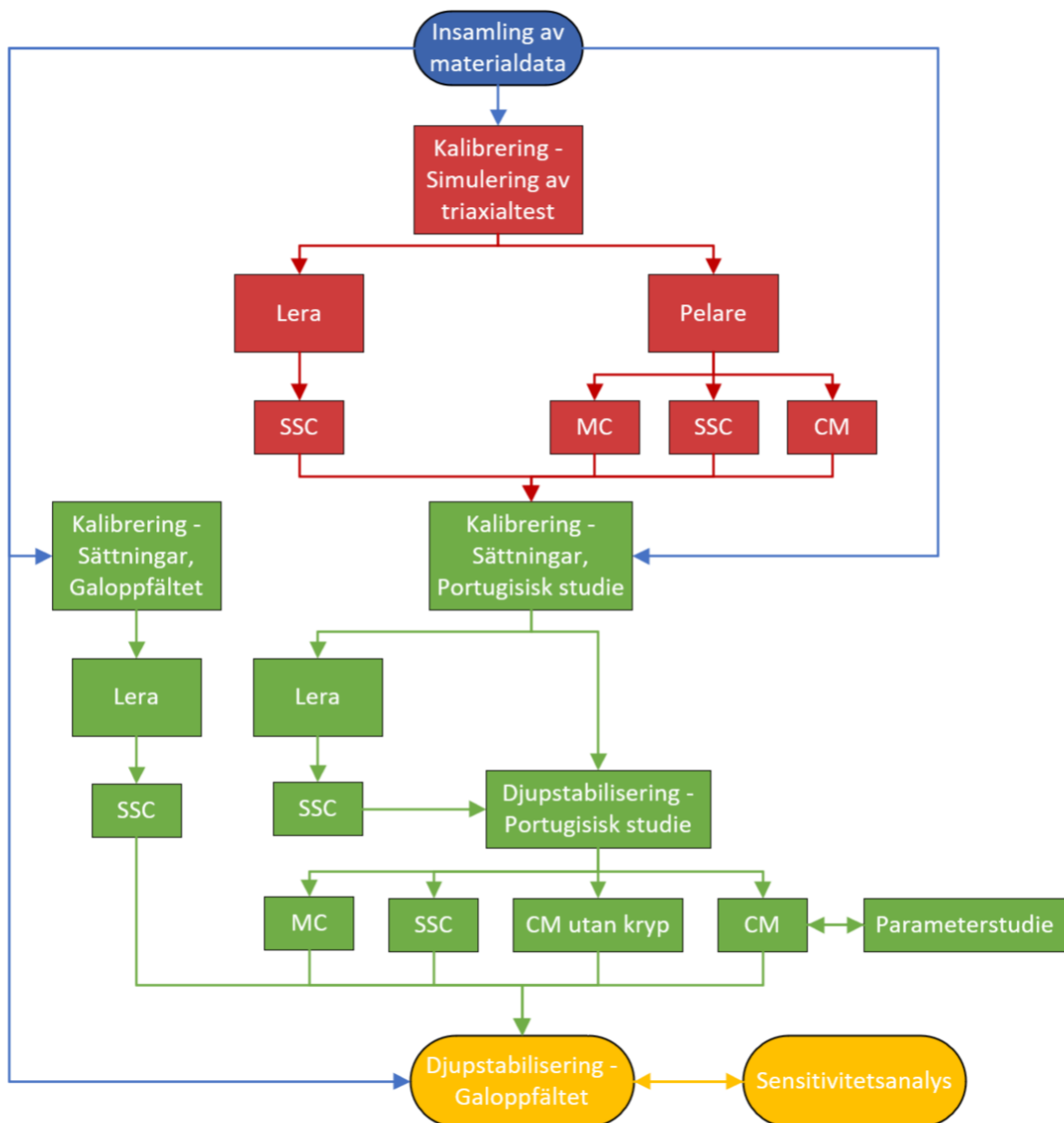
Detta tyder på att det är en god idé att simulera cementförstärkt lera med CM eftersom den simulerar brottkriteriet på ett bra sätt. Dock saknas tidigare studier där sättningar i pelarförstärkt lera har simulerats med hjälp av materialmodellen vilket gör att kalibreringen i denna studie är av yttersta vikt för att säkerställa modellens lämplighet, se kapitel 3.2. Vidare innebär användandet av CM att materialparameterar som karakteriserar betong delvis har använts för att beskriva cementförstärkt jord i denna rapport.



Figur 3 - Spänning-töjningsdiagram från Waichita, et al. (2020)

3 Metod

I följande kapitel ges en detaljerad beskrivning av hur simuleringarna är genomförda, se Figur 4 för ett övergripande flödesschema. Först presenteras modellens uppbyggnad inklusive val av materialmodeller och randvillkor. Därefter redogörs hur modellens kalibrering genomförts samt hur de olika materialparametrarna är valda. För utvalda delar av kalibreringen utfördes en parameterstudie för att säkerställa valet av de mest osäkra materialparametrarna. Slutligen redovisas modelleringen och sättningsberäkningarna för Galoppfältet inklusive val av materialparametrar och en sensitivitetsanalys.



Figur 4 - Flödesschema för arbetet

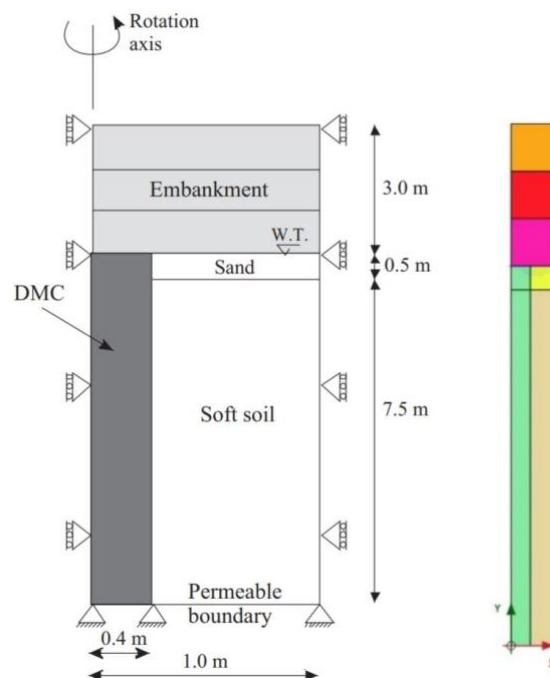
3.1 Modellering - Sättningar

Vid simulering av pelarförstärkt lera under en last orsakad av en jordbank eller motsvarande kan modeller byggas med hjälp av en 2D- eller 3D-modell i programvaror baserade på FEM. En 2D-modell användes för att förenkla modelleringen och minska mängden datakraft som krävdes.

En axissymmetrisk 2D-modell där en enskild KC-pelare simuleras med dess centrumavstånd har använts med goda resultat i tidigare simuleringar av pelarförstärkt lera (Oliveira, et al., 2017b; Wu, et al., 2020). Eftersom det är ett stort område som ska förstärkas behöver ingen hänsyn tas till lastspridning, varför en liknande modell anses lämplig för Galoppfältet. Detta innebär att MC-pelarna i studien antogs vara placerade i ett symmetriskt rutnät så att varje pelare bär lasten halvvägs till nästa pelare. Denna typ av formation har varit den vanligaste metoden för placering av KC-pelare enligt Edstam (1997). Samtliga sättningsberäkningar genomfördes med en axissymmetrisk 2D-modell.

För kalibreringen användes en likadan modell i Plaxis 2D som använts av Oliveira, et al. (2017b) för simulering av sättningar, se Figur 5 nedan. För simulering av sättningar på Galoppfältet användes en liknande modell med samma uppbyggnad av randvillkor och geometri anpassad för Galoppfältets förutsättningar. Randvillkoren för modellen är följande, ovasidan ansattes som helt fri för deformationer medan sidorna fixerades i horisontalled och botten sattes som helt fixerad i både horisontal- och vertikalled. Grundvattenflödet i simuleringarna tilläts att flöda i ovan- och underkant men stängdes i sidled av modellen. I kalibreringen skedde pålastningen i tre delsteg med en dags fördröjning där en meter av fyllnadsmassorna applicerades i respektive laststeg, därefter simulerades en 20 år lång sättningsfas. De simulerade tidsstegen motsvarade de utförda av Oliveira, et al. (2017b) i den replikerade studien och simuleringarna genomfördes med beräkningstypen konsolidering.

För simuleringarna av sättningarna testades olika materialmodeller. Pelarna simulerades med MoC, SSC och CM. För de simuleringar där kryp försumrades i pelarna användes MoC och CM utan kryp. När kryp inkluderades användes i stället SSC och CM. Leran simulerades med SSC i samtliga beräkningar varvid krypsättningar alltid beaktades.



Figur 5 – Vä. Sättningsmodell (Oliveira, et al., 2017b) Hö. Sättningsmodell Plaxis

För att avgöra hur fin mesh som skulle användas i modellen gjordes en konvergensstudie för de olika typerna av simuleringar. Olika grovheter testades för beräkningar av sättningar för endast leran, sättningar med KC-pelare samt triaxialtest av leran. Konvergensstudien baserades på data från kalibreringen. Utifrån detta användes en grovhetsfaktor om 0,2 för samtliga simuleringar utom de som utfördes med SSC för pelarna, där en grovhetsfaktor om 0,5 användes. Grovheten är ett mått på hur många element som modellen delas in i. En lägre grovhet ger ett finare mesh och därmed möjlighet till ett exaktare resultat. Den valda storleken användes eftersom skillnaden i resultatet vid en finare mesh var marginell samtidigt som det kräver mer datakraft vilket skapar längre simuleringstider. Anledningen att SSC simulerades med en grövre mesh än övriga material för pelarna var eftersom dessa beräkningar krävde betydligt mer datakraft än övriga beräkningar vid samma grovhet. Trots detta uppvisades en marginell skillnad på resultatet i konvergensstudien. Studien presenteras i bilaga B. I modellen användes element med 15 noder.

Vid simulering med MoC och CM för pelarna användes en separat fas i Plaxis där pelarna aktiverades. För SSC installerades pelarna däremot redan i initialfasen där in-situ förutsättningarna ska anges. Detta eftersom pelarna simulerades som en styv överkonsoliderad lera med hjälp av SSC, vilket krävde att pelaren redan var aktiverad i initialfasen för denna modell. En simulering med OCR = 1 utan installationsfas samt en simulering med OCR = 10 och en installationsfas genomfördes för att visa detta.

3.2 Kalibrering

Triaxialtest i programvaran Plaxis 2D gjordes för att replikera resultat från en studie i Portugal av Oliveira, et al. (2017b). Här jämfördes beräkningar med hjälp av de olika materialmodellerna för lera och den pelarförstärkta leran. Oliveira, et al. (2017b) har simulerat materialbeteende med en egenutvecklad programvara med materialmodellen Modified Cam Clay (MCC) för leran och MCC/Von Mises (VM) för den pelarförstärkta leran. Materialet har först studerats med triaxialtest i laboratorium för att ta fram materialparametrar och därefter simulerats numeriskt för jämförelse av resultaten. Vidare byggdes även en geometri upp för att kalibrera hur materialmodellerna simulerade sättningar i jämförelse med den portugisiska studien. Baserat på kalibreringen modellerades därefter den djupstabiliserade jorden i Täby Park.

För Galoppfältet har sättningsberäkningar baserat på Chalmersmodellen för den oförstärkta leran genomförts av Kerberos Geoteknik AB (Bergman, 2020). Detta resultat replikerades med hjälp av SSC i Plaxis 2D för att kalibrera att materialmodellen simulerar leran på Galoppfältet på ett lämpligt sätt.

3.2.1 Beräkningar - Oförstärkt jord

Här presenteras ekvationer och beräkningsgång för materialdata som använts för de olika materialmodellerna i Plaxis för oförstärkt jord.

Då materialdata för den omättade tungheten saknas för friktionsjord ansätts ett samband där den omättade tungheten sätts till 2,0 kN/m³ lägre än den mättade tungheten i Plaxis 2D (Baker, 2020).

Spänningsförhållandet vid normalkonsolidering baserat på MCC beräknades med Ekvation 1 som en omskrivning från Brinkgreve (1994).

$$K_0^{nc} \approx \frac{3,0 - M_{MCC}}{2,8} [-]$$

Ekvation 1

där M_{MCC} är lutning av brottkriteriet för MCC.

Den effektiva kohesionen för leran beräknades enligt Ekvation 2 nedan (Trafikverket, 2011).

$$c' = 0,1 * c_u \text{ [kPa]} \quad \text{Ekvation 2}$$

där c_u är den odränerade skjuvhållfastheten.

Dilatansvinkeln som representerar volymförändringen av ett material när det utsätts för skjuvdeformationer kan beräknas enligt Ekvation 3 nedan (Bentley Systems, 2020).

$$\psi = \phi' - 30 \text{ [}^\circ\text{]} \quad \text{Ekvation 3}$$

där ϕ' är materialets friktionsvinkel.

Viljordtryckscoefficienten för normalkonsoliderad lera, dvs. där OCR är lika med 1, beräknades enligt Ekvation 4 nedan (Larsson, 2007). K_0^{nc} förväntades vara ungefär 0,5 för samtliga lerlager. För lerlager med en konflytgräns över 0,8, dvs. mycket högplastiska leror, fås ett väldigt avvikande värde varför det approximativa värdet $K_0^{nc} = 0,5$ användes.

$$K_0^{nc} = 0,31 + 0,71 * (w_L + 0,2) \text{ [-]} \quad \text{Ekvation 4}$$

där w_L är leras konflytgräns.

Då leran är överkonsoliderad eller lätt överkonsoliderad kan viljordtryckscoefficienten beräknas enligt nedan (Larsson, 2007).

$$K_0 = K_0^{nc} * OCR^{0,55} \text{ [-]} \quad \text{Ekvation 5}$$

där K_0^{nc} är viljordtryckscoefficienten vid normalkonsoliderad lera och OCR är jordens överkonsolideringsgrad.

Då specifika materialparameterer för leran och SSC saknas kan de uppskattas med hjälp konventionella materialparametrar från ödometertest. Enligt Olsson (2010) bör uppskattade värden på κ^* och λ^* användas med försiktighet endast då exakt data saknas.

Det modifierade svällningsindexet kan beräknas från ödometerförsök enligt Ekvation 6 (Baker, 2007) för leran på Galoppfältet.

$$\kappa^* \approx \frac{\sigma'_{v0} + \frac{\Delta\sigma'_v}{2}}{M_0} \text{ [-]} \quad \text{Ekvation 6}$$

där σ'_{v0} är effektiv vertikalspänning, $\Delta\sigma'_v$ är effektiv tilläggspänning och M_0 är kompressionsmodulen för den elastiska delen

Det modifierade kompressionsindexet beräknades enligt Ekvation 7 nedan (Baker, 2007) för leran på Galoppfältet.

$$\lambda^* \approx \frac{\sigma'_{v0} + \frac{\Delta\sigma'_v}{2}}{M_L} \text{ [-]} \quad \text{Ekvation 7}$$

där σ'_{v0} är effektiv vertikalspänning, $\Delta\sigma'_v$ är effektiv tilläggspänning och M_L är kompressionsmodulen för den plastiska delen.

Det modifierade krypindexet beräknades enligt Ekvation 8 nedan (Olsson, 2010) för leran på Galoppfältet.

$$\mu^* = \frac{1}{r} [-]$$

Ekvation 8

där r är krypmotståndstalet.

Det initiala portalet för leran under grundvattenytan på Galoppfältet beräknades enligt Larsson (2008).

$$e_{init} = \frac{w^* \rho_s}{\rho_v} [-]$$

Ekvation 9

där w är vattenkvoten, ρ_s är lerkornets densitet och ρ_v är vattnets densitet.

3.2.2 Beräkningar - Förstärkt lera

Här presenteras ekvationer och beräkningsgång för materialdata som användes för de olika materialmodellerna i Plaxis för den förstärkta leran.

För beräkning av den effektiva kohesionen i den förstärkta leran användes medelvärdet av samband mellan effektiv kohesion och maximal tryckhållfasthet samt odränerad skjuvhållfasthet från tester av Åhnberg (2006b) enligt Ekvation 10, Ekvation 11 och Ekvation 12. Eftersom detta är ett teoretiskt arbete snarare än en faktisk dimensionering används dessa värden i stället för det mer restriktiva antagandet från TK GEO 13 där den effektiva kohesionen ska ansättas som 0,4 gånger den odränerade skjuvhållfastheten (Moritz & Karlsson, 2014).

$$c_u = \frac{q_u}{2} [\text{kPa}]$$

Ekvation 10

där q_u är tryckhållfastheten.

$$c' = 0,23 * q_u [\text{kPa}]$$

Ekvation 11

där q_u är pelarens tryckhållfasthet.

$$c' = 0,46 * c_u [\text{kPa}]$$

Ekvation 12

där c_u är pelarens odränerade skjuvhållfasthet.

Omvandling av materialparametrar från MCC och normaliserade parametrar till SSC gjordes med hjälp av enkla samband (Bentley Systems, 2020). Se Ekvation 13 till Ekvation 15.

Det modifierade kompressionsindexet beräknades enligt Ekvation 13 nedan.

$$\lambda^* = \frac{\lambda}{1 + e_{0,ac}} [-]$$

Ekvation 13

där λ är initialt kompressionsindex och $e_{0,ac}$ är initialt portal efter härdning.

Det modifierade svällindexet beräknades enligt Ekvation 14 nedan.

$$\kappa^* = \frac{\kappa}{1 + e_{0,ac}} [-]$$

Ekvation 14

där κ är initialt svällindex och $e_{0,ac}$ är initialt portal efter härdning.

Det modifierade krypindexet beräknades enligt Ekvation 15.

$$\mu^* = \frac{1}{2,3} * \frac{C_{\alpha e}}{1 + e_{0,ac}} [-]$$

Ekvation 15

där C_{ae} är sekundärt konsolideringsindex och $e_{0,ac}$ är initialt portal efter härdning.

Draghållfastheten för den förstärkta leran beräknades med hjälp av tryckhållfastheten efter 28 dagars härdning enligt Ekvation 16 nedan. Ekvationen baseras på data från tester på förstärkt marin lera i Singapore (Lee, 2014).

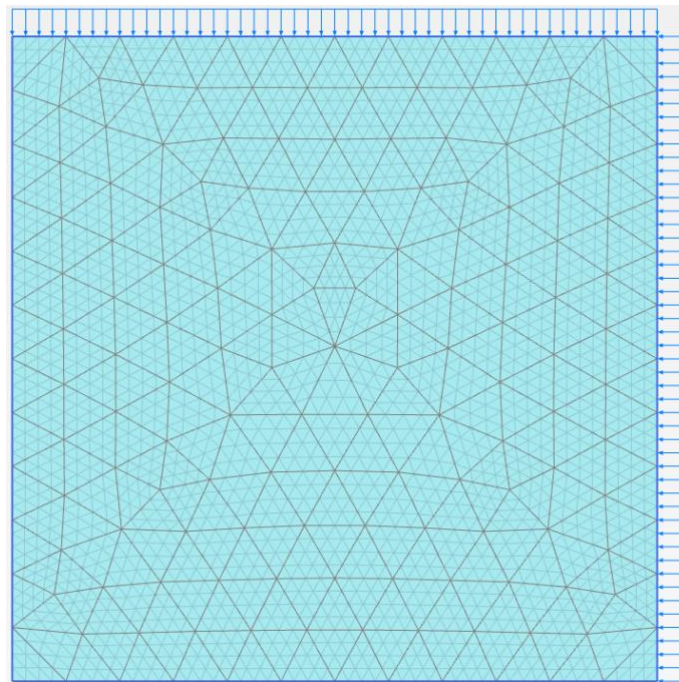
$$f_{t,28} = 0,11 * f_{c,28} \text{ [kPa]}$$

Ekvation 16

där $f_{c,28}$ är tryckhållfastheten efter 28 dagars härdning.

3.2.3 Modellering - Triaxial

En axissymmetrisk modell för att simulera triaxialtest byggdes upp med öppna vattenflöden och fria deformationer längs ovan- och högersidan, se Figur 6 nedan. I ett första steg applicerades två lika stora laster ovanifrån och från sidan för att konsolidera jorden. Därefter ökades lasten ovanifrån tills materialet gick till skjuvbrott.



Figur 6 - Triaxialmodell i Plaxis där geometri och mesh visas

3.2.4 Triaxial, lera - SSC

För att kalibrera materialmodellen SSC för lera simulerades ett triaxialtest i Plaxis för att replikera Oliveira, et al. (2017b). De valda materialparametrarna presenteras i Tabell 2 och tillhörande motiveringar till valen presenteras nedanför tabellen.

Tabell 2 - SSC parametrar för lera

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Omättad tunghet	γ_{unsat}	8,1 ^a	kN/m ³
Mättad tunghet	γ	14,6 ^a	kN/m ³
Kompressionsindex (compression index)	C_c	0,57 ^a	-
Tangent av brottkriterium för MCC	M_{MCC}	1,5 ^a	-
Krypindex (secondary compression index)	$C_{\alpha e}$	0,022 ^a	-
Svällningsindex (swelling index)	C_s	0,065 ^a	-
Young's modul	E'	8000 ^a	kPa
Jordandel, lera < 2 μm	-	10 ^a	%
Jordandel, silt 2 μm – 50 μm	-	71 ^a	%
Jordandel, sand 50 μm – 2 mm ¹⁰	-	19 ^a	%
Poisson's förhållande	ν'_{ur}	0,3 ^a	-
Initialt hålrumsförhållande (initial void ratio)	e_{init}	2,11 ^b	-
Viljordtryckskoefficient vid normalkonsolidation	K_0^{nc}	0,536 ^c	-
Kohesionsintercept	c'	2,5 ^d	kPa
Friktionsvinkel	ϕ'	30 ^e	grader
Dilatansvinkel	ψ	0 ^f	grader
Överkonsolideringsgrad	OCR	1,2 ^g	-

^a (Oliviera, et al., 2017b)

^b Använde värdet då leran är utsatt för ett vertikalktryck på 5 kPa, taget från Oliveira, et al. (2017b).

^c Beräknades med hjälp av M-parametern och Ekvation 1 ovan (Brinkgreve, 1994).

^d Baserades på den odränerade skjuvhållfastheten, se Ekvation 2 ovan (Trafikverket, 2011).

^e (Trafikverket, 2011).

^f Dilatansvinkeln beräknades enligt Ekvation 3 (Bentley Systems, 2020).

^g Restriktivt antagande i enlighet med kapitel 2.6.2 (Bentley Systems, 2020).

3.2.5 Triaxial, förstärkt lera - MoC

För att kalibrera materialmodellen SSC för den förstärkta lera simulerades ett triaxialtest i Plaxis för att replikera studien utförd av Oliveira, et al. (2017b). De valda materialparametrarna presenteras i Tabell 3, tillhörande motivering till valen presenteras nedanför tabellen. Lera i försöken utförda av Oliveira, et al. (2017b) har stabiliserats med Portlandcement typ I 42.5 R med 125 kg/m³ bindemedel.

Tabell 3 - MoC parametrar för KC-pelare

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Mättad tunghet	γ	15,3 ^a	kN/m ³
Young's modul efter 28 dagar för 50 kPa horisontaltryck	E_{28}	164,7 ^a	MPa
Young's modul efter 28 dagar för 100 kPa horisontaltryck	E_{28}	220 ^a	MPa
Poisson's förhållande	ν'_{ur}	0,3 ^a	-
Effektiv odränerad skjuvhållfasthet	c'	287 ^b	kPa
Friktionsvinkel	ϕ'	32 ^c	grader
Dilatansvinkel	ψ	2 ^d	grader
Initialt hålrumsförhållande efter härdning	e_{init}	1,72 ^e	-

^a (Oliveira, et al. 2017b).

^b Beräknat enligt Ekvation 11.

^c (Moritz & Karlsson, 2014).

^d Dilatansvinkeln beräknades enligt Ekvation 3 ovan på samma sätt som för oförstärkt jord (Bentley Systems, 2020).

^e Initialt hålrumsförhållande valdes till värdet efter 28 dagar härdning av den förstärkta jorden, värde hämtat från Oliveira, et al. (2017b).

3.2.6 Triaxial, förstärkt lera - SSC

För att kalibrera materialmodellen SSC för den förstärkta lera simulerades ett triaxialtest i Plaxis för att replikera studien utförd av Oliveira, et al. (2017b). De valda materialparametrarna presenteras i Tabell 4, tillhörande motivering till valen presenteras nedanför tabellen. Ytterligare simulering av triaxialtest med SSC genomfördes för att påvisa påverkan av att sänka OCR värdet till 1.

Tabell 4 - SSC parametrar för KC-pelare

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Mättad tunghet	γ	15,3 ^a	kN/m ³
Poisson's förhållande	ν'_{ur}	0,3 ^a	-
Initial kompressionsindex (virgin compression index)	λ	0,435 ^a	-
Svällningsindex (swell recompression index)	κ	0,0074 ^a	-
Krypindex (secondary compression index)	$C_{\alpha e}$	0,00075 ^a	$\Delta e/\Delta \log t$
Initialt hålrumsförhållande efter härdning	e_{init}	1,72 ^b	-
Modifierat kompressionsindex (modified compression index)	λ^*	0,1599 ^c	-
Modifierat svällningsindex (modified swelling index)	κ^*	0,0027 ^c	-
Modifierat krypindex (modified creep index)	μ^*	1,199E-4 ^d	-
Effektiv oränerad skjuvhållfasthet	c'	287 ^f	kPa
Friktionsvinkel	ϕ'	32 ^g	grader
Dilatansvinkel	ψ	2 ^h	grader
Viljordtryckskoefficient vid normalkonsolidation	K_0^{nc}	0,536 ⁱ	-
Överkonsolideringsgrad	OCR	10 ^j	-

^a (Oliveira, et al. 2017b).

^b Initialt hålrumsförhållande valdes till värdet efter 28 dagar härdning av den förstärkta jorden, värde hämtat från Oliveira, et al. (2017b).

^c Omräknade värden från MCC till SSC se Ekvation 13 och Ekvation 14 ovan (Bentley Systems, 2020).

^d Omräknade värden från internationellt normaliserade parametrar till SSC, se Ekvation 15 (Bentley Systems, 2020).

^e Beräknat på formeln baserad på kompressionstest för lera (Das & Sobhan, 2014) se Ekvation 10.

^f Beräknades enligt Ekvation 11.

^g (Moritz & Karlsson, 2014).

^h Dilatansvinkeln beräknades enligt Ekvation 3 på samma sätt som för oförstärkt jord (Bentley Systems, 2020).

ⁱ Beräknades med hjälp av M-parametern och Ekvation 1 på samma sätt som för oförstärkt jord (Brinkgreve, 1994).

^j KC-pelare beter sig som en styv överkonsoliderad lera enligt stycke 2.1.1, värde från Larsson (2008).

3.2.7 Triaxial, förstärkt lera - CM

I kalibreringen av materialmodellen CM för den förstärkta jorden simulerades triaxialtest i Plaxis för att replikera Oliveira, et al. (2017b). De valda materialparametrarna presenteras i Tabell 5, tillhörande motivering till valen presenteras nedanför tabellen.

Tabell 5 - CM parametrar för KC-pelare

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Tryckhållfasthet efter 28 dagar (Uniaxial compressive strength)	$f_{c,28}$	1246 ^a	kPa
Draghållfasthet efter 28 dagar (uniaxial tensile strength)	$f_{t,28}$	137 ^b	kPa
Young's modul efter 28 dagar för 50 kPa horisontaltryck	E_{28}	164,7 ^c	MPa
Young's modul efter 28 dagar för 100 kPa horisontaltryck	E_{28}	220 ^c	MPa
Poisson's förhållande	ν'	0,3 ^c	-
Mättad tunghet	γ	15,3 ^c	kN/m ³
Sprickbildningsenergi, tryck (Fracture energy in compression)	$G_{c,28}$	0,075 ^d	kN/m
Sprickbildningsenergi, drag (Fracture energy in tension)	$G_{t,28}$	0,01 ^e	kN/m
Initialt hålrumsförhållande efter härdning	e_{init}	1,72 ^f	-
Enaxligt plastisk tryckbrottstjning (Uniaxial plastic failure strain)	ϵ_{cp}^p	-0,015 ^g	-
Parameter relaterad till tryckbrottstjning	a	12 ^h	-
Normaliserad brottstyrka (normalised failure strength)	f_{c0n}	0,7 ⁱ	-
Normaliserad initialt aktiverad hållfasthet (Normalised initially mobilised strength)	f_{cfn}	0,75 ⁱ	-
Normaliserad återstående hållfasthet (Normalised residual strength)	f_{cun}	0,35 ⁱ	-
Förhållande mellan återstående och maximal draghållfasthet (Ratio of residual vs. Peak tensile strength)	f_{tun}	0 ⁱ	-
Säkerhetsfaktor för tryckhållfasthet	γ_{fc}	1 ⁱ	-
Säkerhetsfaktor för draghållfasthet	γ_{ft}	1 ⁱ	-
Friktionsvinkel	ϕ'	32 ^j	grader
Förhållande mellan kryp och elastiska tjningar	ϕ^{cr}	1,0 ^k	-
Tid för 50% av krypsättningar	t_{50}^{cr}	3 ^l	dagar
Dilatansvinkel	ψ	2 ^m	grader

^a Sattes till tryckhållfastheten för pelaren från Oliveira, et al. (2017b).

^b Draghållfastheten beräknades med samband enligt Lee (2014) se Ekvation 16.

^c Värde från Oliveira, et al. (2017b).

^d Parametrar valda baserat på Waichita, et al. (2020).

^e Värdet förväntas vara mellan 0.01 - 0.05 kN/m, begränsat testunderlag främst för betong, därför antogs det lägsta värdet enligt Schweiger, et al. (2014) som undersökt jet-injekterade pelare. Det lägsta värdet i intervallet valdes eftersom kalkcementpelare har lägre hållfasthet än betong. Värdet bekräftas vara representativt för KC-pelare enligt Waichita, et al. (2020).

^f Initialt hålrumsförhållande valdes till värdet efter 28 dagar härdning av den förstärkta jorden, värde hämtat från Oliveira, et al. (2017b).

^g (Baker, 2000).

^h Rimligt antagande lägre än rekommenderade värden för betong.

ⁱ (Waichita, et al 2020).

^j (Moritz & Karlsson, 2014).

^k Antagande enligt relation mellan kryptjning och elastisk tjning i studien utförd av Oliveira, et al (2017b).

^l Enligt parameterstudie.

^m Dilatansvinkeln beräknades enligt Ekvation 3 på samma sätt som för oförstärkt jord (Bentley Systems, 2020).

3.2.8 Sättningar, kalibrering - Portugisisk studie

För att kalibrera den geometriska modellen och samverka mellan de olika materialmodellerna genomfördes en sättningsberäkning som en replikering av Oliveira, et al. (2017b). Sättningsmodellen byggdes upp enligt 3.1 och simuleras med de olika materialmodellerna. I Tabell 6 och Tabell 7 presenteras materialparametrar för sand och fyllnadsmassor simulerade med Mohr-Coulomb.

Tabell 6 - Mohr-Coulomb parametrar för sand

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Kohesion	c'	1 ^a	kPa
Friktionsvinkel	ϕ'	35 ^b	grader
Omättad tunghet	γ_{unsat}	13 ^c	kN/m ³
Mättad tunghet	γ	15 ^d	kN/m ³
Young's modul	E	2000 ^d	kPa
Poisson's förhållande	ν'	0,3 ^d	-
Viljordtryckskoefficient	k_0	0,4 ^d	-
Vertikal permeabilitet	k_v	10 ^{-4d}	m/s
Horisontell permeabilitet	k_h	10 ^{-4d}	m/s
Friktionsvinkel	ϕ'	35 ^e	grader
Dilatansvinkel	ψ	5 ^f	grader

^a Kohesionen för friktionsjordar ansattes till ett värde större än 0,2 för att motverka problem i Plaxis (Bentley Systems, 2020).

^b (Moritz & Karlsson, 2014).

^c Sattes till 2 kPa lägre än mättad tunghet enligt Baker (2020).

^d Värden från Oliveira, et al. (2017b).

^e (Moritz & Karlsson, 2014).

^f Dilatansvinkeln beräknades enligt Ekvation 3 (Bentley Systems, 2020).

Tabell 7 - Mohr-Coulomb parametrar för fyllnadsmassor

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Omättad tunghet	γ_{unsat}	20 ^a	kN/m ³
Mättad tunghet	γ	22 ^b	kN/m ³
Young's modul, lager 1	E	1000 ^b	kPa
Young's modul, lager 2	E	7500 ^b	kPa
Young's modul, lager 3	E	15000 ^b	kPa
Poisson's förhållande	ν'	0,3 ^b	-
Kohesion	c'	10 ^b	kPa
Friktionsvinkel	ϕ'	35 ^b	grader
Dilatansvinkel	ψ	5 ^c	grader

^a Ansattes till 2 kPa lägre än mättad tunghet enligt Baker (2020).

^b Värden från Oliveira, et al. (2017b).

^c Dilatansvinkeln beräknades enligt Ekvation 3 (Bentley Systems, 2020).

Vid sättningsberäkningarna ändrades ett fåtal parametrar och några tillkom utöver de som användes för triaxialtesten. Detta i enlighet med den replikerade studien. I Tabell 8 presenteras dessa parametrar för den förstärkta jorden för både SSC, MoC och CM. I Tabell 9 presenteras motsvarande parametrar för leran.

Tabell 8 – Tillkommande och ändrade parameter för sättningsberäkning, förstärkt jord

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Viljordtryckskoefficient	K_0	0,8 ^a	-
Vertikal permeabilitet	k_v	3E-10 ^a	m/s
Horisontell permeabilitet	k_h	3E-10 ^a	m/s
Mättad tunghet	γ	16 ^a	kN/m ³

^a Värden från Oliveira, et al. (2017b).

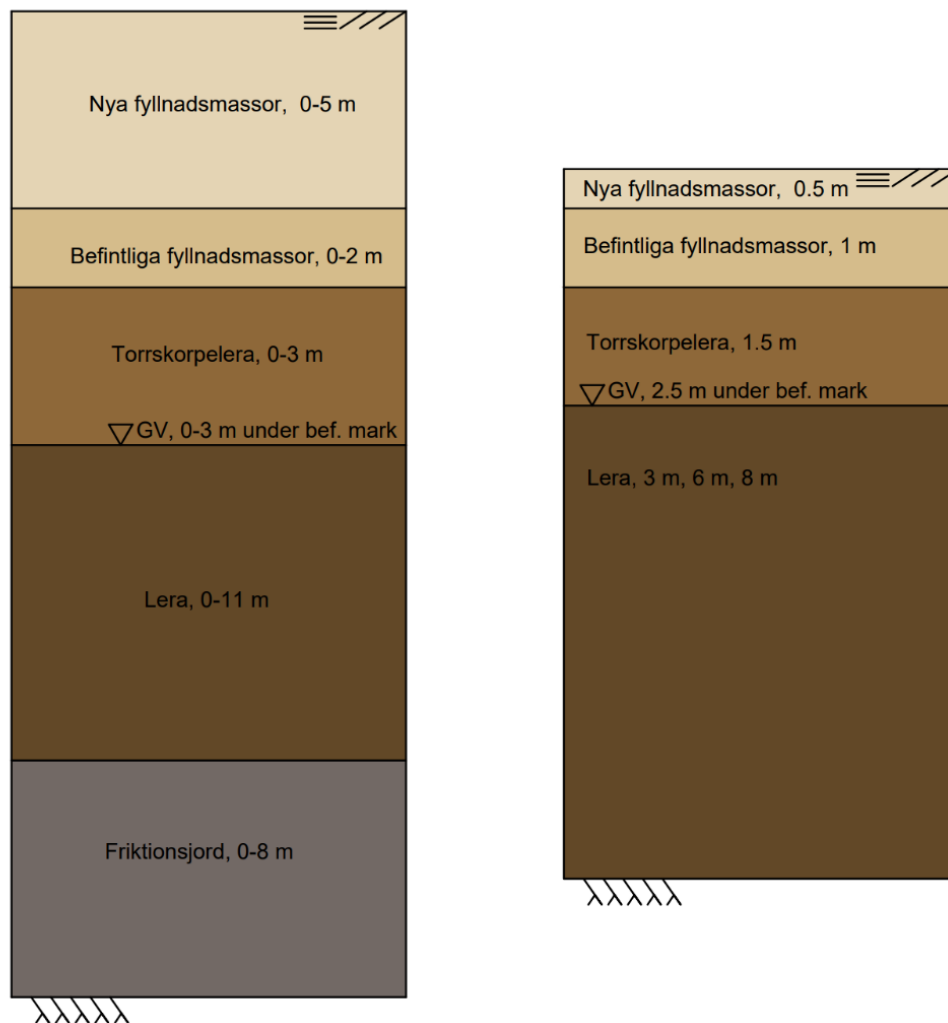
Tabell 9 – Tillkommande och ändrade parametrar för sättningsberäkning, lera

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Viljordtryckskoefficient	K_0	0,4 ^a	-
Vertikal permeabilitet	k_v	1E-9 ^a	m/s
Horisontell permeabilitet	k_h	3E-9 ^a	m/s
Mättad tunghet	γ	15 ^a	kN/m ³

^a Värden från Oliveira, et al. (2017b).

3.2.9 Sättningar, kalibrering - Galoppfältet

En jordprofil över Galoppfältets södra del redovisas i Figur 7 nedan baserad på data från (Bergman, 2020). Den vänstra figuren illustrerar de faktiska förutsättningarna och den högra figuren är en idealisering som användes för de numeriska beräkningarna i Plaxis 2D för att minska antalet simuleringar och förenkla modellen. Lagertjocklekarna i idealiseringen valdes enligt beräkningarna utförda av Bergman (2020) som replikerades. Tabell 10 ger en överskådlig bild över lagertjocklekarna i den förenklade profilen. Vidare försumrades friktionsjorden och ansattes som fast berg direkt under lerlagret då eventuella sättningar i friktionsjorden är försumbara i förhållande till lerlagret.



Figur 7 - Geometri Galoppfältet södra

Tabell 10 - Geometri Galoppfältet södra

Parameter	Värde	Enhet
Lagertjocklek, befintlig fyllnadsmassa	1	meter
Lagertjocklek, torrskorpelera	1,5	meter
Grundvattennivå	-2,5	meter under befintlig marknivå
Lagertjocklek, lera	3, 6, 8	meter

Sättningsberäkningar på galoppfältet har genomförts av Bergman (2020) för den oförstärkta leran. Materialdata använt för att kalibrera modellen mot dessa beräkningar visas i Tabell 11 till Tabell 15. Sättningar har beräknats för olika värden på lermäktigheten samt en grundvattensänkning och uppfyllnadshöjd som redovisas i Tabell 16. Den redovisade grundvattensänkningen modelleras som en extra yttre last på 10 kPa per meter grundvattensänkning i enlighet med beräkningen av Bergman (2020).

Tabell 11 - Materialdata för lera på södra sidan av galoppfältet

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Tunghet	γ	16,2 ^a	kPa
Vertikal permeabilitet	k_v	6,5E-10 ^a	m/s
Horisontell permeabilitet	k_h	6,5E-10 ^a	m/s
Hållfasthet	C_u	2 kPa + 1,02 kPa/m ^a	kPa
Effektiv hållfasthet	c'	0,2 kPa + 0,102 kPa/m ^b	kPa
Friktionsvinkel	ϕ'	30 ^c	grader
Korndensitet	ρ_s	2600 ^d	kg/m ³
Initialt portal lera	e_{init}	1,4 ^e	-
Överkonsolideringsgrad	OCR	1,2 ^f	-

^a Värdet från Bergman (2020).

^b Den effektiva hållfastheten är beräknad utifrån Ekvation 2 (Trafikverket, 2011).

^c (Trafikverket, 2011).

^d (Larsson, 2008).

^e Beräknat enligt Ekvation 9.

^f Restriktivt antagande i enlighet med kapitel 2.6.2 (Bentley Systems, 2020).

Tabell 12 - Materialdata för torrskorpelera på södra sidan av galoppfältet

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Tunghet torrskorpelera	γ	18 ^a	kPa
Hållfasthet torrskorpelera	C_u	18 ^a	kPa
Effektiv hållfasthet torrskorpelera	c'	1,8 ^b	kPa
Young's modul torrskorpelera	E	2000 ^c	kPa
Friktionsvinkel torrskorpelera	ϕ'	32 ^c	grader
Dilatansvinkel torrskorpelera	ψ	2 ^d	grader

^a Värde från Bergman (2020).

^b Den effektiva hållfastheten är beräknad utifrån Ekvation 2 (Trafikverket, 2011).

^c Rimligt antagande.

^d Dilatansvinkeln beräknades enligt Ekvation 3 (Bentley Systems, 2020).

Tabell 13 - Materialdata för befintliga fyllnadsmassor

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Tunghet fyllning	γ	20 ^a	kN/m ³
Friktionsvinkel fyllning	ϕ'	32 ^a	°
Dilatansvinkel fyllning	ψ	2 ^b	grader
Young's modul	E	7500 ^c	kPa
Omättad tunghet fyllning	γ_{unsat}	18 ^d	kN/m ³

^a (Bergman, 2020).

^b Dilatansvinkeln beräknades enligt Ekvation 3 (Bentley Systems, 2020).

^c (Trafikverket, 2011).

^d Antas till 2 kPa lägre än mättad tunghet enligt Baker (2020)

Tabell 14 - Materialdata för nya fyllnadsmassor

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Tunghet fyllning	γ	22 ^a	kN/m ³
Omättad tunghet fyllning	γ_{unsat}	20 ^a	kN/m ³
Friktionsvinkel fyllning	ϕ'	32 ^a	°
Dilatansvinkel fyllning	ψ	2 ^b	grader
Young's modul	E	7500 ^c	kPa

^a (Bergman, 2020).

^b Dilatansvinkeln beräknades enligt Ekvation 3 (Bentley Systems, 2020).

^c Uppskattat värde baserat på fyllnadsmassor från Oliveira, et al. (2017b).

Tabell 15 - SSC parametrar för varierande lerdjup i Täby Park för en uppfyllnad på 0,5 m

Jordlager, djup under torrskorpelera [m]	μ^* [-] ^a	λ^* [-] ^b	κ^* [-] ^c	K_0 [-] ^d
0 – 1	0,0111	0,2604	0,0124	0,6
1 – 2	0,0087	0,3377	0,0177	0,6
2 – 3	0,0087	0,2707	0,0206	0,6
3 – 4	0,0087	0,3105	0,0237	0,5
4 – 5	0,0087	0,3135	0,0071	0,6
5 – 6	0,0087	0,3304	0,0079	0,5
6 – 7	0,0087	0,3003	0,0087	0,5
7 – 8	0,0087	0,2791	0,0095	0,6

^a Beräknat med Ekvation 8 för respektive jordlager (Olsson, 2010).

^b Beräknat med Ekvation 7 för respektive jordlager (Baker, 2007).

^c Beräknat med Ekvation 6 (Baker, 2007).

^d Beräknat med Ekvation 4 och Ekvation 5 för respektive jordlager (Larsson, 2007).

Tabell 16 - Undersökta förutsättningar för sättningar på södra sidan av galoppfältet

Kombination	Uppfyllnad [m]	Grundvattensänkning [m]	Lermäktighet [m]
1	0,5	2,0	3,0
2	0,5	2,0	6,0
3	0,5	2,0	8,0

3.2.10 Parameterstudie

Variation av betongparametrar för kryp genomfördes för att visa hur stor påverkan dessa gav på den totala sättningen. Testerna utgick från rekommenderade värden för sprutbetong enligt Bentley Systems (2020) där förhållandet mellan kryp och elastiska töjningar, ϕ^{cr} , bör ligga mellan 2 till 3 och tid för 50 % av krypsättningarna, t_{50}^{cr} , mellan 1 och 5 dagar. Inga tidigare studier har hittats där CM med kryp har använts för att beräkna sättningar i en djupstabiliserad jord. Inga samband mellan krypfaktorn för CM och den krypparameter som användes i den replikerade studien har heller kunnat återfinnas. Förhållandet mellan kryp och elastiska töjningar, ϕ^{cr} , anger hur stora krypsättningarna är i förhållande till de elastiska sättningarna.

Eftersom krypfaktorn för betong är ett förhållande mellan kryp och de elastiska töjningarna genomfördes ytterligare en parameterstudie. Styvheten för CM utan kryp modifierades för att uppnå likvärdiga sättningar som i den replikerade studien där Oliveira, et al. (2017b) har simulerat krypsättningar i pelarförstärkt lera. Därefter användes denna modifierade materialmodell som grund vid variation av krypfaktorn för att hitta rätt förhållande mellan sättningar utan kryp och sättningar med kryp i pelarna.

3.3 Modellering, djupstabilisering - Galoppfältet

Eftersom pelarna på Galoppfältet förväntas placeras över en stor yta och belastas med fyllnadsmassor på ett sådant sätt att lastspridning kan bortses från användes en axissymmetrisk 2D-modell likt den i kalibreringssteget. En illustration av modellen visas i Figur 8. Mätpunkten för sättningarna valdes i skiktet mellan befintlig mark och de nya fyllnadsmassorna. Detta eftersom fyllnadsmassorna förväntas genomgå en noggrann packning för att undvika sättningar i lagret. Att ta med sättningar i fyllnadsmassorna i analysen ansågs alltså kunna ge ett missvisande resultat. Punkten valdes längst ut i lerlagret räknat från multicementpelaren eftersom högst sättning tordes ske där. Dessutom förväntades valvbildning göra så att differensen mellan sättning i pelare och omkringliggande jord är låg. För att illustrera hur låg skillnad i sättning som uppstår mellan olika punkter genomfördes en beräkning där mätpunkter även placerades på mitten av pelaren och i randzonen mellan pelare och lera. Detta gjordes för en pelare med diameter 800 mm, CC-mått på 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 meter.

Enligt tester av Åhnberg (2006a) är permeabiliteten i KC-pelare i samma storleksordning som för den oförstärkta jorden. Detta antogs även gälla för MC-pelare, varvid permeabiliteten ansattes till samma värde som för den oförstärkta leran på Galoppfältet. Vidare valdes pelarnas tunghet till samma värde som för den ostabiliserade leran (Larsson, 2006).

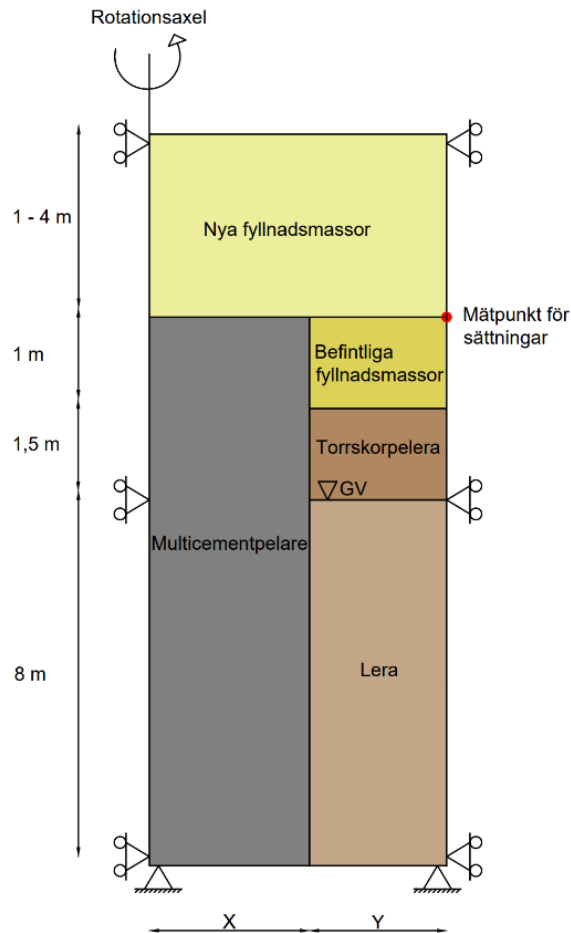
Young's modul för en kalkcementpelare utvärderad vid halva brottslasten kan enligt Baker antas vara 100 gånger större än tryckhållfastheten för pelaren (Baker, 2000). Detta antogs även gälla för multicementpelare.

Tolv pelare av multicement, 50/50 100 kg/m³, har provats på Galoppfältet i Täby Park, pelarna utformades med en diameter av 800 mm. Enligt tester efter 28 dagars härdning uppnåddes ett medelvärde på den odränerade skjuvhållfastheten av 170 – 180 kPa i pelarna (Ekman, 2020). Enligt TK GEO 13 får den karakteristiska odränerade skjuvhållfastheten maximalt sättas till 100 kPa för mjuka pelare i beräkningar, denna hållfasthet ska därutöver verifieras i fält för en hållfasthet om minst 140 kPa (Moritz & Karlsson, 2014).

Eftersom de geometriska förutsättningarna för den eventuella djupstabiliseringen ännu inte är känd genomfördes simuleringar med olika variationer enligt Tabell 17, dessa jämförs och diskuteras senare i rapporten.

En grundvattensänkning om två meter antogs för sättningsberäkningen av den djupförstärkta leran i enlighet med antagandet för leran av Bergman (2020). Grundvattensänkningen modellerades som en yttre last på 20 kPa, även detta i enlighet med hur tidigare beräkningar är genomförda.

Materialdata för lera, torrskorpelera och fyllnadsmassor som användes i sättningsberäkningarna för Galoppfältet är enligt kapitel 3.2.9 ovan.



Figur 8 - Modell för sättningsberäkningar av förstärkt lera – Galoppfältet.
 X = Halva pelarens radie, Y = Halva CC-måttet minus halva pelarens radie.

Tabell 17 - Pelarvariationer som testas

Parameter	Variation	Enhet
Pelardiameter	600, 800 ^a	mm
CC-avstånd	1200, 1400 ^a	mm

^a Baserat på tidigare erfarenhet om vanliga data för pelare i Sverige (Edstam, 1997).

3.3.1 Uppfyllnadshöjder - Galoppfältet

Värdena på λ^* och κ^* som användes i SSC för leran påverkades då uppfyllnadshöjden ändrades på grund av en ökad tillskottspänning. Uppfyllnader på 1 – 4 m undersöktes, data för simuleringarna presenteras i Tabell 18.

Tabell 18 - Materialdata för lera som ändras med uppfyllnadshöjd

Jordlager, djup under torrskorpelera [m]	Uppfyllnad 1 m		Uppfyllnad 2 m		Uppfyllnad 3 m		Uppfyllnad 4 m	
	$\lambda^* [-]^a$	$\kappa^* [-]^b$	$\lambda^* [-]^a$	$\kappa^* [-]^b$	$\lambda^* [-]^a$	$\kappa^* [-]^b$	$\lambda^* [-]^a$	$\kappa^* [-]^b$
0 – 1	0,3104	0,0148	0,4104	0,0195	0,5104	0,0243	0,6104	0,0291
1 – 2	0,3832	0,0201	0,4741	0,0248	0,5650	0,0296	0,6559	0,0344
2 – 3	0,3020	0,0230	0,3645	0,0278	0,4270	0,0325	0,4895	0,0373
3 – 4	0,3418	0,0260	0,4043	0,0308	0,4668	0,0356	0,5293	0,0403
4 – 5	0,3413	0,0078	0,3969	0,0090	0,4524	0,0103	0,5080	0,0116
5 – 6	0,3568	0,0086	0,4094	0,0098	0,4620	0,0111	0,5146	0,0124
6 – 7	0,3220	0,0094	0,3655	0,0106	0,4090	0,0119	0,4525	0,0132
7 – 8	0,2977	0,0102	0,3347	0,0114	0,3717	0,0127	0,4088	0,0140

^a Beräknat med Ekvation 7 för respektive jordlager (Baker, 2007).

^b Beräknat med Ekvation 6 (Baker, 2007).

3.3.2 Multicementpelare, MoC - Galoppfältet

I Tabell 19 visas materialdata som användes för simuleringarna av multicementpelare på Galoppfältet med MoC baserad på kalibreringen i kombination med fälttester.

Tabell 19 - Materialdata för MC-pelare på Galoppfältet - MoC

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Mättad tunghet	γ	16,2 ^a	kN/m ³
Vertikal permeabilitet	k_v	6,5E-10 ^a	m/s
Horisontell permeabilitet	k_h	6,5E-10 ^a	m/s
Young's modul efter 28 dagar	E_{28}	20 ^b	MPa
Poisson's förhållande	ν'	0,3 ^c	-
Friktionsvinkel	ϕ'	32 ^c	grader
Dilatansvinkel	ψ	2 ^c	grader
Odränerad skjuvhållfasthet	c_u	100 ^d	kPa
Effektiv odränerad skjuvhållfasthet	c'	46 ^e	kPa
Viljordtryckskoefficient	K_0	0,8 ^f	-

^a (Åhnberg, 2006a).

^b (Baker, 2000) se ovan under kapitel 3.3.

^c Enligt kalibrering under 3.2.5.

^d Sattes till 100 kPa efter verifiering att den odränerade skjuvhållfastheten överstiger 140 kPa (Moritz & Karlsson, 2014).

^e Beräknades enligt Ekvation 12.

^f Ansattes enligt Åhnberg (2006a).

3.3.3 Multicementpelare, SSC - Galoppfältet

I Tabell 20 visas materialdata som användes för simulering av multicementpelarna på Galoppfältet med SSC baserad på kalibrering i kombination med fälttester.

Tabell 20 - Materialdata för MC-pelare på Galoppfältet - SSC

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Mättad tunghet	γ	16,2 ^a	kN/m ³
Vertikal permeabilitet	k_v	6,5E-10 ^a	m/s
Horisontell permeabilitet	k_h	6,5E-10 ^a	m/s
Initial kompressionsindex (virgin compression index)	λ	0,435 ^b	-
Svällningsindex (swell recompression index)	K	0,0074 ^b	-
Krypindex (secondary compression index)	$C_{\alpha e}$	0,00075 ^b	$\Delta e/\Delta \log t$
Modifierat kompressionsindex(modified compression index)	λ^*	0,1599 ^b	-
Modifierat svällningsindex (modified swelling index)	κ^*	0,0027 ^b	-
Modifierat krypindex (modified creep index)	μ^*	1,199E-4 ^b	-
Poisson's förhållande	ν'_{ur}	0,3 ^b	-
Friktionsvinkel	ϕ'	32 ^b	grader
Dilatansvinkel	ψ	2 ^b	grader
Överkonsolideringsgrad	OCR	10 ^b	-
Odränerad skjuvhållfasthet	c_u	100 ^c	kPa
Effektiv odränerad skjuvhållfasthet	c'	46 ^d	kPa
Viljordtryckscoefficient	K_0	0,8 ^e	-

^a Ansattes enligt Larsson (2006).

^b Enligt kalibrering under kapitel 3.2.6.

^c Sattes till 100 kPa efter verifiering att den odränerade skjuvhållfastheten överstiger 140 kPa (Moritz & Karlsson, 2014).

^d Beräknades enligt Ekvation 12.

^e Ansattes enligt Åhnberg (2006a).

3.3.4 Multicementpelare, CM - Galoppfältet

För simuleringen av multicementpelare på Galoppfältet med CM presenteras använd materialdata baserad på kalibreringen i kombination med fälttester i Tabell 21.

Tabell 21 - Materialdata för MC-pelare på Galoppfältet - CM

Parameter	Symbol	Värde	Enhet
Tryckhållfasthet efter 28 dagar (Uniaxial compressive strength)	$f_{c,28}$	200 ^a	kPa
Draghållfasthet efter 28 dagar (uniaxial tensile strength)	$f_{t,28}$	22 ^b	kPa
Enaxligt plastisk tryckbrottstjning (Uniaxial plastic failure strain)	ε_{cp}^p	-0,015 ^c	-
Parameter relaterad till tryckbrottstjning	a	12 ^c	-
Normaliserad brottstyrka (normalised failure strength)	f_{c0n}	0,7 ^c	-
Normaliserad initialt aktiverad hållfasthet (Normalised initially mobilised strength)	f_{cfn}	0,75 ^c	-
Normaliserad återstående hållfasthet (Normalised residual strength)	f_{cun}	0,35 ^c	-
Förhållande mellan återstående och maximal draghållfasthet (Ratio of residual vs. Peak tensile strength)	f_{tun}	0 ^c	-
Sprickbildningsenergi, drag (Fracture energy in tension)	$G_{t,28}$	0,01 ^c	kN/m
Sprickbildningsenergi, tryck (Fracture energy in compression)	$G_{c,28}$	0,075 ^c	kN/m
Säkerhetsfaktor för tryckhållfasthet	γ_{fc}	1 ^c	-
Säkerhetsfaktor för draghållfasthet	γ_{ft}	1 ^c	-
Friktionsvinkel	ϕ'	32 ^c	grader
Dilatansvinkel	ψ	2 ^c	grader
Poisson's förhållande	ν'	0,3 ^c	-
Young's modul efter 28 dagar	E_{28}	20 ^d	MPa
Förhållande mellan kryp och elastiska töjningar	ϕ^{cr}	1,0 ^e	-
Tid för 50% av krypsättningar	t_{50}^{cr}	3 ^e	dagar
Mättad tunghet	γ_{sat}	16,2 ^f	kN/m ³
Vertikal permeabilitet	k_v	6,5E-10 ^a	m/s
Horisontell permeabilitet	k_h	6,5E-10 ^a	m/s
Viljordtryckskoefficient	K_0	0,8 ^g	-

^a Sattes till 200 kPa efter verifiering att den odränerade skjuvhållfastheten överstiger 140 kPa (Moritz & Karlsson, 2014) samt Ekvation 10.

^b Beräknades med Ekvation 16.

^c Enligt kalibrering under 3.2.7.

^d Enligt Baker (2000) under kapitel 3.3.

^e Enligt kalibrering.

^f Ansattes enligt Larsson (2006).

^g Ansattes enligt Åhnberg (2006).

3.3.5 Sensitivitetsanalys, djupstabilisering - Galoppfältet

För leran på Galoppfältet fanns stora mängder data baserat på fälttester från Skanska Sverige AB. Vidare finns också ett större underlag för empiriska relationer mellan olika parametrar jämfört med

för KC-pelare. Materialparametrarna för leran som användes i simuleringarna ansågs därmed ha en lägre felmarginal, varför dessa egenskaper inte varierades.

För pelarna fanns inte lika stor relevant datamängd och tillgång till tidigare forskning är begränsad. Med hänsyn till detta genomfördes en sensitivitetsanalys av parametrarna presenterade i Tabell 22. Analysen genomfördes genom att variera olika materialparametrar för de tre materialmodellerna med en pelardiameter på 800 mm, CC-mått på 1200 mm samt uppfyllnadshöjd på 1 m och 4 m. Vid variation av en parameter hölls de övriga konstanta, förutom vid variation av de odränerade skjuvhållfastheten som påverkade den effektiva kohesionen samt Young's modul. Den odränerade skjuvhållfastheten ansattes till 100 kPa efter att ett värde över 140 kPa verifierats. Det genomsnittliga uppmätta värdet i fält var 170 kPa varvid även det värdet simulerades för att se hur stor effekt den ansatta säkerhetsmarginalen hade.

Tabell 22 – Varierade parametrar för MC-pelare

Materialmodell	Varierad parameter	Ursprungligt värde	Jämförda värden
MoC	Effektiv kohesion c' [kPa]	46	78
	Permeabilitet, K_h, K_v [m/s]	6,5E-10	3,25E-10; 3,25E-9; 6,5E-10
	Young's modul efter 28 dagar, E_{28} [MPa]	20	15; 25; 30; 35; 40
SSC	Effektiv kohesion c' [kPa]	46	78
	Permeabilitet, K_h, K_v [m/s]	6,5E-10	3,25E-10; 3,25E-9; 6,5E-10
	Modifierat kompressionsindex, λ^* [-]	0,1599	0,02; 0,03; 0,40; 1,60
	Modifierat svällningsindex, κ^* [-]	0,0027	0,0014; 0,0054; 0,0108; 0,0162
	Modifierat krypindex, μ^* [-]	1,199E-4	6E-5; 2,4E-4; 4,8E-4; 7,2E-4; 1,2E-3
CM	Permeabilitet, K_h, K_v [m/s]	6,5E-10	3,25E-10; 3,25E-9; 6,5E-10
	Förhållande mellan kryp och elastiska töjningar, ϕ^{cr} [-]	7	1; 2; 3; 4; 5; 6
	Young's modul efter 28 dagar, E_{28} [MPa]	20	15; 25; 30; 35; 40
	Sprickbildningsenergi drag, $G_{t,28}$ [kJ/m]	0,01	0,003; 0,018
	Sprickbildningsenergi tryck, $G_{c,28}$ [kJ/m]	0,075	0,019; 0,131
	Enaxligt plastisk tryckbrottstöjning, ϵ_{cp}^p [-]	-0,015	-0,01; -0,02
	Normaliserad brottstyrka, f_{c0n} [-]	0,7	0,5; 0,9
	Normaliserad initialt aktiverad hållfasthet, f_{cfn} [-]	0,75	0,5; 0,9
	Normaliserad återstående hållfasthet, f_{cun} [-]	0,35	0,1; 0,6
	Parameter relaterad till tryckbrottstöjning, a [-]	12	10; 14

4 Resultat och diskussion

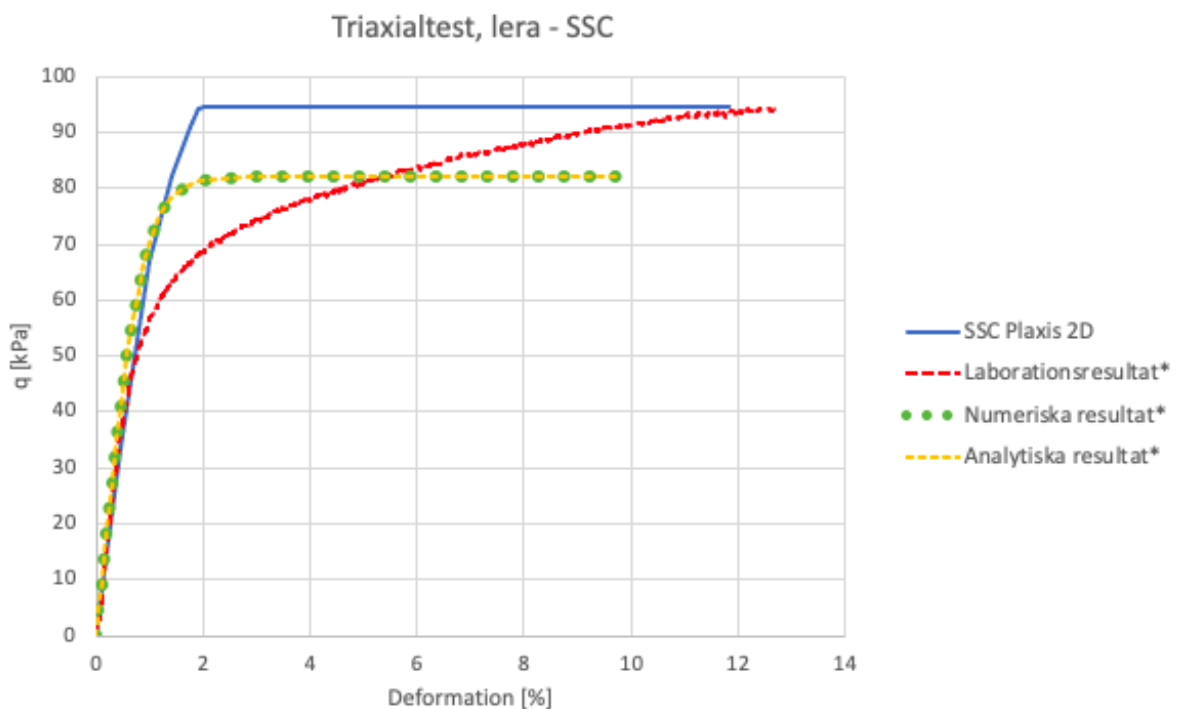
Nedan följer resultat och diskussion uppdelat mellan kalibrering och sättningar på Galoppfältet. Först presenteras resultatet för respektive del och därefter kommer en tillhörande diskussion med fokus på jämförelse, förklaring av resultaten och eventuella felkällor.

4.1 Resultat - Kalibrering

Kalibreringen är uppdelad mellan triaxialtest, parameterstudie, sättningar jämförda med resultat från Oliveira et al. (2017b) och jämförda med sättningar på Galoppfältet av Bergman (2020). Ordinarie diagram från de replikerade beräkningarna ses i bilaga A.

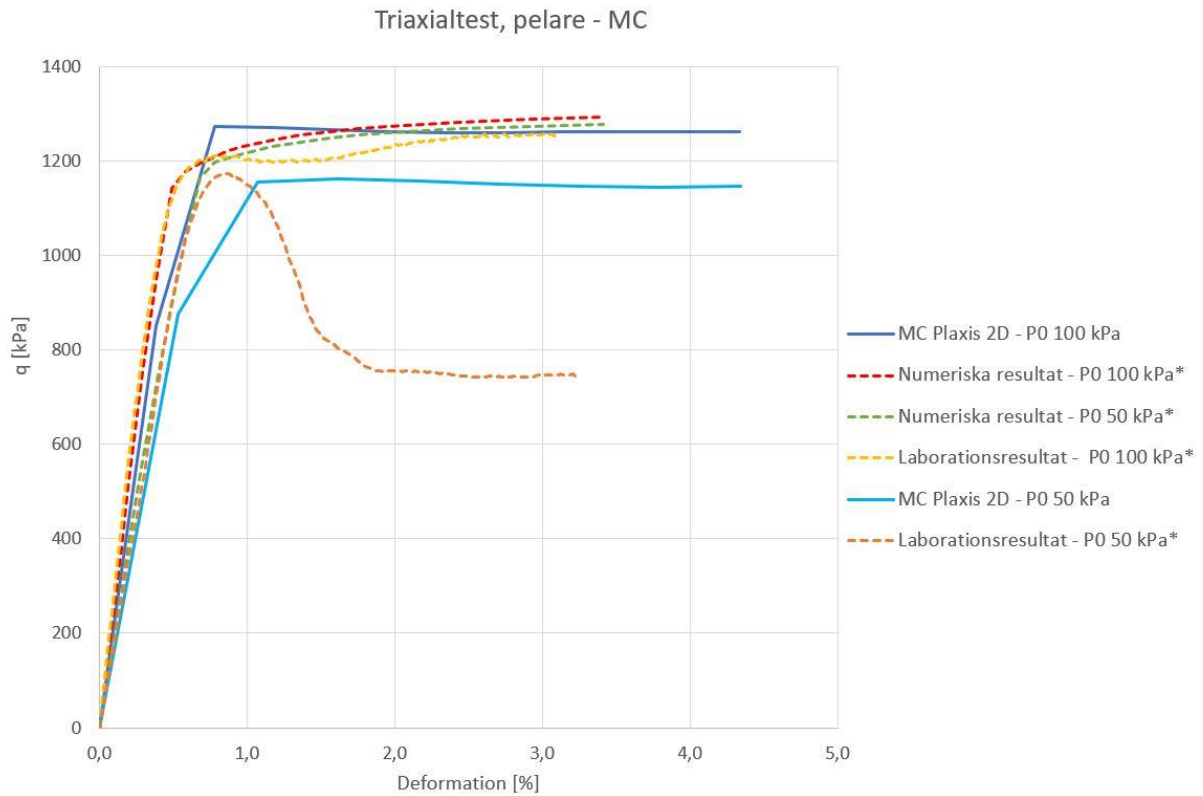
4.1.1 Triaxialtest - Kalibrering

Figur 9 visar resultat från simulering av triaxialförsök för lera med materialmodellen SSC, deviatorspänningen, q , är plottad mot deformationerna. I figuren presenteras också data från Oliveira, et al. (2017b) där, *Laborationsresultat*, *Numeriska resultat* och *Analytiska resultat* markerade med * och streckade linjer kommer från den portugisiska studien.



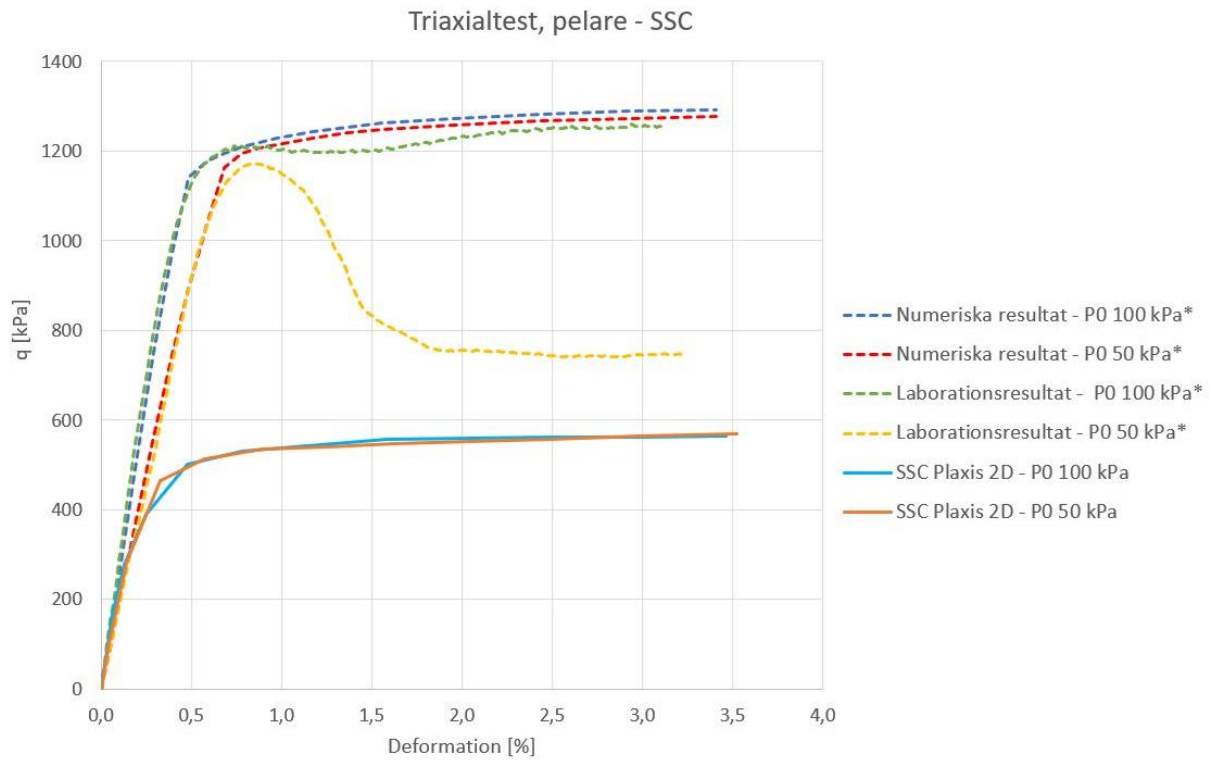
Figur 9 - Simulerat triaxialförsök av lera med SSC – Kalibrering mot Oliveira, et al. (2017b)

Figur 10 visar resultat från simulering av triaxialtest för KC-pelare med materialmodellen MoC under olika mothållande tryck, P_0 , enligt kalibrering mot Oliveira (2017b), deviatorspänningen är plottad mot deformationerna. I figuren visas också resultat från den portugisiska studien av Oliveira, et al. (2017b), se *Numeriska resultat* och *Laborationsresultat* markerade med * och streckade linjer.



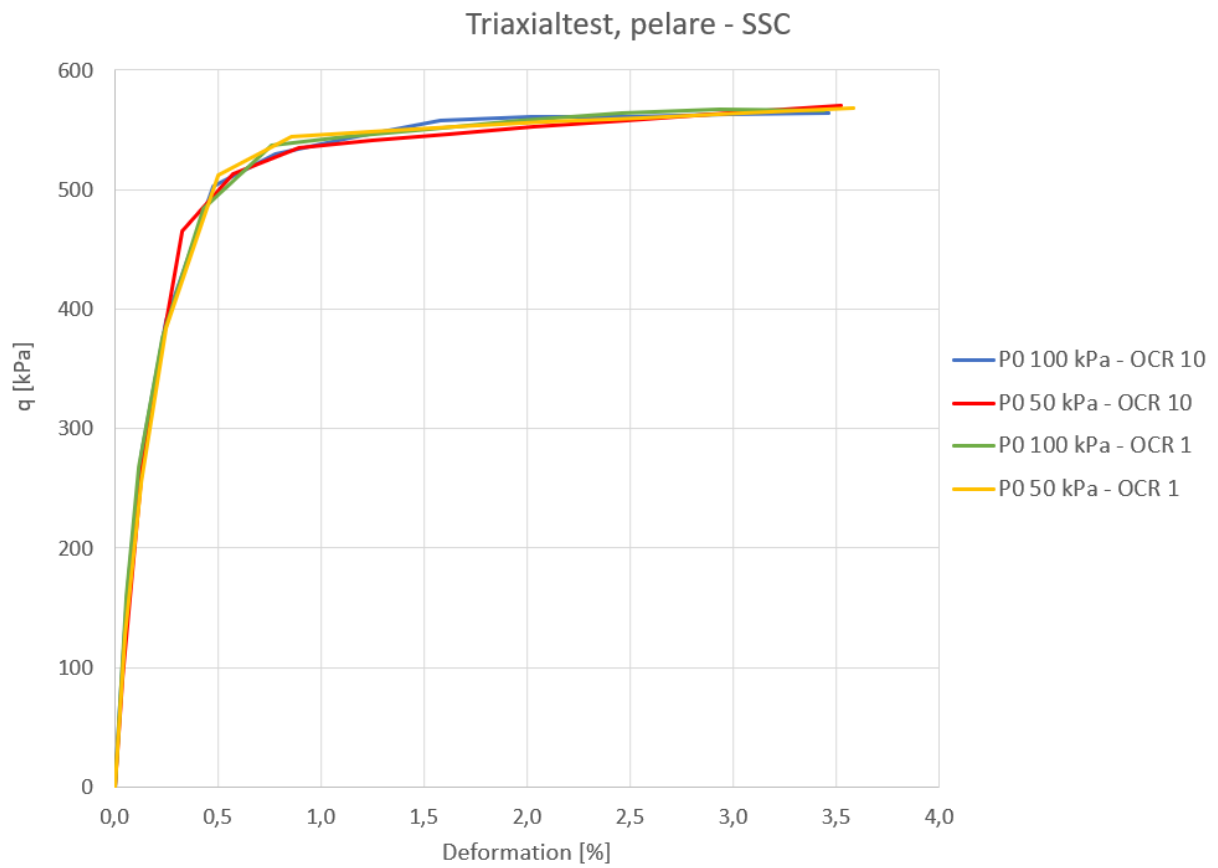
Figur 10 - Simulerat triaxialförsök av KC-pelare med MoC – Kalibrering mot Oliveira, et al. (2017b)

Figur 11 nedan visar resultat från simulering av triaxialförsök för KC-pelare med materialmodellen SSC under olika mothållande tryck, P_0 , enligt kalibrering mot Oliveira, et al. (2017b), deviatorspänningen är plottad mot deformationerna. I figuren visas också resultat från den portugisiska studien av Oliveira, et al. (2017b), se *Numeriska resultat* och *Laborationsresultat* markerade med * och streckade linjer.



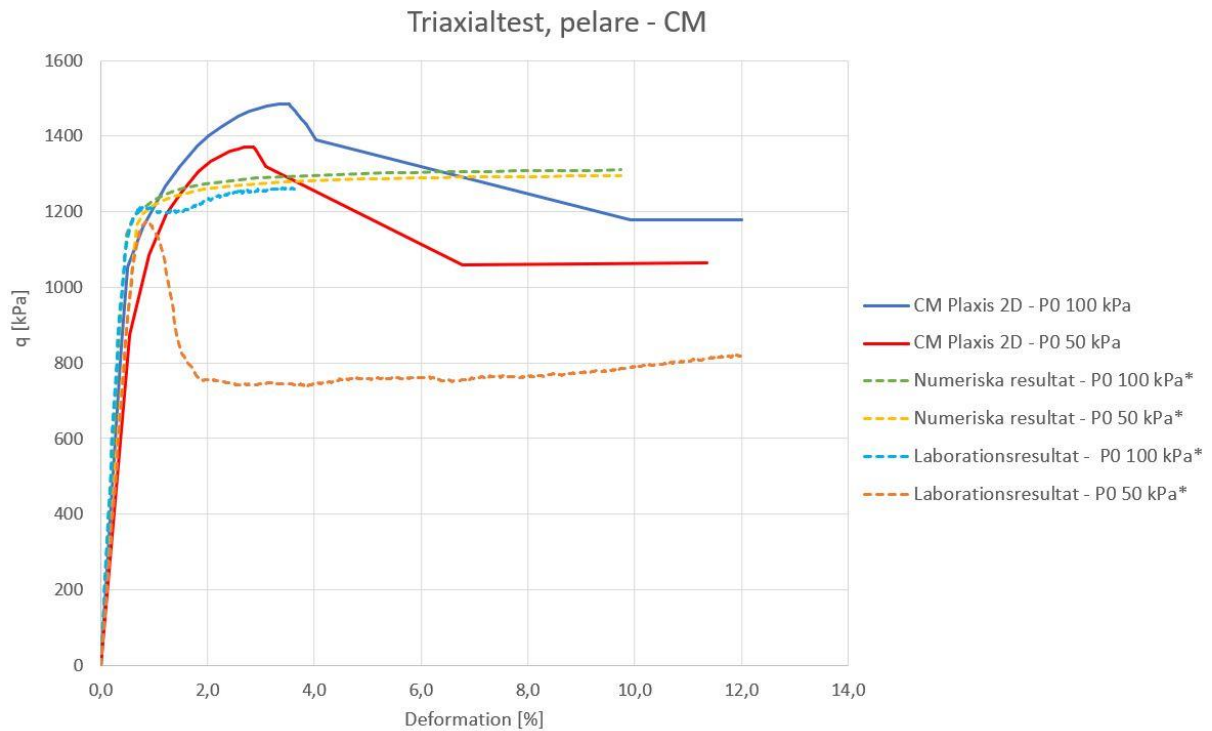
Figur 11 - Simulerat triaxialförsök av KC-pelare med SSC – Kalibrering mot Oliveira, et al. (2017b)

I Figur 12 presenteras resultat från simulering av triaxialförsök för KC-pelare där OCR-talet varierades mellan 1 och 10 för de två värdena på P_0 . Deviatorspänningen är plottad mot deformationerna.



Figur 12 - Variation av OCR för triaxialförsök av KC-pelare med SSC

Figur 13 visar resultat från simulering av triaxialförsök för KC-pelare med materialmodellen CM under olika mothållande tryck, P_0 , enligt kalibrering mot Oliveira (2017b), deviatorspänningen är plottad mot deformationerna. I figuren presenteras även resultat från Oliveira, et al. (2017b), se *Numeriska resultat* och *Laborationsresultat* markerade med * och streckade linjer.

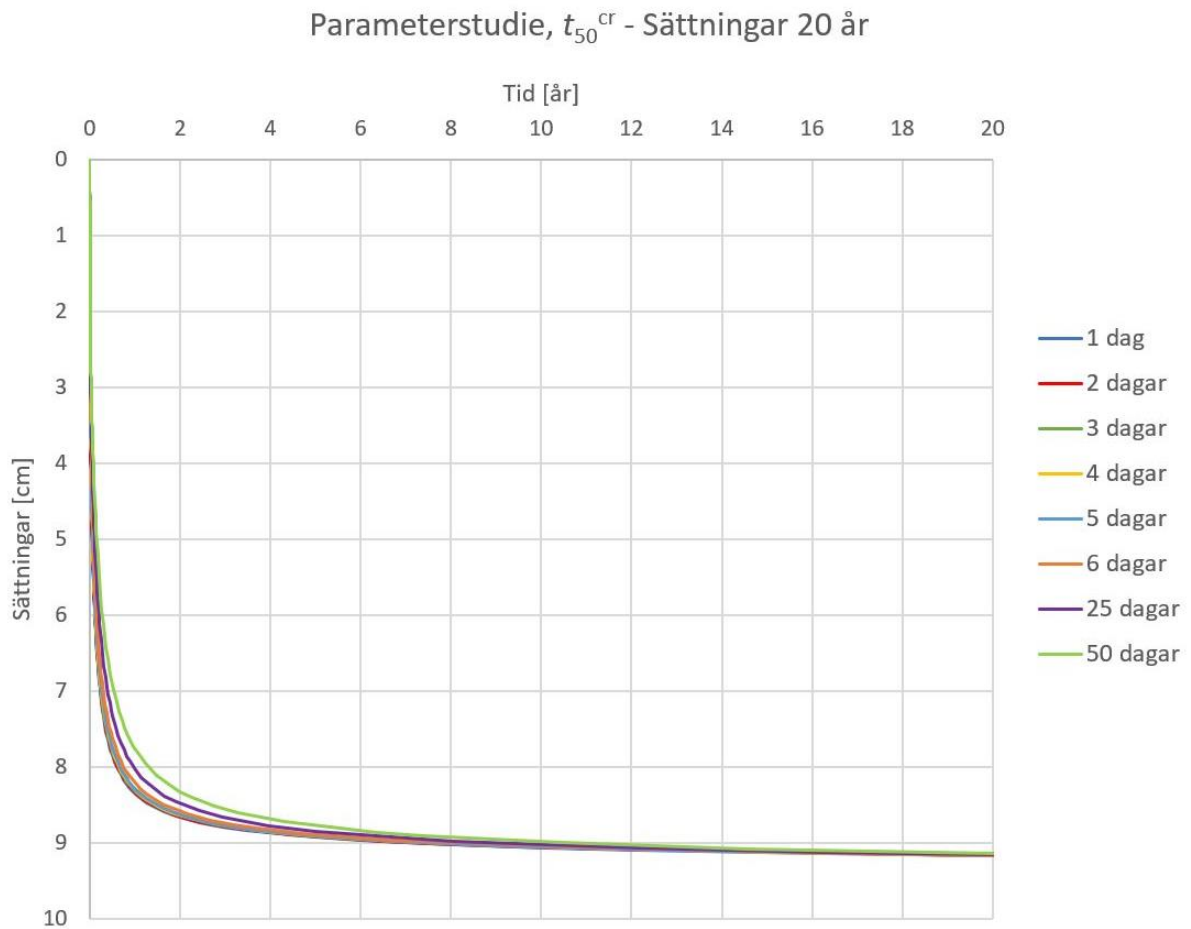


Figur 13 - Simulerat triaxialförsök av KC-pelare med CM – Kalibrering mot Oliveira, et al. (2017b)

4.1.2 Parameterstudie - Kalibrering

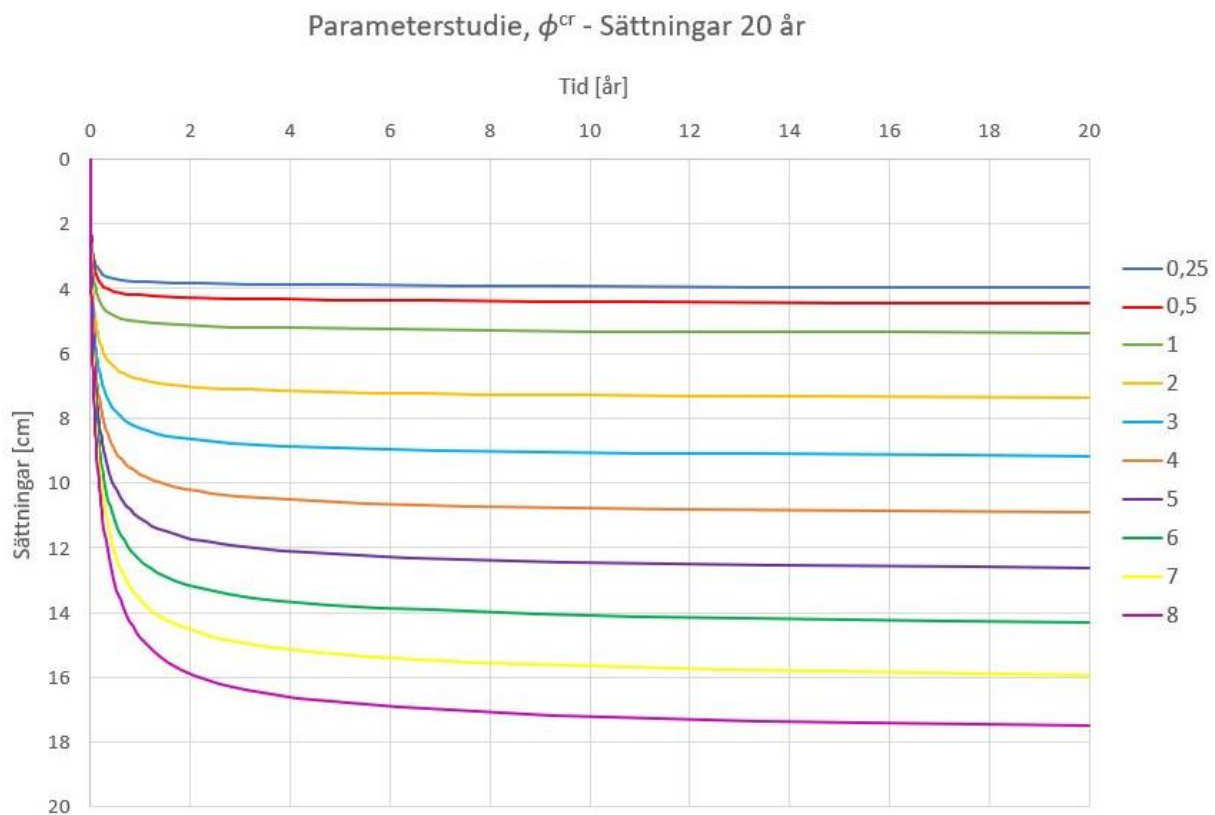
I parameterstudien är simuleringsmodellen uppbyggd enligt kapitel 3.1 och parameterstudien genomförs enligt kapitel 3.2.10 där det beskrivs vilka parametrar som undersöks. Samtliga indata för materialmodellen CM är enligt Tabell 5.

Figur 14 nedan visar resultaten av parameterstudien av tiden för hälften att krypsättningarna att utvecklas, t_{50}^{cr} , över 20 år där sättningarna är plottade mot tiden. För de olika kurvorna är samtliga indata identiska förutom t_{50}^{cr} som varierats.



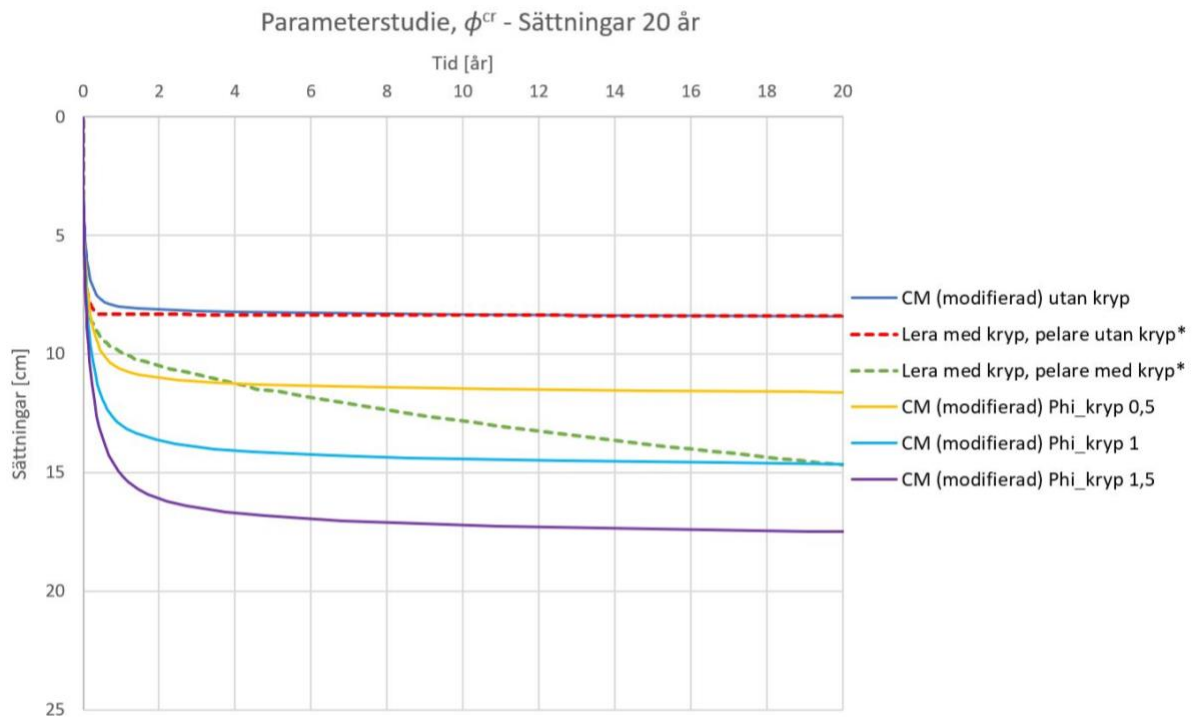
Figur 14 - Variation av t_{50}^{cr} för sättningar – parameterstudie

Figur 15 nedan visar resultaten av parameterstudien för förhållandet mellan kryp och elastiska töjningar, ϕ^{cr} , över 20 år där sättningarna är plottade mot tiden. För de olika kurvorna är samtliga indata identiska förutom ϕ^{cr} som varierats.



Figur 15 - Variation av ϕ^{cr} för sättningar – parameterstudie

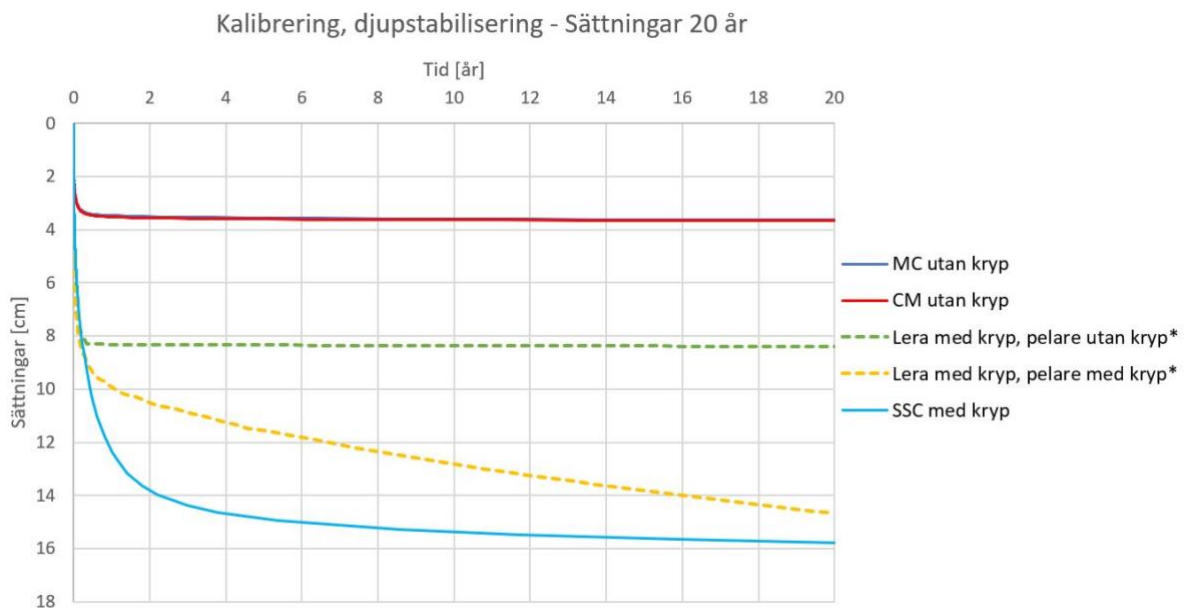
I Figur 16 visas resultaten av parameterstudien för förhållandet mellan kryp och elastiska töjningar, ϕ^{cr} , över 20 år där sättningarna är plottade mot tiden. Där den delvis modifierade materialmodellen CM har använts för att belysa förhållande mellan elastiska och kryptöjningar. För de olika kurvorna är samtliga indata identiska förutom ϕ^{cr} som varierats. Vidare presenteras numeriska sättningssimuleringar utförda av Oliveira, et al. (2017b) markerade med * och streckade linjer.



Figur 16 - Variation av ϕ^{cr} för sättningar – parameterstudie

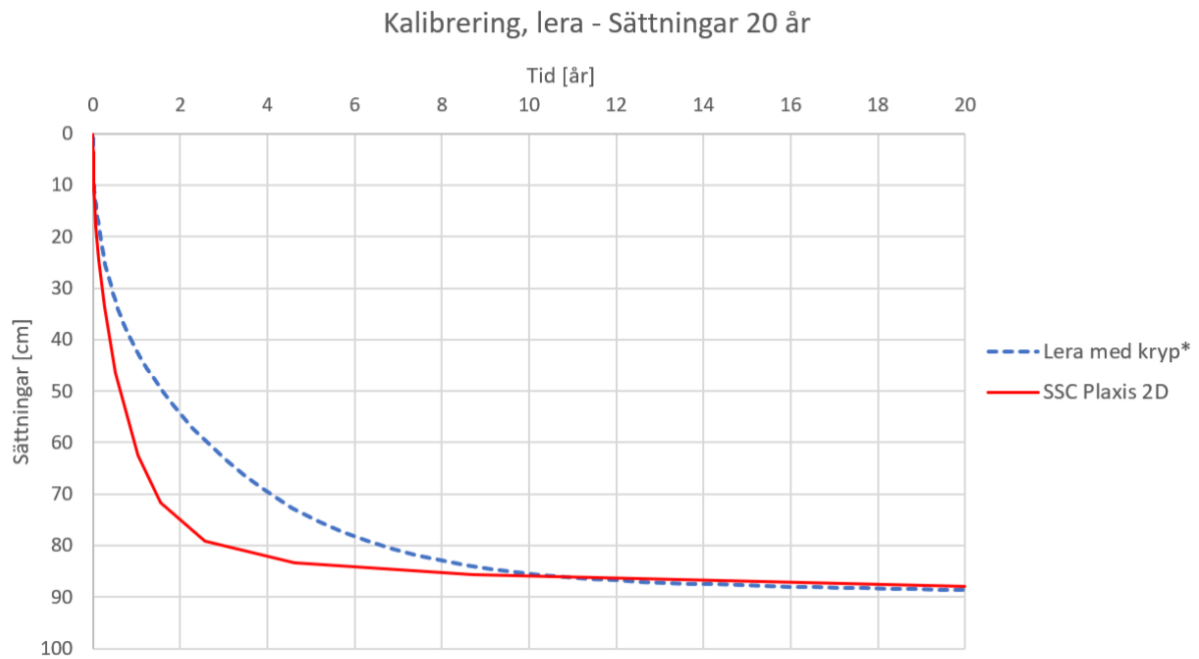
4.1.3 Sättningar - Kalibrering

Figur 17 nedan visar resultatet för simulering av sättningar utförda med SSC, MoC samt CM utan krypbeteende för pelarna. Modellen är uppbyggd enligt Figur 5 där sättningarna är plottade mot tiden. Vidare presenteras sättningsberäkningar utförda av Oliveira, et al. (2017b) markerade med * och streckade linjer. CM med kryp visas inte i figuren då kalibreringen av den modellen fokuserar på krypfaktorn vilken baseras på tidigare diagram i parameterstudien.



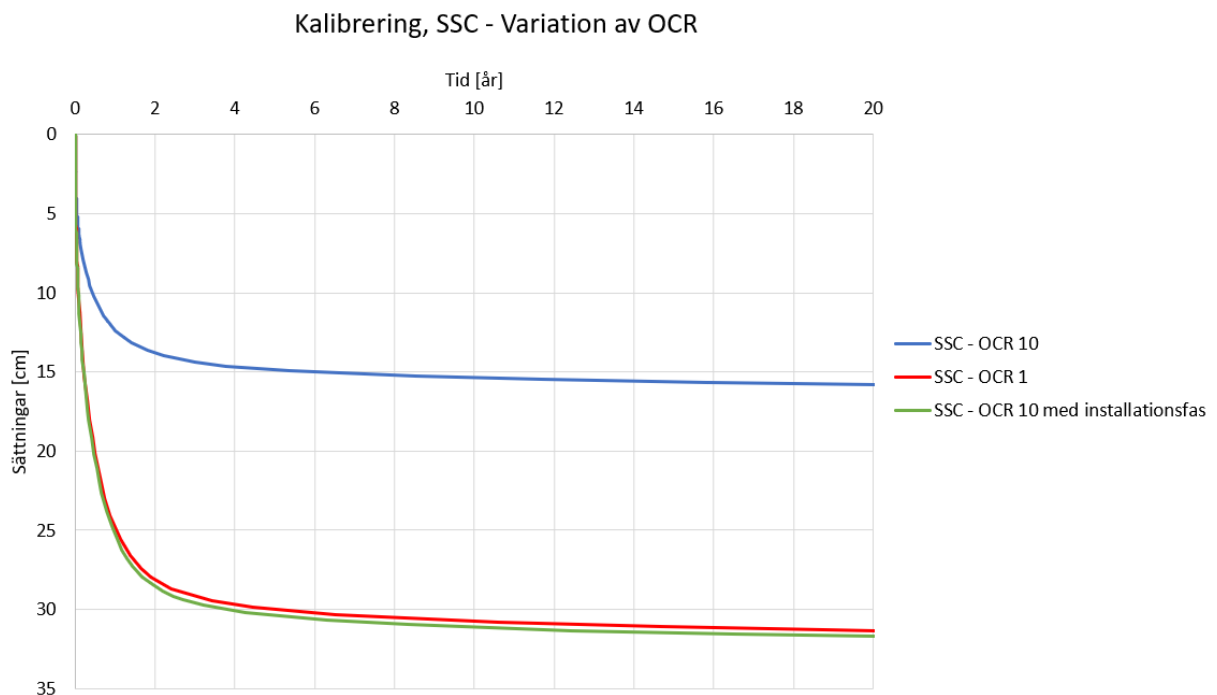
Figur 17 - Sättningsberäkning för KC-pelare och lera - Kalibrering mot Oliveira, et al. (2017b)

I Figur 18 nedan visas resultat från simulering av sättningar med enbart lera över 20 års tid med SSC jämfört med simulering utförd av Oliviera, et al. (2017b) markerad med * och streckad linje.



Figur 18 - Sättningsberäkning för enbart lera - Kalibrering mot Oliveira, et al. (2017b)

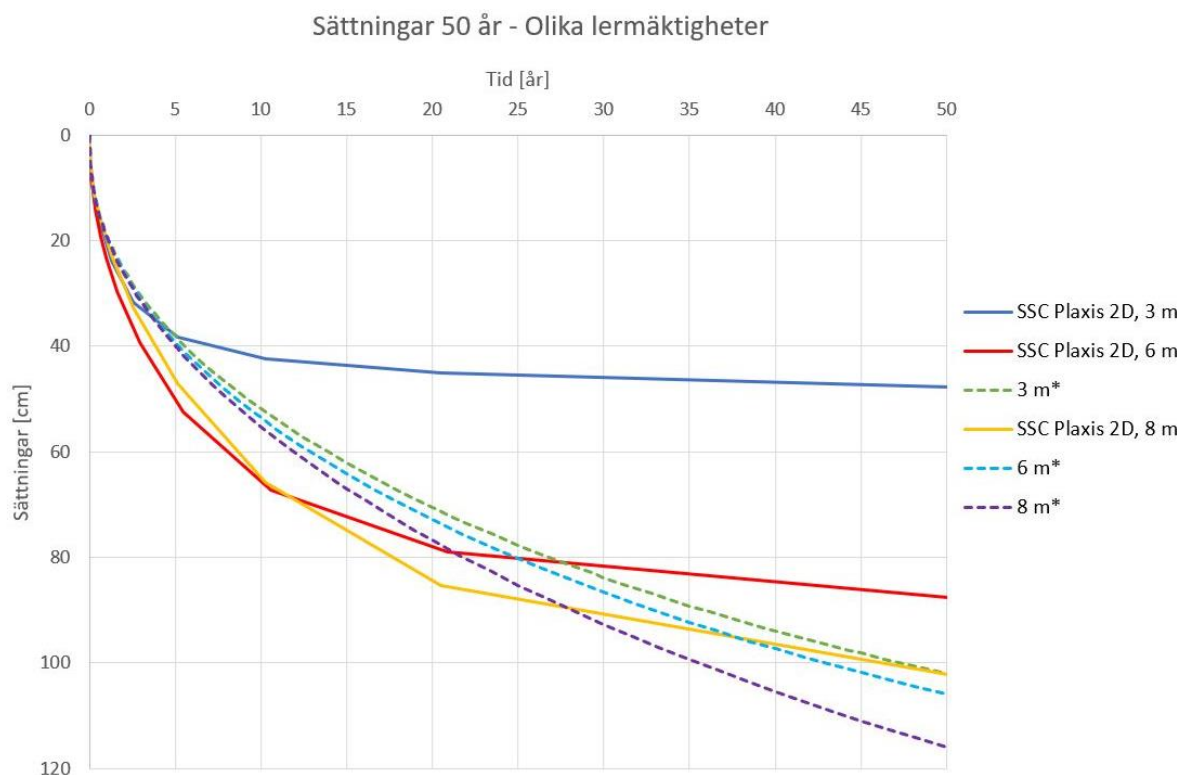
Figur 19 visar SSC som materialmodell för KC-pelare vid en sättningsberäkning. I figuren visas skillnaden mellan ett lågt och högt OCR. Dessutom visar figuren hur stora sättningar som fås vid OCR på 10 och en installationsfas av pelaren.



Figur 19 - Variation av OCR för sättning över tid med SSC

4.1.4 Lera Galoppfältet - Kalibrering

Figur 20 nedan visar resultat från simuleringar av sättningar för enbart lera med SSC på Galoppfältet över 50 år där sättningarna är plottade mot tiden. Tre olika lermäktigheter simulerades. I diagrammet visas också beräkningar utförda av Bergman (2020) markerade med * och streckade linjer. Sättningsberäkningarna är baserade på data från Galoppfältet tillhandahållen av Skanska Sverige AB och Bergman (2020).



Figur 20 - Sättningar för lera på Galoppfältet - Kalibrering mot Bergman (2020)

4.2 Diskussion - Kalibrering

I följande kapitel presenteras först en diskussion som berör kalibreringen uppdelad mellan de olika materialmodellerna. Därefter redovisas en sammanfattande diskussion.

4.2.1 Soft Soil Creep

Resultatet i Figur 9 visar att materialmodellen SSC simulerar triaxialtest väl för lera baserat på jämförelse med resultaten från Oliveira, et al. (2017b). Resultatet med SSC ligger strax ovanför både analytiska och numeriska beräkningar utförda av Oliveira, et al. (2017b). Efter en viss töjning konvergerar resultatet med SSC mot det från laboratorieförsök. Simuleringar av sättningar för oförstärkt lera under last redovisade i Figur 18 stämmer väl överens med resultatet från Oliveira, et al. (2017b).

Vidare uppvisade simuleringarna, i Figur 20, med SSC av leran på Galoppfältet resultat jämförbara med beräkningar utförda av Bergman (2020). För en lermäktighet på 8 meter skiljer sig sättningarna ca. 10 % och för 6 meter uppvisas en skillnad om ca. 20 %. Med en lermäktighet på 3 m skiljer sig dock sättningen markant. För en skillnad i lermäktighet på 5 meter verkar dock den större differensen i sättningar som presenterades i den här studien rimlig. Avvikelserna kan troligen förklaras av att olika beräkningsmodeller har använts, simuleringar med Plaxis 2D och materialmodellen SSC jämfört med den analytiska Chalmersmodellen med kryp.

Sammantaget anses materialmodellen Soft Soil Creep representera leran väl, både i triaxialförsök och sättningsberäkningar med kryp då kalibreringen visar på jämförbara resultat. De slutgiltiga sättningsberäkningarna för Galoppfältet utfördes för en lermäktighet på 8 m. Vilket representerar de delar med sämst förutsättningar för bebyggelse och de delar av kalibreringen där resultatet stämde bäst överens. Varför valet att använda modellen för leran stärks ytterligare.

Simuleringen av triaxialtest för KC-pelare med SSC i Figur 11 visar på en ungefär hälften så hög spänning vid samma töjning jämfört med försök utförda av Oliveira, et al. (2017b). Materialmodellen är främst utvecklad för lösa leror vilket torde förklara varför simuleringen av triaxialtestet inte representerade KC-pelaren väl då det är ett betydligt styvare material än lera. Simuleringar av triaxialtest verkar inte ha ett linjärt samband mellan materialets odränerade skjuvhållfasthet och spänningstoppen i det simulerade testet vid användande av SSC. Resultatet presenterat i Figur 17 visar å andra sidan på att SSC representerar KC-pelarna väl i simuleringar av sättningar, där de simulerades som kraftigt överkonsoliderad lera med ett OCR på 10. Tidigare studier utförda av Baker (2000) och Åhnberg (2006a) har visat på att KC-pelare beter sig som kraftigt överkonsoliderad lera vilket även den här studien indikerar. Sättningarna simulerade med SSC i pelarna skiljer ca. 5 % jämfört med sättningarna simulerade av Oliveira, et al (2017b). Överkonsolideringsgraden påverkar inte simulering av triaxialförsök men ger stor inverkan på resultatet i en sättningsberäkning, se Figur 12 och Figur 19. Detta kan tänkas motivera varför triaxialtestet visar för låg deviatorspänning samtidigt som sättningarna överensstämmer väl med den replikerade studien. Det goda resultatet för simulering av sättningar med kryp motiverar fortsatt användande av materialmodellen för simulering av sättningar på Galoppfältet.

Figur 19 visar att sättningen är likvärdig vid användande av OCR = 1 utan installationsfas som med OCR = 10 och en installationsfas. Detta tyder på att installationsfasen för pelaren gör att överkonsolideringsgraden inte inkluderas vilket motiverar varför pelare simuleras utan installationsfas med SSC.

4.2.2 Mohr-Coulomb

Resultatet från simulering av triaxialtest för KC-pelare med Mohr-Coulomb, Figur 10, representerar hållfastheten för KC-pelarna väl jämfört med resultat från Oliveira, et al. (2017b). Deviatorspänningen ligger i likvärdig nivå vid motsvarande töjningar. Simuleringen av sättningar i den pelarförstärkta jorden med Mohr-Coulomb, Figur 17, ger lägre värden än simuleringen utan kryp i pelare utförda av Oliveira, et al. (2017b). Detta trots att bland annat styvheten är tagen direkt från den replikerade studien samt att triaxialtestet visar på en god överensstämmelse. Troligen beror olikheten på skillnader i materialmodellerna och deras brottkriterium. Simuleringarna av Oliveira, et al. (2017b) är utförda med materialmodellen MCC med Von Mises brottkriterium till skillnad från Mohr-Coulomb.

4.2.3 Concrete model

Triaxialtesten för KC-pelare med materialmodellen CM i Figur 13 simulerar laborationsförsöken utförda av Oliveira, et al. (2017b) med relativt gott resultat. Deviatorspänningen får ett något högre högsta värde, främst för ett mothållande tryck på 100 kPa. Materialmodellen CM valdes delvis eftersom den kan fånga spänningsmjukningen i materialet vilket syns tydligt i Figur 13, dock avstannar utplaningen efter toppen på ett högre värde än i laborationsförsöket.

Simuleringarna av sättningarna med Mohr-Coulomb resulterade i för låga sättningar jämfört med reusultat utan kryp från Oliveria, et al. (2017b). På samma sätt ger CM utan kryp också för små sättningar i kalibreringen, Figur 17. Detta tror bero på materialmodellens brottkriterium eftersom den också är baserad på Mohr-Coulomb. Vilket förklarar varför materialmodellerna CM och MoC beter sig likartat men skiljer sig från MCC. De väldigt styva pelarna från den portugisiska studien med Young's modul på 164,7 MPa kan troligen deformeras annorlunda med de olika materialmodellerna då de tar hänsyn till modulen på varierande sätt.

I Figur 14 visas resultat från parameterstudien av tiden för hälften av krypsättningarna att utvecklas, t_{50}^{cr} , en indataparameter för materialmodellen CM där relevanta studier saknas. Vid ett höjt värde på t_{50}^{cr} blir kurvan mjukare och sättningarna utvecklas långsammare. Dock påverkas de slutliga sättningarna marginellt efter tillräckligt lång tid. Varvid värdet ansätts till 3 dagar vilket ligger inom spannet för rekommenderade värden av programutvecklaren. Denna parameter skulle med fördel kunna undersökas mer i kommande studier för att förbättra möjligheterna till att anpassa simulerade kurvor till verkliga förlopp för krypsättningar i pelarförstärkt lera. Det är möjligt att ett värde på 3 dagar är för lågt för MC-pelare då det rekommenderade värdet är baserat på betong som materialmodellen ursprungligen var avsedd för och därmed krävs med studier på användandet av CM vid simulering av MC-pelare.

Resultat från den andra delen av parameterstudien för förhållandet mellan kryp och elastiska töjningar, ϕ^{cr} , kan ses i Figur 15. De totala sättningarna påverkas markant vid variation av ϕ^{cr} . Värdet 7 resulterade i sättningar överensstämmande med simuleringarna genomförda av Oliveira, et al. (2017b), som visas i Figur 17. Men eftersom pelarna utan kryp visade för låga sättningar anses det inte relevant att justera krypfaktorn så att den slutgiltiga sättningen för CM överensstämmer med beräkningen av Oliveira, et al. (2017b). Parametern anger förhållandet mellan de elastiska sättningarna och krypsättningarna. Ett sådant förhållande på 7 är orimligt och skulle resultera i väldigt stora simulerade sättningar för Galoppfältet.

Då förhållandet mellan kryptöjningar och de elastiska töjningarna påverkade resultatet i Figur 15 kraftigt samtidigt som pelaren utan kryp visade för låga sättningar genomfördes ytterligare en del i parameterstudien. I denna del av parameterstudien modifierades CM utan kryp så att den överensstämde med beräkningarna i den replikerade studien. Young's modul anpassades för att generera sättningar på drygt 8 cm utan kryp i pelaren. Därefter varierades ϕ^{cr} för att uppnå ett likvärdigt förhållande mellan sättningar utan kryp och sättningar med kryp som i studien utförd av Oliveira, et al. (2017b). En krypfaktor på 1 generade då ett likvärdigt resultat som i den replikerade studien. Detta värde användes sedan för simuleringar av sättningar på Galoppfältet.

4.2.4 Sammanfattning

Det finns en risk att materialbeteendet för den djupförstärkta lera på Galoppfältet inte beter sig helt likvärdigt med kalkcementpelarna i den replikerade studien eftersom det är osäkert om lera i

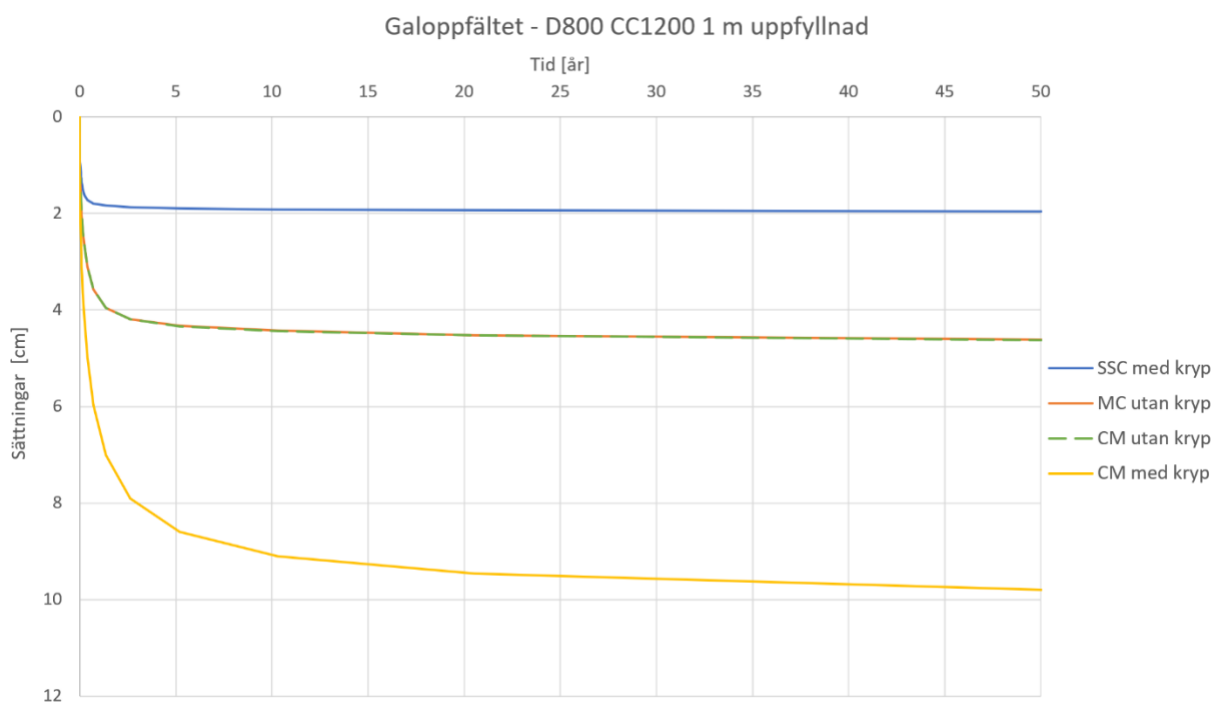
Portugal ger upphov till pelare med likvärdiga sättningsegenskaper som i Sverige. Enligt Tabell 20 med materialdata för pelare och SSC på Galoppfältet behövde vissa osäkra materialparametrar ansättas direkt från Oliveira, et al. (2017b). Detta i brist på data eller empiriska relationer för pelarna på Galoppfältet. Valet att använda denna studie trots dessa olikheter baseras på det faktum att det inte finns andra studier som är mer relevanta för ändamålet att simulera krypsättningar i en djupförstärkt lera. I Sverige är krypsättningar i kalkcementpelare något som försummas vid dimensionering. Sammanfattningsvis ansågs samtliga materialmodeller uppvisa tillräckligt bra resultat i kalibreringen för fortsatt användande vid simuleringar för Galoppfältet.

4.3 Resultat - Djupstabilisering, Galoppfältet

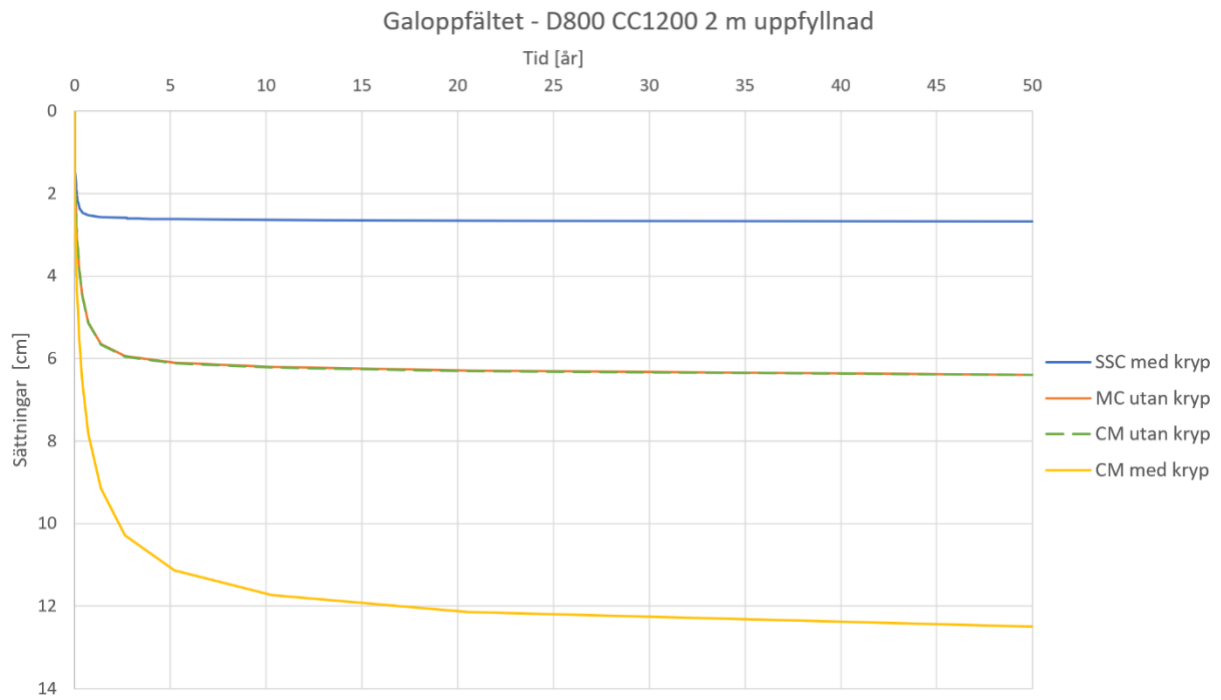
Resultatet från sättningsberäkningarna för den djupförstärkta leran på Galoppfältet redovisas beräknade med de värden som framgår under kapitel 3.3.1 till 3.3.4 i metoden. Därefter presenteras resultat från sensitivitetsanalysen enligt kapitel 3.3.5.

4.3.1 Sättningar - Galoppfältet

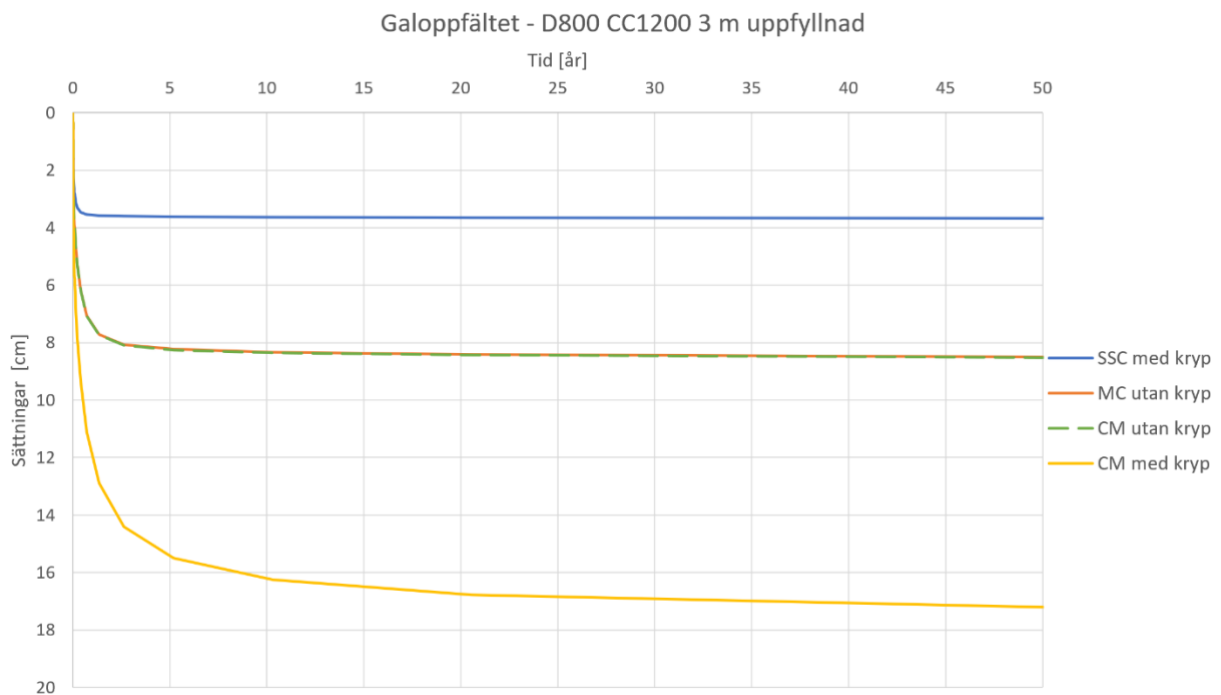
Sättningsberäkningar för den djupförstärkta leran presenteras i Figur 21 till Figur 24. Samtliga diagram visar sättningar över tid för en pelare med diameter (D) på 800 mm och ett centrumavstånd (CC) på 1200 mm, uppfyllnadshöjderna varierades från 1 till 4 meter. I varje diagram presenteras sättningarna beräknade med samtliga materialmodeller för multicementpelarna, två av dessa inkluderar krypsättningar och två gör inte. Övriga geometrier presenteras som diagram i Bilaga C.



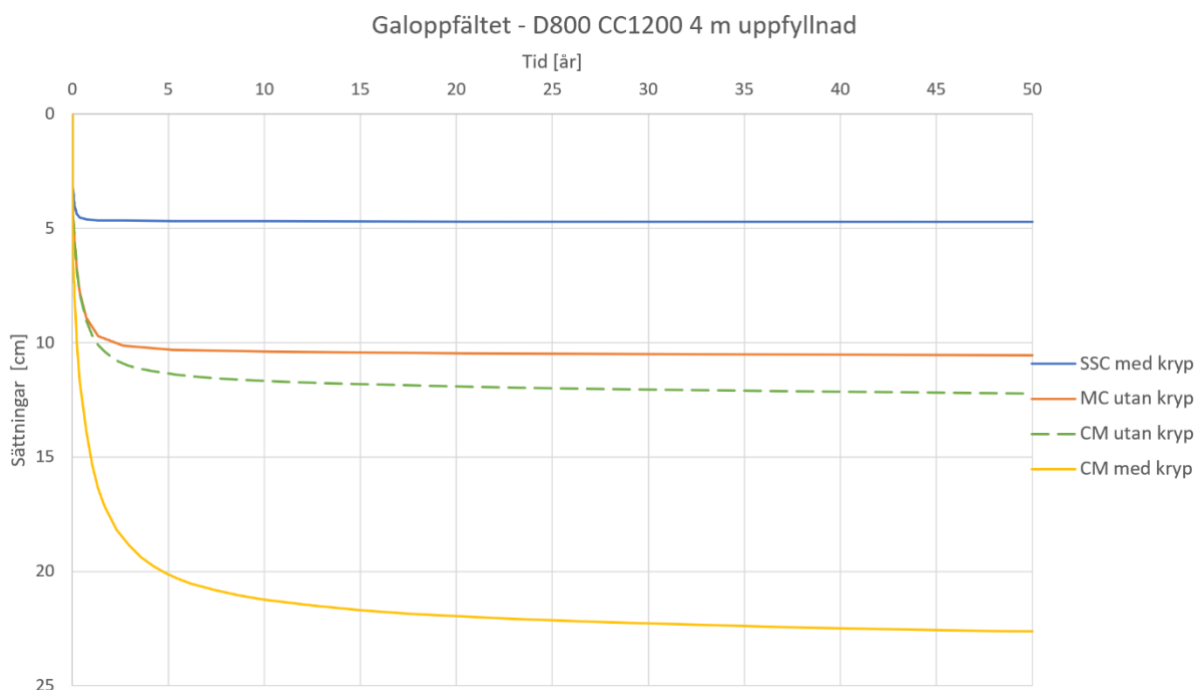
Figur 21 - Sättningar för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 meter beräknat med de fyra olika modellerna



Figur 22 - Sättningar för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 2 meter beräknat med de fyra olika modellerna



Figur 23 - Sättningar för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 3 meter beräknat med de fyra olika modellerna



Figur 24 - Sättningar för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 meter beräknat med de fyra olika modellerna

Storleken på sättningarna för övriga geometrier vilka inte presenteras som diagram sammanfattas i Tabell 23 till Tabell 25. Sättning visas direkt efter lastning, efter 30 dagar samt efter 50 år. För kompletta sättningsdiagram hänvisas till bilaga C.

Tabell 23 - Sättningar multicementpelare D600, CC1200

Uppfyllnadshöjd [m]	Materialmodell MC-pelare	Sättning efter pålastning [cm]	Sättning efter 30 dagar [cm]	Sättning efter 50 år [cm]
1	SSC	1,0	1,7	3,2
	CM	1,5	4,3	16,4
	CM utan kryp	1,4	2,7	8,5
	MoC utan kryp	1,4	2,7	8,3
2	SSC	1,4	2,4	7
	CM	1,9	4,9	25,2
	CM utan kryp	1,8	3,8	16,4
	MoC utan kryp	1,8	3,7	12,0
3	SSC	2,6	4,5	29,4*
	CM	3,3	7,4	45,8
	CM utan kryp	3,2	6,1	34,3
	MoC utan kryp	3,1	5,7	32,8*
4	SSC	3,7	7,5	66,4*
	CM	4,4	10,6	85,2*
	CM utan kryp	4,3	8,6	79,3*
	MoC utan kryp	4,1	7,9	68,8*

* Dessa simuleringar visade att pelaren gick till brott.

Tabell 24 – Sättningar multicementpelare D600, CC1400

Uppfyllnadshöjd [m]	Materialmodell MC-pelare	Sättning efter pålastning [cm]	Sättning efter 30 dagar [cm]	Sättning efter 50 år [cm]
1	SSC	1,2	2,1	7,0
	CM	1,7	4,3	24,7
	CM utan kryp	1,7	3,2	16,6
	MoC utan kryp	1,7	3,2	12,1
2	SSC	1,6	3,1	32,9*
	CM	2,1	5,8	42,8
	CM utan kryp	2,1	4,6	34
	MoC utan kryp	2,1	4,6	34,5*
3	SSC	3,4	6,9	72,8*
	CM	3,9	9,6	87,6*
	CM utan kryp	3,8	8,0	84,0*
	MC utan kryp	3,7	7,5	74,9*
4	SSC	4,7	11	116,8*
	CM	5,3	14,5	135,8*
	CM utan kryp	5,2	11,4	130,3*
	MoC utan kryp	5,0	10,8	117,1*

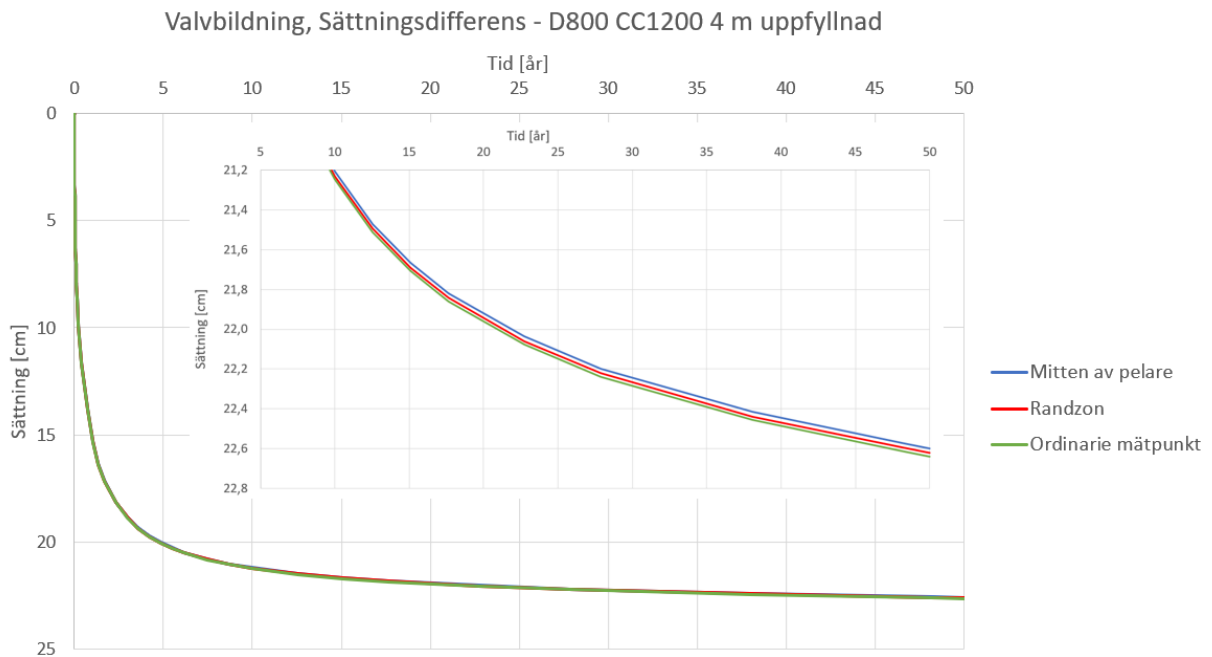
* Dessa simuleringar visade att pelaren gick till brott.

Tabell 25 - Sättningar multicementpelare D800, CC1400

Uppfyllnadshöjd [m]	Materialmodell MC-pelare	Sättning efter pålastning [cm]	Sättning efter 30 dagar [cm]	Sättning efter 50 år [cm]
1	SSC	0,8	1,5	2,6
	CM	1,3	3,4	12,8
	CM utan kryp	1,2	2,3	6,4
	MoC utan kryp	1,2	2,3	6,4
2	SSC	1,2	2,2	3,3
	CM	1,7	3,9	16,9
	CM utan kryp	1,6	3,3	8,9
	MoC utan kryp	1,6	3,3	8,6
3	SSC	1,9	3,4	6,5
	CM	2,8	6,8	26,9
	CM utan kryp	2,7	4,9	16,5
	MoC utan kryp	2,6	4,8	11,8
4	SSC	2,9	5	21,8
	CM	3,7	8,9	42,8
	CM utan kryp	3,6	5,3	30,2
	MoC utan kryp	3,4	6,2	26,9*

* Dessa simuleringar visade att pelaren gick till brott.

Figur 25 visar sättningarna uppmätta på mitten av pelarna, i randzonen mellan pelare och lera samt mitt mellan två pelare. Detta för att illustrera differensen mellan sättningarna och visa på valvbildningen som bär jorden mellan pelarna.



Figur 25 - Exempel på sättningar för olika mätpunkter

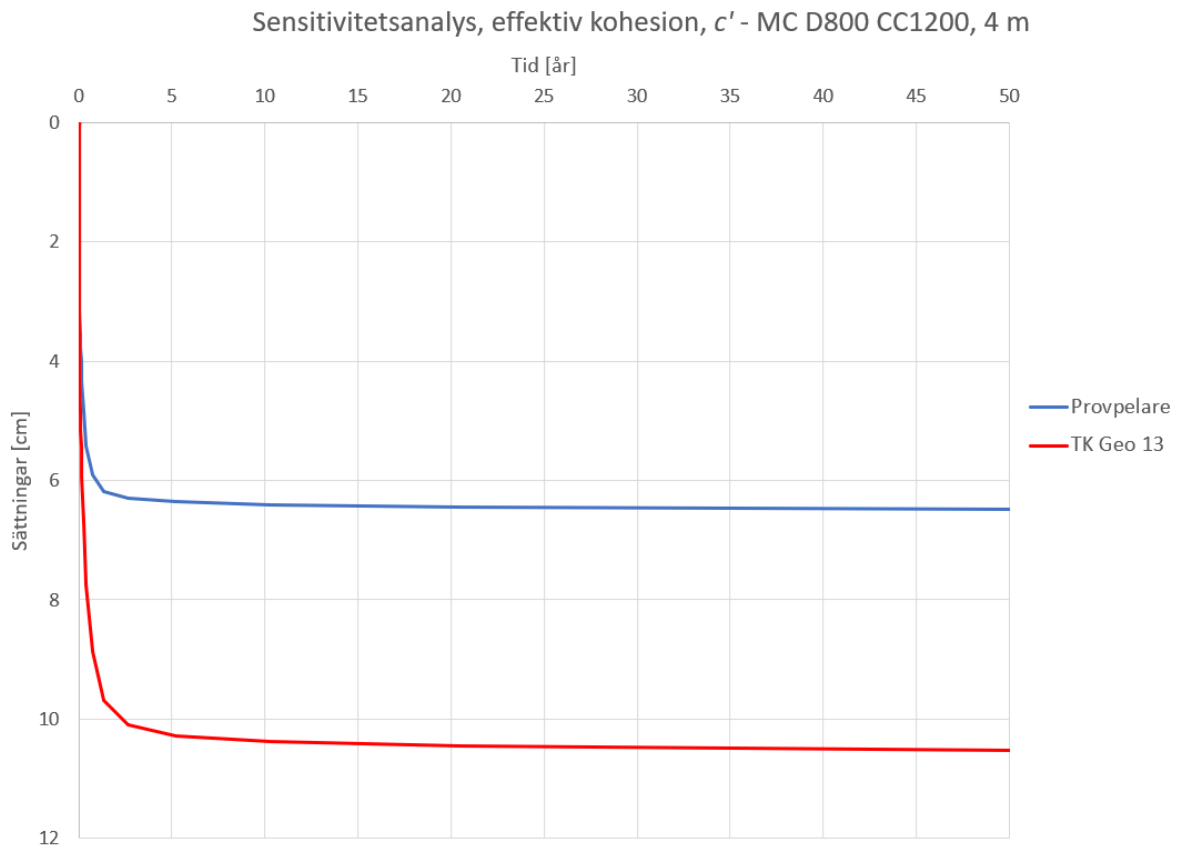
4.3.2 Sensitivitetsanalys - Djupstabilisering, Galoppfältet

I följande diagram redovisas hur stora sättningsvariationer som uppstår när osäkra materialdata ges ett högre eller lägre värde. En enskild parameter varierades isolerat för att se hur stor variation den gav upphov till. Den odränerade skjuvhållfastheten påverkar dock två parametrar, därför varierades dessa vid variation av den odränerade skjuvhållfastheten. Analysen gjordes för pelare med en diameter på 800 mm och ett centrumavstånd på 1200 mm, uppfyllnadshöjder på 1 och 4 meter har testats. Nedan presenteras endast resultatet för de parametrar som påverkade resultatet med 4 meters uppfyllnad, övriga diagram presenteras i bilaga D. Ingen parameter påverkade resultatet för 1 meter uppfyllnad som inte också påverkade resultatet för 4 meter uppfyllnad.

Resultatpresentationen är uppdelad mellan de olika materialmodellerna för multicementpelare.

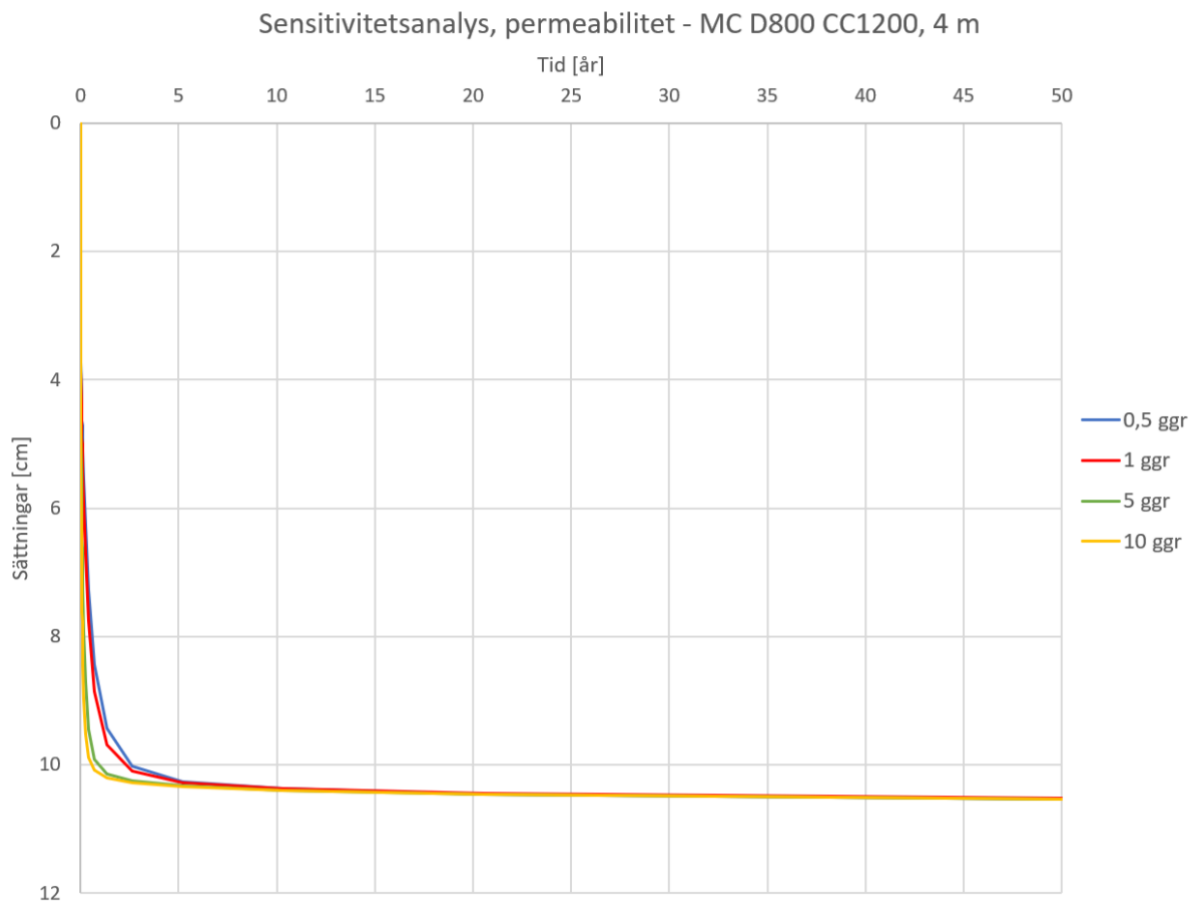
Mohr-Coulomb

Variationen av den effektiva kohesionen, c' , för materialmodellen MoC till följd av förändrad odränerad skjuvhållfasthet presenteras i Figur 26 nedan där sättningarna visas mot tiden. Den effektiva kohesionen varierades mellan 46 kPa och 78 kPa baserat på TK GEO 13 och den faktiskt uppmätta odränerade skjuvhållfastheten på provpelarna.



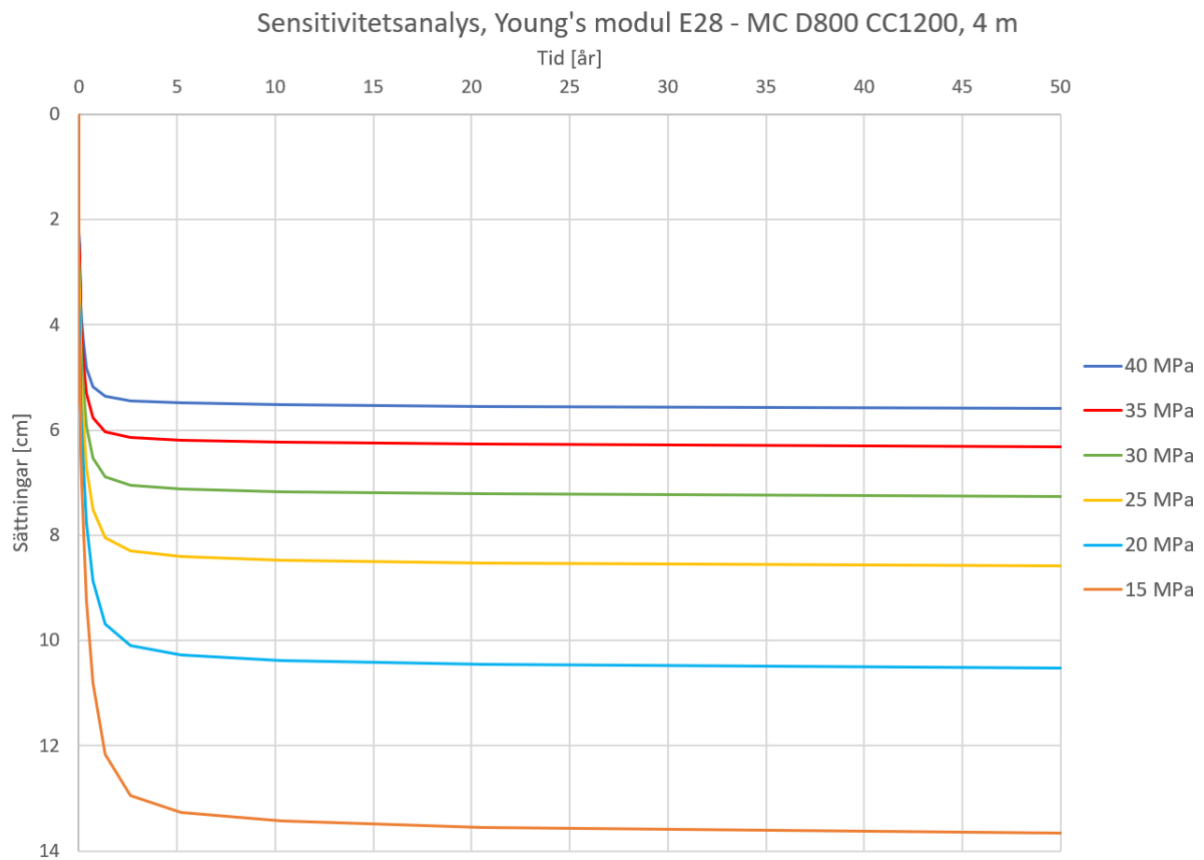
Figur 26 - Variation av c' för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

Resultatet från variationen av permeabiliteten för materialmodellen MoC presenteras i Figur 27 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Permeabiliteten varierades från en halvering till en tiodubbling av det ursprungliga värdet.



Figur 27 - Variation av permeabilitet för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

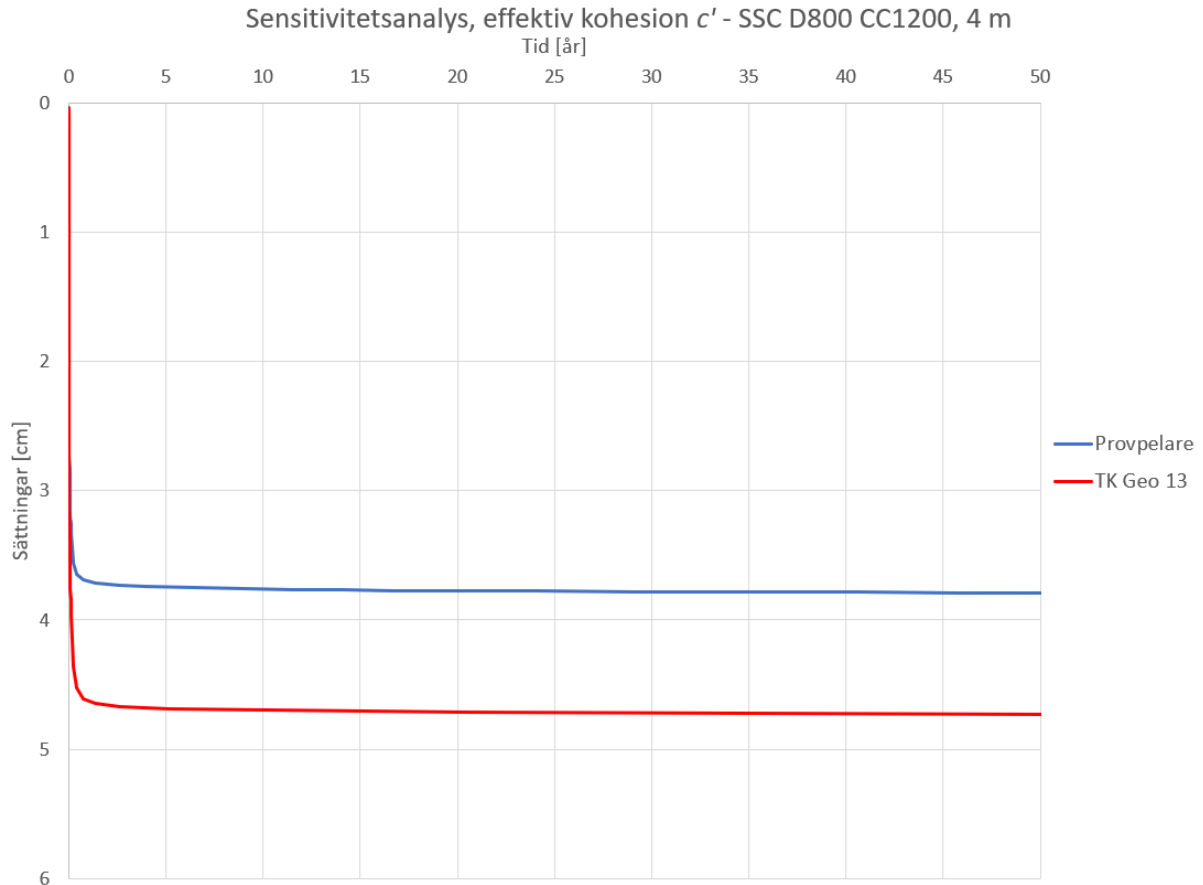
I Figur 28 nedan presenteras resultat för variationen av Young's modul, E_{28} , vid användande av materialmodellen MoC. Sättningarna är plottade mot tiden då parametrarna varierades från 15 MPa till 40 MPa.



Figur 28 - Variation av E_{28} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

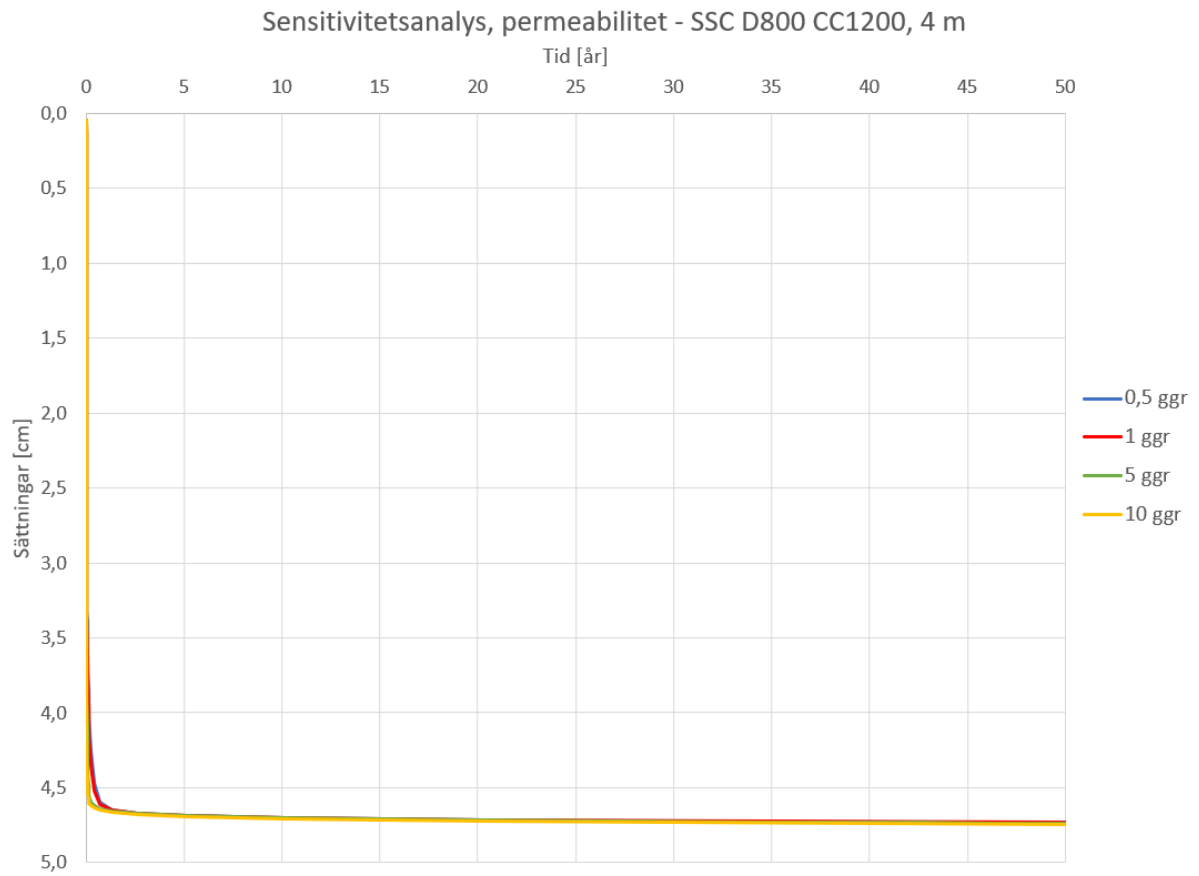
Soft Soil Creep

Variationen av den effektiva kohesionen, c' , för materialmodellen SSC till följd av förändrad odränerad skjuvhållfasthet presenteras i Figur 29 där sättningarna är plottade mot tiden. Den effektiva kohesionen varierades mellan 46 kPa och 78 kPa baserat på TK GEO 13 och den faktiskt uppmätta odränerade skjuvhållfastheten på provpelarna.



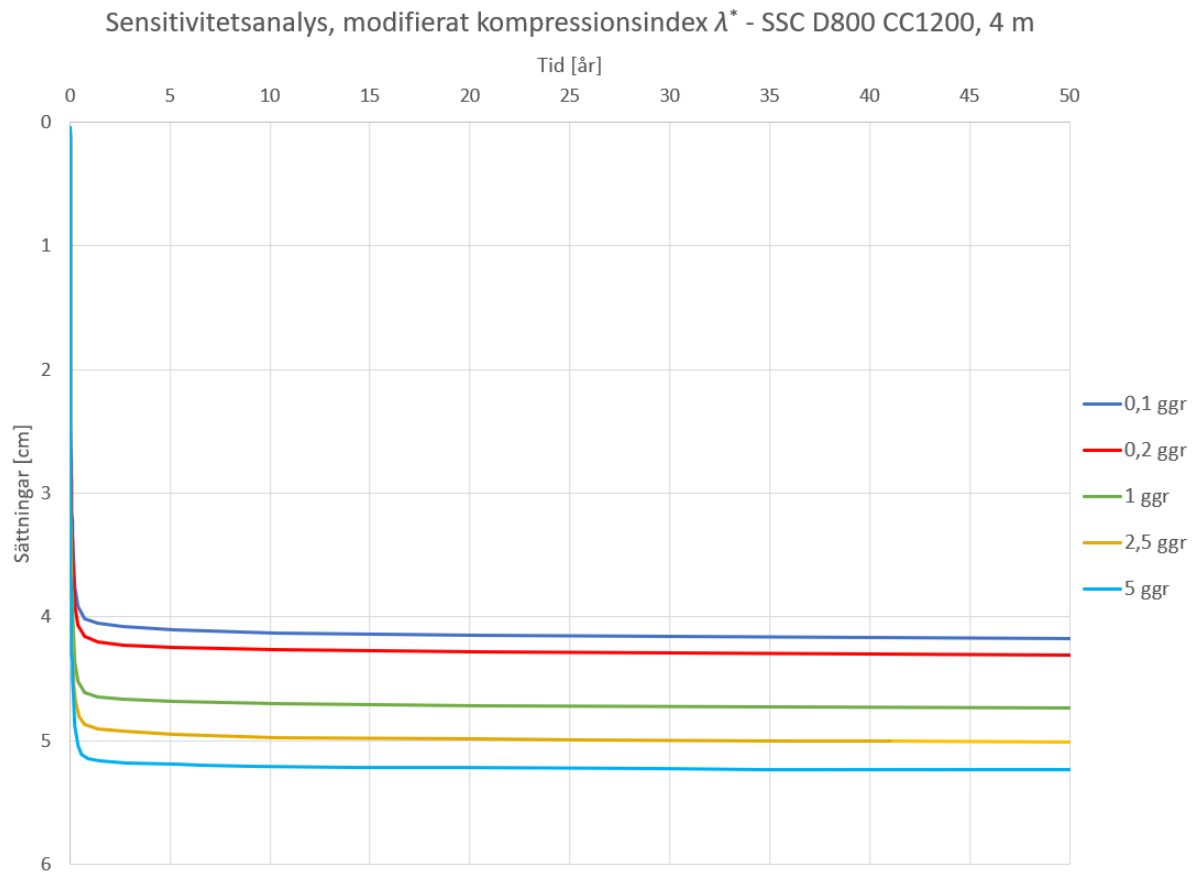
Figur 29 - Variation av c' för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

Resultatet från variationen av permeabiliteten för materialmodellen SSC presenteras i Figur 30 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Permeabiliteten varierades från en halvering till en tiodubbling av det ursprungliga värdet.



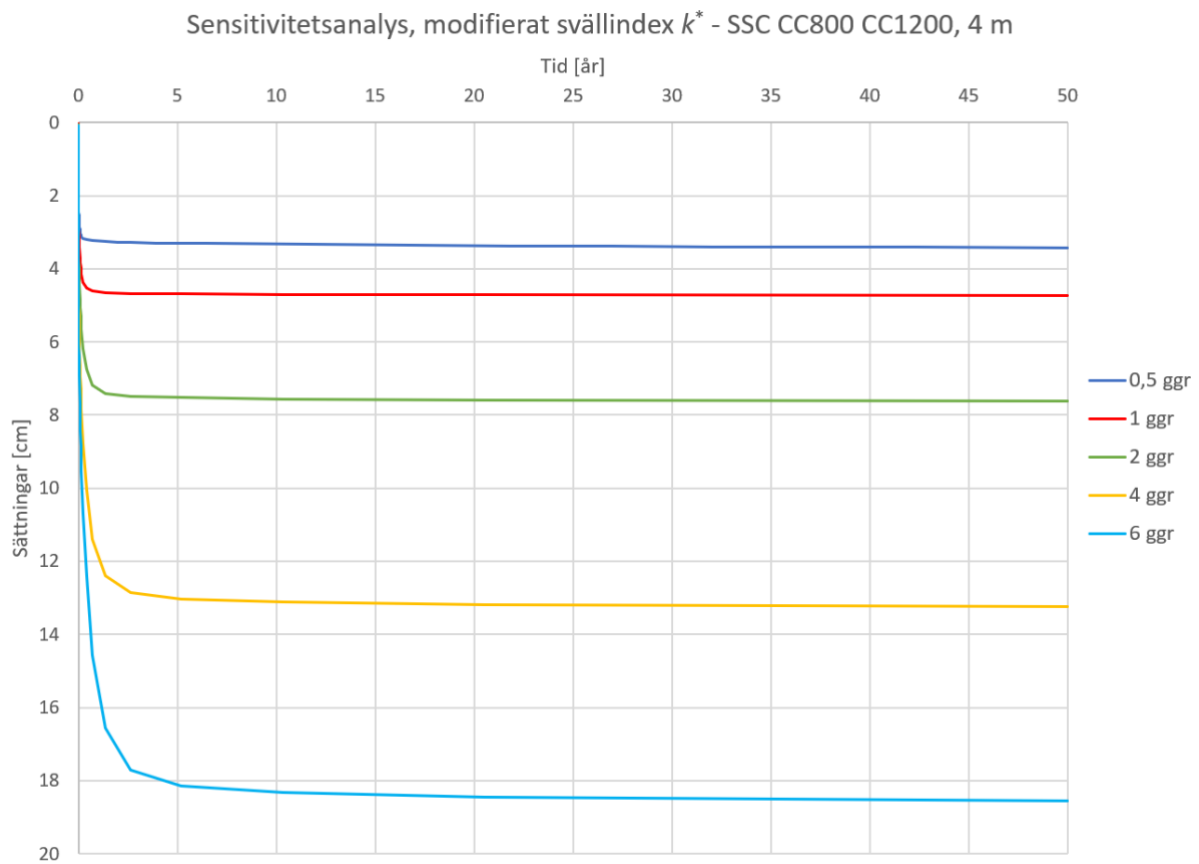
Figur 30 - Variation av permeabilitet för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

Resultatet från variationen av det modifierade kompressionsindexet, λ^* , presenteras i Figur 31 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Värdet varierades från en tiondel till en femdubbling av det ursprungliga värdet.



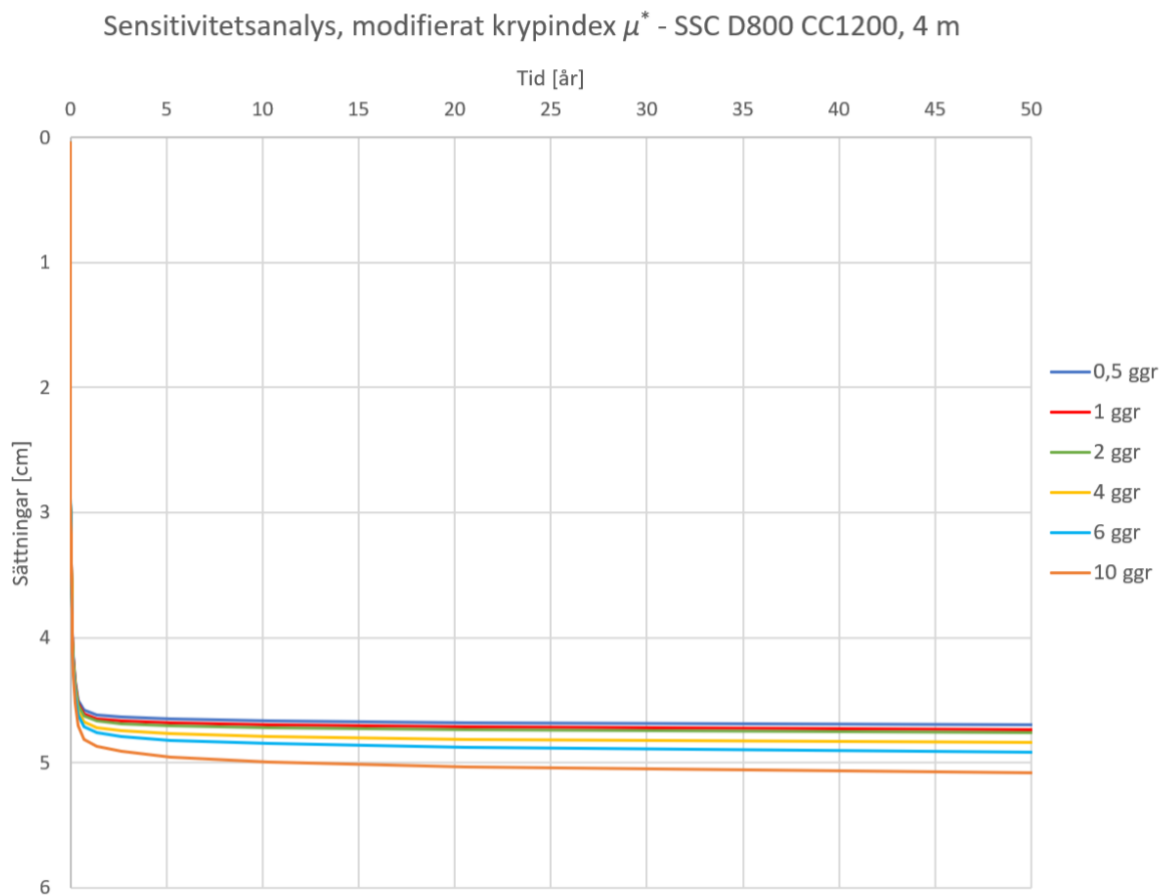
Figur 31 - Variation av λ^* för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

Resultatet från variationen av det modifierade svällindexet, κ^* , presenteras i Figur 32 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Värdet varierades från en halvering till en sexdubbling av det ursprungliga värdet.



Figur 32 - Variation av κ^* för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

Resultatet från variationen av det modifierade krypindexet, μ^* , presenteras i Figur 33 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Värdet varierades från en halvering till en tiodubbling av det ursprungliga värdet.

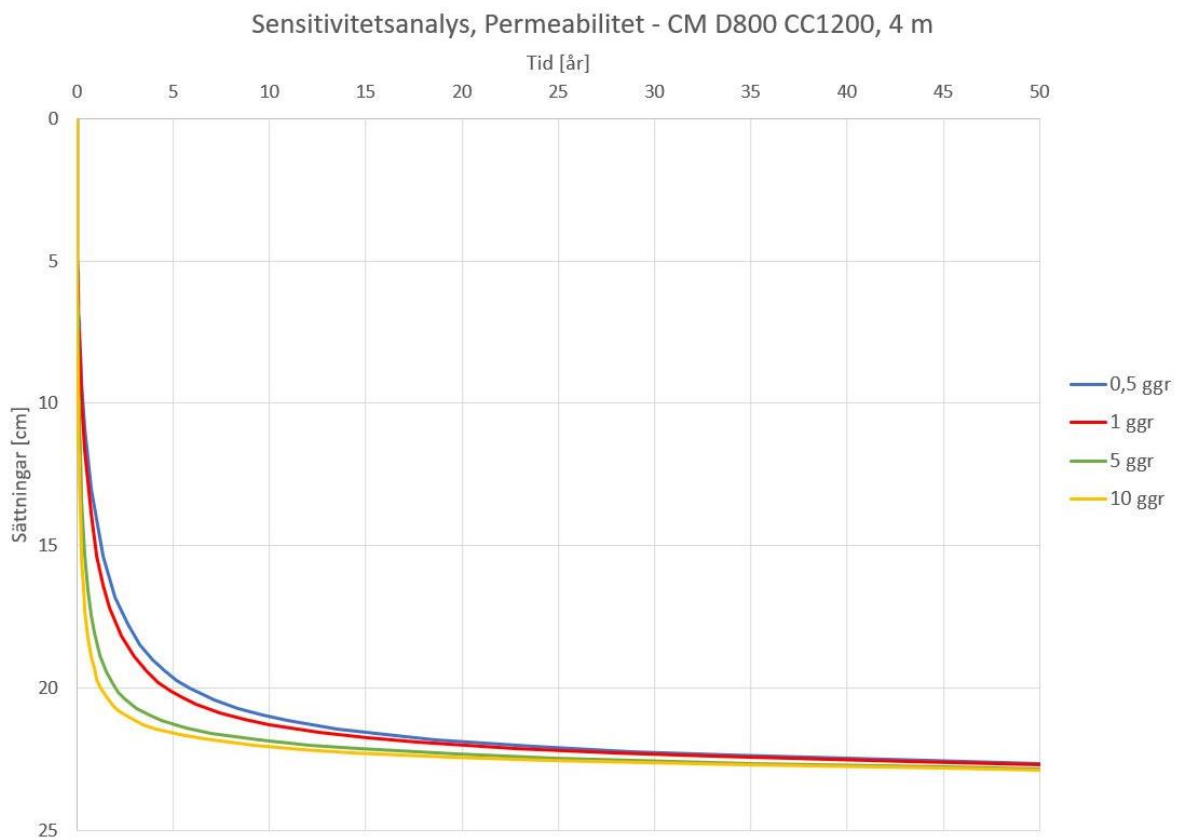


Figur 33 - Variation av μ^* för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

Concrete Model

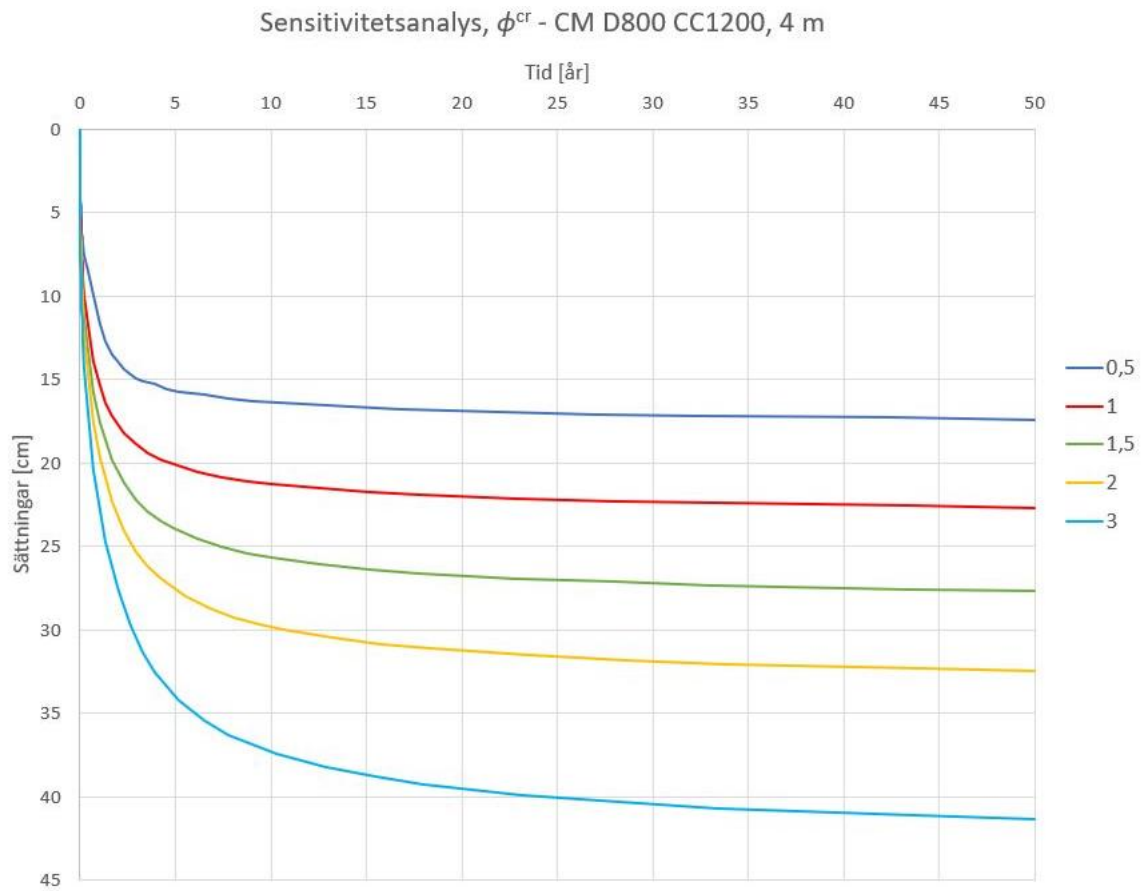
Vid genomförandet av sensitivitetsanalysen för CM var det ett antal materialparametrar som inte påverkade totalsättningarna eller sättningsförloppet nämnvärt. Dessa var följande, sprickbildningsenergi drag, $G_{t,28}$, sprickbildningsenergi tryck, $G_{c,28}$, enaxligt plastisk tryckbrottstörning, ε_{cp}^p , normaliserad brottstyrka, f_{c0n} , normaliserad initialt aktiverad hållfasthet, f_{cfn} , normaliserad återstående hållfasthet, f_{cun} samt parameter relaterad till tryckbrottstörning, α . Resultatet för dessa parametrar presenteras i Bilaga D, se Figur 66 till Figur 79.

Resultatet från variationen av permeabiliteten för materialmodellen CM presenteras i Figur 34 nedan där sättningsarna är plottade mot tiden. Permeabiliteten varierades från en halvering till en tiodubbling av det ursprungliga värdet.



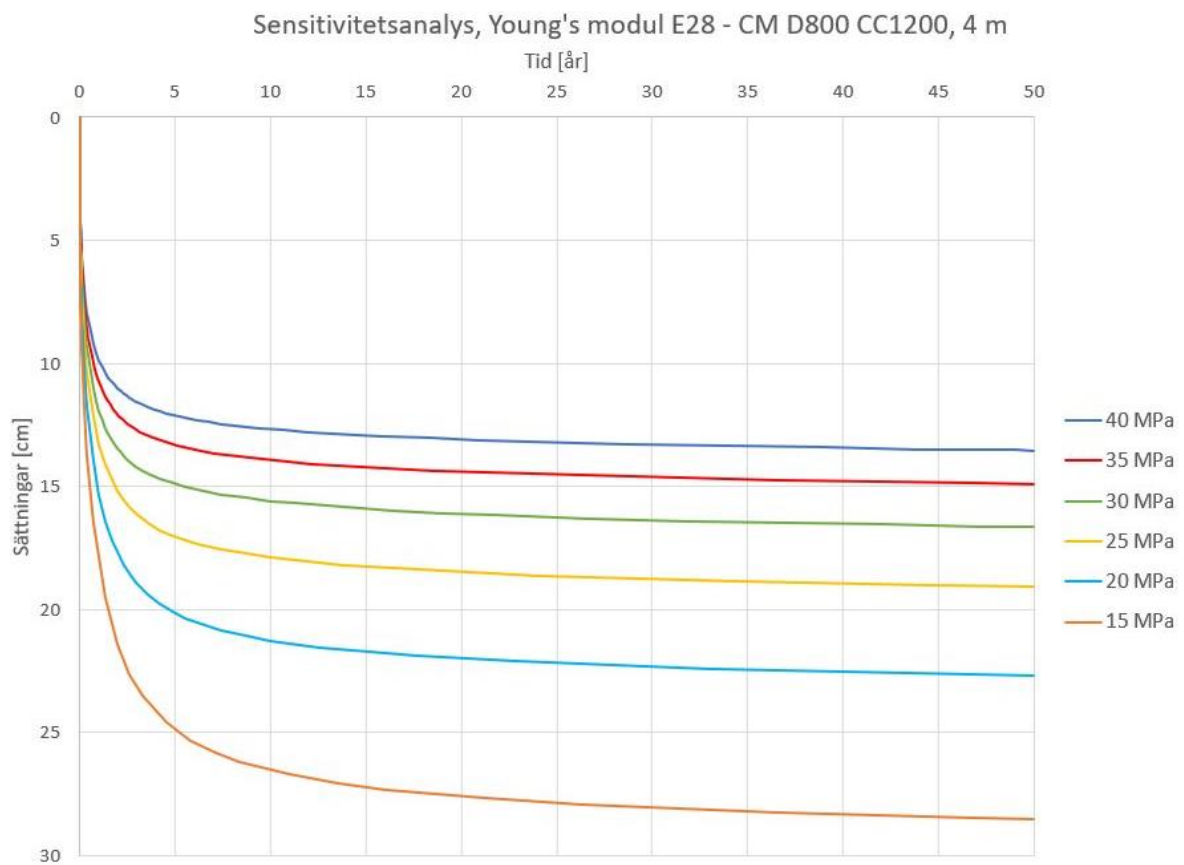
Figur 34 - Variation av permeabilitet för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

I Figur 35 nedan presenteras resultatet från variationen av förhållande mellan kryp och elastiska töjningar, ϕ^{cr} , där sättningarna är plottade mot tiden. Parametern varierades mellan 0,5 och 3.



Figur 35 - Variation av ϕ^{cr} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

I Figur 28 nedan presenteras resultat för variationen av Young's modul, E_{28} , vid användande av materialmodellen CM. Sättningarna är plottade mot tiden då parametrarna varierades från 15 MPa till 40 MPa.



Figur 36 - Variation av Young's modul för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

4.4 Diskussion - Djupstabilisering, Galoppfältet

I följande kapitel diskuteras resultatet med avseende på materialmodeller, hänsyn till kryp, sensitivitetanalysen och slutligen med fokus på användandet av multicementpelare på Galoppfältet.

4.4.1 Materialmodeller

Det finns en viss spridning i resultaten för varje enskild geometri, främst gällande simuleringarna med kryp i pelarna. Resultaten simulerade med Mohr-Coulomb anses pålitligare än övriga materialmodeller eftersom den innehåller minst antal osäkerheter i valet av materialparametrar. Av de använda materialmodellerna är MoC dessutom den mest vedertagna för simulering av sättningar för djupförstärkt lera. MoC anses vara en lämplig modell för ändamålet förutsatt att krypsättningar tas hänsyn till genom att dimensionera lasten under pelarens kryplast.

SSC ger mindre sättningar än MoC i samtliga simuleringar trots att SSC tar hänsyn till kryp i pelarna, se exempelvis Figur 21, detta ger en tydlig indikation om att pelarna simulerade med SSC har för hög styvhet. Detta tros bero på att styvheten för CM och MoC är baserade på väl valda approximationer

från den faktiska odränerade skjuvhållfastheten för provpelare på Galoppfältet medan SSC delvis bygger på mindre vanliga materialparametrar där empiriska relationer till standardtester saknas. Således är vissa avgörande data för SSC approximerade baserat på värden från studien utförd av Oliveira, et al. (2017b). Detta är högst troligt orsaken till att sättningarna blir så pass små. Eftersom styvheten var väsentligt större i pelarna i den portugisiska studien bör även kryp-, sväll- och kompressionsindex påverkas. Sensitivitetsanalysen visade tydligt hur stor inverkan valet av parametrarna λ^* och κ^* gav på de totala sättningarna som uppstod, vidare påverkade också krypindex, μ^* , sättningarna markant, se Figur 31 till Figur 33. Därmed är det rimligt att simuleringarna med SSC resulterade i förhållandevis små sättningar eftersom data approximerades utifrån pelare med högre styvhet. På grund av detta anses resultaten med SSC vara felaktigt låga. En sammantagen förändring av de tre parametrarna baserat på pelare med lägre hållfasthet hade därmed resulterat i större sättningar. SSC förväntas kunna ge bra resultat för denna typ av beräkning förutsatt att nödvändiga materialdata går att härleda från utförda tester. En fördel med SSC i förhållande till CM är att krypfaktorn är av en mer vedertagen typ som fås från vanliga geotekniska kryptester.

I Figur 21 till Figur 23 syns tydligt att CM följer Mohr-Coulombs brottkriterium då simuleringarna med MoC och CM utan kryp var närmast identiska. Vid mindre fördelaktiga geometriska förutsättningar och högre uppfyllnadshöjd gav däremot CM större sättningar, se Figur 24. Anledningen var troligen att spänningsmjukning uppstod i materialet vid den högre belastningen, något som inte kan ske med materialmodellen MoC. CM har inte använts i samma utsträckning som MoC för att simulera KC-pelare tidigare och i de fall den materialmodellen använts har det främst varit för lateralt belastade pelare, dock med goda resultat. Även resultatet i detta examensarbete tyder på en god potential för simulering av sättningar, möjligheten att inkludera kryp ger dessutom modellen större användningsområde. Tack vare detta anser författarna att fortsatta studier kring materialmodellen bör genomföras för att förbättra möjligheterna till att simulera djupstabilisering med hänsyn till kryp.

Tidigare forskning har visat på att djupförstärkt lera fortsätter härda även efter 28 dagar, något som inte tagits hänsyn till i denna studie. Detta trots att det finns inställningar i CM som möjliggör denna typ av beräkning. Även med övriga modeller skulle detta gå att simulera men det skulle krävas en större insats. Detta restriktiva antagande gjordes som en avgränsning i brist på studier kring den fortsatta hållfasthetstillväxten i multicementpelare och för att minska antalet osäkra variabler. En annan inställning som går att använda i CM är krympning, denna parameter har inte använts då eventuell krympning i multicement försumrades. Att minska antalet osäkra variabler ansågs viktigt eftersom det redan rådde stora osäkerheter kring krypsättningarna som var huvudfokuset i studien. Baserat på att MC-pelarna består av cement och en restprodukt från cementtillverkning är det dock troligt att en fortsatt hållfasthetstillväxt under härdning kommer ske. Författarna anser att detta är något som borde studeras vidare för att öka möjligheten till dimensionering med högre precision.

4.4.2 Hänsyn till kryp

Studien visar att kryp i pelarna kan ge stor påverkan på den slutgiltiga sättningen. Eftersom osäkerheter råder gällande vilken krypfaktor som bör användas för pelare anser författarna att kryptester av MC-pelare på Galoppfältet är något som bör övervägas. Detta för ökad säkerhet vid dimensionering och dessutom för förståelse av multicementpelarnas långsiktiga beteende. Enligt kapitel 2.2.3 i litteraturstudien går det att genomföra en dimensionering på ett sådant sätt att pelarna utsätts för en lägre last än kryplasten vilket skulle innebära att krypsättningar inte uppstår i pelarna. Detta har däremot inte undersökts mer i denna rapport då de tordes ge en högre produktionskostnad eftersom det skulle innebära att överdimensionering kan behöva göras. Denna

avvägning gällande kryptester och dimensionering under kryplasten bör göras baserat på ett väl utarbetat underlag.

En differens på ca. 100 % i sättningar vid beaktande av krypdeformationer jämfört med försummat kryp i pelarna är en stor differens. Något som bör beaktas vid analys av resultaten. Den avgörande materialparametern i CM som påverkar krypdeformationerna är relationen mellan de elastiska sättningarna och krypsättningarna. En parameter som valdes utifrån en parameterstudie baserat på en tidigare portugisisk studie. Sensitivitetsanalysen visade att den parametern kraftigt påverkade sättningarna på Galoppfältet som därmed till stor del är beroende på valet av en enskild parameter vid beaktande av krypdeformationer i pelarna.

4.4.3 Sensitivitetsanalys

Det finns en osäkerhet i många av de materialparametrar som användes i studien, exempelvis sambandet mellan q_u och c' där olika författare presenterar olika samband, dock i samma storleksordning. Eftersom c' är den parameter som används i Plaxis medan q_u fås i den replikerade studien kan alltså ett lägre förhållande leda till högre sättningar. I sådana situationer har värden valts utifrån vad som anses rimligt och där mer renommerade källor har prioriterats. Osäkerheten i dessa parametrar har sedan studerats med hjälp av sensitivitetsanalysen för att ge en överblick om hur stora osäkerheter i simuleringarna de enskilda parametrarna gav upphov till.

Restriktionen att den odränerade skjuvhållfastheten maximalt får sättas till 100 kPa var väsentligt lägre än den genomsnittligt uppmätta odränerade skjuvhållfastheten för provpelarna. Därmed varierades den odränerade skjuvhållfastheten endast uppåt i sensitivitetsansalysen för att undersöka parameterns påverkan. Denna variation minskade sättningarna markant i förhållande till sättningarna vid användning av den lägre odränerade skjuvhållfastheten, se Figur 26.

Pelarnas permeabilitet påverkar sättningsförloppet vilket yttrade sig olika för de olika materialmodellerna, se Figur 27, Figur 30 och Figur 34. För SSC var påverkan närmast försumbar. För CM var effekten av en ändrad permeabilitet tydlig där en ökad permeabilitet påskyndade sättningsförloppet. De fyra testade permeabiliteterna konvergerade mot samma värde utan att påverka den slutgiltiga sättningen, Figur 34. I diagrammet syns att kurvorna med en lägre permeabilitet inte planat ut och uppnått den slutgiltiga sättningen efter 50 år. Samma tendenser syns även för MoC, dock inte lika tydligt.

Variation av Young's modul, E_{28} , påverkade som väntat sättningarna markant där ett ökat värde på modulen resulterade i mindre sättningar för både CM och MoC där parametern testades. Se Figur 28 och Figur 36.

För CM visade sensitivitetsanalysen att flertalet av de osäkra parametrarna inte gav någon märkbar påverkan vid variation. Detta stärker trovärdigheten för beräkningarna med denna modell eftersom ett eventuellt felaktigt värde på någon av dessa variabler inte påverkade den utförda beräkningen. Delar av sensitivitetsanalysen med hög påverkan är presenterad i resultatet och resterande visas i Bilaga D.

4.4.4 Multicementpelare på Galoppfältet

I resultatet presenteras endast diagrammen för multicementpelare med diameter på 800 mm och ett centrumavstånd på 1200 mm eftersom denna geometri anses mest lämplig. Denna geometri var den enda där ingen simulering visade att pelaren gick till brott. Dessutom var pelare D800 med CC1200 också ensam med att generera relativt låga sättningar för samtliga uppfyllnadshöjder. För uppfyllnadshöjder på 1 till 3 meter kan dock även en diameter 800 mm med CC-avstånd på 1400 mm vara lämpligt beroende på toleransen för sättning. Pelarna med en diameter på 600 mm anses olämpliga för i princip samtliga tillämpningar då dessa genererar höga sättningar och i många simuleringar går pelarna till brott. Möjligtvis kan pelarna D600 med CC1200 vara lämpliga för de lägsta uppfyllnadshöjderna.

För den föredragna geometrin med 800 mm pelare och ett centrumavstånd på 1200 mm tas nästan hälften av den totala sättningen ut under de första 30 dagarna med materialmodellerna utan kryp. För Concrete med kryp tas knappt en tredjedel av de totala sättningarna ut under de första 30 dagarna. Vid ökad totalsättning minskar andelen av den totala sättningen som tas ut initialt. Att en relativt stor andel av sättningarna tas ut fort ger en potentiell möjlighet att avvakta byggandet en viss tid för att låta en del av sättningarna tas ut i förväg. Hur stor andel av sättningarna som tas ut med SSC anses inte relevant då den uppenbarligen ger för låga sättningar då den trots inkludering av kryp ger lägre sättningar än modellerna som inte räknar med kryp, se Figur 23.

För många av simuleringarna uppvisas nästan dubbelt så stora sättningar då pelarna har simulerats med hänsyn till krypdeformationer jämfört med försummade krypdeformationer. Detta kan tyckas vara väldigt mycket, framförallt med tanke på att kryp ofta försummas. Dock är underlaget på området bristande och kalibreringen av krypfaktorn behövde därför genomföras baserat på endast en studie. I den kalibrerade studien uppvisades samma förhållande med nästan en fördubbling av sättning med kryp i pelarna relativt utan kryp i pelarna. Denna faktor innebär en stor osäkerhet trots att den kan ge väldigt stor påverkan på resultatet. Författarna anser därför att fortsatta studier avseende krypsättningar i pelarförstärkt lera bör genomföras. Detta kan ge långsiktigt goda ekonomiska effekter om dimensioneringen kan göras med mindre säkerhetsmarginal. Idag reduceras dels den odränerade skjuvhållfastheten och i regel tas ingen hänsyn till hållfasthetstillväxt, något som med mer forskning skulle kunna revideras och implementeras. Denna reduktion av odränerad skjuvhållfasthet tar potentiellt ut de sättningar som annars skulle uppstå om krypdeformationer beaktas utan reduktion av odränerad skjuvhållfasthet. Vidare skulle detta kunna innebära att den odränerade skjuvhållfastheten inte ska reduceras lika mycket om kryp inkluderas.

Figur 25 visar på effekten av valvbildningen i jorden som gör att pelarna bär jorden mellan pelarna vilket resulterar i en väldigt låg differens mellan sättningarna i olika punkter. Detta bekräftar också att det räcker med en mätpunkt per simulering eftersom skillnaden i sättning är försumbar.

Eftersom en tvådimensionell axisymmetrisk modell användes skapades ett cirkulärt område på ett centrumavstånd från vilken lasten ska tas upp av pelaren. För att pelarna ska kunna täcka upp ett helt område utan att ha överlapp krävs dock att området pelaren tar upp är rektangulärt eller triangulärt. Ingen hänsyn har tagits till detta då det antas försumbart och denna studie dessutom enbart ger en indikation om de verkliga förväntade sättningarna. Vidare användes en liknande modell i studien som replikerades för att kalibrera modellen för djupstabilisering på Galoppfältet.

På grund av det restriktiva antagandet där den odränerade skjuvhållfastheten har sänkts från det testade värdet 170 kPa till 100 kPa enligt TK Geo 13 samt en potentiell framtida hållfasthetstillväxt i pelarna är det möjligt att de framtida sättningarna på Galoppfältet kan vara mindre än de

simulerade. Dock motverkas den effekten antagligen delvis av att pelarna förväntas behöva bära lasten från en något större area än vad som simuleras. Vidare anses en säkerhetsmarginal vara på sin plats på grund av de rådande osäkerheterna i materialdata. Om mer studier på området genomförs vore det möjligt att göra dimensioneringar med högre noggrannhet och på så vis potentiellt sänka kostnaden genom att slippa en onödigt stor säkerhetsmarginal.

5 Slutsats

Djupstabilisering med MC-pelare på Galoppfältet kan enligt resultatet vara en lämplig metod för att uppnå små deformationer över tid. Detta förutsatt att en noggrann dimensionering genomförs baserad på välgrundade tester och antaganden. En potentiell möjlighet finns att avvakta byggandet en viss tid efter att uppfyllnad är genomförd för att låta en stor del av sättningen tas ut. Detta då resultatet visar att nästan hälften av sättningen tas ut efter 30 dagar i beräkningarna med relativt låga sättningar och utan kryp i multicementpelarna. Med kryp är motsvarande andel knappt en tredjedel av de totala sättningarna. En sådan metodik skulle innebära att fylla upp och avvakta en viss tid för att sedan schakta för rörläggning i uppfyllnadsmassorna. Detta i stället för att lägga rören och sedan fylla upp.

Hänsyn bör tas till krypsättningar i pelarna vid dimensionering av pelarförstärkt lera. Detta kan göras genom att antingen dimensionera på ett sådant sätt att krypsättningar inte uppstår eller genom att använda en modell baserad på tester där kryp i pelarna beaktas. Litteraturstudien antyder att krypsättningar förekommer i djupstabiliserad lera och är en faktor som inte ska avfärdas vid dimensionering. Vidare visade resultatet tydligt att pelarnas krypparametrar påverkade storleken på sättningarna markant vid användandet av CM. Vid byggnation av konstruktioner med en lång livslängd och hög känslighet för deformationer bör dimensionering med kryp övervägas för att säkerställa en ekonomisk och hållbar konstruktion.

Simuleringar med Mohr-Coulomb anses vara en bra metod vid sättningsberäkningar där kryp tas hänsyn till genom överdimensionering i stället för att beräknas. Modellen har tydliga indata som fås från standardtester och vedertagna empiriska relationer. Modellen visade dessutom på konsekventa resultat. SSC kan troligtvis vara användbar för simulering av krypsättningar i pelare med rätt kalibrerade materialdata som kräver avancerade laborationstester. Materialmodellen innehar dock en del osäkerheter då den är avsedd för lösa jordar, detta visade sig i triaxialtestet där materialmodellen inte representerade pelarna väl.

Den indata för CM med stor påverkan på resultatet är till stor del baserad på standardtester. Dock finns även osäkra egenskaper som krypparametern vilken gav en stor variation i sensitivitetsanalysen. Rätt kalibrerad framstår CM som en lämplig materialmodell för att simulera djupförstärkt lera både med och utan kryp. Modellen fångar spänningsmjukningen i materialet vilket visades tydligt i triaxialtesten, den har dessutom visat på goda egenskaper i tidigare studier för horisontellt belastade pelare.

Detta motiverar också att kryptester bör genomföras för att ge möjligheten att simulera med korrekt indata vid beaktande av krypdeformationer. För ytterligare lärdom bör ett långsiktigt fälttest med en provbank som belastar pelare genomföras. För att belysa hur sättningar utvecklas och därmed hur de ska förutses vid dimensionering. Den skulle fungera som en grund för utvecklande och förfinande av materialmodeller och beräkningsmetoder. Detta har potential att skapa framtida ekonomiska vinningar vid dimensionering av pelarförstärkt lera.

En stor del av denna studie bygger på antagandet att multicementpelare beter sig likvärdigt med kalkcementpelare. Fler studier på detta område bör genomföras för att säkerställa användningen av det miljövänligare bindemedlet. Vidare bör den här studien valideras med tester i fält för att stärka resultat och slutsats.

6 Referenser

- Åhnberg, H. (2006a). *Strength of stabilised soils - a laboratory study on clays and organic soils stabilised with different types of binder*. [Doktorexamen]: Lund University.
- Åhnberg, H. (2006b). *Consolidation stress effects on the strength of stabilised Swedish soils*. Proceedings of the institution of Civil Engineers - Ground improvement. Vol. 10(1), s. 1-13.
- Baker, S. (2000). *Deformation Behaviour of Lime/Cement Column Stabilized Clay*. [Doktorsavhandling]. Linköping: Svensk Djupstabilisering.
- Baker, S. (2007). *Samband mellan M_0 och $Kappa^*$* . [Beräkningsunderlag]: Skanska Sverige AB.
- Baker, S. (2020). *Föreläsning i Avancerad Jordmekanik*. Stockholm: Kungliga Tekniska Högskolan.
- Bensallam, S., Bahi, L., Ejjaaouani, H., Shakhirev, V., & Chaham, K. R. (2014). *Clay soil settlement: In-situ experimentation and analytical approach*. Soils and foundation, Vol. 54(2) S. 109-115.
- Bentley Systems. (2020). *Plaxis material models manual, Connect edition V21.00*.
- Bergman, N. (2020). *PM Projektering Grundläggning Galoppfältet*. Kerberos Geoteknik.
- Brinkgreve, R. (1994). *Geomaterial Models and Numerically Analysis of Softening*. [Doktorsavhandling]: Delft University of Technology.
- Cementa AB. (2021a). *Jämförande undersökning av miljöpåverkan och hållfasthetstillväxt mellan kalkcement (KC) och Multicem*. [Arbetsrapport].
- Cementa AB. (2021b). *KC - Kalkcement [Produktblad Kalkcement]*.
- Das, B., & Sobhan, K. (2014). *Principles of Geotechnical Engineering*. Stamford: Cengage Learning.
- Edstam, T. (1997). *Rapport 1: Erfarenhetsbank för kalk-cementpelare*. [Arbetsrapport]. Linköping: Svensk djupstabilisering.
- Edstam, T. (2017). *Tillförlitligare sättningsprognoser vid grundläggning med kalkcementpelare*. [Arbetsrapport]. Göteborg: Skanska Sverige AB.
- Ekman, V. (2020). *Produktionsprovning Täby Park Dagvattendam del 2, Provnings 1&2*. [Arbetsrapport]. Lindome: Keller Grundläggning AB.
- Horpibulsuk, S., Chinkulkijniwat, A., Cholphatsorn, A., Suebsuk, J., & Liu, M. (2012). *Consolidation behavior of soil-cement column improved ground*. Computer and Geotechnics. Vol. 43, s. 37-50.
- Huang, J., & Han, J. (2009). *3D coupled mechanical and hydraulic modeling of a geosynthetic-reinforced deep mixed column-supported embankment*. Geotextiles and Geomembranes. Vol. 27(4), s. 272-280.
- Jamsawang, P., Yoobanpot, N., Thanasisathit, N., Voottipruex, P., & Jongpradist, P. (2016). *Three-dimensional numerical analysis of a DCM column-supported highway embankment*. Computers and Geotechnics. Vol. 72, s. 42-56.
- Larsson, M. (2016). *Minskad klimatpåverkan 2016 Verksamhetsområde investering*. [Arbetsrapport]: Trafikverket.

- Larsson, R. (2006). *Rapport 17: Djupstabilisering med bindemedelsstabiliserade pelare och masstabilisering - En vägledning*. [Arbetsrapport]. Linköping: Svensk djupstabilisering.
- Larsson, R. (2008). *Information 1: Jords egenskaper*. [Arbetsrapport]. Linköping: Statens Geotekniska Institut.
- Larsson, R., Sällfors, G., Bengtsson, P., Alén, C., Bergdahl, U., & Eriksson, L. (2007). *Information 3: Skjuvhållfasthet - utvärdering i kohesionsjord*. [Arbetsrapport]. Linköping: Statens Geotekniska Institut.
- Larsson, S. (2003). *Mixing Processes for Ground Improvement by Deep Mixing*. [Doktorsavhandling]: Division of Soil and Rock Mechanics, Royal Institute of Technology.
- Larsson, S., Adevik, S., Ignat, R., & Baker, S. (2014). *A case study on the effect of using surcharge fill as a complement to ground improvement with dry deep mixing*. Stockholm: Deep Foundations Institute.
- Larsson, S., Malm, R., Charbit, B., & Ansell, A. (2012). *Finite element modelling of laterally loaded lime–cement columns using a damage plasticity model*. *Computers and Geotechnics*. Vol. 44, s. 48-57.
- Lee, S. A. (2014). *Characterization and modelling of cement-treated soil column used as cantilever earth retaining structure*. [Doktorsavhandling]: National University of Singapore.
- Mesri, G., & Choi, Y. (1985). *Settlement Analysis of Embankments on Soft Clays*. *Journal of Geotechnical Engineering*. Vol. 111(4), s. 441-464.
- Moritz, L., & Karlsson, M. (2014). *Trafikverkets tekniska krav för geokonstruktioner TK Geo 13*. Borlänge: Trafikverket.
- Oliveira, P., Correia, A., & Lemos, L. (2017a). *Numerical modelling of the effect of curing time on creep behaviour of a chemically stabilized soft soil*. *Computer and Geotechnics* Vol. 91 s. 117-130.
- Oliveira, P., Correia, A., & Lemos, L. (2017b). *Numerical prediction of the creep behaviour of an unstabilised and a chemically stabilised soft soil*. *Computers and Geotechnics*. Vol. 87, s. 20-31.
- Oliveira, P., Santos, S., Correia, A., & Lemos, L. (2019). *Numerical prediction of the creep behaviour of an embankment built on soft soils subjected to preloading*. *Computers and Geotechnics*. Vol. 114, s. 103-140.
- Olsson, M. (2010). *Calculating long-term settlement in soft clays - With special focus on the Gothenburg region*. [Licentiatuppsats]. Linköping: Statens Geotekniska Institut.
- Schweiger, H., Sedighi, P., Henke, S., & Borchert, K. (2014). *Numerical modelling of ground improvement techniques considering tension softening*. Seoul: Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground. s. 210-214, Korean Geotechnical Society.
- Sexton, B. G., & McCabe, B. A. (2013). *Numerical modelling of the improvements to primary and creep settlements offered by granular columns*. *Acta Geotechnica*. Vol. 8(4), s. 447-464.
- Siddique, R. (2006). *Utilization of cement kiln dust (CKD) in cement mortar and concrete - an overview*. *Resources Conservation & Recycling*. Vol. 48(4), s. 315-338.

- Spross, J., Bergman, N., & Larsson, S. (2021). *Reliability-Based Verification of Serviceability Limit States Of Dry Deep Mixing Columns*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. Vol. 147(3) .
- Täby Park Exploatering AB. (2016). *Det Goda Stadslivet, Klimatkalkyl*. Täby: Täby Park Exploatering AB.
- Trafikverket. (2011). *TRV Geo, Tekniska krav för geokonstruktioner*. Borlänge.
- Waichita, S., Jongpradist, P., & Schweiger, H. (2020). *Numerical and experimental investigation of failure of a DCM-wall considering softening behaviour*. Computer and Geotechnics. Vol. 119.
- Wonglert, A., & Jongpradist, P. (2015). *Impact of reinforced core on performance and failure behavior of stiffened deep cement mixing piles*. Computers and Geotechnics. Vol. 69, s. 93-104.
- Voottipruex, P., Bergado, D., Suksawat, T., Jamsawang, P., & Cheang, W. (2011). *Behavior and Simulation of Deep Cement Mixing (DCM) and Stiffened Deep Cement Mixing (SDCM) Piles Under Full Scale Loading*. Soils and Foundations. Vol. 51(2), s. 307-320.
- Wu, P., Feng, W., & Yin, J. (2020). *Numerical study of creep effects on settlements and load transfer mechanisms of soft soil improved by deep cement mixed soil columns under embankment load*. Geotextiles and Geomembranes. Vol. 48(3), s. 331-348 .
- Yin, J. H., & Feng, W. (2016). *A new simplified method and its verification for calculation of consolidation settlement of a clayey soil with creep*. Canadian Geotechnical Journal. Vol. 54(3), s. 333-347.

7 Bilagor

I följande kapitel presenteras fyra bilagor uppdelade mellan kalibrering, konvergensstudie, djupstabilisering på Galoppfältet och sensitivitetsanalys.

7.1 Bilaga A - Kalibrering

I Bilaga A presenteras nödvändiga beräkningar för djupstabiliseringen samt leran. Vidare presenteras diagram som användes som referenser genom kalibreringen.

7.1.1 Beräkningar för materialdata

Kalibrering av lera

För leran beräknades:

$$c' = 0,1 * c_u = 0,1 * 25 \text{ kPa} = 2,5 \text{ kPa}$$

$$K_0 = \frac{3-M_{MCC}}{2,8} = \frac{3-1,5}{2,8} = 0,536$$

Kalibrering av djupstabilisering

Omvandling av parametrar från MCC och normaliserade parametrar till SSC för KC-pelarna i kalibreringen genomfördes med hjälp av Ekvation 13 till Ekvation 15 enligt följande,

$$\lambda^* = \frac{\lambda}{1 + e_0} = \frac{0,435}{1 + 1,72} = 0,1599$$

$$\kappa^* = \frac{\kappa}{1 + e_0} = \frac{0,0074}{1 + 1,72} = 0,0027$$

$$\mu^* = \frac{1}{2,3} \frac{C_{\alpha e}}{(1 + e_0)} = \frac{1}{2,3} \frac{0,00075}{(1 + 1,72)} = 1,199 * 10^{-4}$$

Vidare beräknades för den förstärka jorden,

$$C_u = \frac{q_u}{2} = \frac{1246 \text{ kPa}}{2} = 623 \text{ kPa}$$

$$c' = 0,23 * q_u = 0,23 * 1246 \text{ kPa} = 287 \text{ kPa}$$

$$K_0 = \frac{3 - M}{2,8} = \frac{3 - 1,5}{2,8} = 0,536$$

För CM beräknade även,

$$f_{t28} = 0,11 * f_{c28} = 0,11 * q_u = 0,11 * 1246 \text{ kPa} = 137 \text{ kPa}$$

Kalibrering av lera på Galoppfältet

För beräkning av materialparametrar för lera på Galoppfältet har indata tagits från Bergman (2020) och från geotekniska markundersökningar. Genom beräkningarna har leran delats upp i 1 m tjocka lager med unika materialdata för de parametrar som påverkas av djupet, djup under torrskorpeleran användes som referens.

Beräkningen av viljordtryckscoefficient, K_0 , presenteras i Tabell 26 och Tabell 27 nedan, ett medelvärde av resultaten användes sedan i Plaxis för simulering av sättningar.

Tabell 26 - Materialdata baserat på provdata från 18ST19

Djup under torrskorpelera [m]	OCR [-] ^a	W _L [-] ^a	K ₀ ^{nc} [-] ^b	K ₀ [-] ^c
0 – 1	1,3	1,1	0,5	0,6
1 – 2	1,0	0,8	0,7	0,7
2 – 3	1,0	0,6	0,6	0,6
3 – 4	1,0	0,6	0,6	0,6
4 – 5	1,0	0,6	0,6	0,6
5 – 6	1,2	0,5	0,5	0,6
6 – 7	1,8	0,5	0,5	0,6
7 – 8	1,3	0,5	0,5	0,6

^a Indata från geotekniska markundersökningar.

^b Beräknat enligt Ekvation 4, $K_0^{nc} = 0,31 + 0,71 * (W_L + 0,2)$ [-], för de jordlagren med konflytgräns över 0,8 sattes K_0^{nc} direkt till 0,5.

^c Beräknat enligt Ekvation 5, $K_0 = K_0^{nc} * OCR^{0,55}$ [-].

Tabell 27 - Materialdata baserat på provdata från 18ST12

Djup under torrskorpelera [m]	OCR [-] ^a	W _L [-] ^a	K ₀ ^{nc} [-] ^b	K ₀ [-] ^c
0 – 1	1,2	1,2	0,5	0,5
1 – 2	1,0	1,1	0,5	0,5
2 – 3	1,0	0,7	0,7	0,7
3 – 4	1,0	0,9	0,5	0,5
4 – 5	1,3	0,8	0,5	0,6
5 – 6	1,4	0,4	0,4	0,5
6 – 7	1,3	0,4	0,4	0,5

^a Indata från geotekniska markundersökningar.

^b Beräknat enligt Ekvation 4, $K_0^{nc} = 0,31 + 0,71 * (W_L + 0,2)$ [-], för de jordlagren med konflytgräns över 0,8 sattes K_0^{nc} direkt till 0,5.

^c Beräknat enligt Ekvation 5, $K_0 = K_0^{nc} * OCR^{0,55}$ [-].

Materialdata för det initiala portalet presenteras i Tabell 28 nedan. Beräkningarna utfördes med en korndensitet på 2600 kg/m³ samt vattendensitet på 1000 kg/m³. Materialdata fanns för lerdjup på 5 m och 7 m varvid ett slutgiltigt medelvärde på 1.4 användes för samtliga lager.

Tabell 28 – Beräkning av initial portal

Djup [m]	w [%] ^a	e _{init} [-] ^b
5	60,7	1,6
7	49,9	1,3

^a Indata från geotekniska markundersökningar.

^b Beräknades enligt Ekvation 9, $e_{init} = \frac{w \cdot \rho_s}{\rho_v} [-]$.

Materialdata som använts i beräkningar av materialparametrar använda i SSC presenteras i Tabell 29 nedan. I Tabell 30 återfinns materialparametrar för leran som varierade med djupet.

Tabell 29 - Materialdata för lera, Galoppfältet

Djup under torrskorpelera [m]	M _L [kPa] ^a	M ₀ [kPa] ^a	r [-] ^a	σ' _{v0} [kPa] ^a	Δσ' _v [kPa] ^b	c' [kPa] ^c
0 – 1	100	2100	90	11,0	30	0,200
1 – 2	110	2100	115	22,2	30	0,302
2 – 3	160	2100	115	28,3	30	0,404
3 – 4	160	2100	115	34,7	30	0,506
4 – 5	180	7900	115	41,4	30	0,608
5 – 6	190	7900	115	47,8	30	0,710
6 – 7	230	7900	115	54,1	30	0,812
7 – 8	270	7900	115	60,4	30	0,914

^a Indata från geotekniska markundersökningar.

^b Tilläggsspänningarna bestod dels av en markuppfyllnad på 0,5 m samt en grundvattensänkning på 2 m enligt Bergman (2020).

^c Den effektiva kohesionen beräknades enligt sambandet $c' = 0,2 \text{ kPa} + 0,102 \text{ kPa/m}$ enligt Bergman (2020).

Tabell 30 - SSC parametrar för varierande lerdjup i Täby Park för en uppfyllnad på 0,5 m

Jordlager, djup under torrskorpelera [m]	μ* [-] ^a	λ* [-] ^b	κ* [-] ^c
0 – 1	0,0111	0,2604	0,0124
1 – 2	0,0087	0,3377	0,0177
2 – 3	0,0087	0,2707	0,0206
3 – 4	0,0087	0,3105	0,0237
4 – 5	0,0087	0,3135	0,0071
5 – 6	0,0087	0,3304	0,0079
6 – 7	0,0087	0,3003	0,0087
7 – 8	0,0087	0,2791	0,0095

^a Beräknat med Ekvation 8, $\mu^* = \frac{1}{r} [-]$, för respektive jordlager (Olsson, 2010).

^b Beräknat med Ekvation 7, $\lambda^* \approx \frac{\sigma'_{v0} + \frac{\Delta\sigma'_v}{2}}{M_L} [-]$, för respektive jordlager (Baker, 2007).

^c Beräknat med Ekvation 6, $\kappa^* \approx \frac{\sigma'_{v0} + \frac{\Delta\sigma'_v}{2}}{M_0} [-]$, (Baker, 2007).

Värdet på det modifierade kompressions- och svällindexet ändras med ändrad uppfyllnadshöjd då de påverkas av tillskottsspänningar. Spänningarna presenteras i Tabell 31 och de varierande materialparametrarna i Tabell 32.

Tabell 31 - Tillskottsspänningar vid olika uppfyllnadshöjd

Uppfyllnadshöjd [m]	$\Delta\sigma'_v$ [kPa] ^a
1	40
2	60
3	80
4	100

^a Tilläggsspänningarna bestod av en markuppfyllnad samt en grundvattensänkning på 2 m.

Tabell 32 - Materialparametrar för lera som ändras med uppfyllnadshöjd

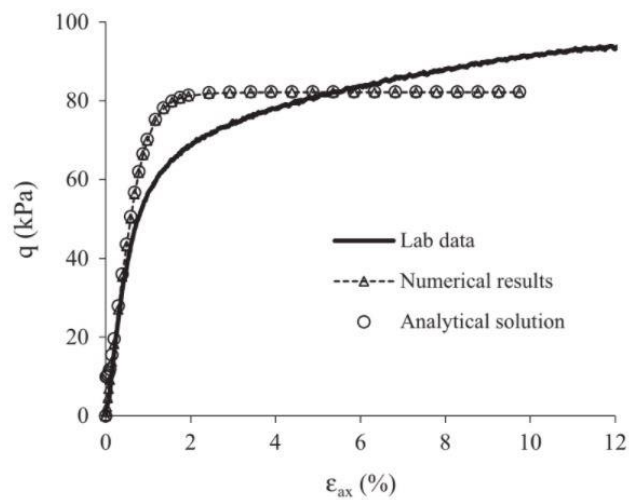
Jordlager, djup under torrskorpelera [m]	Uppfyllnad 1 m		Uppfyllnad 2 m		Uppfyllnad 3 m		Uppfyllnad 4 m	
	λ^* [-] ^a	κ^* [-] ^b	λ^* [-] ^a	κ^* [-] ^b	λ^* [-] ^a	κ^* [-] ^b	λ^* [-] ^a	κ^* [-] ^b
0 – 1	0,3104	0,0148	0,4104	0,0195	0,5104	0,0243	0,6104	0,0291
1 – 2	0,3832	0,0201	0,4741	0,0248	0,5650	0,0296	0,6559	0,0344
2 – 3	0,3020	0,0230	0,3645	0,0278	0,4270	0,0325	0,4895	0,0373
3 – 4	0,3418	0,0260	0,4043	0,0308	0,4668	0,0356	0,5293	0,0403
4 – 5	0,3413	0,0078	0,3969	0,0090	0,4524	0,0103	0,5080	0,0116
5 – 6	0,3568	0,0086	0,4094	0,0098	0,4620	0,0111	0,5146	0,0124
6 – 7	0,3220	0,0094	0,3655	0,0106	0,4090	0,0119	0,4525	0,0132
7 – 8	0,2977	0,0102	0,3347	0,0114	0,3717	0,0127	0,4088	0,0140

^a Beräknat med Ekvation 7, $\lambda^* \approx \frac{\sigma'_{v0} + \frac{\Delta\sigma'_v}{2}}{M_L}$ [-], för respektive jordlager (Baker, 2007).

^b Beräknat med Ekvation 6, $\kappa^* \approx \frac{\sigma'_{v0} + \frac{\Delta\sigma'_v}{2}}{M_0}$ [-], för respektive jordlager (Baker, 2007).

7.1.2 Triaxial – lera

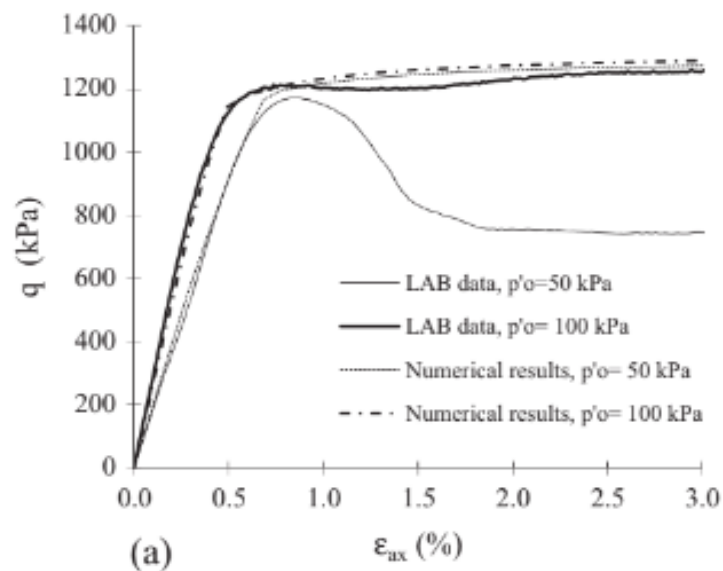
I Figur 37 nedan presenteras data från triaxialförsök som genomförts utan kryp för den oförstärkta leran (Oliveira, et al., 2017b) och används för att kalibrera materialmodellen.



Figur 37 - q - ϵ_{ax} Oliveira, et al. (2017b)

7.1.3 Triaxial – förstärkt lera

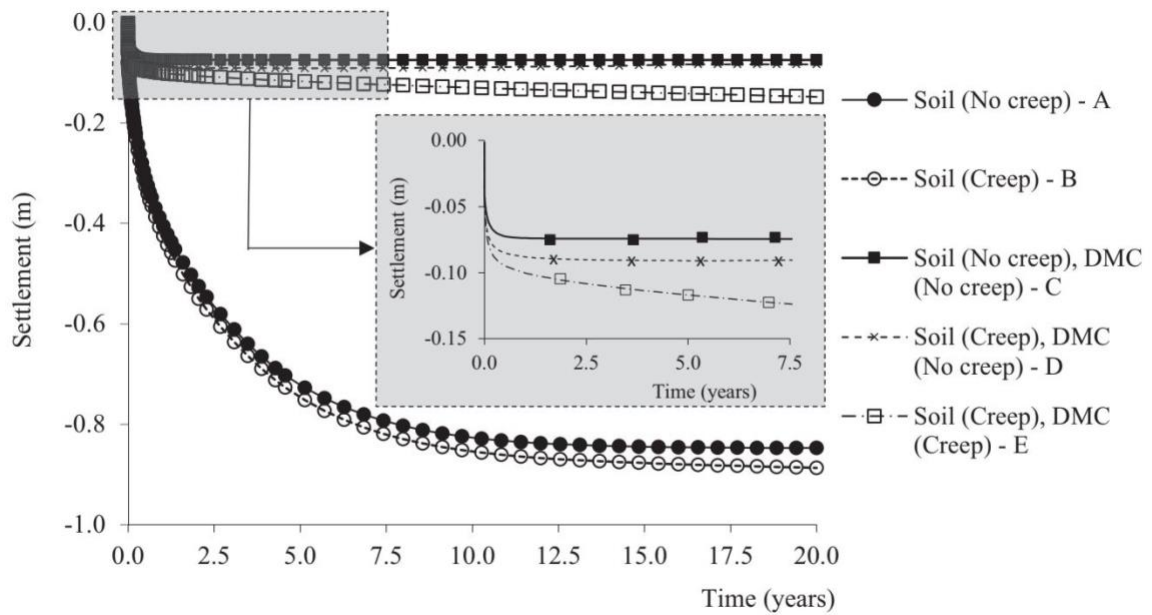
Figur 38 visar resultat från triaxialtest för den förstärkta leran utan kryp som används för att kalibrera modellen (Oliveira, et al., 2017b).



Figur 38 - q - ϵ_{ax} Oliveira, et al. (2017b)

7.1.4 Sättningar, djupstabilisering – Portugisisk studie

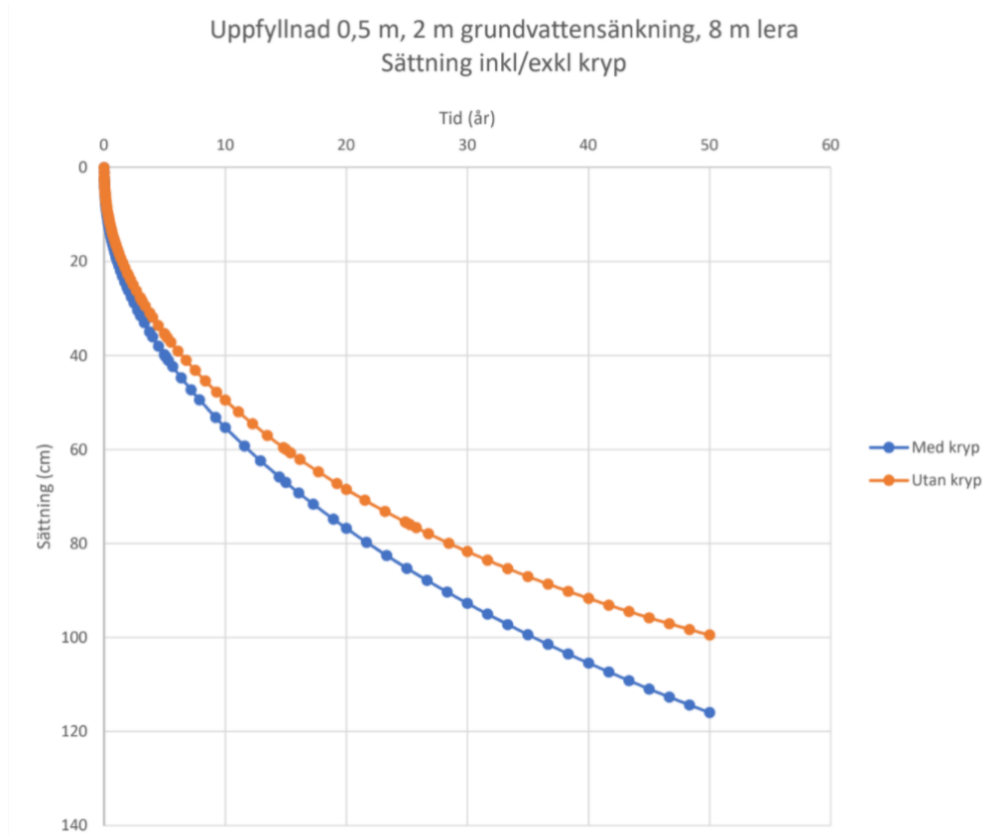
I Figur 39 nedan presenteras resultat från sättningssimuleringar utförda av Oliveira, et al., (2017b) som används för att kalibrera valda materialmodeller.



Figur 39 – Sättningsresultat Oliveira, et al. (2017b)

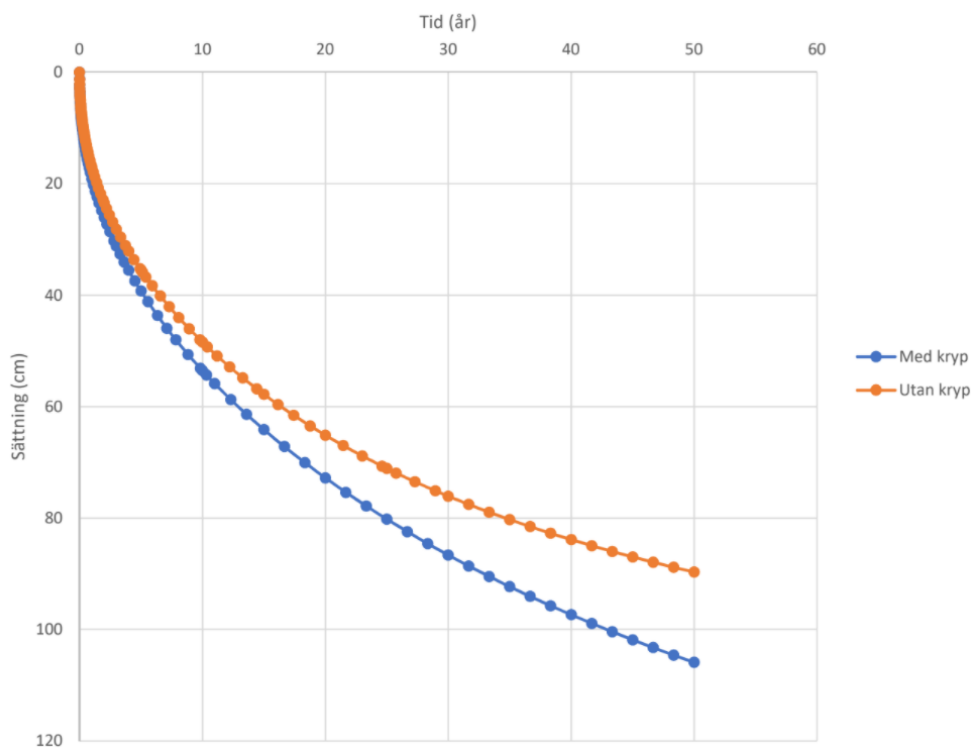
7.1.5 Sättningar, lera Galoppfältet – Kalibrering

I Figur 40 - Figur 42 nedan visar sättningsberäkningar utförda av (Bergman, 2020) som används för att kalibrera materialmodell och indata för leran på Galoppfältet.



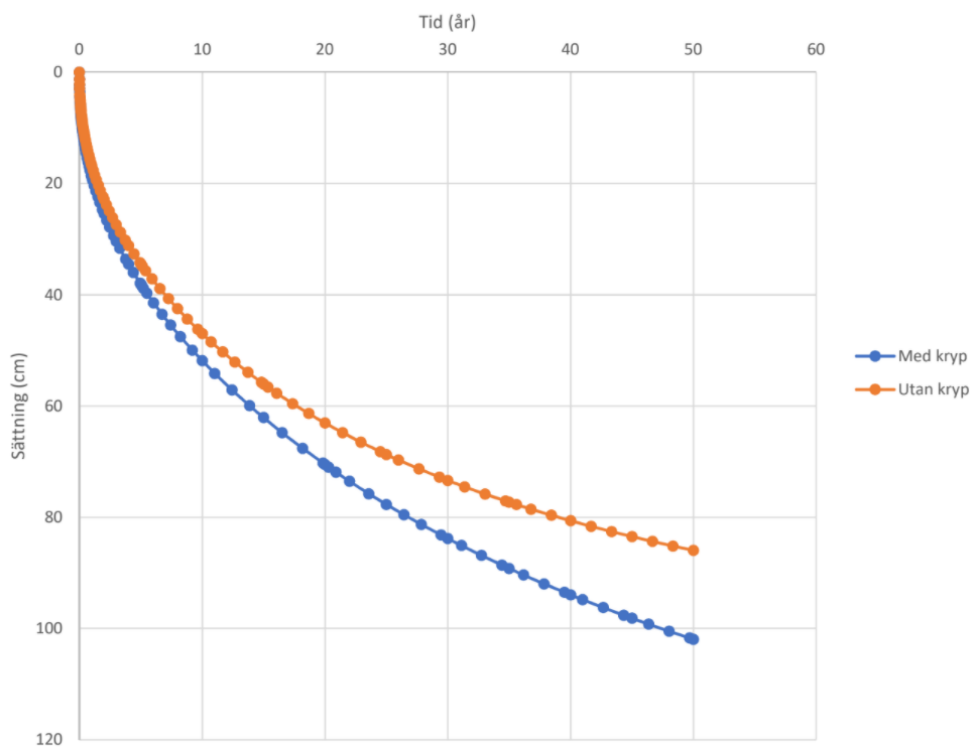
Figur 40 - Sättningsberäkning för galoppfältets södra sida (Bergman, 2020)

Uppfyllnad 0,5 m, 2 m grundvattensänkning, 6 m lera
Sättning inkl/exkl kryp



Figur 41 - Sättningsberäkning för galoppfältets södra sida (Bergman, 2020)

Uppfyllnad 0,5 m, 2 m grundvattensänkning, 3 m lera
Sättning inkl/exkl kryp



Figur 42 - Sättningsberäkning för galoppfältets södra sida (Bergman, 2020)

7.2 Bilaga B - Konvergenstudie

En konvergenstudie utfördes för att testa lämplig mesh-storlek för vidare simuleringar, studien utfördes i kalibreringssteget för triaxialsimuleringar av lera, sättningsberäkningar av lera samt sättningsberäkningar med KC-pelare simulerade med SSC, CM och MoC. Resultaten kan ses i Tabell 33 nedan. Simuleringarna med SSC för KC-pelarna med de finare mesh-storlekarna krävde för mycket datakraft och tid för antalet planerade simuleringar, varför en grövre mesh med storlek 0,5 väljs för vidare simuleringar med SSC. För simulering med övriga materialmodeller väljs en grovhet på 0,2.

Tabell 33 - Konvergenstudie av Mesh-storlek, grovhet

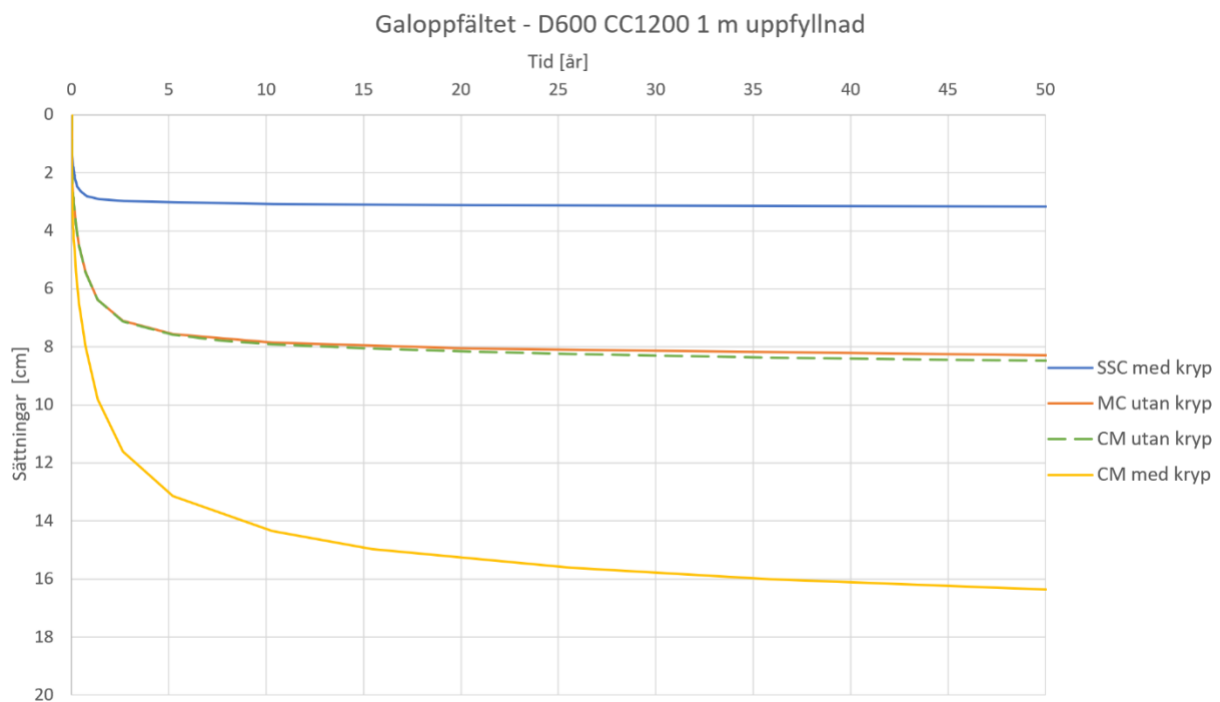
Simuleringsfall	0,8	0,6	0,4	0,3	0,2	0,1
Triaxial, lera	94,8 kN	94,8 kN	94,8 kN	94,8 kN	94,8 kN	94,8 kN
Sättningar, lera	94,5 cm	94,5 cm	94,5 cm	94,5 cm	94,5 cm	94,5 cm
Sättningar, KC-pelare, MoC	3,5 cm	3,5 cm	3,5 cm	3,6 cm	3,6 cm	3,7 cm
Sättningar, KC-pelare, SSC	15,7 cm	15,8 cm	15,8 cm	15,6 cm	-	-
Sättningar, KC-pelare, CM	15,8 cm	15,8 cm	15,9 cm	15,9 cm	15,9 cm	16,0 cm

7.3 Bilaga C - Djupstabilisering på Galoppfältet

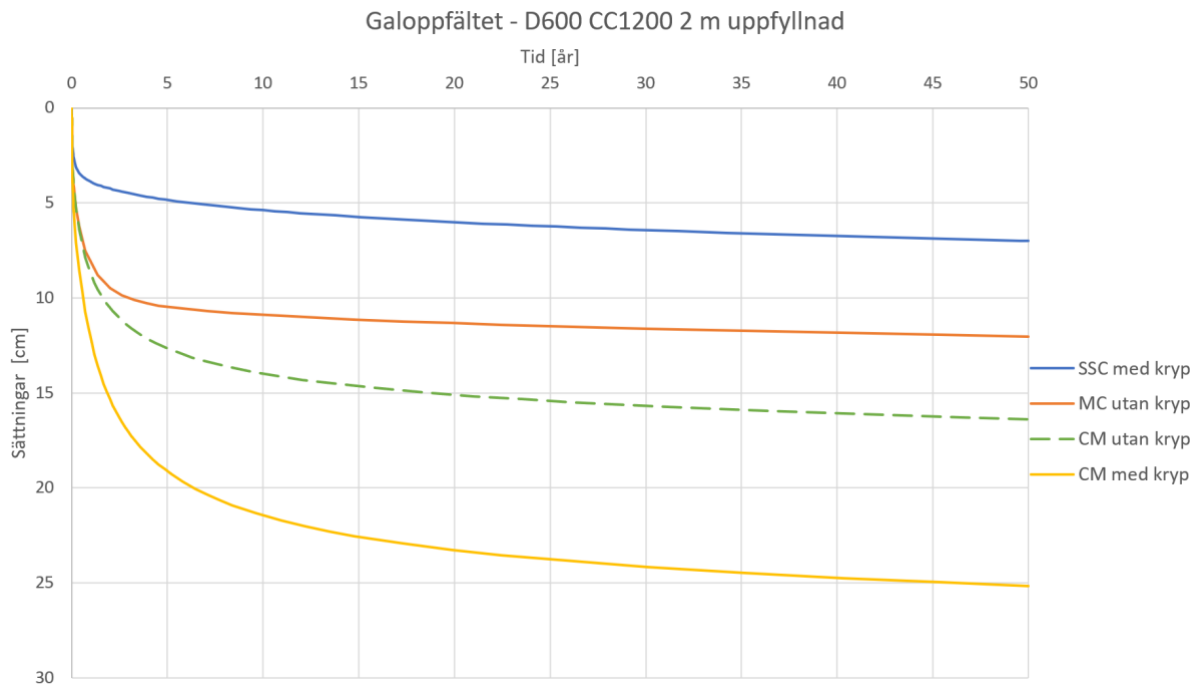
Här presenteras resultaten av sättningsberäkningen plottad över tid för pelare med en diameter på 600 mm för båda de testade CC-måtten samt pelare med en diameter på 800 mm och ett CC-mått på 1400 mm.

7.3.1 Resultat multicementpelare D600 CC1200 mm

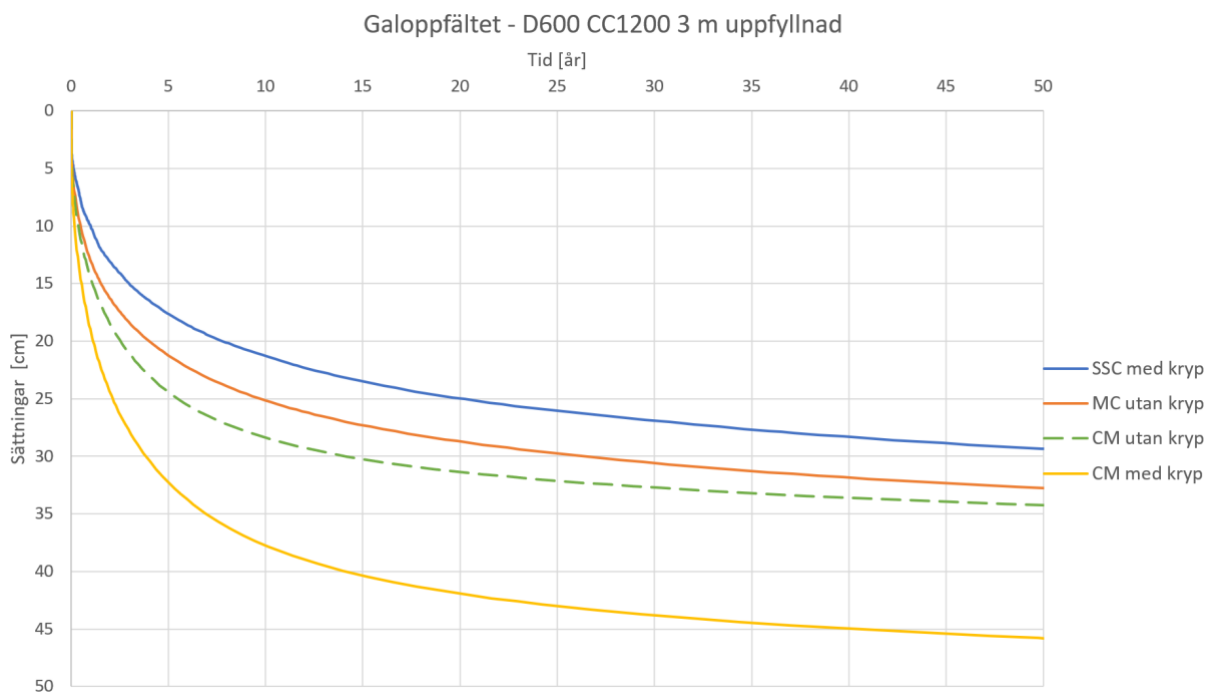
Nedan presenteras sättningsarna beräknade på Galoppfältet för multicementpelare med en diameter på 600 mm och ett CC-mått på 1200 mm. Figur 43 till Figur 46 visar de olika uppfyllnadshöjderna med samtliga materialmodeller för pelarna presenterade i varje diagram.



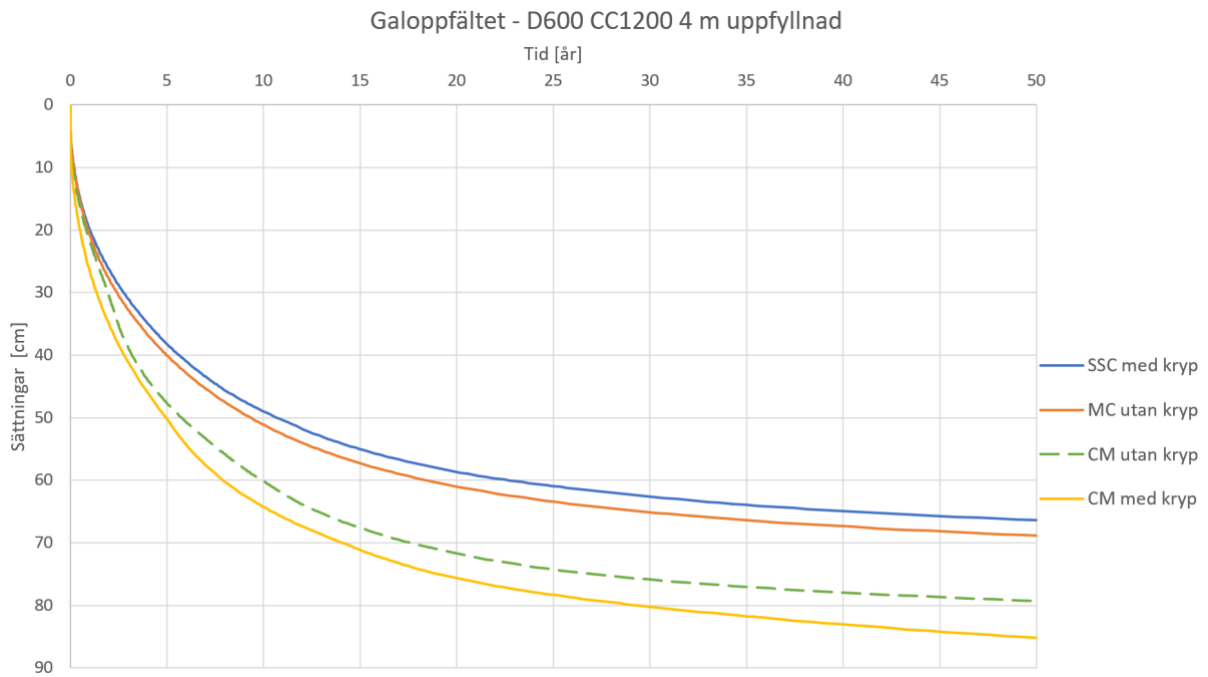
Figur 43 - Sättningar för pelare med diameter 600 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 meter beräknat med de fyra olika modellerna



Figur 44 - Sättningar för pelare med diameter 600 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 2 meter beräknat med de fyra olika modellerna



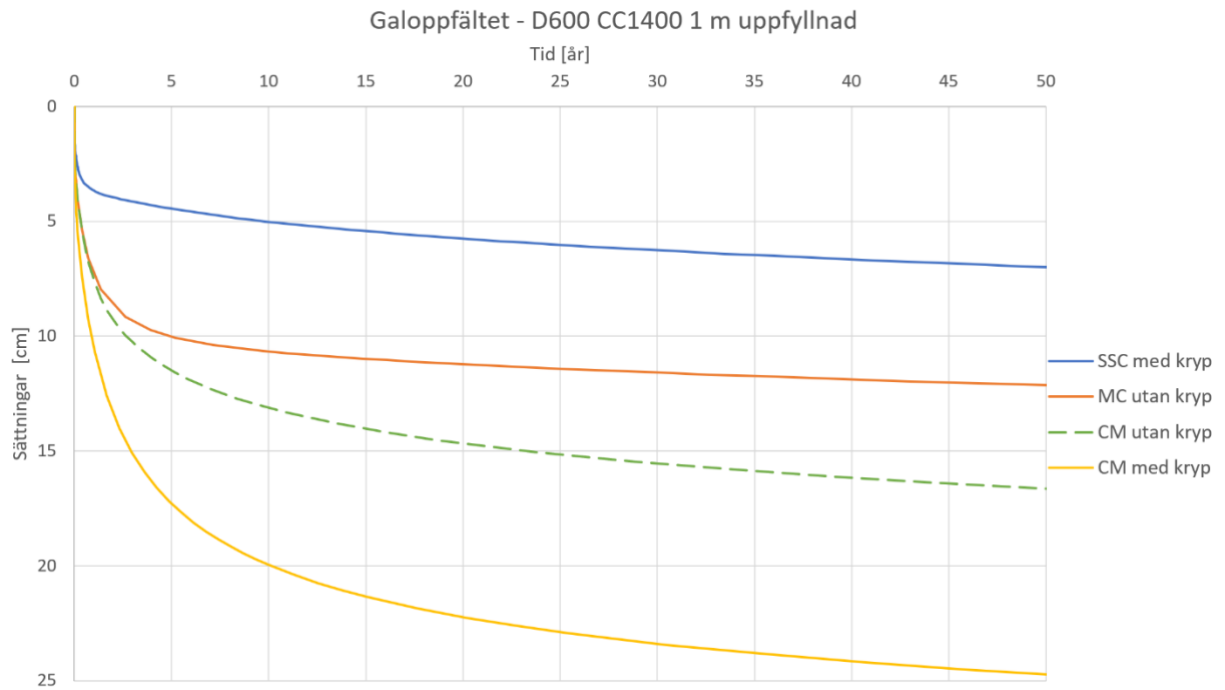
Figur 45 - Sättningar för pelare med diameter 600 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 3 meter beräknat med de fyra olika modellerna



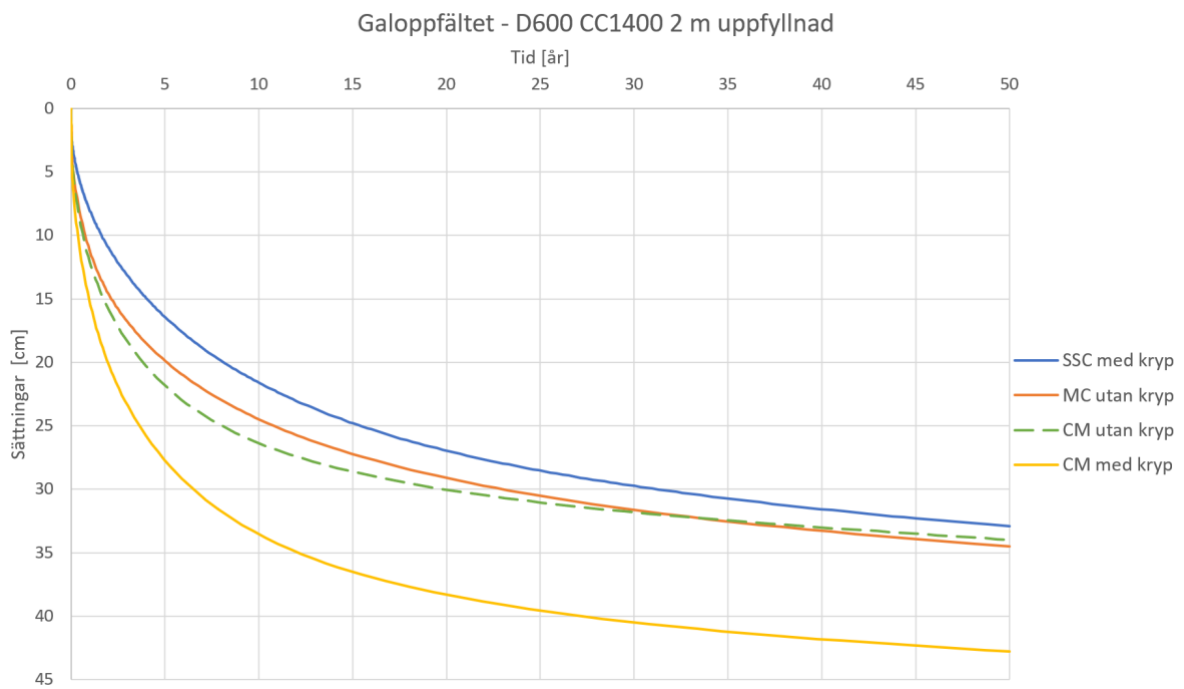
Figur 46 - Sättningar för pelare med diameter 600 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 meter beräknat med de fyra olika modellerna

7.3.2 Resultat multicementpelare D600 CC1400 mm

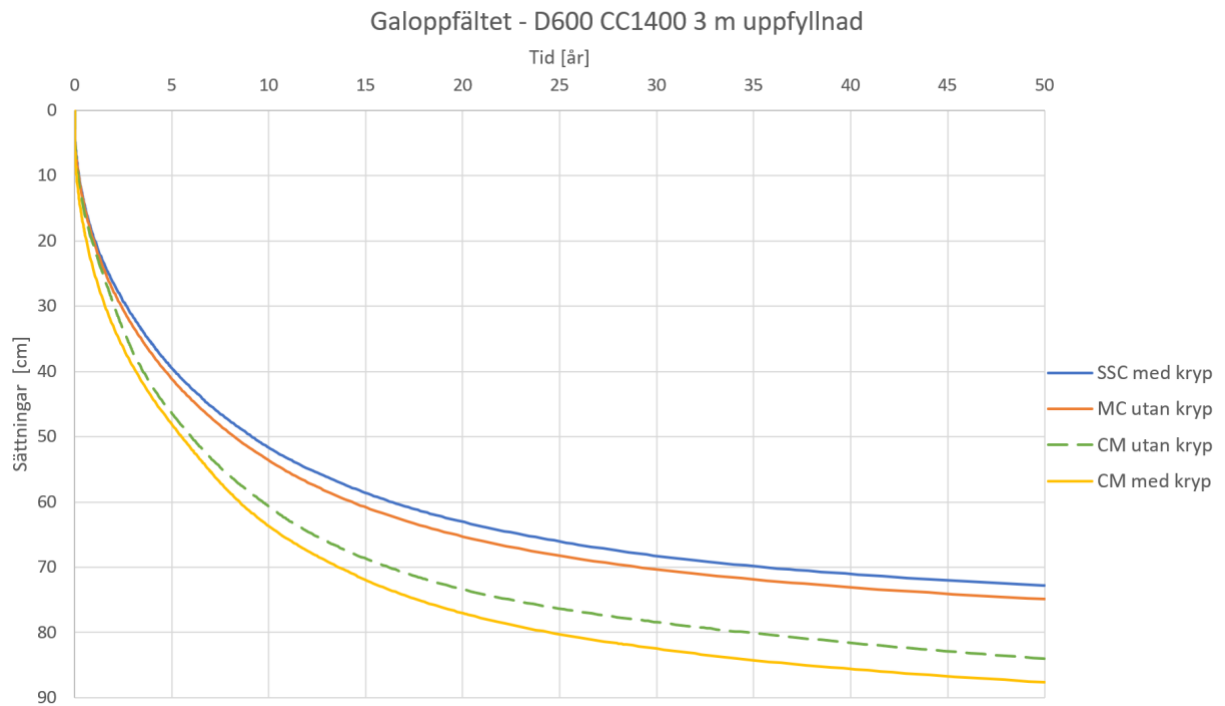
Nedan presenteras sättningarna beräknade på Galoppfältet för multicementpelare med en diameter på 600 mm och ett CC-mått på 1400 mm. Figur 47 till Figur 50 visar de olika uppfyllnadshöjderna med samtliga materialmodeller för pelarna presenterade i varje diagram.



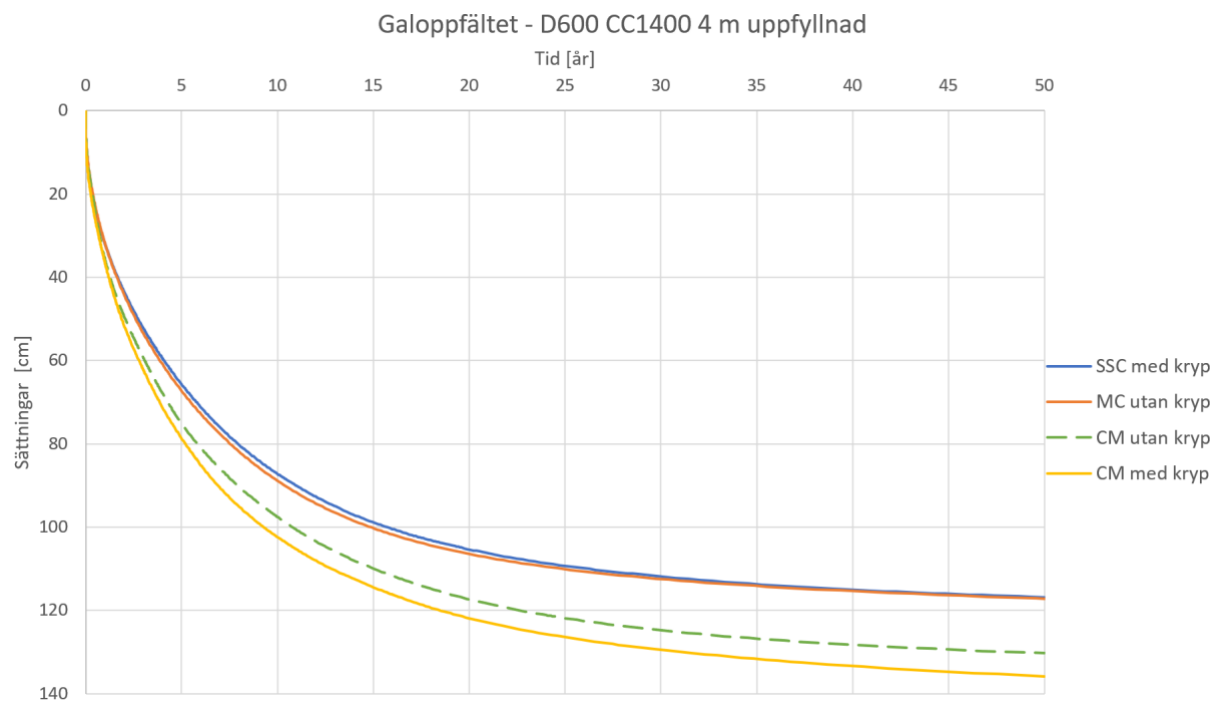
Figur 47 - Sättningar för pelare med diameter 600 mm, CC-mått 1400 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 meter beräknat med de fyra olika modellerna



Figur 48 - Sättningar för pelare med diameter 600 mm, CC-mått 1400 mm och en uppfyllnadshöjd på 2 meter beräknat med de fyra olika modellerna



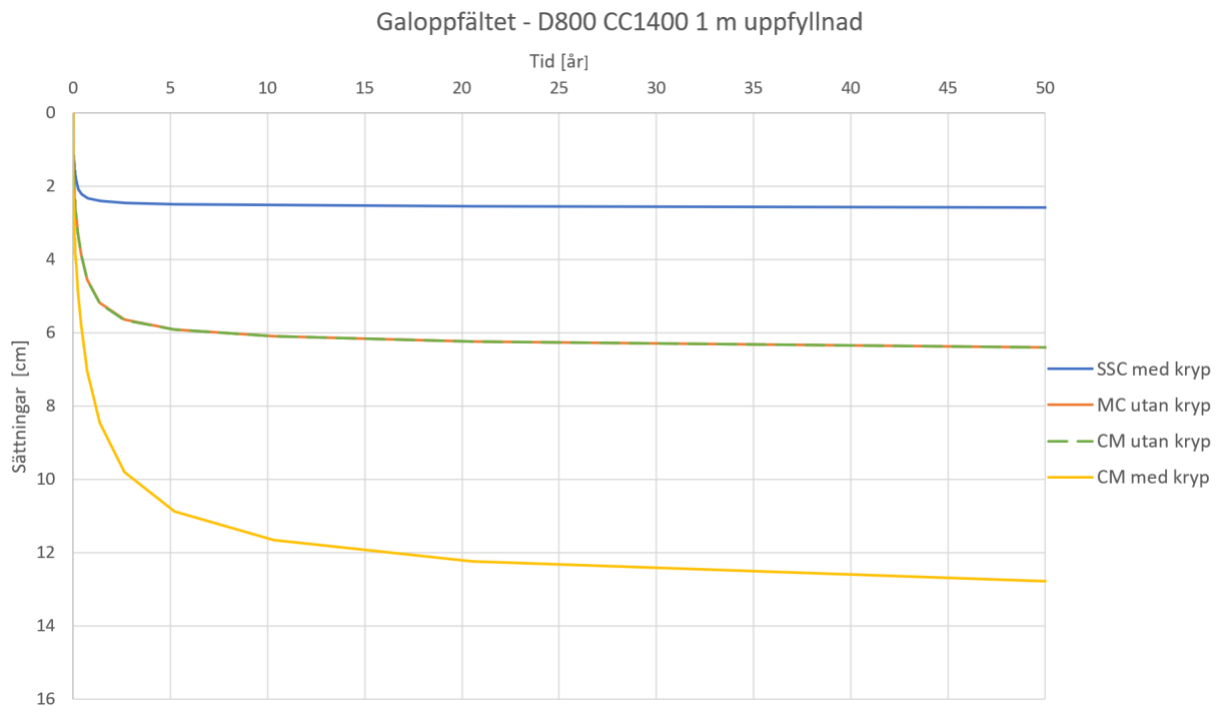
Figur 49 - Sättningar för pelare med diameter 600 mm, CC-mått 1400 mm och en uppfyllnadshöjd på 3 meter beräknat med de fyra olika modellerna



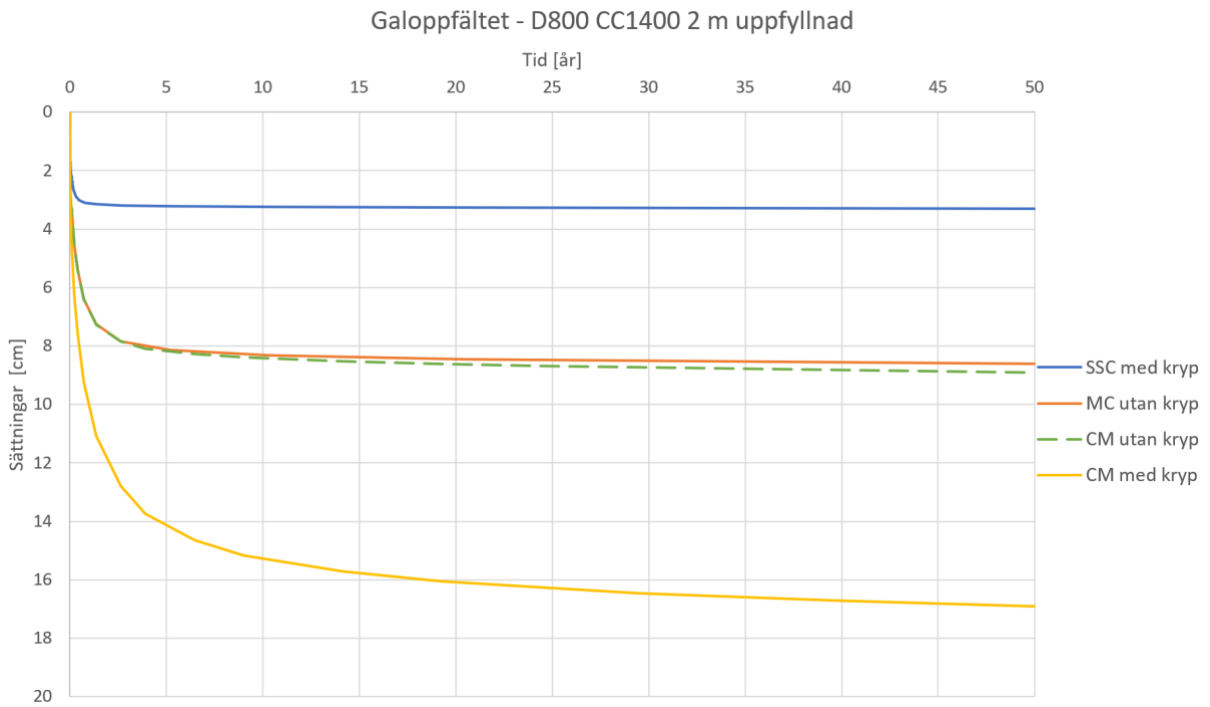
Figur 50 - Sättningar för pelare med diameter 600 mm, CC-mått 1400 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 meter beräknat med de fyra olika modellerna

7.3.3 Resultat multicementpelare D800 CC1400 mm

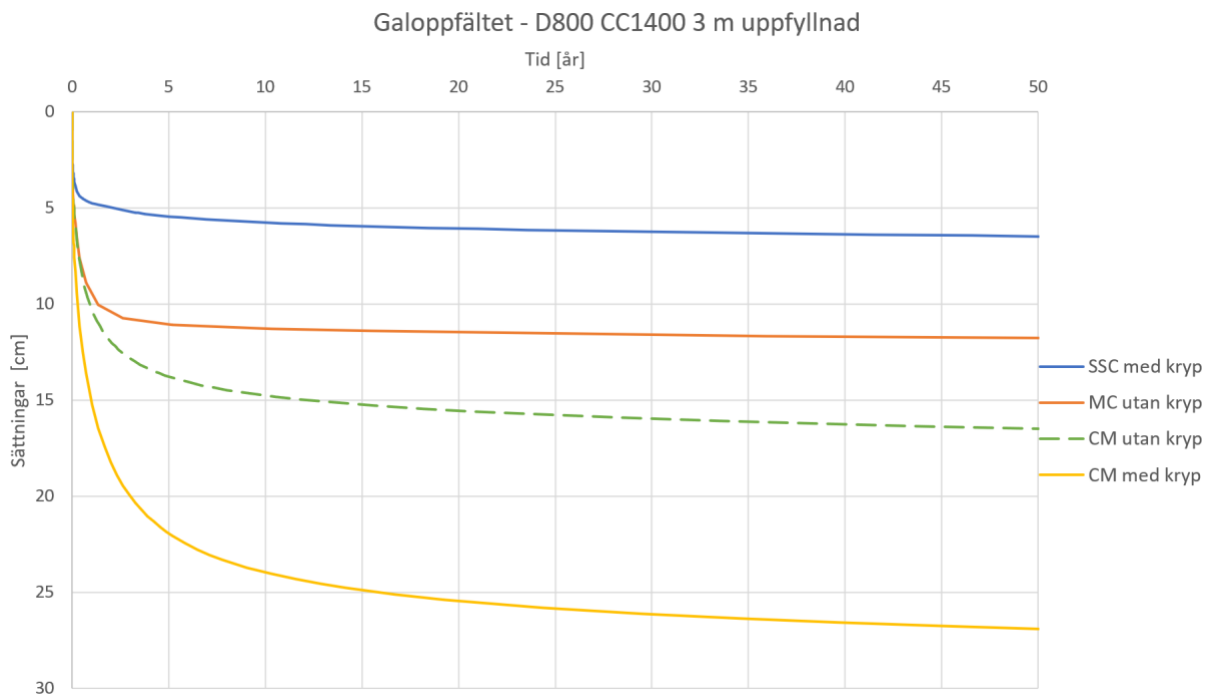
Nedan presenteras sättningarna beräknade på Galoppfältet för multicementpelare med en diameter på 800 mm och ett CC-mått på 1400 mm. Figur 51 till Figur 54 visar de olika uppfyllnadshöjderna med samtliga materialmodeller för pelarna presenterade i varje diagram.



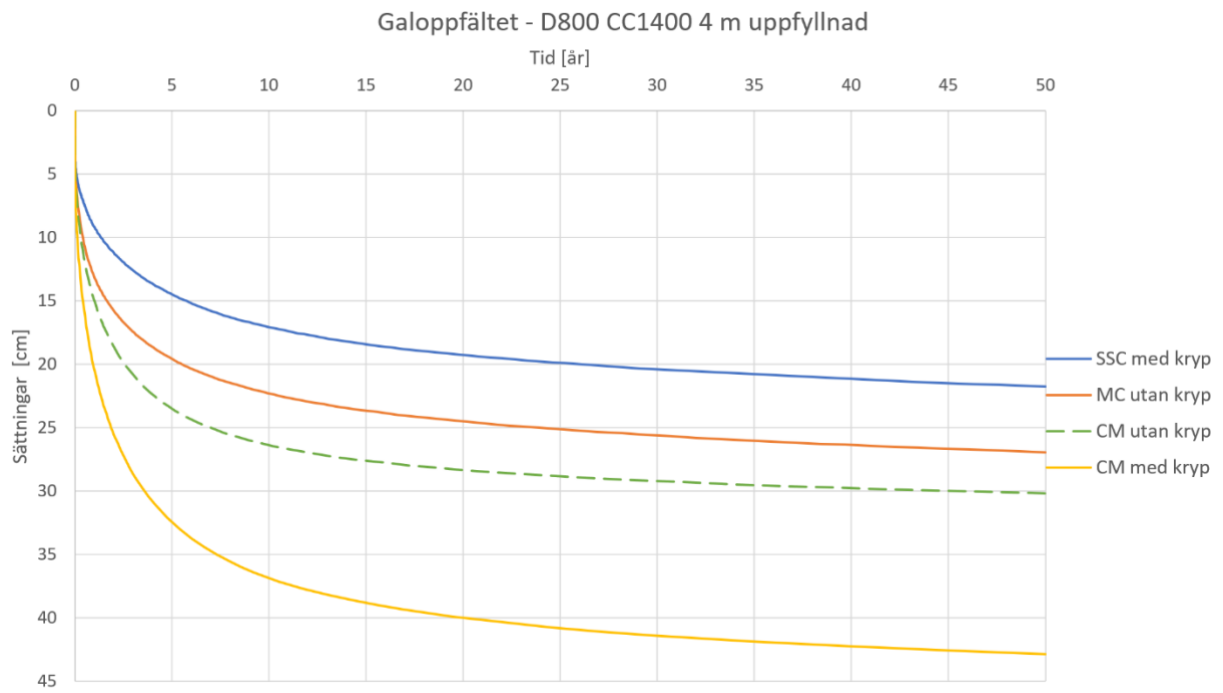
Figur 51 - Sättningar för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1400 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 meter beräknat med de fyra olika modellerna



Figur 52 - Sättningar för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1400 mm och en uppfyllnadshöjd på 2 meter beräknat med de fyra olika modellerna



Figur 53 - Sättningar för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1400 mm och en uppfyllnadshöjd på 3 meter beräknat med de fyra olika modellerna



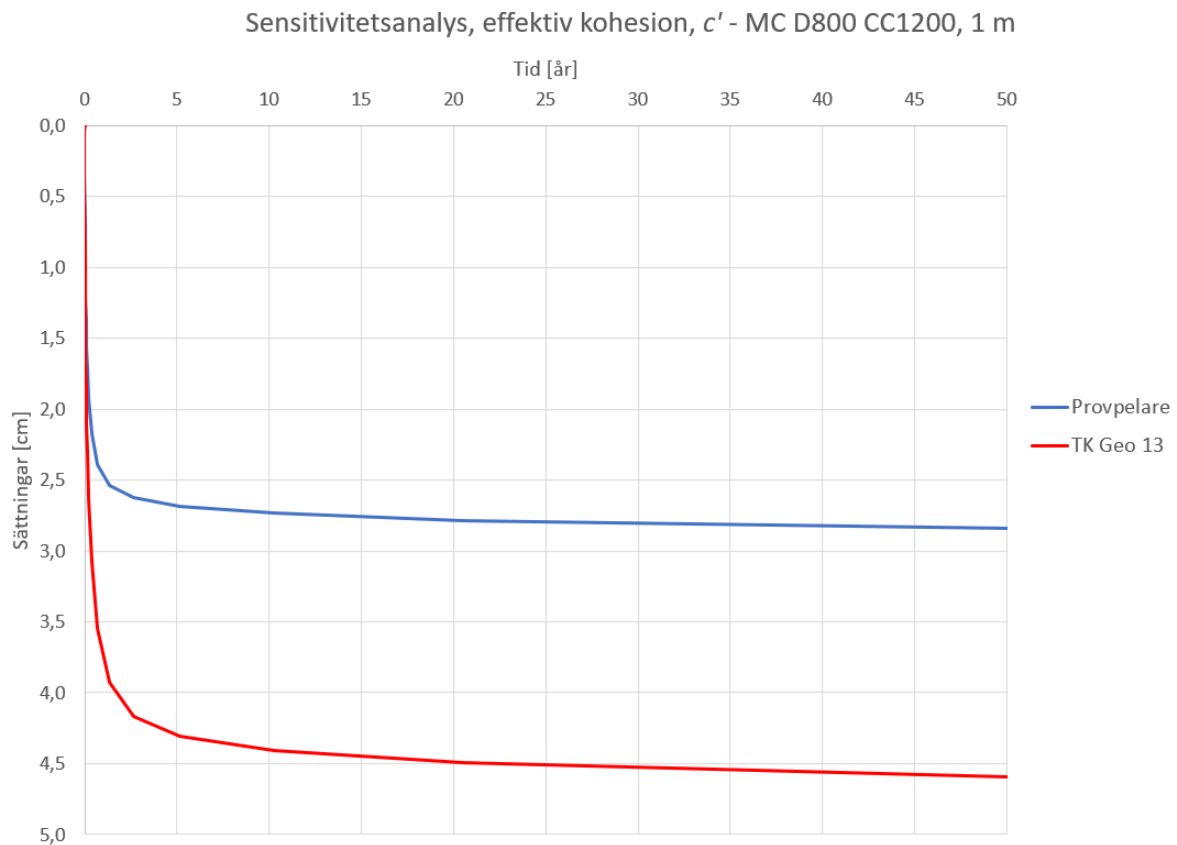
Figur 54 - Sättningar för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1400 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 meter beräknat med de fyra olika modellerna

7.4 Bilaga D - Sensitivitetsanalys

Här presenteras diagram över de parametrar i sensitivitetsanalysen som inte gav någon märkbar påverkan på resultatet för 4 meter uppfyllnadshöjd samt alla parametrar för en uppfyllnadshöjd på 1 meter.

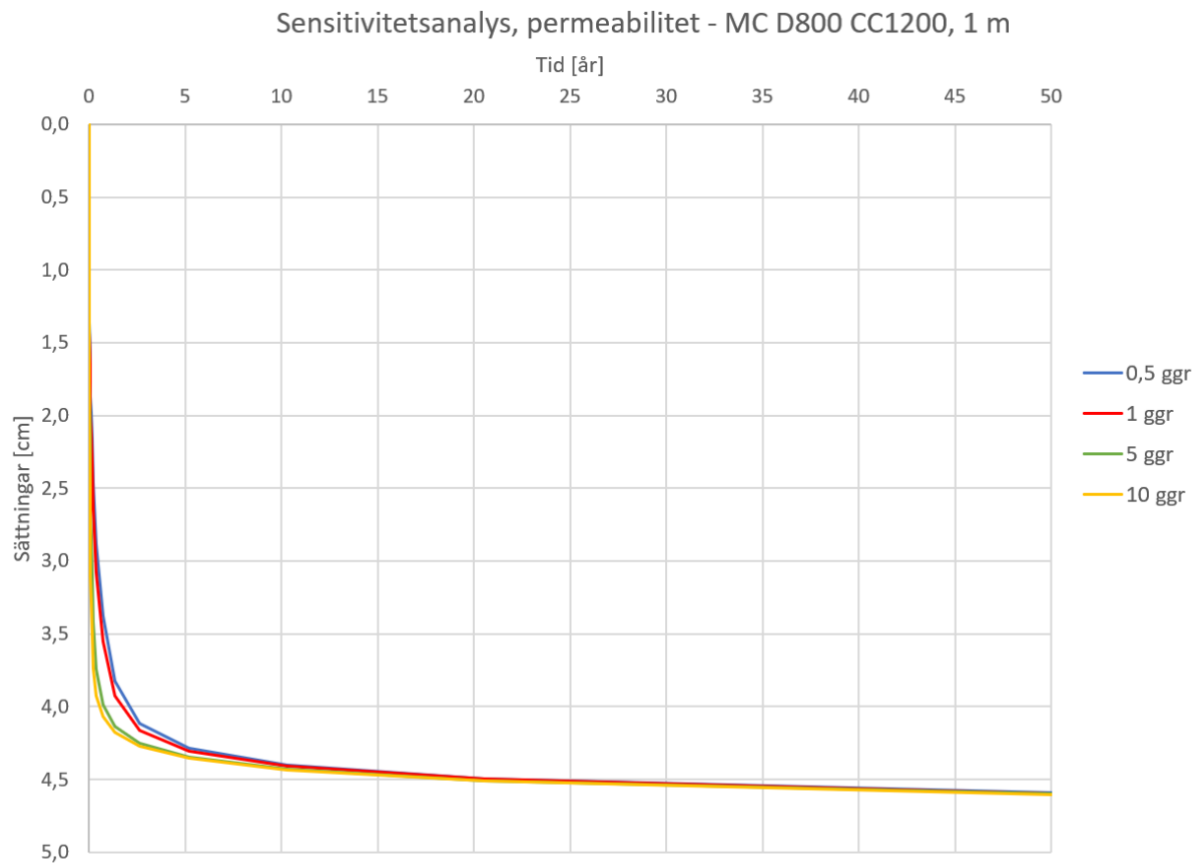
7.4.1 Mohr-Coulomb

Variationen av den effektiva kohesionen, c' , för materialmodellen MoC till följd av förändrad odränerad skjuvhållfasthet presenteras i Figur 55 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Den effektiva kohesionen varierades mellan 46 kPa och 78 kPa baserat på TK GEO 13 och den faktiskt uppmätta odränerade skjuvhållfastheten på provpelarna.



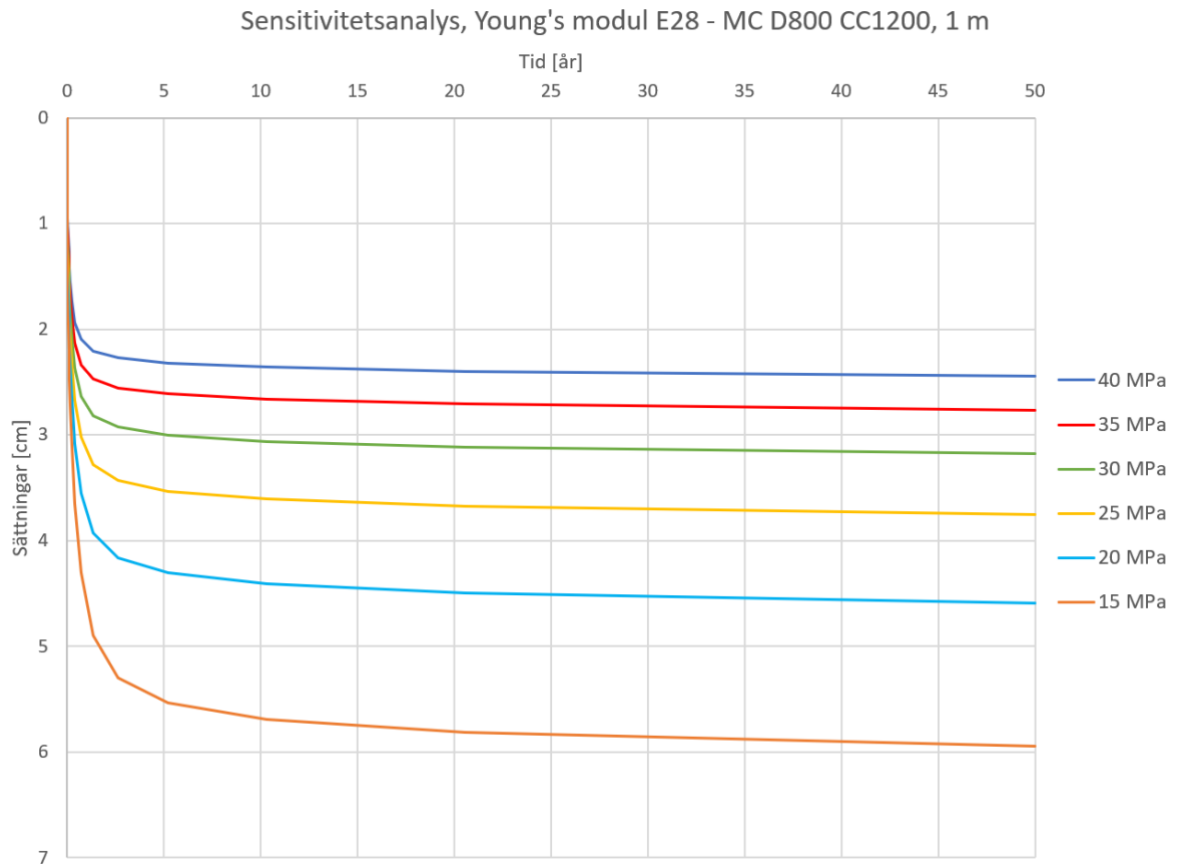
Figur 55 - Variation av c' för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

Resultatet från variationen av permeabiliteten för materialmodellen MoC presenteras i Figur 56 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Permeabiliteten varierades från en halvering till en tiodubbling av det ursprungliga värdet.



Figur 56 - Variation av permeabilitet för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

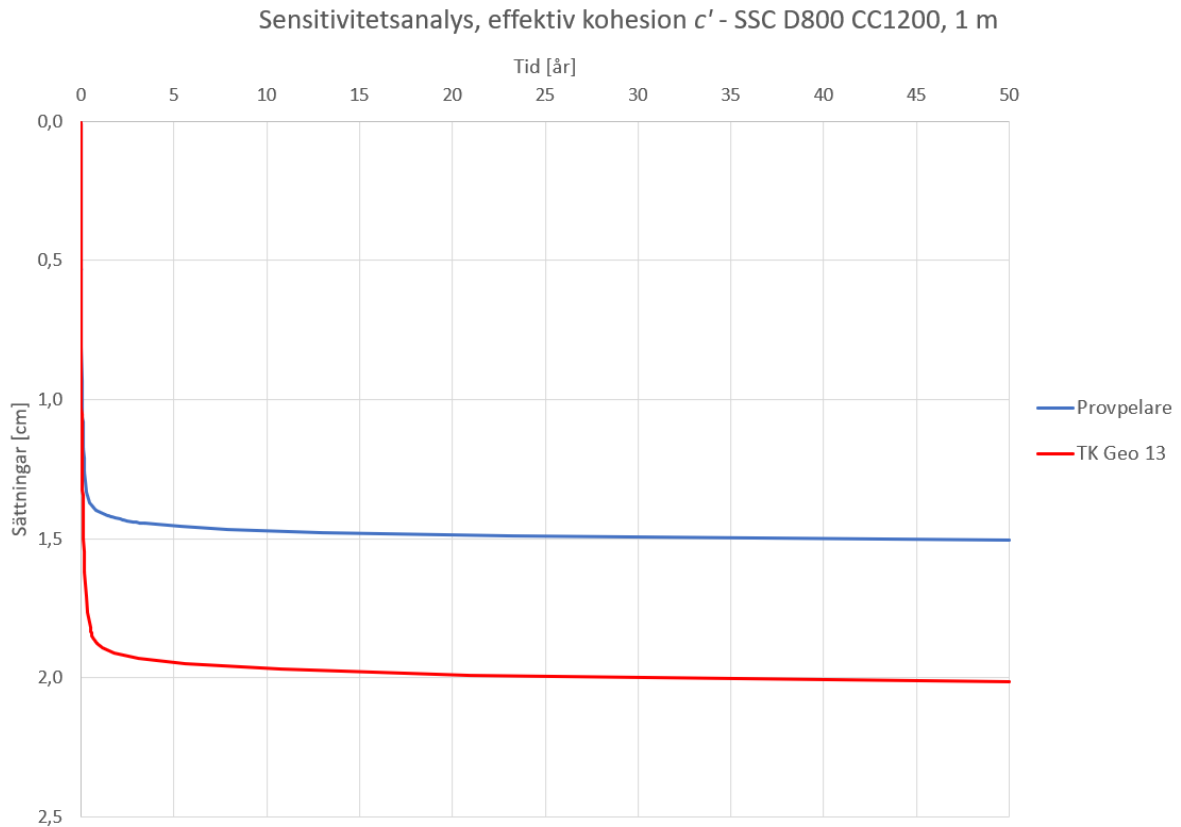
I Figur 57 nedan presenteras resultat för variationen av Young's modul, E_{28} , vid användande av materialmodellen MoC. Sättningarna är plottade mot tiden då parametrarna varierades från 15 MPa till 40 MPa.



Figur 57 - Variation av Young's modul för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

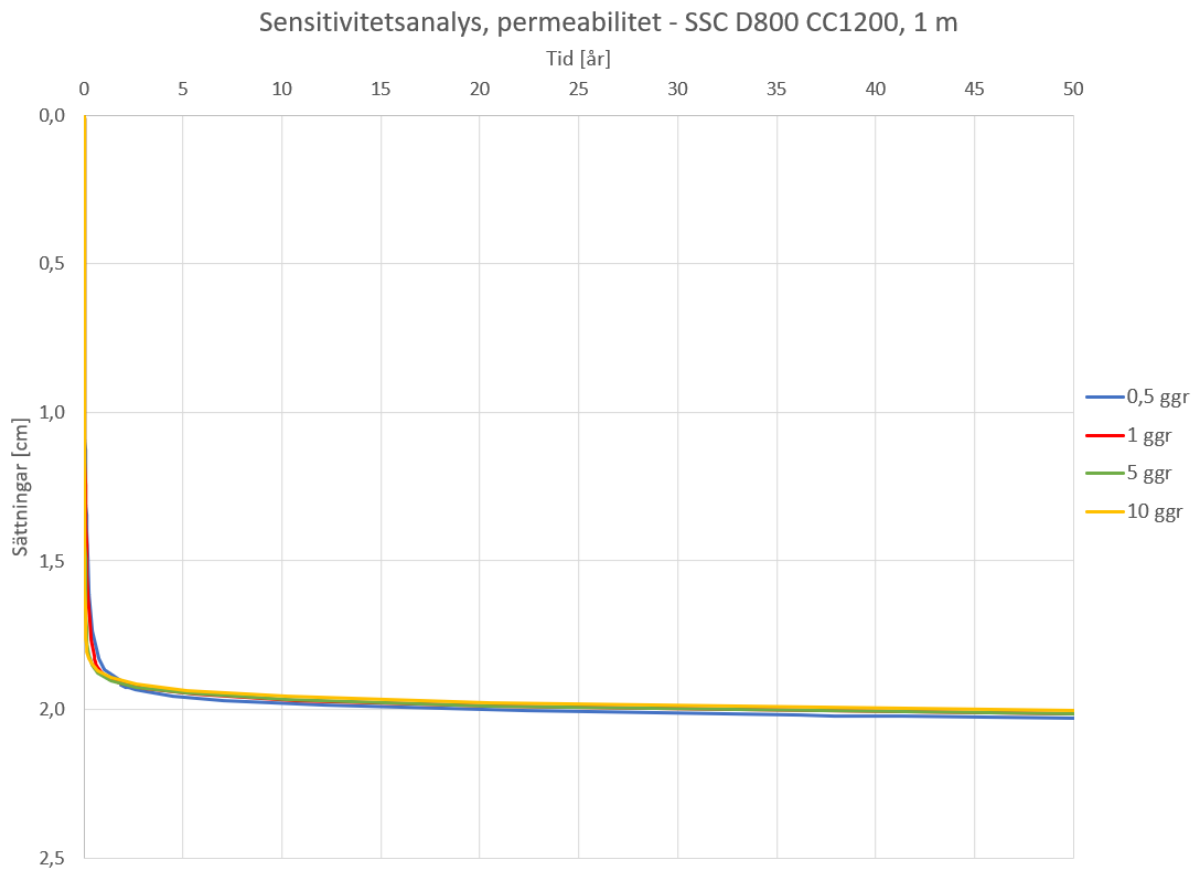
7.4.2 Soft Soil Creep

Variationen av den effektiva kohesionen, c' , för materialmodellen SSC till följd av förändrad odränerad skjuvhållfasthet presenteras i Figur 58 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Den effektiva kohesionen varierades mellan 46 kPa och 78 kPa baserat på TK GEO 13 och den faktiskt uppmätta odränerade skjuvhållfastheten på provpelarna.



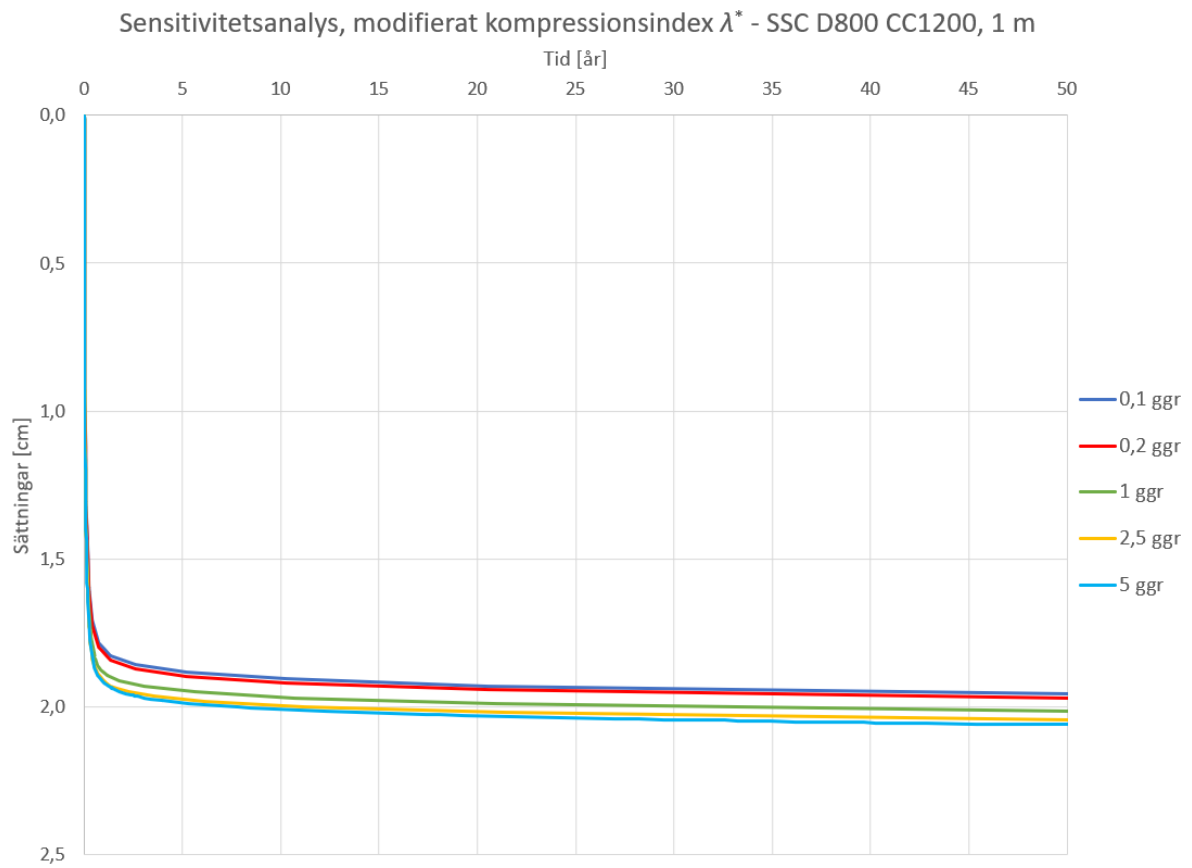
Figur 58 - Variation av c' för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

Resultatet från variationen av permeabiliteten för materialmodellen SSC presenteras i Figur 59 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Permeabiliteten varierades från en halvering till en tiodubbling av det ursprungliga värdet.



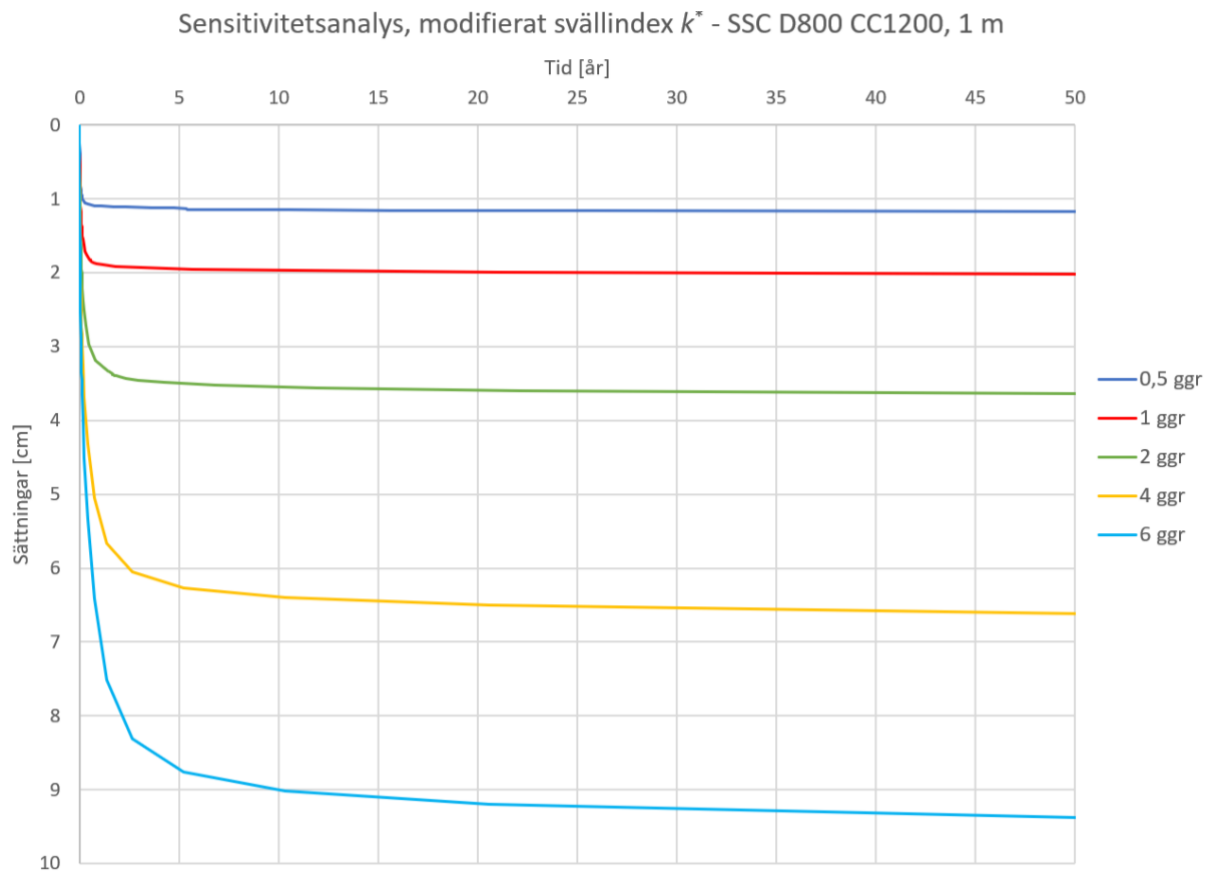
Figur 59 - Variation av permeabilitet för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

Resultatet från variationen av det modifierade kompressionsindexet, λ^* , presenteras i Figur 60 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Värdet varierades från en tiondel till en femdubbling av det ursprungliga värdet.



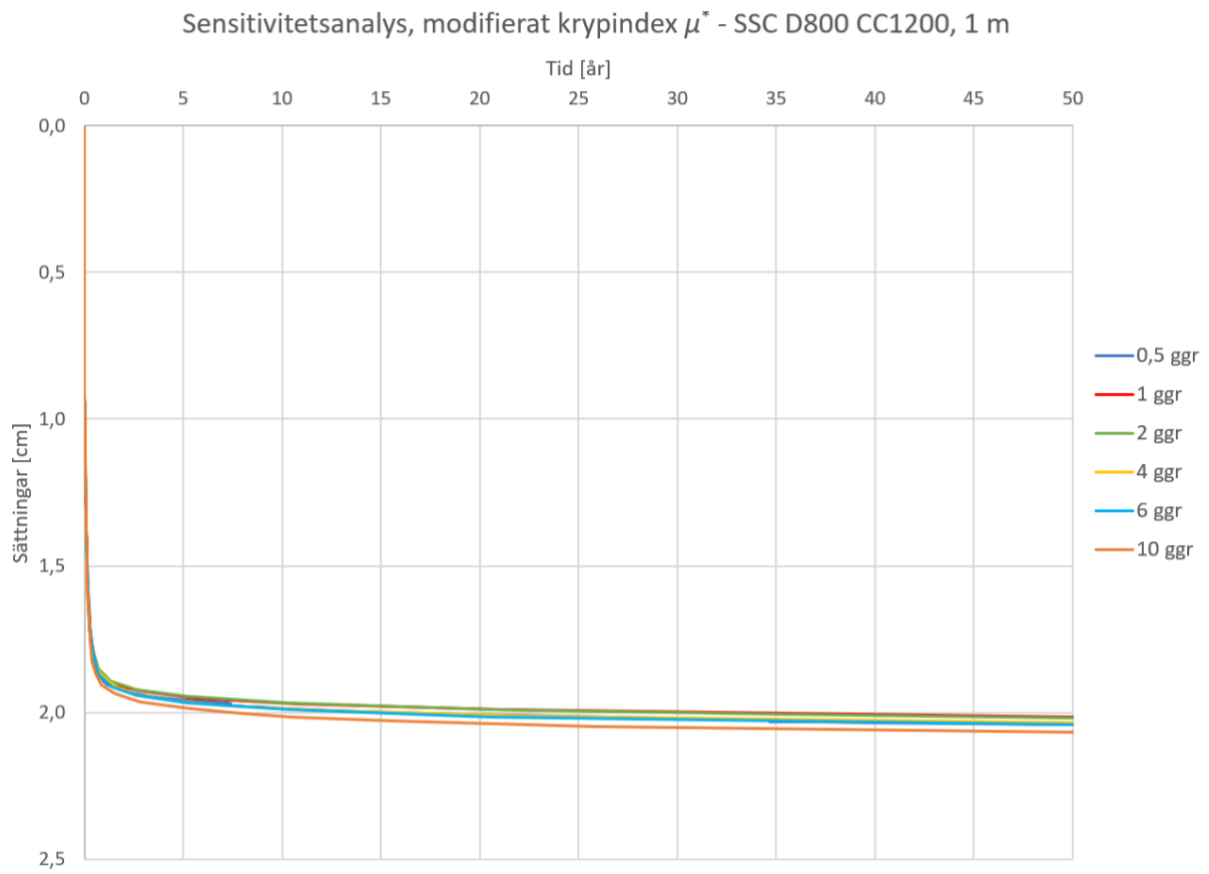
Figur 60 - Variation av λ^* för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

Resultatet från variationen av det modifierade svällindexet, κ^* , presenteras i Figur 61 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Värdet varierades från en halvering till en sexdubbling av det ursprungliga värdet.



Figur 61 - Variation av κ^* för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

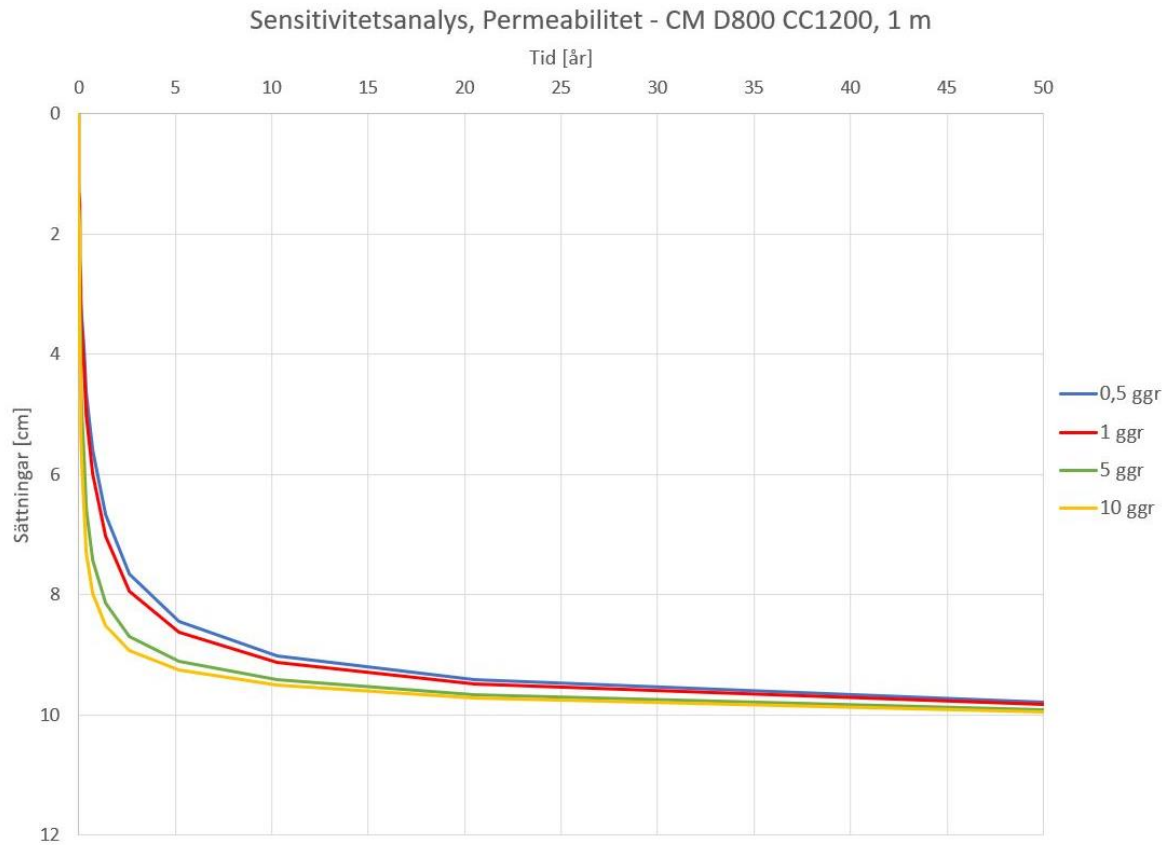
Resultatet från variationen av det modifierade krypindexet, μ^* , presenteras i Figur 62 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Värdet varierades från en halvering till en tiodubbling av det ursprungliga värdet.



Figur 62 - Variation av μ^* för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

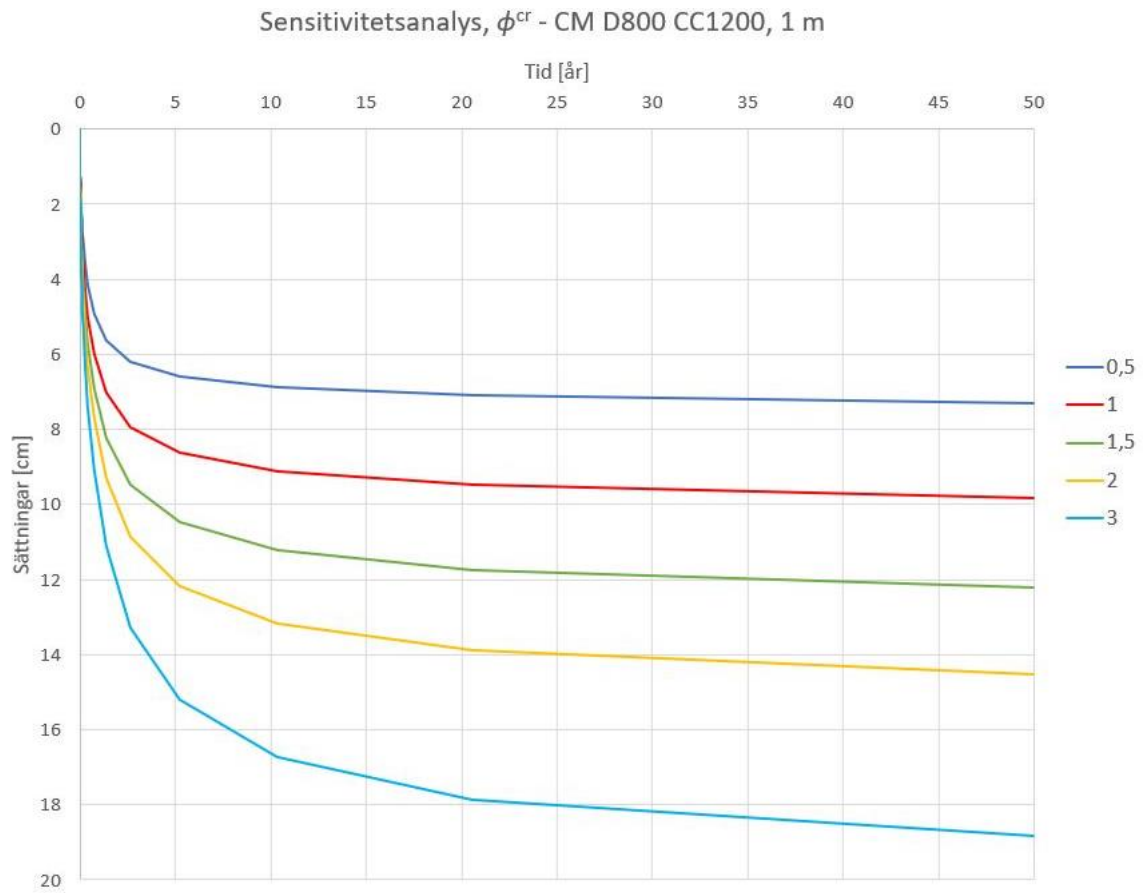
7.4.3 Concrete model

Resultatet från variationen av permeabiliteten för materialmodellen MoC presenteras i Figur 63 nedan där sättningarna är plottade mot tiden. Permeabiliteten varierades från en halvering till en tiodubbling av det ursprungliga värdet.



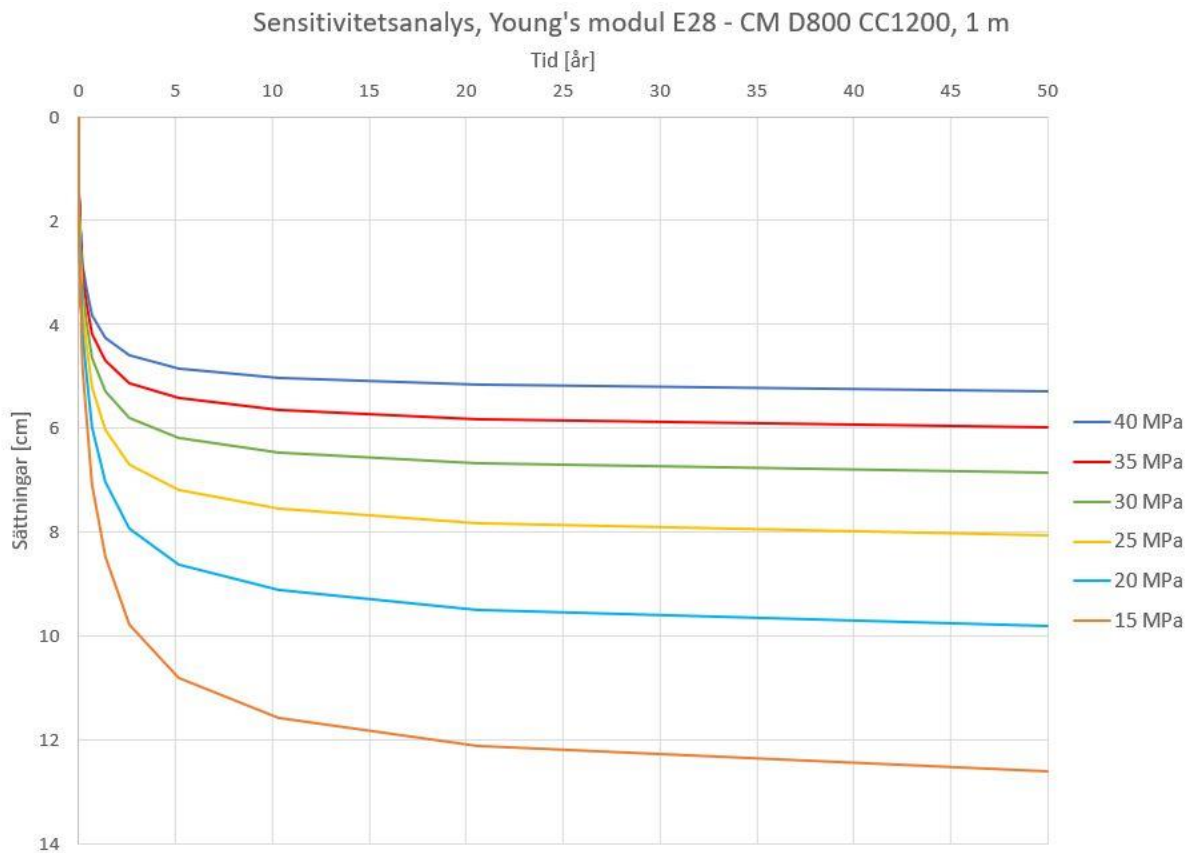
Figur 63 - Variation av permeabilitet för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

I Figur 64 nedan presenteras resultatet från variationen av förhållande mellan kryp och elastiska töjningar, ϕ^{cr} , där sättningarna är plottade mot tiden. Parametern varierades mellan 0,5 och 3.



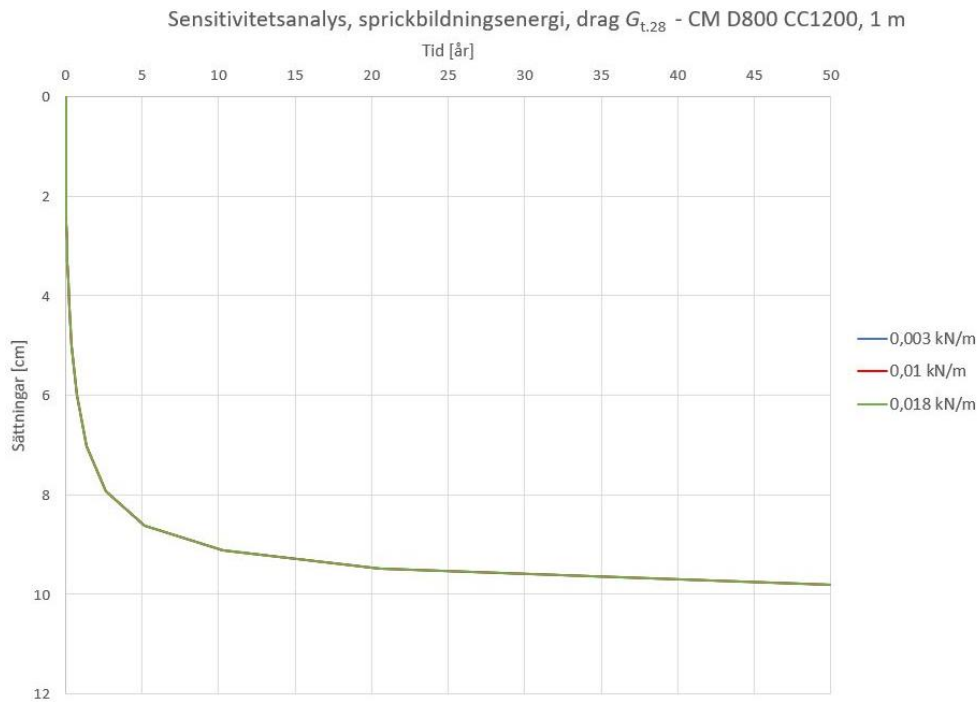
Figur 64 - Variation av ϕ^{cr} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

I Figur 65 nedan presenteras resultat för variationen av Young's modul, E_{28} , vid användande av materialmodellen CM. Sättningarna är plottade mot tiden då parametrarna varierades från 15 MPa till 40 MPa.

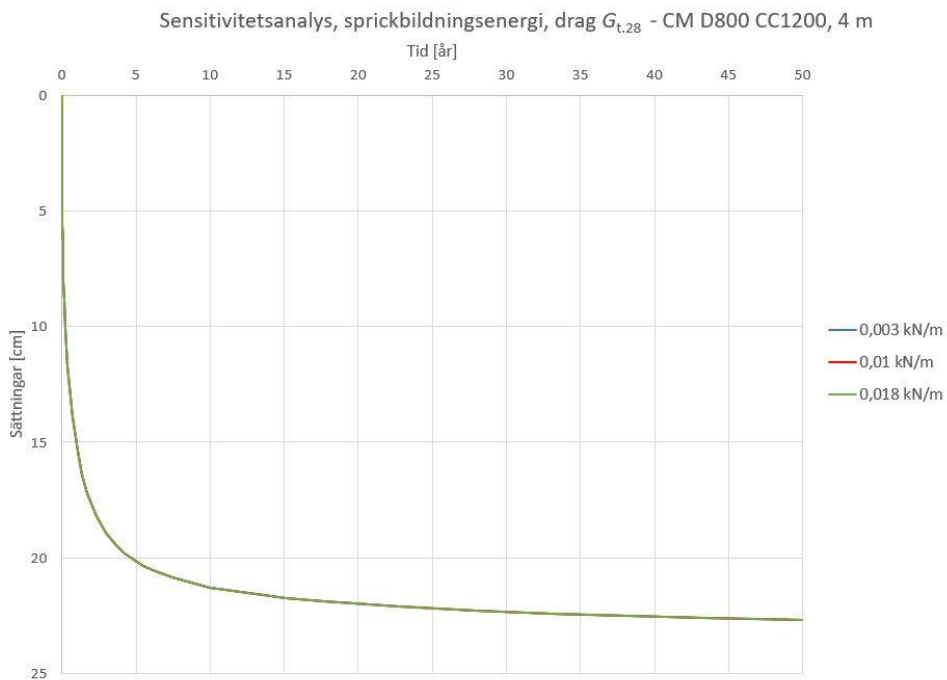


Figur 65 - Variation av Young's modul för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

I Figur 66 och Figur 67 nedan presenteras variationen av sprickbildningsenergi drag, $G_{t,28}$, för både uppfyllnadshöjden 1 m och 4 m där sättningarna är plottade mot tiden. Parametern varierades från 0,003 kN/m till 0,018 kN/m.

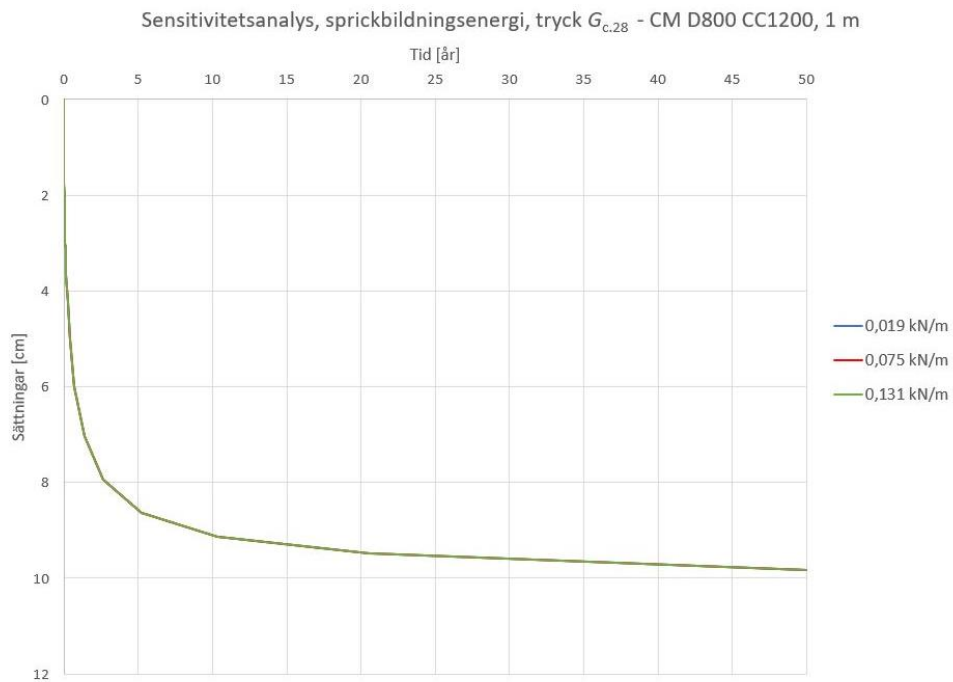


Figur 66 - Variation av $G_{t,28}$ för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

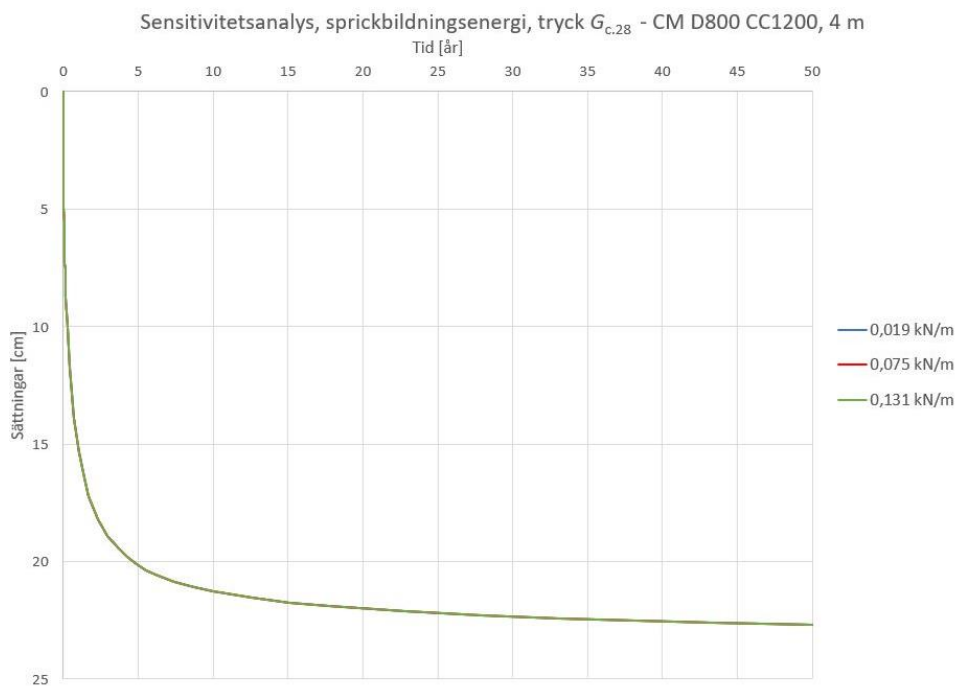


Figur 67 - Variation av $G_{t,28}$ för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

I Figur 68 och Figur 69 nedan presenteras variationen av sprickbildningsenergi tryck, $G_{c,28}$, för både uppfyllnadshöjden 1 m och 4 m där sättningarna är plottade mot tiden. Parametern varierades från 0,019 kN/m till 0,131 kN/m.

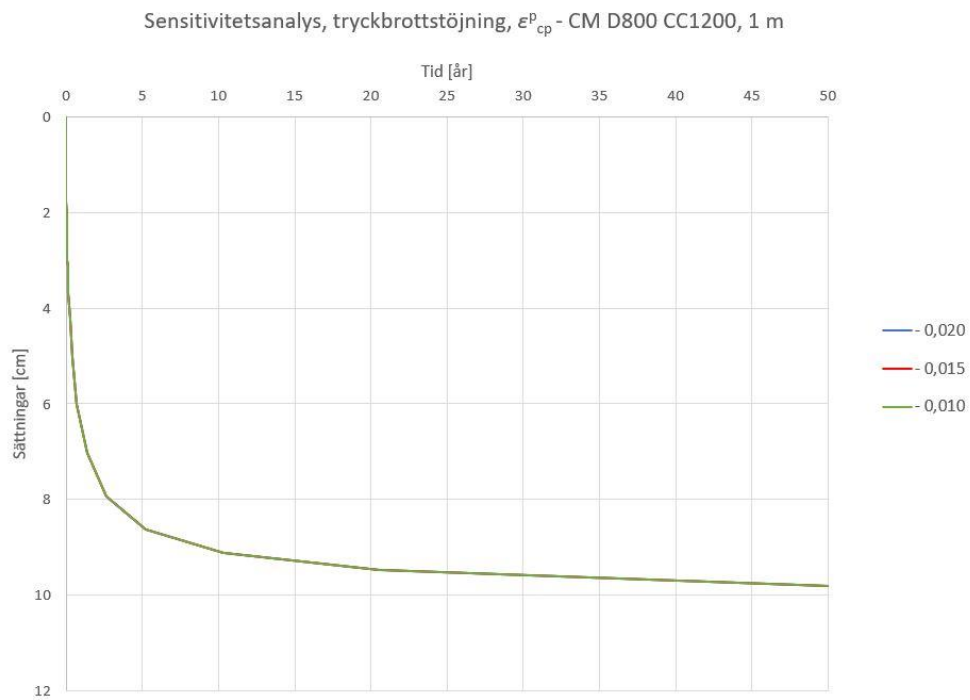


Figur 68 - Variation av $G_{c,28}$ för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

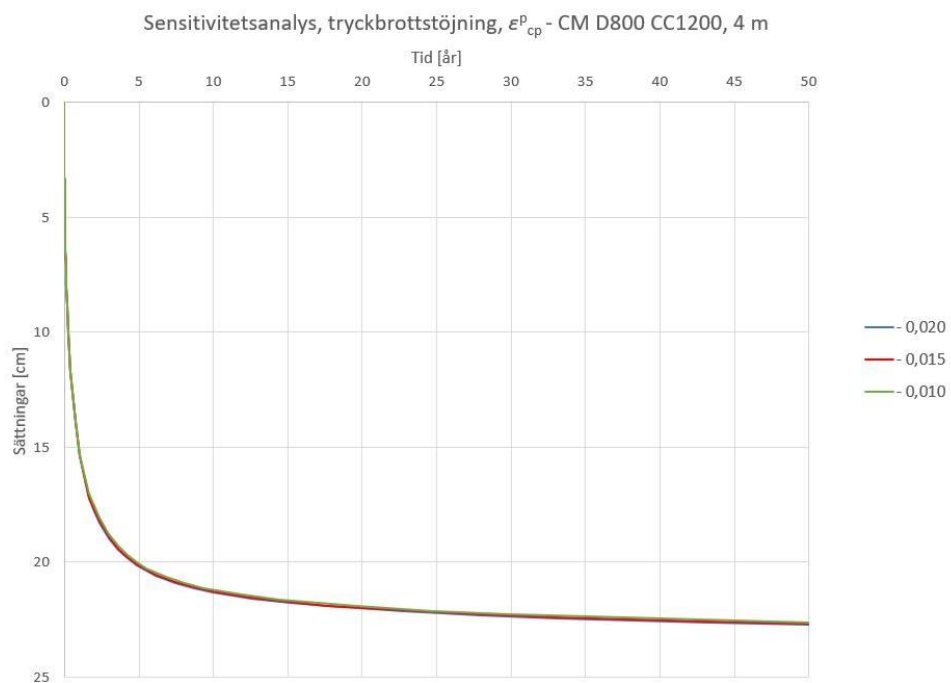


Figur 69 - Variation av $G_{c,28}$ för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

I Figur 70 och Figur 71 nedan presenteras variationen av enaxligt plastisk tryckbrottstörning, ϵ^p_{cp} , för både uppfyllnadshöjden 1 m och 4 m där sättningarna är plottade mot tiden. Parametern varierades från -0,02 till -0,01.

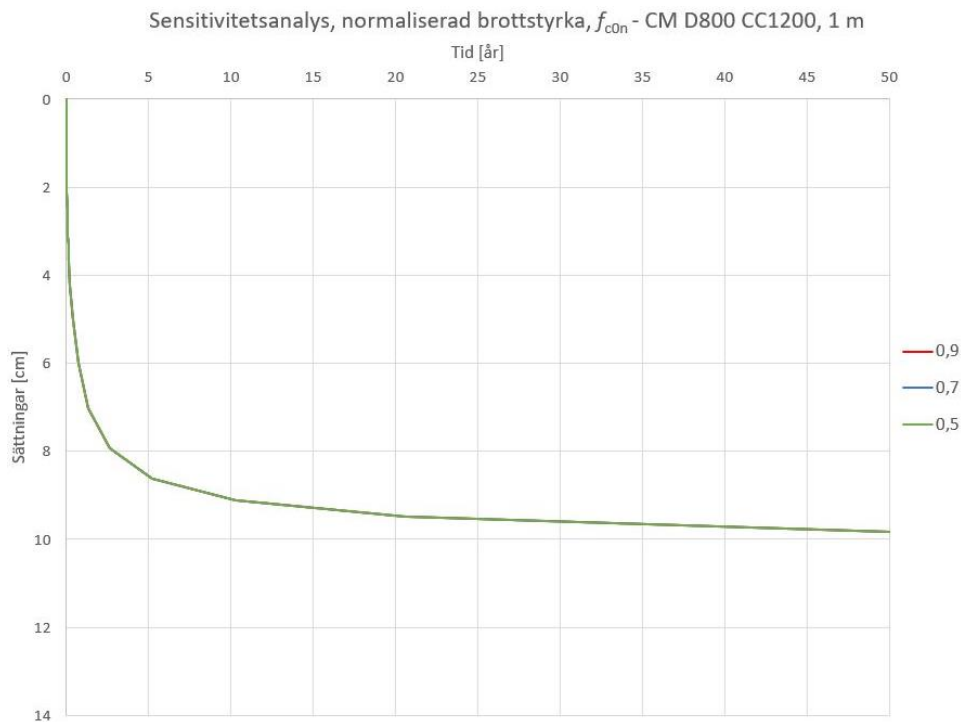


Figur 70 - Variation av ϵ^p_{cp} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

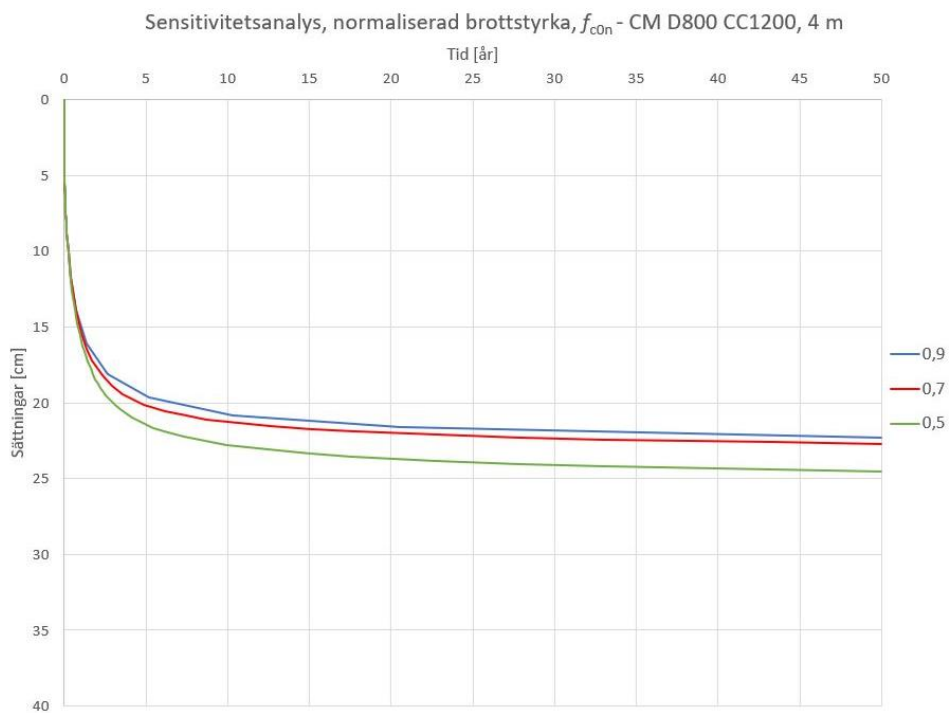


Figur 71 - Variation av ϵ^p_{cp} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

I Figur 72 och Figur 73 nedan presenteras variationen av normaliserad brottstyrka, f_{c0n} , för både uppfyllnadshöjden 1m och 4 m där sättningarna är plottade mot tiden. Parametern varierades från 0,5 till 0,9.

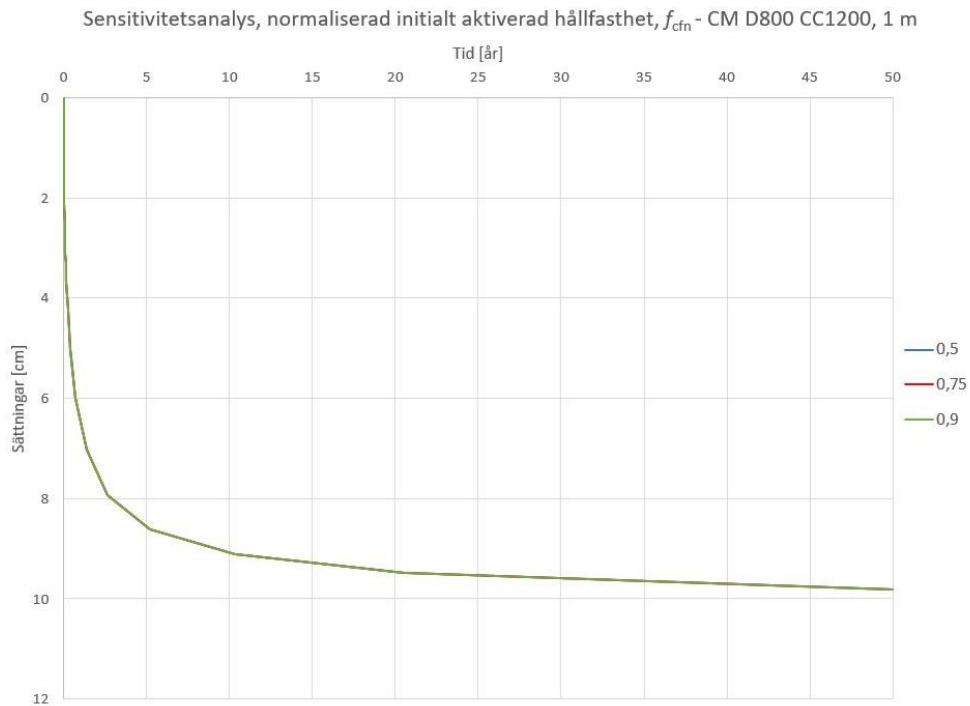


Figur 72 - Variation av f_{c0n} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

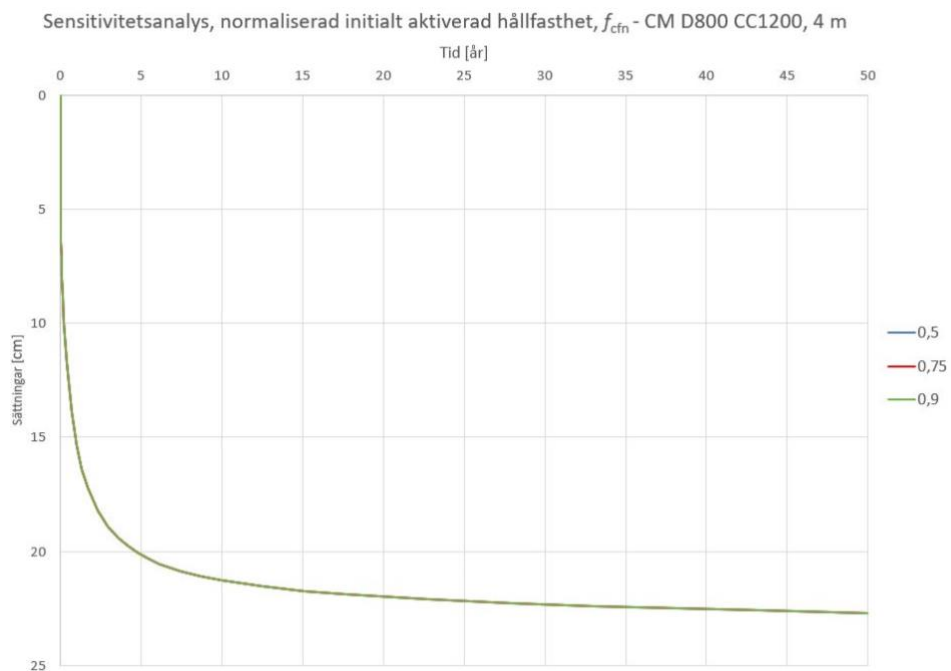


Figur 73 - Variation av f_{c0n} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

I Figur 74 och Figur 75 nedan presenteras variationen av normaliserad initialt aktiverad hållfasthet, f_{cfm} , för både uppfyllnadshöjden 1m och 4 m där sättningarna är plottade mot tiden. Parametern varierades från 0,5 till 0,9.

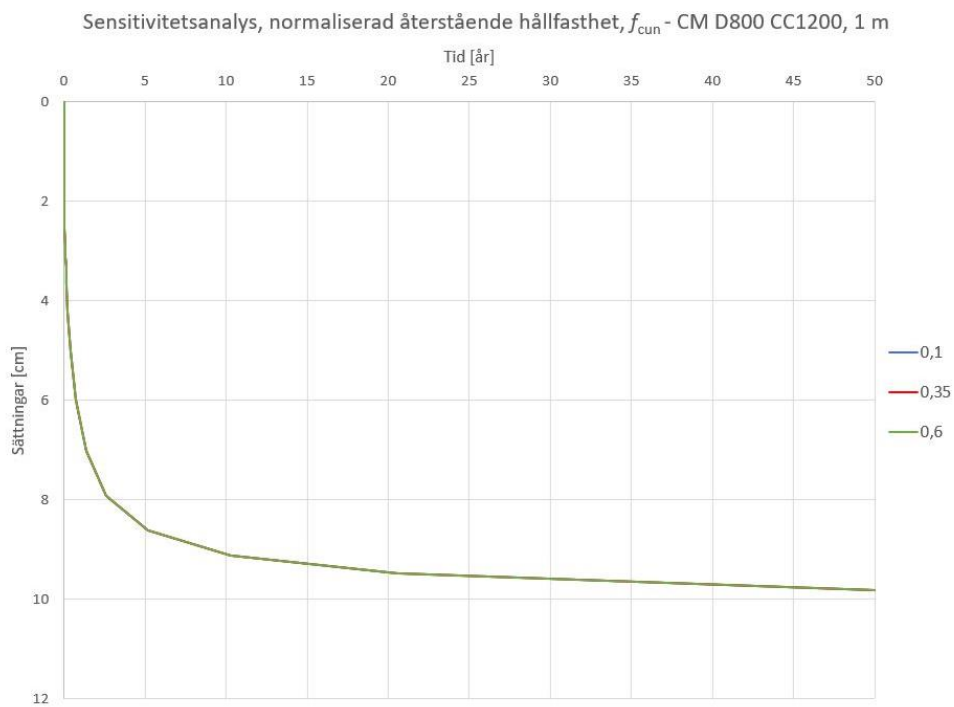


Figur 74 - Variation av f_{cfm} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

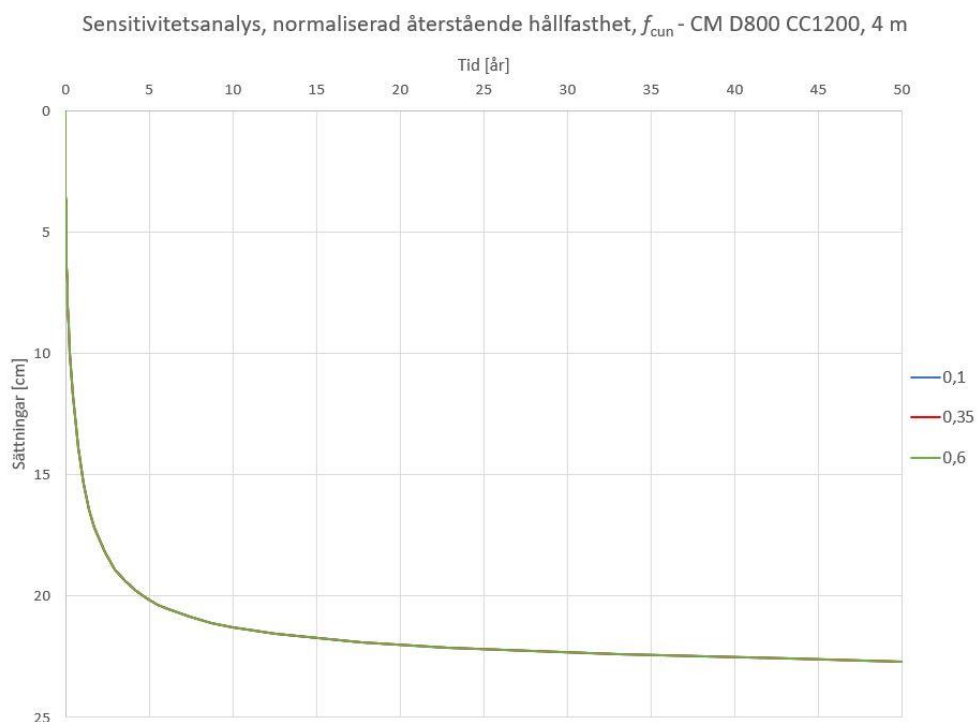


Figur 75 - Variation av f_{cfm} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

I Figur 76 och Figur 77 nedan presenteras variationen av normaliserad återstående hållfasthet, f_{cun} , för både uppfyllnadshöjden 1m och 4 m där sättningarna är plottade mot tiden. Parametern varierades från 0,1 till 0,6.

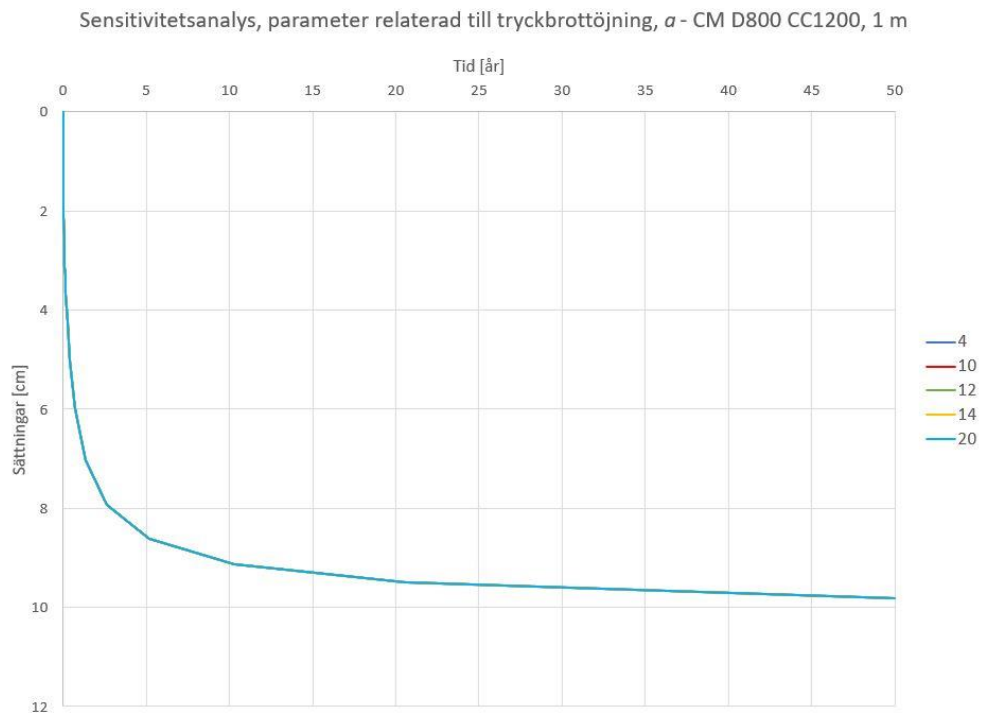


Figur 76 - Variation av f_{cun} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m

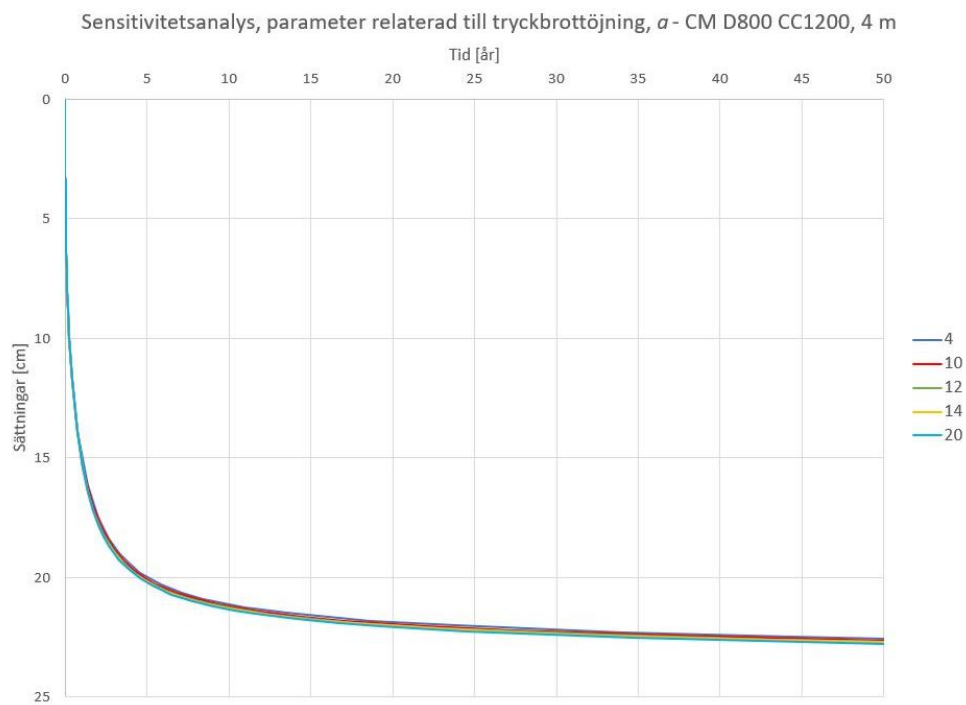


Figur 77 Variation av f_{cun} för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

I Figur 78 och Figur 79 nedan presenteras variationen av parameter relaterad till tryckbrottstjnjning, α , för både uppfyllnadshöjden 1m och 4 m där sättningarna är plottade mot tiden. Parametern varierades från 4 till 20.



Figur 78 - Variation av α för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 1 m



Figur 79 - Variation av α för pelare med diameter 800 mm, CC-mått 1200 mm och en uppfyllnadshöjd på 4 m

TRITA-ABE-MBT-21493