NTNU
Det skapende universitet

Stålrørspeler med pelsko - innmeisling av fjellspiss

Adam Al-Saadi

Bygg- og miljøteknikk (2-årig)
Innlevert: juni 2015
Hovedveileder: Arne Aalberg, KT

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for konstruksjonsteknikk

Institutt for konstruksjonsteknikk
Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi
NTNU- Norges teknisk- naturvitenskapelige universitet

TILGJENGELIGHET
Åpen

MASTEROPPGAVE 2015

FAGOMRÅDE: Stålkonstruksjoner	DATO: 10.06.2015	ANTALL SIDER: 92 + 11

TITTEL:

Stålrørspeler med pelsko - innmeisling av fjellspiss

Pile shoe – pile tip penetration in rock surface

UTFØRT AV:

Adam Al-Saadi

SAMMENDRAG:

I denne masteroppgaven er det utført forsøk og numeriske analyser for å øke kunnskapen rundt innmeislingen av fjellspisser. Oppgaven er en del av et forskning- og utviklingsprosjekt i regi av Statens Vegvesen. Hensikten med prosjektet er å lage en standardisert pelspiss for stålrørspeler.

I forbindelse med denne masteroppgaven ble det gjennomført forsøk med nedskalerte, gjennomherdede pelspisser. Tre forskjellige spissgeometrier ble rammet mot granitt. Rammeprosessen besto av en fallserie hvor et lodd på 71,8 kg ble sluppet gjentatte ganger fra en høyde på 40 cm. En av spissgeometriene tålte ikke rammingen og det ble konkludert at denne spissen var underdimensjonert. For spissgeometriene som tålte rammingen ble det studert hvilken betydning gjennomherding, forboring og spissgeometri har for nedtrengningsevnen. Resultatene fra forsøket viste at pelspisser som er gjennomherdet har høyere skademotstand enn pelspisser som er overflateherdet. Både massive og hule spisser ble testet, men resultatene varierte i for stor grad til at det ble konkludert hvilken utforming som var den beste med hensyn på nedtrengning.

I elementprogrammet Abaqus ble det utført numeriske analyser av en fallserie fra forsøket. Det ble utarbeidet en aksesymmetrisk modell hvor analytiske peler med en påført last penetrerte en granittmasse. Lasten som ble påført de analytiske pelene skulle forestille falloddet fra forsøket. Analyser viste at denne modellen var i stand til å representere kraftoverføringene som tar sted under en fallserie. Basert på materialparameterne som var tilgjengelige ble det bestemt å fokusere på granittens oppførsel. Det ble gjort en studie av tre materialmodeller med forskjellige flytekriterier. Analyser med Mohr-Coulomb- og Drucker-Prager flytekriteriet ga tilfredsstillende beskrivelse av granittens oppførsel da ett slag ble simulert, men de ble derimot for stive da flere slag skulle simuleres. Den siste materialmodellen hadde Cap Plasticity som flytekriteriet, det viste seg å være vanskelig å kalibrere parameterne til dette kriteriet og analysene ble avbrutt.

FAGLÆRER: Førsteamanuensis Arne Aalberg
VEILEDERE: Førsteamanuensis Arne Aalberg og Veslemøy Gardå (Statens vegvesen)
UTFØRT VED: Institutt for konstruksjonsteknikk, NTNU

Abstract

This master`s thesis is a part of a research and development project under the auspices of the Norwegian Public Roads Administration. The purpose of this project is to make a standardized pile shoe for steel pipe piles. This thesis is a continuation of the work in the project.

As a part of this thesis, an experiment has been carried out with scaled down pile shoes that where made out of through-hardened tool steel. Three different types of pile shoes where driven into samples of Iddefjord granite. A 71,8 kg weight was dropped numerous times from a height of 40 cm on top of the pile shoes. Between each drop, the penetration into the rock was measured. One of the pile shoes did not tolerate the driving. This pile shoe had a relatively sharp tip, which caused an exceedance of the material capacity in this area. The two types of pile shoes that tolerated the driving showed almost no signs of damage. Compared to previous experiments in the project with case hardened pile shoes this was the most beneficially effect of through hardening. Both massive and hollow pile shoes where tested, but it was not possible to determine which type was the best because the results varied too much.

Numerical analyses of the experiment was carried out in the finite element program Abaqus. The goal of the numerical analyses was to simulate a series of drops. An axisymmetric model was created, where analytical rigid piles hit a mass of granite. The analytical rigid piles were loaded with a force that was supposed to represent the dropped weight from the experiment. Based on the results from the analysis it was decided that this model managed to simulate the load transmission in the system correctly. Based on the available material data it was decided to focus on the behaver of the granite. The analysis was carried out with three different material models for the granite. Analysis with the two different pressure dependent yield criterions, Mohr-Coulomb and Drucker-Prager, showed that these are acceptable to use if the assignment is to simulate one hit, but they are too stiff for simulations of multiple hits. Cap Plasticity was the third material model that was studied. This is a modified version of the Drucker-Prager with the addition of a cap that gives a pressure limitation. Several attempts of analysis with the Cap Plasticity model was carried out, but they all aborted because of element distortion. The reason for this was most likely a singularity problem in the contact surface between the pile tip and the granite.

NTNU
Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet

Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi

Institutt for konstruksjonsteknikk

MASTEROPPGAVE VÅREN 2015

Adam Al-Saadi

Stålrørspeler med pelsko - innmeisling av fjellspiss

Pile shoe – pile tip penetration in rock surface

1. Bakgrunn

Fundamentering med peler brukes der det skal bygges eller fundamenteres på tykke lag med løsmasser og hvor det ikke kan graves ut og fundamenteres helt ned på fjellet. Peler er ofte laget av stål eller betong, eller stålrør som støpes ut med betong. Pelene borres ned eller rammes ned ved hjelp av en pelemaskin med et fall-lodd, med slag som utføres etter en standardisert prosedyre. Dette omfatter valg av loddvekt, tilført slagenergi, antall slag og antall slagserier, med kontroll av nedsynking og et avslutningskriterium. Peler som er spissbærende bærer aksiallast ved at spissen av pelen rammes ned til og et stykke inn i fjellgrunnen, hovedsakelig for å unngå sideveis skrens i tilfelle skrå fjelloverflate, og for å sikre anlegg mot hele pelspissen. Nedrammingen og innmeislingen i fjelloverflaten kan medføre store dynamiske påkjenninger på pelen og pelspissen, og det er knyttet betydelig usikkerhet til hvordan både pelrøret og pelspissen oppfører seg.
Oppgaven er en fortsettelse av temaene fra flere tidligere masteroppgaver. Det skal sees videre på hvordan ulike pelsko og pelspisser oppfører seg ved penetrasjonen i fjellet. Her kan det sees på detaljutførelsen av pelskoen og pelspissen, ulike materialkvaliteter og hardheter for stålmaterialet i pelspissen, og hvordan egenskapene til fjellet er og hvordan stålspiss og fjell virker sammen.

2. Gjennomføring

Oppgaven kan gjennomføres med følgende elementer:

- Kort oppsummering av tidligere studentarbeider.
- Gjennomgang av beregnings og dimensjoneringsanvisninger for peler.
- Vurderinger og beregninger for alternative pelspiss-utforminger.
- Forsøk i fallrigg i laboratoriet med pelspisser, komplettering og utvidelse av tidligere undersøkelser.
- Materialundersøkelse for pelspissmaterialet (herdet og uherdet spiss).
- FE simuleringer av peler og pelspisser for å forklare oppførselen til disse.

Kandidaten kan i samråd med faglærer velge å konsentrere seg om enkelte av punktene i oppgaven, eller justere disse.

3. Rapporten

Oppgaven skal skrives som en teknisk rapport i et tekstbehandlingsprogram slik at figurer, tabeller og foto får god rapportkvalitet. Rapporten skal inneholde et sammendrag, evt. en liste over figurer og tabeller, en litteraturliste og opplysninger om andre relevante referanser og kilder. Oppgaver som skrives på norsk skal også ha et sammendrag på engelsk. Oppgaven skal leveres igjennom «DAIM».
Sammendraget skal ikke ha mer enn 450 ord og være egnet for elektronisk rapportering.

Masteroppgaven skal leveres innen 10. juni 2015.

Medveileder/prosjektleder (SVV) er Veslemøy Gardå.

Trondheim, 21. januar 2015

Arne Aalberg
Førsteamanuensis, faglærer

Forord

Denne masteroppgaven ble skrevet våren 2015 ved Institutt for konstruksjonsteknikk, og er det avsluttende arbeidet av en 2-årig mastergrad ved Norges Teknisk- Naturvitenskapelige Universitet (NTNU). Oppgaven er skrevet for Statens vegvesen.

Jeg valgte denne oppgavene fordi det var en forskningsoppgave med mange utfordringer, både med laboratorieøvelser og numeriske analyser. Det var ekstra motiverende at bakgrunnen for oppgaven var reelle problemstillinger. Det har vært en veldig lærerik prosess, spesielt arbeidet med å anvende teori i praktiske problemer.

Det er flere personer jeg vil takke for hjelp til å gjennomføre denne masteroppgaven. Jeg ønsker å takke min veileder, førsteamanuensis Arne Aalberg for god oppfølging og veiledning. Jeg vil takke alle de ansatte ved Institutt for konstruksjonsteknikk som har bidratt med faglige innspill. Jeg ønsker også å takke overingeniør Trygve Lindahl Schanche fra Institutt for matrealteknologi for opplæring til å utføre hardhetsmålinger. Til slutt vil jeg takke Marion Fourmeau fra SINTEF og Dmitry Tkalich fra Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi for råd og tips rundt de numeriske analysene av pelspissene.

Trondheim, 10.06.2015

Adam Al-Saadi

Innhold

Symboler V
Figurer IX
Tabeller XI

1 Innledning 1
2 Bakgrunn 3
2.1 Tidligere masteroppgaver 3
2.1.1 A.K. Forseth – 2009 3
2.1.2 S.J. Tveito – 2010 4
2.1.3 E.F. Haare – 2012 5
2.1.4 O.M. Fremgård – 2014 6
2.2 Peler 7
3 Herding av stål 9
3.1 Gjennomherding 9
3.2 Overflateherding 10
3.2.1 Induksjonsherding 10
3.2.2 Settherding 10
3.3 Hardhet 11
4 Støtbølgeteori 12
4.1 Refleksjon og superposisjon av bølger 14
4.2 Eksempel – spenningsbølger i en innspent stav 16
5 Elementmetoden 18
5.1 Dynamisk analyse 18
5.2 Kontaktproblem 20
6 Materialmodeller 21
6.1 Von Mises flytekriteriet 22
6.2 Mohr-Coulomb flytekriteriet 23
6.3 Drucker-Prager flytekriteriet 24
7 Forsøk 27
7.1 Gjennomføring av forsøk 27
7.2 Nedskalerte pelspisser 29
7.2.1 Måling av hardhet 30

7.3 Resultater ... 36
7.3.1 Nøkkeltall ... 36
7.3.2 Observasjoner fra fallseriene ... 37
7.3.3 Sammenligning av fallserier ... 41
7.4 Feilkilder ... 48
7.5 Diskusjon ... 49
8 Numeriske beregninger og simuleringer ... 51
8.1 Simulering av teori ... 51
8.2 Simulering av ett slag ... 54
8.2.1 Valg av modelleringsmetode ... 55
8.2.2 Materialparameter brukt i Abaqus ... 59
8.3 Simulering av loddkraften ... 64
8.4 Simulering av flere slag ... 69
8.4.1 Forbedringer på modellen ... 69
8.4.2 Analyse av påført loddkraft ... 72
8.4.3 Analyse av materialmodellene ... 79
8.5 Diskusjon ... 86
9 Konklusjon ... 87
9.1 Forsøk ... 87
9.2 Numeriske beregninger og simuleringer ... 87
10 Videre arbeid ... 89
10.1 Forsøk ... 89
10.2 Numeriske beregninger og simuleringer ... 89

Referanser ... 91

Vedlegg ... i
Vedlegg A: Materialprøver til hardhetsmålinger ... i
Vedlegg B: Avsagede stålbeholdere med betong og granittprøver ... iii
Vedlegg C: Kraterdannelse i granittprøvene ... iv
Vedlegg D: Forsøkspelene etter fallseriene ... vi
Vedlegg E: Innledende forsøk ... x

Symboler

Kapittel 4

N	aksialbelastning
df_I	endring i massetreghet
dx	en del av stavelementet
du	lengdeendring i x-retning
dt	endring i tid
m	masse
a	akselerasjon
ü	akselerasjon
ρ	massetetthet
A	tverrsnittsarealet
E	elastisitetsmodul
σ_x	spenning i x-tening
ε_x	tøyning i x-retning
c	bølgeforplantningshastigheten
u(x,t)	D'Alemberts løsning for den endimensjonale bølgeligningen
σ(x,t)	spenningen i staven som en funksjon av lengden i x-retning og tiden
v(x,t)	partikkelhastigheten i staven som en funksjon av lengden i x-retning og tiden
σ_I, v_I	innkommende spenning og partikkelhastighet ved en diskontinuerlig overgang
σ_R, v_R	reflektert spenning og partikkelhastighet ved en diskontinuerlig overgang
σ_T, v_T	transmittert spenning og partikkelhastighet ved en diskontinuerlig overgang
A_1, ρ_1, c_1	tverrsnittsverdier ved tverrsnitt 1
A_2, ρ_2, c_2	tverrsnittsverdier ved tverrsnitt 2

Kapittel 5

$\lfloor \mathbf{M} \rfloor$	massematrise
$\ddot{D}(t)$	akselerasjonsvektor
$\lfloor \mathbf{C} \rfloor$	dempingsmatrise
$\{\dot{D}(t)\}$	fartsvektor
$\lfloor \mathbf{K} \rfloor$	stivhetsmatrise
$\{D(t)\}$	forskyvningsvektor
$\{\mathbf{R}^{ext}(t)\}$	ytre kraftvektor
t	tid
Δt	tidsinkrement
Δt_{cr}	det kritiske tidsinkrement
ω_{maks}	den største egenfrekvensen til et system.

ξ	graden av demping i et system.
ν	Poissons forhold
c	bølgeforplantningshastigheten
L^e	lengden på det miste elementet i systemet
C_n	Courant nummeret
Π_p	potensielle energien i et system
m	masse
k	fjærstivhet
u	forskyvning i kraftretningen
g	tyngdekraftsakselerasjonen
h	høyde
α	straffeparemeteren
$F_{Kontakt}$	kontaktkraften i et system når straffemetoden benyttes

Kapittel 6

σ_1, σ_2, σ_3	hovedspenninger
σ_y	grenseverdien for flytspenningen
τ	skjærspenning
c	kohesjonen i materialet
φ	materialets indre friksjonsvinkel
σ_t	strekkspenning (*tension cutoff*-verdi)
α	en parameter for trykksensitiviteten i materialet
J_2	den andre invariante av den deviatoriske spenningstensoren
I_σ	den første spenningsinvarianten
σ_{nm}	spenningene i spenningsmatrisen, n =1,2,3 og m = 1,2,3

Kapittel 7

HB	inntrykkshardhet målsatt med Brinell
HV	inntrykkshardhet målsatt med Vickers
HRC	inntrykkshardhet målsatt med Rockwell C
Ø30	indikerer at tverrsnittet er sirkulært med diameter på 30 mm

Kapittel 8

ν	Poissons forhold
c	bølgeforplantningshastigheten
L^e	lengden på det miste elementet i staven
L	den totale lengden av staven
ρ	massetetthet

A	tverrsnittsarealet
E	elastisitetsmodul
Δt	tidsinkrement
Δt_{cr}	det kritiske tidsinkrement
q	jevnt fordelt last
σ_0	initial spenning
C_n	Courant nummeret
m	masse
v	fart
g	tyngdekraftsakselerasjonen
h	høyde
τ_c	kohesjonen i materialet ved Mohr-Coulomb
φ	materialets indre friksjonsvinkel ved Mohr-Coulomb
σ_s	enaksial strakkapasitet
σ_t	enaksial trykkapasitet
ψ	dilatasjonsvinkelen
d	kohesjonen i materialet ved Drucker-Prager
β	materialets indre friksjonsvinkel ved Drucker-Prager
p_t	hydrostatisk strekkapasitet
σ_1, σ_2, σ_3	hovedspenninger
$\varepsilon_{vol}^{in}\|_0$	initial volumetriske inelastisk tøyning i materialet
α	overgangsparameter i Cap Plasticity modellen
R	beskriver formen på kulekappen
p_a	hydrostatisk trykkraft som angir hvor kappen starter
p_b	hydrostatisk trykkraft som angir hvor kappen stopper
K	faktor for fastningshastighet
ε_v^p	volumetrisk plastisk tøyningen
σ_0	initial grenseverdien for flytspenningen
Et	tangentmodul
ε_0	initial grenseverdien for tøyningen ved flyt
ε_f	bruddtøyning
σ_y	grenseverdien for flytspenningen
F_{maks}	den største kontaktkraften mellom loddet og pelen
q_{maks}	den største kontaktkraften som en jevnt fordelt kraft
A	tverrsnittareal
P	aksialbelastning
K_n	forhold mellom den største opplagerkreften ved slag 1 og slag n, n = 1, 2, 3, 4
P_n	maksimal opplagerkraft ved slag n, n = 1, 2, 3, 4
RF	opplagerkraft, *reaction force*

p	trykkspenning
τ	skjærspenning
Pressure	trykkspenning
PEEQ	ekvivalent plastisk tøyning
PEQC 1	ekvivalent plastisk tøyning som følge av brudd på Drucker-Prager kriteriet
PEQC 2	ekvivalent plastisk tøyning som følge av brudd på kulekappe-kriteriet
PEQC 3	ekvivalent plastisk tøyning som følge av brudd i overgangssonen
PEQC 4	Total ekvivalent plastisk tøyning når Cap Plasticity benyttes

Figurer

Figur 2.1 Standardisert hul fjellspiss [3] 7
Figur 2.2 Fjellspiss med finsk design [7] 8
Figur 4.1 Et aksialbelastet stavelement og dynamisk likevekt av del dx. 12
Figur 4.2 Et diskontinuerlig tverrsnitt 14
Figur 4.3 Innspent stav som blir belastet med en trykkraft i toppen 16
Figur 4.4 Spenningsutvikling i staven ved x = 1 m 17
Figur 5.1 Straffemetoden [13] 20
Figur 6.1 Arbeidskurven for to forskjellige materialer som går til brudd 21
Figur 6.2 Von Mises flytekriteriet illustrert for hovedaksene 22
Figur 6.3 Mohr-Coulomb kriteriet i skjær-trykk – planet 23
Figur 6.4 Forskjellen mellom Drucker-Prager og Mohr-Coulomb [4] 24
Figur 6.5 Drucker-Prager med en kulekappe 25
Figur 7.1 Fallriggen [4] 27
Figur 7.2 Tverrsnitt som viser fastholdingsmekanismen [4] 28
Figur 7.3 Forsøkspelenes geometri 29
Figur 7.4 Illustrering av et inntrykk i en Vickers hardhetsmåling [18] 30
Figur 7.5 Tegning som viser hvor hardhetsmålingene ble tatt på den nedskalerte pelspissen 31
Figur 7.6 Utvikling av hardhet over veggtykkelsen - overflateherdet, nedskalert pelspiss 32
Figur 7.7 Tegning som viser hvordan materialprøven ble skjært ut 33
Figur 7.8 Utvikling av hardhet over veggtykkelsen – overflateherdet, fullskala pelspiss 33
Figur 7.9 Utvikling av hardhet ved den ytre kanten – overflateherdet, fullskala pelspiss 34
Figur 7.10 Utvikling av hardhet over veggtykkelsen - gjennomherdet, nedskalert pelspiss... 35
Figur 7.11 Diagram for synk – Pel 1 38
Figur 7.12 Diagram for synk – Pel 1 med forboring 38
Figur 7.13 Bildet av bruddet i pel 2 etter det andre slaget i fallserie FA 5. 39
Figur 7.14 Diagram for synk – Pel 3 40
Figur 7.15 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på spissgeometri 41
Figur 7.16 Dimensjoner som ble målsatt 42
Figur 7.17 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på forboring 43
Figur 7.18 Skisse av kratrene i granitten etter 50 slag 43
Figur 7.19 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på herdemetode – Pel 1 44
Figur 7.20 Skader etter 50 slag – Pel 1 herdet på to forskjellige måter 45
Figur 7.21 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på herdemetode – forboret 45
Figur 7.22 Skader etter 100 slag – Pel 1 herdet på to forskjellige måter 46
Figur 7.23 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på herdemetode – Pel 3 47
Figur 7.24 Skader etter 50 slag – Pel 3 herdet på to forskjellige måter 48
Figur 8.1 Stav som er innspent i en ende og som blir utsatt for en trykklast 51
Figur 8.2 Spenningsutvikling ved midten av staven 52
Figur 8.3 Spenningsrespons som et resultat av en impulslast, når $t > t_{cr}$. 53
Figur 8.4 Illustrasjon av hvilke deler av en komponent som blir modellert i Abaqus 54
Figur 8.5 Komponentene som ble modellert ved simulering av ett slag 55
Figur 8.6 Tilpassing av den modellerte geometrien for bedre kontaktformulering i Abaqus . 55
Figur 8.7 Skjermbilder fra Abaqus av modellert pel i 3D 56
Figur 8.8 Skjermbilder fra Abaqus som viser randbetingelsene 56

Figur 8.9 Skjermbildet fra Abaqus som viser elementnettet til granittkomponenten 57
Figur 8.10 Tegning som illustrerer dilatasjon på mikronivå 59
Figur 8.11 Hyperbolisk form av Drucker-Prager kriteriet [23]. 60
Figur 8.12 Cap Plasticity kriteriet i skjær-trykk – planet 61
Figur 8.13 Fastning av Cap Plasticity 62
Figur 8.14 Spenning-tøyningskurver for Arnestålet [25] 63
Figur 8.15 Kontaktkraft over tid mellom lodd og pel 64
Figur 8.16 Amplituder til den jevnt fordelte kraften 65
Figur 8.17 Skisse av systemet i den forenklede beregning av kontaktkraften 66
Figur 8.18 Skjermbildet fra Abaqus av modell med påført kraft og stiv plate 67
Figur 8.19 Sammenligning av opplagerkraften fra simuleringer med og uten lodd 67
Figur 8.20 Inntrykket i granittens overflate etter ett slag fra simuleringer med og uten lodd. 68
Figur 8.21 Granitt-komponenten ved simulering av flere slag 69
Figur 8.22 Ny modellert pel til simulering av flere slag 70
Figur 8.23 Effekten av *Adaptiv meshing* 71
Figur 8.24 Loddkraften påført som en syklisk last 72
Figur 8.25 Konturplott av opplagerkreftene i modellen ved de fire første slagene, *Alt.1.* 73
Figur 8.26 Utvikling av kraterdybde (mm) over tiden (s) for 4 slag 74
Figur 8.27 Kraftamplituden ved alternativ 2 for kraftoverføring 75
Figur 8.28 Konturplott av opplagerkreftene i modellen ved de fire første slagene, *Alt. 2.* 76
Figur 8.29 Trykkspenninger i modellen etter fullført slag (t =0,0017 s) 77
Figur 8.30 Utvikling av trykkspenningene i granitten etter slaget 78
Figur 8.31 Markert referansenode for utdata til synk 79
Figur 8.32 Diagram for synk – sammenligning av flytekriterier 79
Figur 8.33 Konsekvensen av å bruke trykkavhengige materialmodeller uten kulekappe 80
Figur 8.34 Konturplott av resultatet fra simulering av ett slag med Drucker-Prager kriteriet 80
Figur 8.35 Konturplott av resultatet fra simulering av ett slag med Mohr-Coulomb kriteriet 81
Figur 8.36 Virkningen av å bruke *Cap Plasticity* modellen 81
Figur 8.37 Mislykket analyse med Cap Plasticity 82
Figur 8.38 Spenningsbildet av kontaktsonen rett før resultatet «eksploderer» 82
Figur 8.39 Forenklet lastamplitude 83
Figur 8.40 Trykkspenninger i kontaktsonen (t = 0,00024 s) 84
Figur 8.41 Ekvivalent plastisk tøyning i kontaktsonen – Cap Plasticity (t = 0,00024 s) 85

Tabeller

Tabell 2.1 Anbefalte dimensjoner på en hul fjellspiss i henhold til Peleveilederen 2012 [6]. .. 8
Tabell 3.1 De vanligste metodene for å beregne inntrykkshardhet av herdet stål 11
Tabell 4.1 Stavens geometri og materialegenskaper 16
Tabell 7.1 Forsøkspelene 29
Tabell 7.2 Legeringselementer i Arnestålet 29
Tabell 7.3 Sammendrag av Vickers hardhetsmåling 35
Tabell 7.4 Sammendrag av resultatene fra forsøket 36
Tabell 7.5 Oversikt over fallseriene og hvilke granittprøver de ble rammet mot 37
Tabell 7.6 Endring i geometri 42
Tabell 8.1 Geometri og materialegenskaper 51
Tabell 8.2 Elementer i aksesymmetri-modellen 57
Tabell 8.3 Elementer i 3D-modellen 58
Tabell 8.4 Nøkkeltall fra analysene av ett slag 58
Tabell 8.5 Egenskapene til Iddefjordgranitten 59
Tabell 8.6 Materialparametere til Mohr-Coulomb modellen 60
Tabell 8.7 Materialparametere til Druker-Prager modell 61
Tabell 8.8 De hydrostatiske grenseverdiene i Cap Plasticity modellen 62
Tabell 8.9 Materialparametere til Cap Plasticity modell 62
Tabell 8.10 Materialegenskapene til Arnestålet 63
Tabell 8.11 Materialegenskapene til loddet og betongen 64
Tabell 8.12 Loddkraften som en jevnt fordelt last 65
Tabell 8.13 Elementer i aksesymmetri-modellen ved simulering av flere slag 69
Tabell 8.14 Tidsstegene i Abaqus og den aktive pelen i det respektive tidssteget 75
Tabell 8.15 Nye hydrostatiske grenseverdier for trykkspenningene 83

1 Innledning

Denne masteroppgaven er en del av et forskning- og utviklingsprosjekt i regi av Statens vegvesen. Formålet med prosjektet er å øke kunnskapen rundt innmeisling av rammede stålrørspeler med bergspisser. Oppgaven er en videreføring av tidligere arbeid i prosjektet.

Masteroppgaven er innledet med bakgrunnen for oppgaven. I denne delen blir sammendrag av tidligere arbeid presentert og det blir gitt en introduksjon om peler. De fire neste kapitlene gir en teoretisk innføring i de mest sentrale emnene i oppgaven. For å øke kunnskapen rundt problemstillingen i prosjektet er det gjennomført forsøk med nedskalerte pelspisser av gjennomherdet stål. Utførelse av forsøket og resultatet fra forsøket er presentert i kapittel 7. Etter det ble det utført numeriske beregninger og simuleringer for å prøve og gjenskape forsøket. De numeriske analysene er utført i elementprogrammet Abaqus og fokuset er i hovedsak rettet mot å simulere en fallserie fra forsøket. Det er også utført en studie av ulike materialmodeller for fjell.

2 Bakgrunn

«Hensikten med FOU-prosjektet er å få en standardisert pelespiss for stålrørspeler. Stålrørspelene blir større og større og det blir stadig høyere laster per pel. Vi ønsker å verifisere at spissen tåler denne belastningen. Det er krevende å beregne den dynamiske belastningen spissen blir utsatt for, og det gjøres derfor sjelden (aldri). Hvis en pel blir overbelastet under ramming og rammes til vrak er dette svært kostbart. Ønske er derfor å dimensjonere en standardisert robust spiss. På denne måten kan en få en økonomisk gevinst ved "masseproduksjon" av samme type spiss, og forhåpentligvis unngå vrakpeler grunnet at pelespissen er underdimensjonert.» [1]

I en tidligere fase av prosjektet utførte Geovita beregninger på pelspissen etter empiriske modeller i Peleveilederen 2005 og 1991. Deretter utførte Aas-Jakobsen statiske beregninger av pelspissen i elementprogrammet Ansys. Etter det ble det utarbeidet fire masteroppgaver i forbindelse med prosjektet.

2.1 Tidligere masteroppgaver

2.1.1 A.K. Forseth – 2009

Den første oppgaven ble skrevet av Andreas Kildal Forseth i 2009 og handler om oppførselen til peler som blir rammet mot fjell, med hovedfokus på pelspissen [2]. Oppgaven ble innledet med teori om klassisk knekking og skallknekking. Det ble også gitt en gjennomgang av kritisk knekkspenning etter Eurokode 3. Videre ble det gjennomført analyse av en stålrørspel og en pelspiss i analyseprogrammet Abaqus.

Resultatet fra den lineære knekkingsanalysen av stålrørspelen i Abaqus ble deretter sammenlignet med de klassiske formlene fra knekkningsteorien og reglene fra Eurokode 3. Den lokale knekklasten fra klassiske formler ble noe høyere enn den som ble beregnet fra Abaqus. Ellers ble det registrert god overenstemmelse mellom Abaqus og klassisk global knekking og reglene fra Eurokode 3.

Etter at en ikkelineær statisk og dynamisk analyse ble utført konkluderte Forseth med at pelen vil tåle rammingen og at pelens lengde ikke vil påvirke analysen av pelspissen.

Analysen av pelspissen ble innledet ved detaljmodellering av en standard hul bergspiss utarbeidet av Geovita. Deretter ble det gjennomført statisk og dynamisk analyse av pelspissen mot en stiv plate og fjell. Resultatet av analysen viste at spissen ble utsatt for plastisk deformasjoner, men det ble konkludert med at den vil opprettholde tilstrekkelig statisk bæreevne for videre belastning. Undersøkelse av forsterkningsribbene til pelspissen viste at ribbene ikke var dimensjonerende for pelspissen, verken ved statisk eller dynamisk analyse. Kontroll av sveisen langs ribbene viste at det forekommer kapasitetsoverskridelse ved enkelte punkter, men dersom man regner kapasiteten til hele sveisen vil det holde. Det antas at spenningen vil fordele seg langs hele sveisen når stålet flyter, derfor ble det konkludert at sveisen hadde tilstrekkelig kapasitet.

Materialmodellen for fjell var meget forenklet, til tross for dette var det grunn til å tro at belastningen på spissen var i rett størrelsesorden. Siden materialmodellen ikke kunne beskrive sprekkdannelse og ulik styrke mot trykk- og strekkbrudd kunne man ikke se på hvordan fjellet deformerte seg under analysen.

2.1.2 S.J. Tveito – 2010

Et år senere skrev Sveinung Jørgensen Tveito sin oppgave, «Ramming av stålrørspeler med bergspisser mot fjell - Forsøk og numeriske analyser» [3]. Oppgaven ble innledet med teori om spenningsbølger og hvordan dette kan anvendes i pelramming. Det ble også skrevet om PDA (Pile Driving Analyzer), som et kontrollverktøy av pelen. Ved å loggføre akselerasjon og tøyning blir flere av pelens egenskaper analysert på bakgrunn av støtbølgeteori.

I forbindelse med oppgaven gjennomførte Tveito to separate forsøk, et fullskala forsøk ved en aktiv byggeplass og et nedskalert forsøk i laboratoriet. Ved forsøket i fullskala ble tre peler rammet ned direkte på fjell. Ruukki sto bak produksjonen av alle pelene og pelspissene. To av pelspissene som ble testet var utviklet av Geovita i henhold til peleveiledningen, enden på spissene var avfaset med 10 % vinkel. Den tredje pelspissen ble designet av Ruukki, her var tuppen utført med påleggssveis i stedet for å være avfaset. Det ble satt ned dybler i forkant av rammingen, slik at pelene ikke skulle forskyves horisontalt. Etter utført forsøk ble peler og pelspisser inspisert og det ble ikke funnet skader som ville være kritiske for fremtidig bæreevne. På alle pelene ble det montert PDA-måler og strekklapper for å måle akselerasjon, tøyning og spenning. Oppmålingen fra pel 1 ga de mest pålitelige verdiene, derfor ble disse benyttet videre i oppgaven.

Det nedskalerte forsøket ble utført for å kartlegge hvilken effekt pelspissen har for penetrasjonsegenskapene ved ramming, og for å undersøke effekten av forboring i fjellet. Det ble benyttet forenklede modeller av pelspissen, hvor spissemnene hadde omtrent samme diameter/tykkelses-forhold som pelspissene i fullskala forsøket. Det var to forskjellige varianter av spissen, butt og avfaset med 10 % vinkel. Begge variantene ble testet med og uten forboring, så totalt ble det gjennomført fire slagserier. Resultatet av forsøket ga ikke noe klart svar på hva som er den beste løsningen med hensyn på pelspissens geometri eller bruken av forboring, ettersom oppmålte resultater spriket for mye.

Etter at forsøkene var gjennomført ble det utført en numerisk analyse av fullskala forsøket. I første omgang ble det modellert et rør for å kontrollere spenningsbølgeteorien. Resultatet viste god korrelasjon med teorien. Videre ble det modellert en basismodell med utgangspunkt i pel 1 fra fullskala forsøket. De første resultatene viste noe høyt spenningsnivå, dette skyldes at det i enden av spissen ble benyttet en stiv plate i stedet for fjell. Det ble også gjennomført analyser hvor pelspissen traff et fjellvolum og resultatet av disse analysene ga god overensstemmelse med de målte verdiene fra forsøket. Materialmodellen for fjellvolumet ble forenklet ved å benytte en enkel elastisk-perfekt plastisk modell.

2.1.3 E.F. Haare – 2012

Den tredje oppgave ble skrevet av Erik Feyling Haare i 2012 [4]. I tillegg til å se på hvordan pelspissen penetrerer fjell, var en stor del av denne oppgave å forbedre materialmodellene som ble brukt i de tidligere masteroppgavene. Derfor ble det skrevet om oppførsel og modellering av fjell i teoridelen av denne oppgaven.

I forkant av et nedskaler forsøk av pelspisser ble det utført en innledende analyse i Abaqus for å kontrollere om de tenkte dimensjonene på pelspissene og forsøksmaskinen ville holde. I analysen ble det modellert en nedskalert pelspissen som ble utsatt for en belastning tilsvarende et fallende lodd. Massen og fallhøyden til loddet ble variert for å se på konsekvensen av dette. I tillegg ble analysen utført med to materialmodeller for fjellet, elastisk og elastisk-perfekt plastisk. Resultatet av den innledende analysen ble at dimensjonen på testpelene måtte økes og testmaskinen måtte byttes ut mot en med høyere slagkraft.

Ved forsøket med de nedskalerte pelspissene ble det totalt utført 14 fallserier à 50 slag mot tre typer stein; Iddefjordgranitt, grønnstein og kvartskeratofyr. Alle pelspissene var av overflateherdet stål og det var 3 alternativer på spissavslutningen; hul og avfaset med 10 grader, hul og rett eller massiv og rett. Ved noen av fallseriene var det forboret, både med og uten dybel, for å se på effekten av dette. I tillegg ble to av fallseriene utført mot skråstilt stein. Oppmålingene fra forsøket viste at de hule spissende hadde bedre nedtrengingsegenskaper enn den massive endeløsningen mot granitt. I forhold til forboring, viste resultatene at det vil bli bedre innmeisling og massefortrengning med forboring. To av forsøkene ble utvidet med 50 ekstra slag og her ble det oppdaget at synkmålet flatet ut etter hvert. Til slutt ble tre strekkprøver gjennomført for å kontrollere flytegenskapene til stålet som ble brukt, både med og uten herding. Verdiene fra strekkprøven ble senere brukt i dataanalysen.
Basert på forsøket ble det konkludert at forboring med dybel og en hul pelspiss er å anbefale.

Videre ble det gjennomført en analyse i Impetus, på bakgrunn av programmets egenskaper i forhold til materialmodeller for stein. Holmquist-Johnson-Cooks betongmodell ble valgt fordi den tar hensyn til sprø materialers egenskaper. Det ble gjennomført analyser med granitt og betong. Resultatet fra analysen ga i relativt stor grad like verdier som ble innhentet fra forsøket. Det ble konkludert med at materialmodellen for granitt var noe stiv, mens betongens stemte meget bra.

2.1.4 O.M. Fremgård – 2014

Den siste masteroppgaven i rekken er «Pelspisser av stål rammet i fjell: Forsøk og numeriske analyser», skrevet av Ole Marius Fremgård i 2014 [5]. Denne oppgaven inneholder et omfattende litteraturstudie av flere temaer, deriblant er noe av teorien bak spenningsbølgeteori og elementmetoden blitt omtalt. Det ble også gitt en gjennomgang av aktuelle regelverk for dimensjonering av peler og dimensjoneringskriterier fra Peleveiledningen (2012) og Eurokoder med norsk standard ble presentert.

I denne oppgaven ble det også gjennomført et nedskalert forsøk av pelspisser for å bygge videre på tidligere forskning. Det var av interesse å se på hvilke effekter valg av geometri, herding og forskjellige bergarter har for nedtrengingsevnen. Til å begynne med ble det utført en kontroll av forsøket fra oppgaven til Haare, rett og hul spiss mot granitt, forsøksresultatet viste tilnærmet identiske verdier. Deretter ble det gjennomført fire slagprøver med to forskjellige massive spissgeometrier, kuleformet og avfaset. Begge spisstypene ble rammet mot granitt og grønnstein. Med tanke på at det kun ble utført en fallserie mot hver bergart og resultatet av disse ikke ga noe klare differanser var det vanskelig å trekke noen konkrete konklusjoner. I motsetning til tidligere forsøk ble de påførte skade på den avfasede spissen større ved ramming mot granitt i forhold til grønnstein. Generelt ble det registrert at de massive spissene hadde en god nedtrengningsevne på de første slagene, for så å gradvis avta.

Den numeriske elementanalysen i denne oppgaven tar utgangspunkt i tidligere analyser fra oppgaven til Tveito. Målet var å forbedre materialmodellen for fjellet. Det ble modellert en P10A pel i full skala, som ble rammet av et lodd mot et fjellvolum. For fjellvolumet ble det valgt å bruke en Mohr-Coulomb plastisk materialmodell. Flytspenningen i en slik materialmodell øker med det hydrostatiske trykket, slik at det blir vanskeligere å deformere elementene under høyt trykk.
Videre ble resultatet av det simulerte slaget sammenlignet med resultatet fra fullskalaforsøket i masteroppgaven til Tveito. Det viste seg at Mohr-Coulomb materialmodellen ga mer realistiske resultater sammenlignet med den elastisk-perfekt plastisk materialmodellen.
I tillegg ble det foreslått et alternativ design for pelspissen, hvor forsterkningsribbene ble byttet ut mot en omvendt kjegle som lignet på en trakt. Resultatet fra analysene av de to alternativene var relativt like og det ble ikke konkludert med hvilket alternativ som var best.

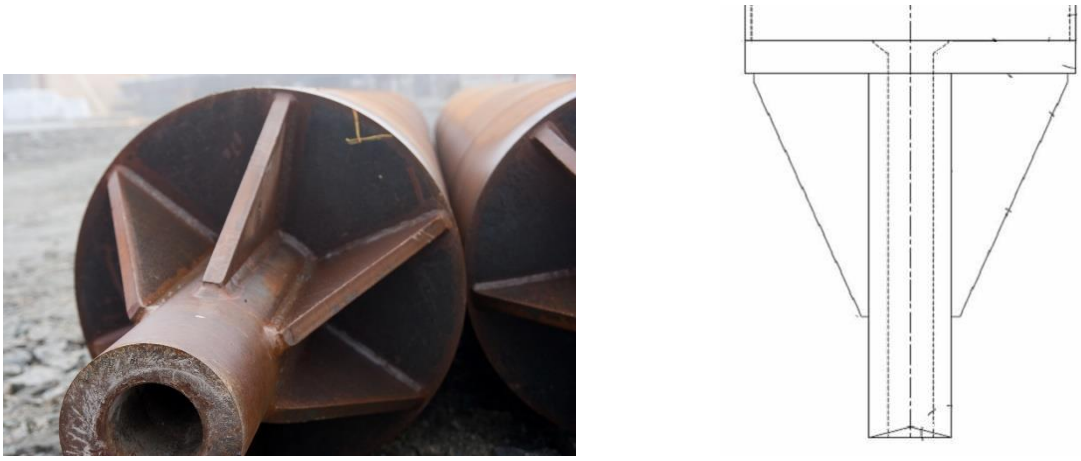
2.2 Peler

Peler benyttes som fundamenteringsløsning for konstruksjoner som er utsatt for store aksialkrefter og med dårlig grunnforhold, hvor avstanden ned til bæredyktig grunn er lang. Generelt sett er det to ulike måter peler overfører krefter ned i grunnen på, gjennom spissen eller som friksjon langs pelens overflate. Hvilken type kraftoverføring og peltype som velges avhenger i hovedsak av grunnforhold og påførte laster. [6]

I denne oppgaven skal det forskes videre på inntrengingsegenskapende til stålrørspeler som rammes ned i fjell. Stålrørene som benyttes i slike peler har vanligvis en diameter i størrelsesorden 600 mm til 1200 mm. Etter at stålrørspelene er rammet til endelig posisjon er det er vanlig at disse blir armert og støpt med betong. Dette medfører at de har en meget høy aksialkapasitet. I tillegg har de en god knekkstivhet sammenlignet med andre peltyper og kan derfor brukes frittstående gjennom vann ned til dybder på 30-50 meter.

Ramming av stålrørspeler blir normalt utført ved bruk av store hydrauliske fallodd med høy virkningsgrad og loddtyngde på 70 – 140 kN. Ved nedramming av stålrørspeler kan det være nødvendig å fylle røret med vann for å unngå oppdrift av pelen.

Peler som rammes ned i fjell må styrkes med en fjellspiss. Formålet med en fjellspiss er å etablere sikker feste og kraftoverføring til fjell for den permanente pelen. Pelspisser som skal innmeisles i fjell kan utformes på flere måter, peleveilederen omtaler både hule og massiv endeløsninger. I Norge er det vanlig å bruke en standard pelspiss utformet i henhold til Peleveiledningen, figur 2.1 viser et eksempel på en standard hul fjellspiss. [6]



Figur 2.1 Standardisert hul fjellspiss [3]

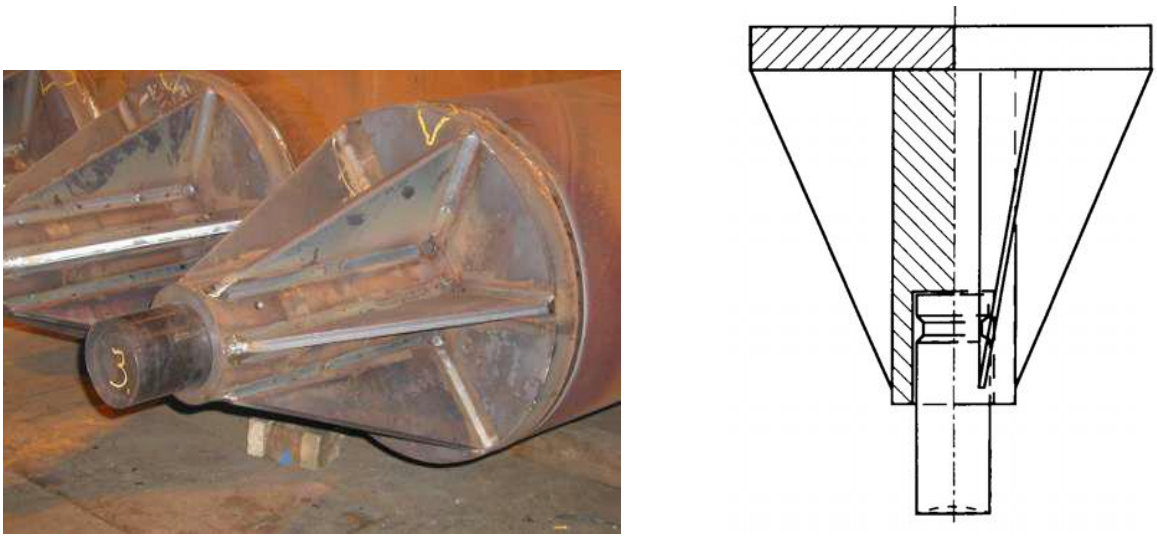
Fjellspisser består av en bunnplate som festes til stålrøret og et emnerør som avstives med støtteribber. Den påførte aksialkraften i stålrøret blir overført til pelspissen gjennom bunnplaten og støtteribbene. Tabell 2.1 gir en idé om dimensjonen til de ulike komponentene i en fjellspiss.

Tabell 2.1 Anbefalte dimensjoner på en hul fjellspiss i henhold til Peleveilederen 2012 [6].

Komponent	**Dimensjon**	**Gjelder for [mm]**	**Eksempel; Ø814x14,2 [mm]**
Emnerør/pelspissen	Samme areal som stålrøret		D = 219
Tykkelse bunnplate	T = 0,1Ø	$60 \leq T \leq 100$	81
Lengde støtteribber	R = Ø – D		595
Fri lengde pelspiss	S = 1,5D		329
Total lengde spisskonstruksjon	L = T + R + S		1005
Tykkelse støtteribber	P = 0,035Ø	$20 \leq P \leq 35$	28,5
a-mål sveiser	a = 0,012Ø	$6 \leq a \leq 12$	9,8

Her er Ø = pelens diameter (rørdiameter) og D = spissens utvendige diameter

I tillegg til spissalternativene som blir omtalt i den norske peleveiledningen finnes det andre muligheter. I Finland har det lenge vært vanlig å bruke en løsning hvor en herdet dybel settes inn i emnerør. Dette gjøres for å forbedre nedtrengningsevnen til pelen. Dybelen blir fastholdt av en gjennomgående bolt. Figur 2.2 illustreres hvordan den finske fjellspissen ser ut. Foruten den innsatte dybelen er utformingen av fjellspissen meget lik den standardiserte hule fjellspissen som brukes i Norge.



Figur 2.2 Fjellspiss med finsk design [7]

3 Herding av stål

Et sentralt tema ved de siste arbeidene i FOU-prosjektet har vært å undersøke hvilken innvirkning herding av pelspisser har på nedtrengningsevnen. Hittil er det utført forsøk med pelspisser av overflateherdet stål. I denne masteroppgaven skal det bygges videre på dette forskningsarbeidet og effekten av gjennomherding vil bli studert. Dette kapittelet gir en gjennomgang av de mest sentrale metodene for herding av stål ved varmebehandling og metodene for å målsette hardheten.

3.1 Gjennomherding

Ved gjennomherding vil hele tverrsnittet av stålet bli herdet. Det er kun stål med karboninnhold høyere enn 0,3% som er herdbare med denne metoden. Gjennomherding forgår i hovedsak i tre trinn [8].

1. Først blir stålet varmet opp slik at det er i fullstendig austenittisert tilstand, dette skjer rundt 720-930 °C.
2. Deretter blir stålet bråkjølet i vann eller olje. Det medfører at stålet får en nålestruktur, som fører til at stålet blir veldig hard og sprøtt. Denne strukturen blir omtalt som martensitt. Stålet har nå gått fra å ha en kubisk flatsentrert struktur til å ha et romsentrert gitter, hvor karbonatomene ligger mellom jernatomene og tvinger dem fra hverandre. Det er denne tilstanden av tvang i gitteret som medfører at martensittstålet har de egenskapene det har. På stålets overflate vil martensittinnholdet være 100 %, for så å gradvis avta inn mot kjernen. Herdedybde er avstanden fra overflaten og inn til området med omtrent 50 % martensitt. Det er avkjølingshastigheten som avgjør herdedybden, for karbonstål vil dybden vanligvis være 2 til 5 mm.
3. Til slutt er det vanlig å gjøre stålet seigere ved anløping. Det vil si at stålet blir varmet opp til en relativ lav temperatur, for så å bli avkjølt igjen, denne gangen i en lavere hastighet. Anløping fører til at strukturen endres, den blir endret fra martensitt til sementitt og ferritt. Dette fører igjen til at hardheten av stålet reduseres og seigheten økes. I hvilken grad denne omdannelsen fremtrer avhenger av tiden og temperaturen på avkjølingen.

3.2 Overflateherding

Ved overflateherding blir kun et tynt sjikt på overflaten herdet. Stål som er overflateherdet har et slitesterkt og hardt «skall» rundt en seig kjerne. Prinsipielt finnes det to metoder for å overflateherde stål. Begge er en form for varmebehandling, men den ene metoden innebærer at overflatens kjemiske sammensetning endres.

3.2.1 Induksjonsherding

Stålkomponenten blir varmet opp på overflaten som et resultat av at en spole med høyfrekvent vekselstrøm føres over komponenten. Oppvarmingen skjer som et resultat av induksjon av virvelstrømmer i overflaten ved det magnetiske vekselfeltet. Denne induksjonen fører til at overflaten rask blir varmet opp til herdetemperatur. Videre blir avkjølingen utført med vann. Siden det er forskjellig temperatur på overflate og i kjernen ved herding, vil ikke kjernen herde, men forbli seig. Ved induksjonsherding er det krav til at karboninnholdet i stålet er høyt nok, rundt 0,4 – 0,5 %.

Et alternativ til induksjonsherding er flammeherding, forskjellen mellom metodene er hvordan oppvarmingen forløper. Ved flammeherding blir overflaten varmet med gassflammer, avkjøling skjer på normal måte. [8]

3.2.2 Settherding

Denne metoden for overflateherding fungerer kun på ståltyper med lavt karboninnhold, slik at kjernen ikke blir herdet. Dette er en herdeprosess som innebærer at stålets kjemiske sammensetning blir endre på overflaten, og den blir utført i tre steg:

1. Først blir stålet utsatt for karbonisering. Som innebærer at stålet blir varmet opp til omtrent 900 °C, hvor stålets overflate vil ta opp karbon fra omgivelsene. Det vanligste er at stålet settes i en ovn fylt med karbonangivende gass. Karboniseringsdybden vil normalt variere mellom 0,2 og 2 mm.
2. Deretter følger avkjøling, som kan utføres på flere måter avhengig av hvilke egenskaper stålet skal ha. Det vanligste er avkjøling i vann eller olje, men det er også mulig å gjøre det ved lufting.
3. Til slutt kommer anløping, som blir utført på samme måte som for gjennomherding.

Det første steget kan erstattes med karbonitrering. Karbonitrering brukes først og fremst til ulegert stål, og tilfører stålets overflate både karbon og nitrogen. [8]

3.3 Hardhet

I forbindelse med pelspisser blir begrepet hardhet definert som inntrykkshardhet, det er motstanden mot permanent inntrykk under statisk eller dynamisk last. Inntrykkshardheten bestemmes ved at et legeme blir presset mot en prøveflate på stålet. Videre blir inntrykket som legemet har meislet oppmålt. Tabell 3.1 viser fremgangsmåten i de vanligste metodene som blir benyttet til hardhetsoppmåling av herdet stål. [9]

Tabell 3.1 De vanligste metodene for å beregne inntrykkshardhet av herdet stål

Metode	**Brinell**	**Vickers**	**Rockwell C**
Legeme	Kule av stål eller hardmetall 10 mm diameter (D)	Diamant i form av en 136° pyramide	Diamant i form av en 120° kjegle
Last i *kp* (F)	3000*	30	150
Belastningstid i *sek*	10 - 15	10 - 15	3 - 5
Pålastningstid i *sek*	Ca. 10	Ca. 10	3 - 5
Forlast	-	-	10
Målestørrelse	diameter (d)	diagonal (d')	dybde (e)
Avlesning av H fra	tabell	tabell	direkte
Hardhetstall H	$\frac{2F/\pi D}{D-\sqrt{D^2-d^2}}$	$\frac{1{,}854F}{d'^2}$	-
Symbol	HB	HV	HRC
Midlere usikkerhet	±2%	±3%	±2HRC

*Kraften avhenger av hvilken diameter som velges for kulen. For stål skal $F/D^2 = 30$.
- Verdiene i tabellen er hentet fra *Bygningsmaterialer: kompendium i TBA4122* [9]

I henhold til peleveiledningen skal fjellspisser ha en Brinellhardhet på minimum 320 HB, det utgjør omtrent 35 HRC (Rockwell C) og 340 HV (Vickers) ifølge konverteringstabeller [6, 10].

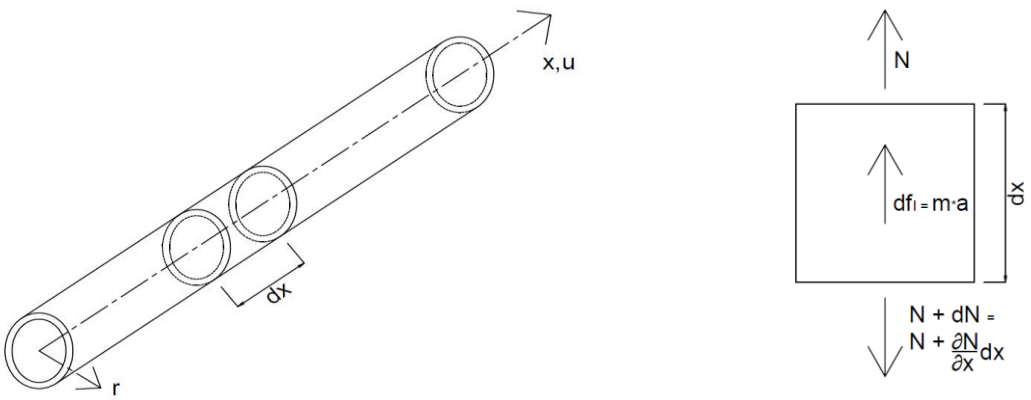
4 Støtbølgeteori

Stålrørspeler med fjellspisser blir utsatt for store støtlaster når de rammes ned i fjell. Det er da viktig å kontrollere at pelene ikke blir overrammet og ender opp som vrakpeler. Peleveiledningen angir støtbølgeteori som en mulig fremgangsmåte for å finne spenningene som oppstår i pelen ved ramming.

Teorien om spenningsbølger som vil bli gjennomgått i dette kapittelet er hentet fra Langseth og Clausen [11].

Det er gjort noen forutsetninger for teorien som vil bli gjennomgått:

- Peler er som regel lange og relativt slanke. Derfor kan de vurderes som endimensjonale staver med krefter og forskyvning kun i lengderetning, langs x-aksen på figur 4.1.
- Tverrsnittet i staven vil bevege seg som et plan, det vil si at hele tverrsnittet vil få en forskyvning *u(x,t).*
- Hookes lov gjelder, som innebærer et lineært, elastisk materialet.



Figur 4.1 Et aksialbelastet stavelement og dynamisk likevekt av del dx.

Figur 4.1 illustrerer ligningen for den dynamiske likevekten til stavelement med lengde dx, massetreghet df_I og aksialbelastning N.

$$-N + N + \frac{\partial N}{\partial x}dx - df_I = 0 \quad \leftrightarrow \quad \frac{\partial N}{\partial x}dx = df_I \tag{4.1}$$

Endring i treghetskraft kan formuleres som df_I = m*a= ρAdx*ü. I tillegg kan aksialkraften omskrives til $N = \sigma_x A = \varepsilon_x EA = \frac{\partial u}{\partial x}EA$. Ved å innføre disse omformuleringene for df_I og N i utrykk 4.1 fås følgende differensialligning:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\partial u}{\partial x}EA\right) = \rho\, A\, ü \tag{4.2}$$

Forutsatt at aksialstivheten til staven er konstant, kan EA trekkes ut av parentesen og gi utrykk 4.3.

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} * \frac{E}{\rho} = \frac{\partial u^2}{\partial t^2} \tag{4.3}$$

Videre kan bølgeforplantningshastigheten, c, i materialet innføres i utrykk 4.3 og dermed fås den endimensjonale bølgeligningen:

$$\frac{\partial u^2}{\partial t^2} = c^2 * \frac{\partial^2}{\partial x^2} \tag{4.4}$$

Bølgeforplantningshastigheten, c, beskriver hvor raskt den elastiske bølgen forplanter seg langs staven. Utrykk 4.5 viser hvordan bølgeforplantningshastigheten er definert.

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \tag{4.5}$$

D'Alemberts løsning, som presenteres i utrykk 4.6 er en mulig løsning for den endimensjonale bølgeligningen.

$$u(x,t) = f(x - ct) + g(x + ct) \tag{4.6}$$

Utrykk for funksjonene *f* og *g* etableres basert på initial- og randbetingelser for det aktuelle problemet. Etter at funksjonene *f* og *g* er bestemt er formen deres uavhengige av tiden *t* og posisjonen *x* langs staven. Det betyr at funksjonene vil vandre langs staven med hastighet *c* uten å endre form, som en konstant bølge. Betingelsene for at funksjonene ikke endrer form er at differensialligningen eller randbetingelsene ikke blir forandret. I tillegg må stavens stivhet, *EA*, forbli konstant.

Funksjonene i utrykk 4.6 representere to bølger som beveger seg i henholdsvis positiv og negativ x-retning. Som løsningen utrykker vil det totale resultatet oppnås ved å summere de to bølgene. En stav som blir utsatt for en støtlast mot en ende vil ha en initial løsning med kun en bølge. Hvis det antas at denne bølgen opptrer i stavens positive x-retning vil forskyvningene bli utrykt av 4.7.

$$u(x,t) = f(x - ct) \tag{4.7}$$

Dermed kan spenningen i staven utrykkes som en funksjon av lengden og tiden.

$$\sigma(x,t) = E * \varepsilon_x = E * \frac{\partial u}{\partial x} = E * f'(x - ct) \tag{4.8}$$

Videre kan utrykk 4.8 omskrives ved å satte inn et utrykk for partikkelhastigheten, v(x,t). Dette gjøres ved å erstatte $f'(x - ct)$ med $-v(x,t)/c$ og E med ρc^2.

$$\sigma(x,t) = E * f'(x - ct) = -\rho c^2 * \frac{v(x,t)}{c} = -\rho c v(x,t) \tag{4.9}$$

Partikkelhastigheten angir farten til hver materialpartikkel i staven. Utrykk 4.10 gir partikkelhastigheten i staven som en funksjon av lengden og tiden.

$$v(x,t) = \frac{\partial u}{\partial t} = -c * f'(x - ct) \tag{4.10}$$

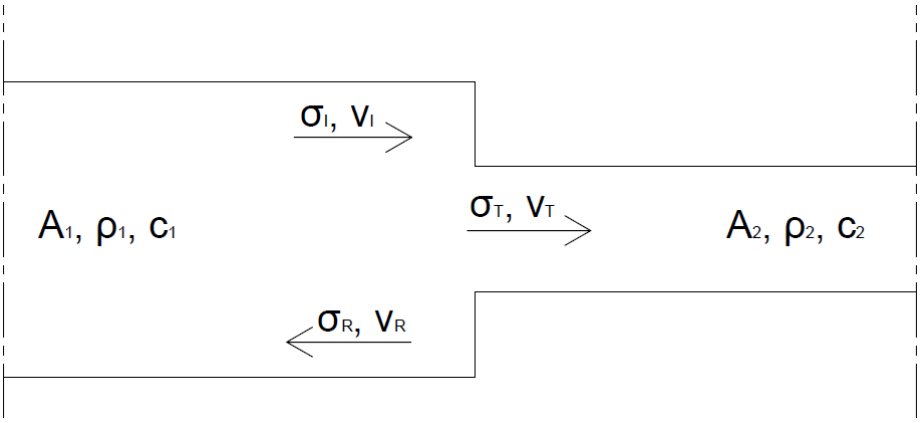
4.1 Refleksjon og superposisjon av bølger

Tidligere er det nevnt at en støtbølge forplante seg med konstant form frem til randbetingelsene endres. Dette delkapittelet vil gi et innblikk i hva som skjer når randbetingelsene endres. Når spenningsbølgen treffer en stavende vil den reflekteres og bevege seg motsatt vei. Det er randbetingelsene på stavenden som avgjør i hvilken grad spenningsbølgen blir reflektert. Under er det gitt to eksempler på randbetingelser og hvordan spenningsbølgene oppfører seg når de treffer de aktuelle randbetingelsene.

- Fri stavende: her vil summen av spenningene ved enden være null. Dette innebærer at spenningsbølgen som reflekteres vil endre fortegn, en strekkbølge vil bli reflektert som en trykkbølge.
- Innspent stavende: med denne randbetingelsen vil spenningen ved enden fordobles, en strekkbølge vil bli reflektert som en strekkbølge.

Begge disse randbetingelsene er idealisert, og vil sjeldent være aktuelle ved praktiske problemer. Vanligvis vil randbetingelsene være en mellomting, slik tilfellet er for rammede pelspisser. Ved ramming gjennom veldig løs masse vil spissen være tilnærmet fri, mens etter at pelspissen er godt innmeislet er den nesten innspent. Resultatet av en slik delvis innspent ende er en reflekter spenningsbølge med redusert amplitude i forhold til den innkommende bølgen.

Peler med fjellspisser har diskontinuitet i tverrsnittet. Dette er en annen faktor som påvirker oppførselen til spenningsbølgene. En innkommende spenningsbølge σ_I som treffer en overgang mellom forskjellige tverrsnitt vil bli omgjort til transmittert spenning σ_T, som forplanter seg videre inn i det neste tverrsnittet, eller til reflektert spenning σ_R. I hvilken grad spenningsbølgene blir reflekter avhenger av tverrsnittenes mekaniske impedans, ρc. Figur 4.2 illustrerer hva som skjer når en spenningsbølge treffer en diskontinuerlig overgang, hvor areal, tetthet og bølgeforplantningshastighet kan være ulik i de to tverrsnittene.



Figur 4.2 Et diskontinuerlig tverrsnitt

A – tverrsnittets areal
ρ – massetettheten i tverrsnittet
c – bølgeforplantningshastigheten
σ – spenning
v – partikkelhastighet

For spenningsbølger som beveger seg gjennom diskontinuerlige tverrsnitt gjelder følgende betingelser:

1. Det må være kraftlikevekt i overgangen.

$$A_1(\sigma_I + \sigma_R) = A_2\sigma_T \tag{4.11}$$

2. Det må være kompatibilitet mellom tverrsnittene, som betyr at partikkelhastigheten må være lik på hver side av overgangen.

$$v_I - v_R = v_T \tag{4.12}$$

Utrykket for spenningen i staven (4.9) kan bli brukt til å omformulere 4.12 ved å erstatte hastighetene med et utrykk for spenningene.

$$\frac{\sigma_I}{\rho_1 c_1} - \frac{\sigma_R}{\rho_1 c_1} = \frac{\sigma_T}{\rho_2 c_2} \tag{4.13}$$

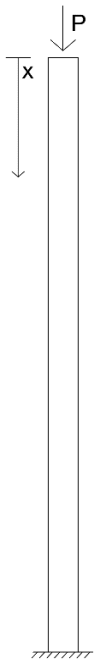
Sammen med ligningen for kraftlikevekt (4.11) er det nå to ligninger og tre forskjellige spenninger. Som regel vil den innkommende spenningen være kjent. Dermed kan de andre spenningene defineres ved å kombinere utrykk 4.11 og 4.13. Utrykk 4.14 gir den transmitterte spenningen og utrykk 4.15 gir den reflekterte spenningen.

$$\sigma_T = \frac{2A_1\rho_2 c_2}{A_1\rho_1 c_1 + A_2\rho_2 c_2}\sigma_I \tag{4.14}$$

$$\sigma_R = \frac{A_2\rho_2 c_2 - A_1\rho_1 c_1}{A_1\rho_1 c_1 + A_2\rho_2 c_2}\sigma_I \tag{4.15}$$

4.2 Eksempel – spenningsbølger i en innspent stav

Her vil det bli presentert et eksempel for å illustrere hvordan spenningsbølger forplanter seg i et stavelement. Staven blir aksialt trykkbelastet i toppen, som figur 4.3 viser. Alle verdiene som brukes i eksempelet er presentert i tabell 4.1.



Figur 4.3 Innspent stav som blir belastet med en trykkraft i toppen

Tabell 4.1 Stavens geometri og materialegenskaper

Beskrivelse	**Symbol**	**Verdi**	**Enhet**
Lengde	L	2	m
Tverrsnitt	A	0,01	m^2
Aksiallast	P	1 000	kN
Elastisitetsmodul	E	210 000	N/mm^2
Massetetthet	ρ	7850	kg/m^3
Bølgeforplantningshastigheten	c	5172,2	m/s

En statisk beregning av problemet vil gi en konstant trykkspenning langs staven på;

$$\sigma = P/A = 100\ N/mm^2$$

Denne spenningen vil forbli 100 N/mm^2 helt til lasten blir fjernet eller endret.

Dersom lasten er et resultat av en slagkraft vil støtbølger spille en vesentlig rolle for spenningsforløpet i staven ved en dynamisk beregning. På figur 4.4 vises hvordan spenningene endrer seg over tiden i stavtverrsnittet 1 meter fra kanten.

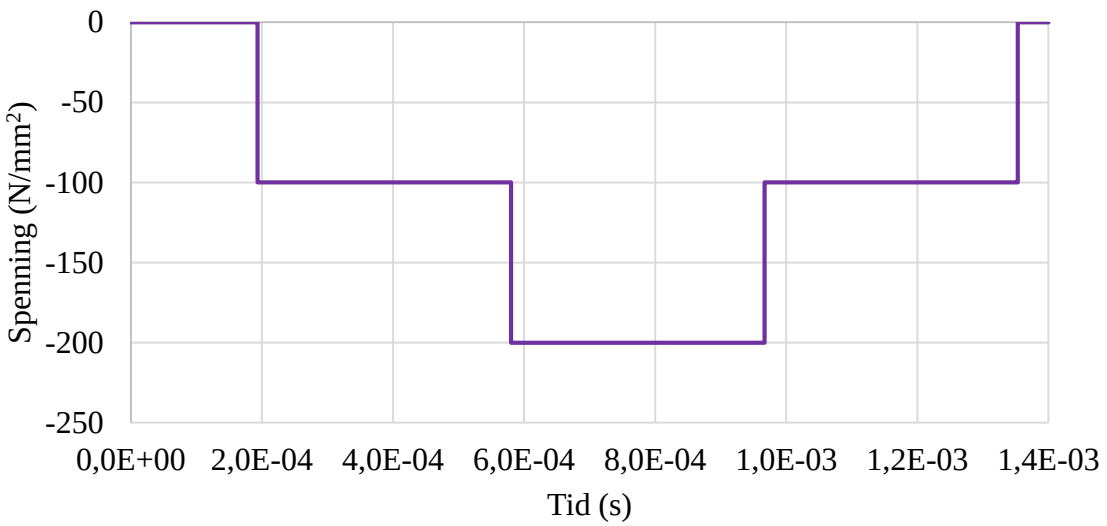
1. Ved t = 0 starter en spenningsbølge σ_0 (trykk) å vandre i positiv x-retning.
$$\sigma_0 = P/A = -\mathbf{100}\ \boldsymbol{N/mm^2}$$

2. Punktet vi studere ligger 1 meter fra belastet kant og vil da forbli spenningsfri helt til spenningsbølgen når x = 1 m, som skjer etter;
$$t_1 = \Delta x/c = 1/5172{,}2 = \mathbf{1{,}93 * 10^{-4}}\boldsymbol{s}$$
$$\sigma_1 = \sigma_0 = -\mathbf{100}\ \boldsymbol{N/mm^2}$$

3. Deretter vil spenningsbølgen treffe den innspente enden og bli reflekter. Siden vi her har en innspenning som randbetingelse vil spenningsbølgen bli reflekter med samme fortegn, altså som en trykkbølge. Bølgen har nå beveget seg 3 meter.
$$t_2 = \Delta x/c = 3/5172{,}2 = \mathbf{5{,}80 * 10^{-4}}\boldsymbol{s}$$
Den totale spenningen i tverrsnittet finnes ved å superponere spenningsbølgene
$$\sigma_2 = \sigma_0 + \sigma_{R1} = (-100 - 100)\ N/mm^2 = -\mathbf{200}\boldsymbol{N/mm^2}$$

4. Spenningsbølgen vil nå forplante seg videre og treffe den fri stavenden. Her vil det bli reflekter en spenningsbølge med motsatt fortegn, en strekkbølge. Δx er nå 5 meter.
$$t_3 = \Delta x/c = 5/5172{,}2 = \mathbf{9{,}67 * 10^{-4}}\boldsymbol{s}$$
$$\sigma_3 = \sigma_0 + \sigma_{R1} + \sigma_{R2} = (-100 - 100 + 100)\ N/mm^2 = -\mathbf{100}\boldsymbol{N/mm^2}$$

5. Til slutt til strekkbølgen bli reflekter ved den innspente enden, og når vi nå kommer tilbake til midten av staven vil vi ha to trykkbølger og to strekkbølger. Δx er nå 7 meter.
$$t_4 = \Delta x/c = 7/5172{,}2 = \mathbf{1{,}35 * 10^{-3}}\boldsymbol{s}$$
$$\sigma_4 = \sigma_0 + \sigma_{R1} + \sigma_{R2} + \sigma_{R3} = (-100 - 100 + 100 + 100)\ N/mm^2 = \mathbf{0}\ \boldsymbol{N/mm^2}$$



Figur 4.4 Spenningsutvikling i staven ved x = 1 m

5 Elementmetoden

Numeriske analyser av rammede pelspisser mot fjell er et komplisert dynamisk kontaktproblem. I denne masteroppgaven vil det bli undersøkt hvordan problemet kan simuleres ved hjelp av numeriske beregninger basert på elementmetoden. Kort oppsummert blir problemer løst ved følgende steg i elementmetoden:

1. Først defineres geometrien og egenskapene til materialene.
2. Videre deles geometriene inn i elementnett, hvor oppførselen til elementene blir beskrevet med stivhetsmatriser. Elementene er satt sammen i nodene ved å tvinge kompatibilitet og likevekt.
3. Etter at belastning og fastholdning er definert løses et sett med likevektsligninger for å finne de ukjente verdiene. Deretter kan resultatet analyseres.

Elementmetoden gjør det mulig å analysere problemer som det ikke er mulig å løse for hånd. Det er dermed et meget viktig redskap ved analyser av komplekse problemer. I forhold til forskning vil en god simulering kunne redusere forsøksarbeidet betraktelig. Men elementmetoden gir en tilnærmet løsning, det er derfor viktig å være kritisk til resultatene. [12]

Dette delkapittelet vil gi et innblikk av de mest aktuelle aspektene ved elementmetoden i forbindelse med analyse av pelspisser.

5.1 Dynamisk analyse

Alle konstruksjoner som blir utsatt for laster som varierer tilfeldig, har høy frekvens eller blir påført brått må analyseres dynamisk. Den ledene dynamiske likevektsligningen for konstruksjoner tar hensyn til massetreghet, demping, stivhet og ytre krefter. Utrykk 5.1 gir likevektsligningen for et system med flere frihetsgrader.

$$\lfloor \mathbf{M} \rfloor \{\ddot{D}(t)\} + \lfloor \mathbf{C} \rfloor \{\dot{D}(t)\} + \lfloor \mathbf{K} \rfloor \{D(t)\} = \{\mathbf{R}^{ext}(t)\} \tag{5.1}$$

I ligning 5.1 er:

$\lfloor \mathbf{M} \rfloor$	massematrisen
$\ddot{D}(t)$	akselerasjonsvektoren, a
$\lfloor \mathbf{C} \rfloor$	dempingsmatrisen
$\{\dot{D}(t)\}$	fartsvektoren, v
$\lfloor \mathbf{K} \rfloor$	stivhetsmatrisen
$\{D(t)\}$	forskyvningsvektoren, u
$\{\mathbf{R}^{ext}(t)\}$	den ytre kraftvektoren

For å finne responsen av den ytre kraften må utrykk for forskyvning, fart og akselerasjon utrykkes. Det finnes i hovedsak to forskjellige løsningsmetoder for ikkelineære dynamiske problemer i elementmetoden, implisitt og eksplisitt metode. Forutsetningen er at forskyvning og fart er kjent ved initial tilstand, t = 0. Deretter blir resultatet løst med steg for steg integrasjon over tiden. Tiden blir delt inn i tidsinkrementer og den dynamiske responsen blir

kalkulert for hvert tidssteg. Det er to klare forskjeller mellom metodene. Ved implisitt metode må ikkelineære algebraligninger løses for hvert tidssteg og metoden er uavhengig av størrelsen på tidsinkrementet. Eksplisitt metode er derimot avhengig av en kritisk verdi på tidsinkrementene for at responsen skal bli stabil. Fordelen med eksplisitt metode er at det ikke kreves utregning av ikkelineære algebraligninger og det medfører raskere beregningstid. Det er basert på disse egenskapene at bruksområdet for de to metodene bestemmes. Implisitt metode burde velges når responstiden er lang eller det er et plastisk problem. Eksplisitt metode passer bra til kontaktproblemer, materialbrudd og simulering av dynamiske problemer som foregår i høy fart. På bakgrunn av dette er det klart at en eksplisitt løsningsmetode er å foretrekke for simulering av rammede pelspisser. [13]

Som det ble nevnt tidligere er eksplisitt metode avhengig av størrelsen på tidsinkrementet for å få et stabilt resultat. Grenseverdien for det kritiske tidsinkrementet kan defineres med utrykk 5.2.

$$\Delta t_{cr} \leq \frac{2}{\omega_{maks}}\left[\sqrt{1-\xi^2}-\xi\right] \tag{5.2}$$

ω_{maks} er den største egenfrekvensen til systemet.

ξ er graden av demping i systemet.

Uten demping og dersom Poissons forhold *v* er lik null kan grenseverdien for det kritiske tidsinkrementet omformuleres til utrykk 5.3.

$$\Delta t_{cr} = \frac{L^e}{c} \tag{5.3}$$

c er bølgeforplantningshastigheten og kan defineres som $c = \sqrt{E/\rho}$

L^e er lengden på det miste elementet i modellen

Forholdet mellom valgt tidsinkrement (Δt) og det kritiske tidsinkrement (Δt_{cr}) beskrives med Courant nummeret, se utrykk 5.4.

$$C_n = \Delta t / \Delta t_{cr} \tag{5.4}$$

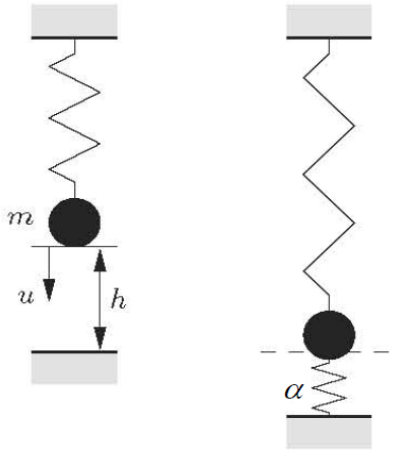
$C_n > 1$ vil gi en ustabil respons som vil «eksplodere».

$C_n < 1$ vil gi en stabil respons.

Graden av numerisk støy i responsen avhenger av Courant nummeret. Numerisk støy vil føre til svingninger i spenningsresponsen. Det er mulig å redusere det numeriske støyet med et høyt Courant nummer, det vil si nærmest mulig 1, [13]. Dette blir illustrert i kapittel 8.1, hvor teorien blir simulert i Abaqus.

5.2 Kontaktproblem

Når den eksplisitte løsningsmetoden benyttes på kontaktproblemer er det anbefalt å benytte straffemetoden, *penalty method*, for å beskrive kontakten mellom komponenter i modellen. Straffemetoden sikrer at kontaktbetingelsene blir oppretthold ved å tilføre fjærstivhet i kontaktflaten. Det betyr at kontaktflatene kan overlappe hverandre. Prinsippet for straffemetoden illustreres på figur 5.1. [13]



Figur 5.1 Straffemetoden [13]

Den potensielle energien til systemet på figur 5.1 kan utrykkes med 5.5.

$$\Pi_p = \frac{1}{2}ku^2 - mgu \tag{5.5}$$

Når det kommer til kontakt mellom komponenter tvinger straffemetoden kontaktbetingelsene ved å legge til et straffeledd i utrykket for systemets potensielle energi.

$$\Pi_p^* = \Pi_p + \frac{1}{2}\alpha[C(u)]^2 = \frac{1}{2}ku^2 - mgu + \frac{1}{2}\alpha(u-h)^2 \tag{5.6}$$

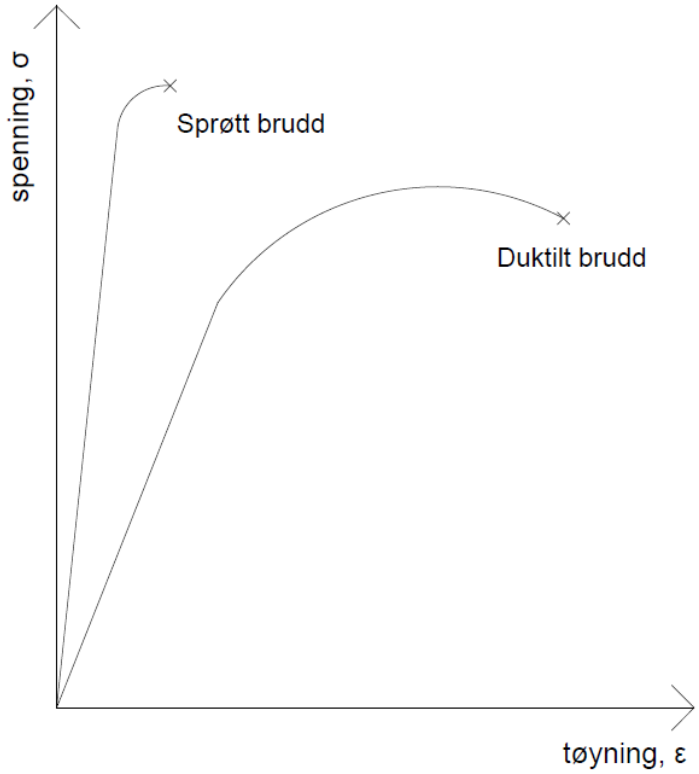
Straffeparemeteren α i utrykk 5.6 kan tolkes som en fjærstivhet i kontaktflaten, basert på at straffeleddet har samme form som leddet for potensiell energi til en enkel fjær. Det er straffeparameteren som avgjør i hvilken grad komponentene overlapper hverandre. Når straffemetoden benyttes kan kontaktkraften som oppstår bli utrykt med 5.7.

$$F_{Kontakt} = \frac{\alpha}{k+\alpha}(mg - kh) \tag{5.7}$$

6 Materialmodeller

En materialmodell beskrive de fysiske egenskapene til et material ved hjelp av parametere og formler. Det kan være egenskaper som massetetthet, bruddkriteriet, elastisk og plastisk oppførsel. I en numerisk simulering er materialmodellen en essensiell faktor for at resultatet skal være i samsvar med den virkelige fysiske oppførselen til systemet. Dette kapittelet vil gi en introduksjon i teorien bak flytekriteriene som vil bli brukt i materialmodellene ved de numeriske analysene.

Før flytekritereiene blir presentert vil definisjonen av sprø og duktile brudd bli avklart. Stål har vanligvis en duktil oppførsel, men som det ble nevnt i kapittel 3 vil herding føre til at stålet blir sprøtt. På figur 6.1 illustreres arbeidskurven i et spenning-tøynings – plan for to materialer hvor det ene er sprøtt og det andre duktilt. Grafen for det sprø bruddet viser at materialet vil gå til brudd ved lave tøyninger. Det fører til at sprø brudd skjer raskt og med liten eller ingen forvarsel. Duktile materialer vil ha en relativt lang flytsone før materialet går til brudd, slik som grafen viser på figur 6.1. Det resulterer i store plastiske deformasjoner før materialet går til brudd, som betyr at bruddet oppstår med forvarsel.



Figur 6.1 Arbeidskurven for to forskjellige materialer som går til brudd

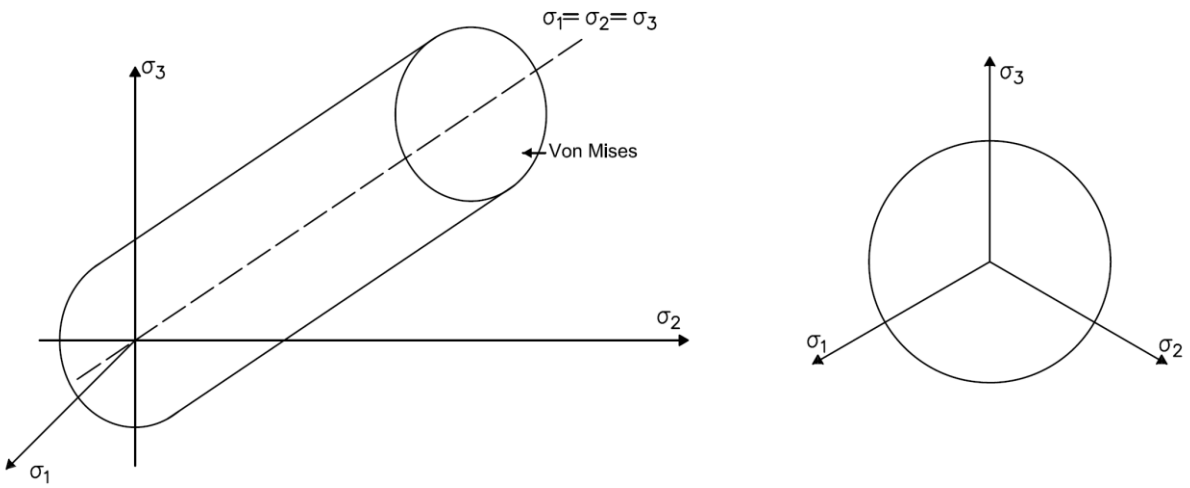
6.1 Von Mises flytekriteriet

Von Mises flytekriteriet kan formuleres som en funksjon av hovedspenningene:

$$f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2)} - \sigma_y = 0 \qquad (6.1)$$

I formel 6.1, som gjelder tredimensjonale spenningstilstander er σ_1, σ_2 og σ_3 hovedspenningene og σ_y er flytespenningen.

Von Mises flytekriteriet gjelder for isotrope og trykkuavhengige materialer. Noe som betyr at kriteriet passer bra for stål. Figur 6.2 illustrere formen på flytegrenseflaten til von Mises kriteriet. Grenseområdet ligger som en sylinder langs den hydrostatiske spenningsaksen og som formen angir er kriteriet trykkuavhengig. [14]



Figur 6.2 Von Mises flytekriteriet illustrert for hovedaksene

Stein er et trykksensitivt materialet, empirisk forskning har vist at økt hydrostatisk trykk vil resultere i en økt kapasitet. Derfor vil det videre bli presentert noen trykkavhengige materialmodellen som vil bli brukt til å beskrive fjellet i de numeriske analysene.

6.2 Mohr-Coulomb flytekriteriet

Mohr-Coulomb kriteriet blir styrt av den maksimale skjærspenningen som grenseverdi. Skjærspenningene er ved dette kriteriet kun avhengig av hovedspenningene og dette forholdet kan utrykkes med den lineære formelen 6.2.

$$\tau = c - \sigma \, tan\phi \tag{6.2}$$

Hvor τ er skjærkreftene, c er kohesjonen i materialet, σ er normalspenningen med negative trykkrefter og φ er materialets indre friksjonsvinkel.

Mohr-Coulomb kriteriet angir brudd eller plastisitet i materialet når den største Mohr-sirkelen er tangential med flytekriteriet. Det vil si at spenningene kun er avhengig av den første og tredje hovedspenningen. Følgende regel gjelder for hovedspenningene; $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$. [15]

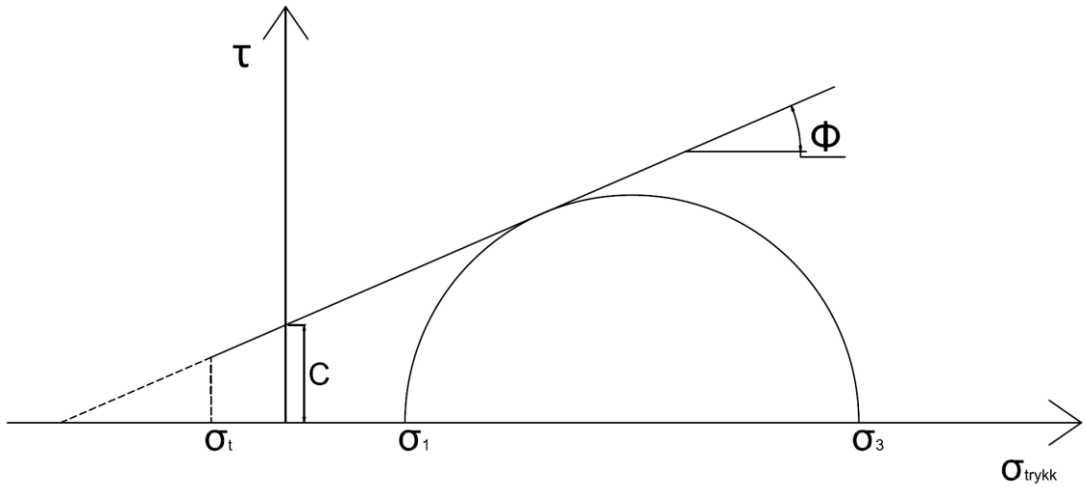
Ved brudd vil spenningstilstanden være;

$$\tau = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)\cos\phi\,; \qquad \sigma = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)\sin\phi \tag{6.3}$$

En kombinasjon av utrykken 6.2 og 6.3 vil gi Mohr-Coulomb flytekriteriet. [15]

$$F = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3)\sin\phi - c\cos\phi = 0 \tag{6.3}$$

Ved Mohr-Coulomb kriteriet er det mulig å angi en begrensende strekkspenning i form av en *tension cutoff*-verdi, som figur 6.3 indikerer med σ_t. Strekkapasiteten blir avgrenset som følge av at Rankine flytegrenseflaten blir implementert i flytekriteriet til Mohr-Coulomb. Figur 6.3 illustrerer Mohr-Coulomb kriteriet i τ-σ - planet.



Figur 6.3 Mohr-Coulomb kriteriet i skjær-trykk – planet

6.3 Drucker-Prager flytekriteriet

Drucker-Prager flytekriteriet kan defineres med spenningsinvariantene som formel 6.4 viser.

$$F(\sigma) = \frac{\sqrt{3J_2} + \alpha I_\sigma}{1+\alpha} - \sigma_y = 0 \tag{6.4}$$

I formel 6.4 er α en parameter som avgjør hvor trykksensitivt materiale er, σ_y er flytespenningen og trykkspenninger defineres som negative verdier. J_2 er den andre invariante av den deviatoriske spenningstensoren og defineres som utrykk 6.5. I_σ er den første spenningsinvarianten og definert som utrykk 6.6.

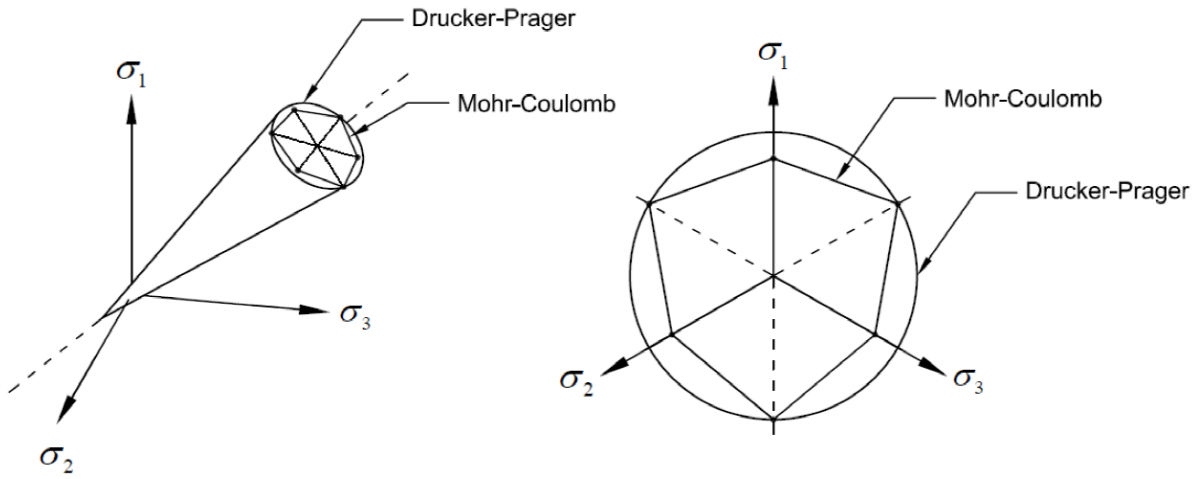
$$J_2 = \frac{1}{2}(\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 + \sigma_{33}^2 + \sigma_{12}^2 + \sigma_{21}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{32}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{31}^2) - \frac{1}{6}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})^2 \tag{6.5}$$

$$I_\sigma = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} \tag{6.6}$$

Drucker-Prager kriteriet er en trykksensitiv form av von Mises kriteriet. Ved å sett α = 0 i 6.4 vil utrykke bli redusert til en form av von Mises flytekriteriet.

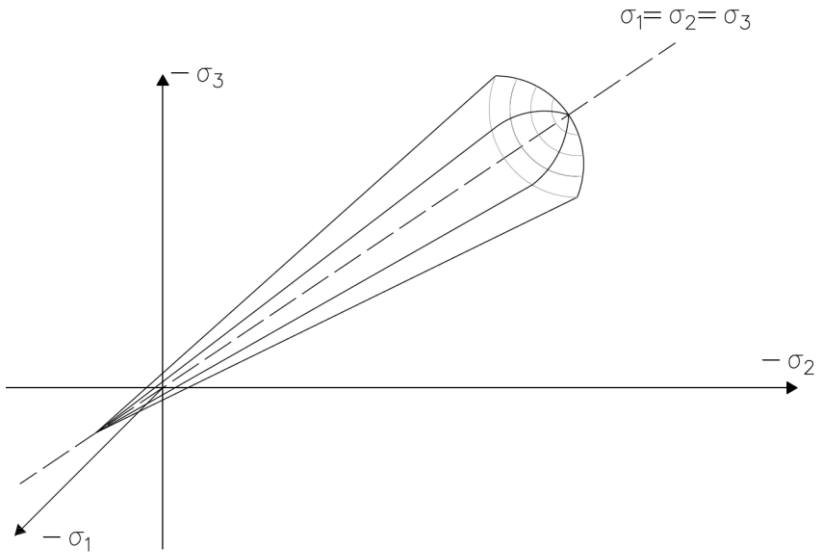
$$F(\sigma) = \sqrt{3J_2} - \sigma_y = 0 \tag{6.7}$$

Drucker-Prager kriteriet har en jevn flytegrense, mens Mohr-Coulomb kriteriet har en grense som ligner en modifisert versjon av Tresca kriteriet. Figur 6.4 illustrerer dette.



Figur 6.4 Forskjellen mellom Drucker-Prager og Mohr-Coulomb [4]

Når Drucker-Prager kriteriet brukes er det mulig å utvide kriteriet med en kulekappe som avgrenser kapasiteten i trykk. Drucker-Prager grenseområde har i utgangspunktet en fri ende i den hydrostatiske trykkretningen. Det kan resultere i at materialer oppnår en urealistisk høy kapasitet når de er utsatt for store trykkrefter. Hensikten med kulekappen er å sette et lokk på trykkapasiteten og å redusere volumøkningen når materialet begynner å flyte i trykk. Figur 6.5 viser hvordan kulekappen blir satt på Drucker-Prager kjeglen. [15, 16]



Figur 6.5 Drucker-Prager med en kulekappe

7 Forsøk

Som en del av denne masteroppgaven ble det utført et forsøk med nedskalerte, gjennomherdede peler. Forsøket var en videreføring av arbeidet til Haare (2012) og Fremgård (2014), og hensikten med forsøket var:

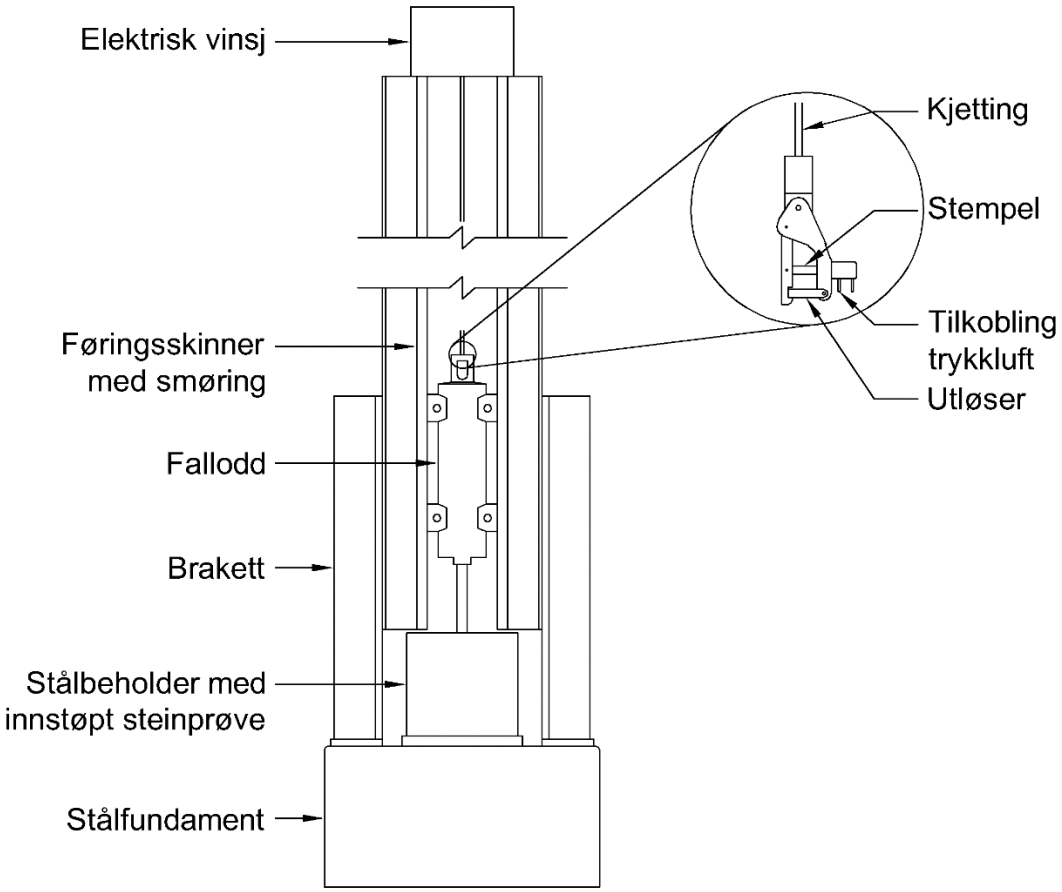
- å utvide forsøksdata for ulike spissgeometrier.
- å studere effekten av å gjennomherde pelspissene.

Forsøket ble gjennomført på laboratoriet til Instituttet for konstruksjonsteknikk ved NTNU.

7.1 Gjennomføring av forsøk

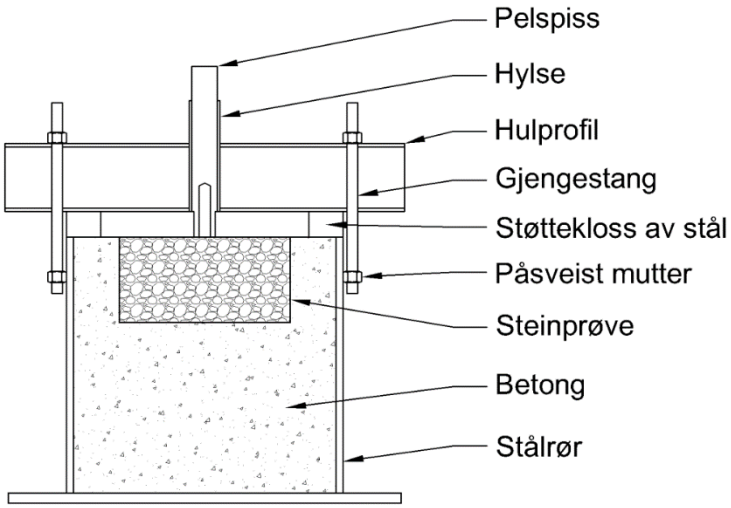
Forsøket ble utført i samme fallriggen som ble benyttet av Haare og Fremgård, figur 7.1 viser en skisse av fallriggen. Denne fallriggen ble brukt til å ramme nedskalerte modeller av pelspisser mot granitt. Hver forsøkspel ble utsatt for en fallserie, bestående av 50 slag. Hvor hvert slag tilsvarte et fallende lodd på 71,8 kg som ble sluppet fra en høyde på 40 cm. Et fall ble utført i tre steg:

1. En elektrisk vinsj heiset loddet opp til utgangsposisjonen på + 40 cm.
2. Loddet holdes og slippes av en trykkluftdreven klype.
3. Etter at loddet slippes måles synken med et målebånd som er montert til føringsskinnen. Målingene utføres med en nøyaktighet på 0,5 mm.



Figur 7.1 Fallriggen [4]

Pelene var fasthold mot sideveis forskyvning under fallseriene. Fastholdingen ble sikret av en 130 mm lang hylse med diameter 30,1 mm som ble sveist til et 80·50·4 mm hulprofil. Og hulprofilet var festet til stålrøret med bolter og gjengstenger, hele denne holdemekanismen er illustrert på figur 7.2.



Figur 7.2 Tverrsnitt som viser fastholdingsmekanismen [4]

Stålbeholderne med steinprøver som ble benyttet i dette forsøket hadde tidligere blitt brukt i forsøk utført av Haare og Fremgård. Steinprøvene hadde derfor 10 - 20 mm dype kratre som et resultat av tidligere ramming. Derfor ble 10 - 25 mm av toppen på stålbeholderne saget av. I vedlegg A er bilder av disse stålbeholderne med betong og granittprøver presentert.

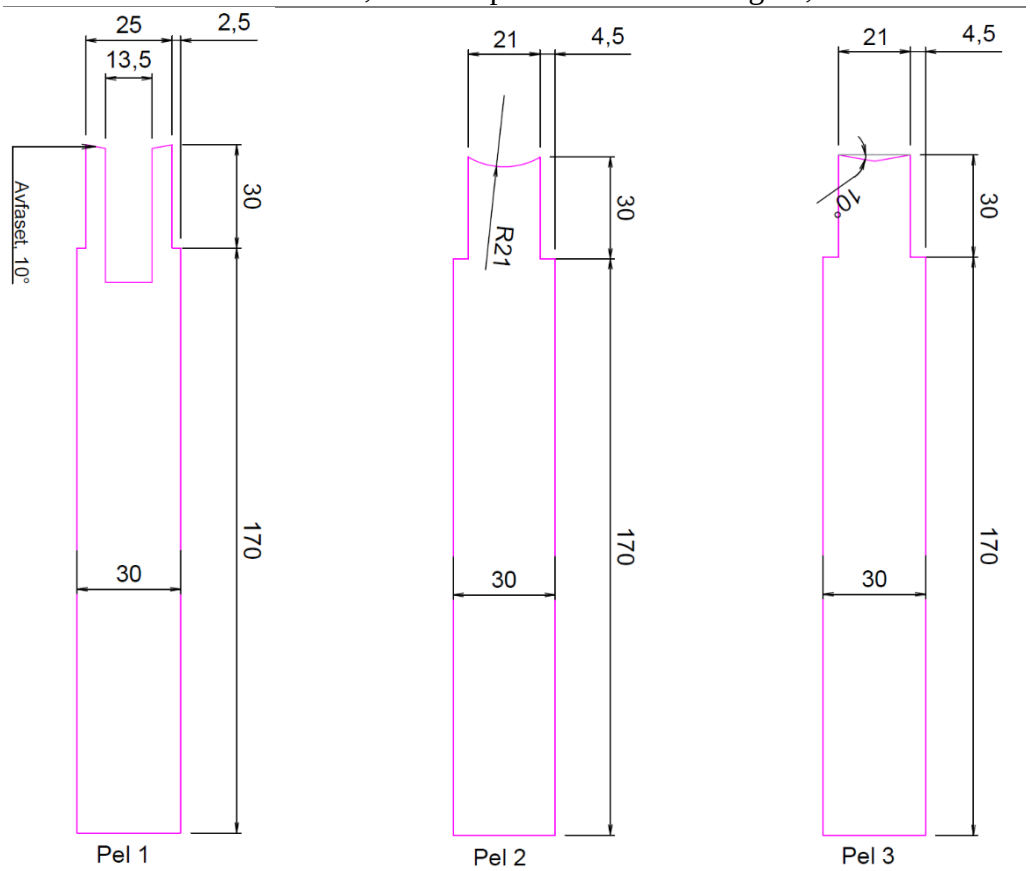
Stålbeholderne besto av stålrør med 323,9 mm diameter og 8 mm tykkelse, som ble sveist til en stålplate med dimensjon 350·460·12mm. Høyden på stålrørene var i utgangspunktet 300 mm og de var blitt fylt med betong og en sentrisk plassert steinprøve i toppen. Steinprøvene ble fastholdt av betongen og stålbeholderen, denne fastholdingen skulle gjenskape fjell med «uendelig» utstrekning [4]. Betongen hadde fasthetsklasse B30 og størst tilslagsstørrelse på 22 mm. Steinprøvene var av Iddefjordgranitt og de hadde tidligere blitt saget ut fra en plate med dimensjon 600·600·100 mm. Prøvene ble saget ut som sylindere med 200 mm diameter og en opprinnelig høyde på 100 mm. Da granittprøven ble støpt inn ble det ikke rapportert om noen sprekker eller skader på overflaten. Det ble heller ikke observert noe skade på granittens overflate etter at toppene ble saget bort. Iddefjordgranitten var av høy kvalitet og tidligere har det blitt utført materialprøver ved NTNU på denne steinen, så data med egenskapene var tilgjengelige.

7.2 Nedskalerte pelspisser

I dette forsøket var hovedfokuset å se på effekten av gjennomherding. Derfor ble det valgt tilsvarende geometrien på de nedskalerte pelene som ved forsøk fra tidligere masteroppgaver. Totalt ble det utført fallserier med tre alternative spissutforminger på forsøkspelene. Tabell 7.1 gir en oversikt over disse og figur 7.3 angir dimensjonene.

Tabell 7.1 Forsøkspelene

Pel nummer	Spissutforming	Designet av
Pel 1	Avfaset, hul spiss	Haare, 2012
Pel 2	Kuleformet, massiv spiss	Fremgård, 2014
Pel 3	Avfaset, massiv spiss	Fremgård, 2014



Figur 7.3 Forsøkspelenes geometri

Forsøkspelene ble maskinert ut fra en Ø30 mm stang av verktøystålet Arne. Arnestål har et høyt karboninnhold, som gjør at det egner seg godt til gjennomherding. Tabell 7.2 viser hvilke legeringselementer Arnestålet inneholder.

Tabell 7.2 Legeringselementer i Arnestålet

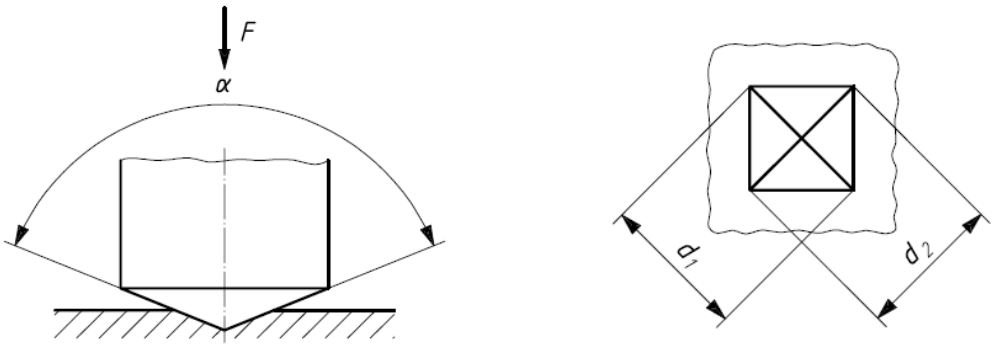
	C	Si	Mn	Cr	W	V
Arnestål	0,95	0,30	1,10	0,60	0,60	0,10

- Verdiene er hentet fra stålprodusenten, Uddeholm [17]

Etter at forsøkspelene var blitt maskinert ut ble de gjennomherdet. Gjennomherdingen ble utført etter den anbefalte prosedyren for Arnestålet [17] og det skulle resultere i en hardhet på 58-62 HRC.

7.2.1 Måling av hardhet

I de tidligere masteroppgavene var det gjort forsøk hvor pelspisser av overflateherdet stål ble rammet mot fjel. Det var beskrevet hva forventet overflatehardhet skulle være, men dette ble ikke målsatt. For å kontrollere at hardhet og herdedybde var i henhold til det som ble beskrevet i oppgavene ble det utført en Vickers hardhetstest på de aktuelle stålprøvene. Testen ble utført i en Leica VWHT maskin på Institutt for materialteknologi ved NTNU. Som det ble nevnt i tabell 3.1 utføres en Vickers hardhetsmåling med en pyramideformet diamant som trykkes inn i overflaten på materialprøven. Deretter blir diagonalene av inntrykket oppmålt med mikroskop. Alle relevante hardhetstabeller var implementert i maskinen, så etter at diagonalene ble målsatt rapporterte maskinen oppnådd hardhet. Ved målingene i denne oppgaven ble diamanten trykket inn med en kraft på 500 gram i 10 sekunder. Det betyr at hardhetsbenevning for resultatene skal være HV 0,5, hvor HV angir at det er en Vickers måling og 0,5 viser at belastningen på diamanten var på 0,5 kilogram. Figur 7.4 illustrerer et inntrykk i en Vickers måling og hvordan dette målsettes.



Figur 7.4 Illustrering av et inntrykk i en Vickers hardhetsmåling [18]

I forsøkene fra de tidligere masteroppgavene ble det benyttet overflateherdet konstruksjonsstål. Karboninnholdet i vanlig konstruksjonsstål ligger mellom 0,14 - 0,20 %, som innebærer at det er et lavkarbonstål [9]. Det ble utført hardhetsmålinger på tre forskjellige prøver av konstruksjonsstål:

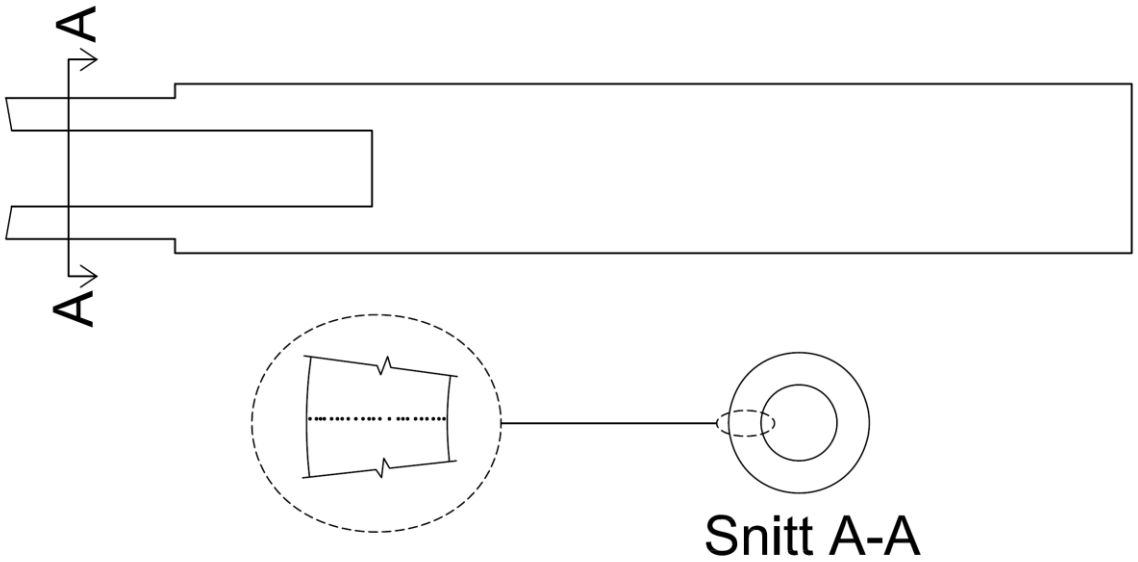
1. Overflateherdet fra det nedskalerte forsøket til Haare (2012).
2. Uherdet fra det nedskalerte forsøket til Haare (2012).
3. Overflateherdet fra fullskallforsøk til Tveito (2010).

Overflaten på alle prøvene ble glattpolert før hardhetsmålingene ble utført, slik at inntrykkene skulle bli tydelige.

I 2012 utførte Haare forsøk hvor nedskalerte pelspisser ble rammet mot forskjellige fjellprøver. I forsøket ble pelspissene settherdet etter følgende prosedyre [4]:

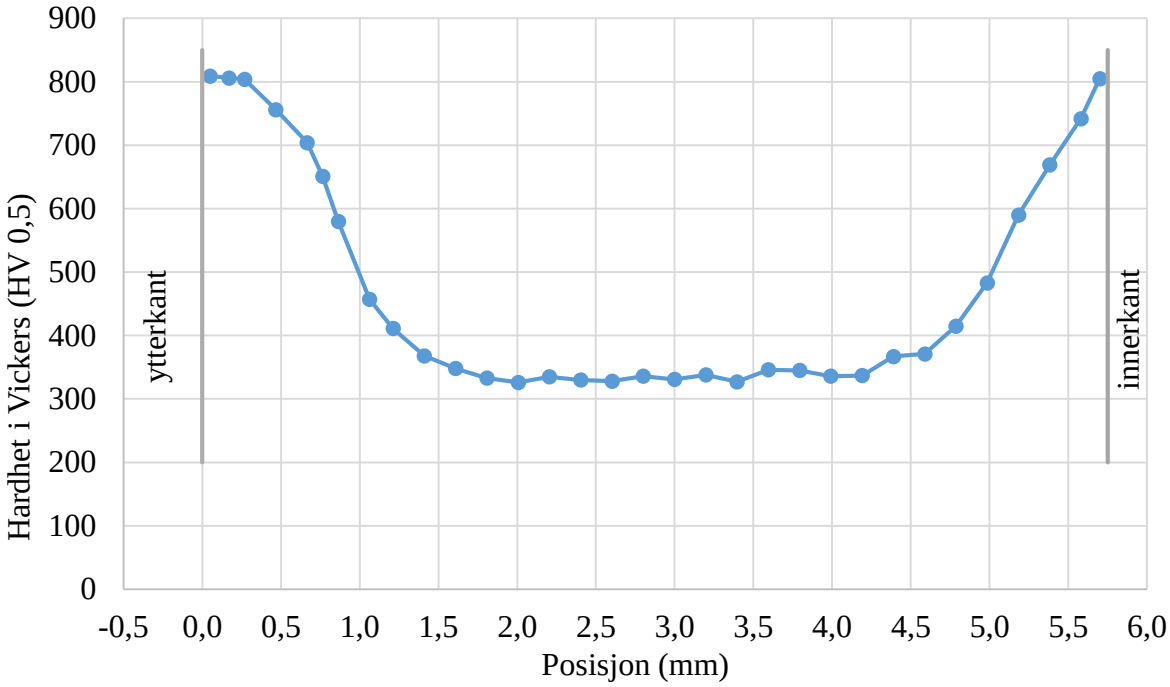
- Oppkulling til 900 grader i en atmosfære med 1,05 % karbon og ammoniakk.
- Deretter ble temperaturen senket til 850 grader i en atmosfære med 0,75 % karbon og ammoniakk.
- Videre ble spissene avkjølt i olje til 80 grader.
- Til slutt ble spissene anløpt ved 150 grader.

Denne herdeprosessen skulle resultere i en overflatehardhet på 650-750 HV og det ble antatt en herdedybde på 1 mm. For å kontrollere disse verdiene ble det kappet ut en del av emnerøret til en overflateherdet, nedskalerte pelspissen. Figur 7.5 viser hvor materialprøven ble kappet ut fra og hvordan inntrykkene ble plassert på prøven. Totalt ble det gjort 32 inntrykk over tykkelsen for å fastslå hardhet og herdedybde. Det første inntrykket ble plassert 0,05 mm fra den ytre kanten og avstanden mellom inntrykkene etter det varierte mellom 0,1 – 0,2 mm. Det siste inntrykket ble satt 0,05 mm fra den indre kanten. Resultatet fra hardhetsmålingen er presentert på neste side.



Figur 7.5 Tegning som viser hvor hardhetsmålingene ble tatt på den nedskalerte pelspissen

Figur 7.6 viser en grafisk fremstilling av hardheten og hvordan den utvikler seg over tykkelsen på emnerøret. Emnerøret til pelspissen har en hardhet på rundt 800 HV ved kantene for så å avta gradvis til den stabiliseres på omtrent 330 HV.



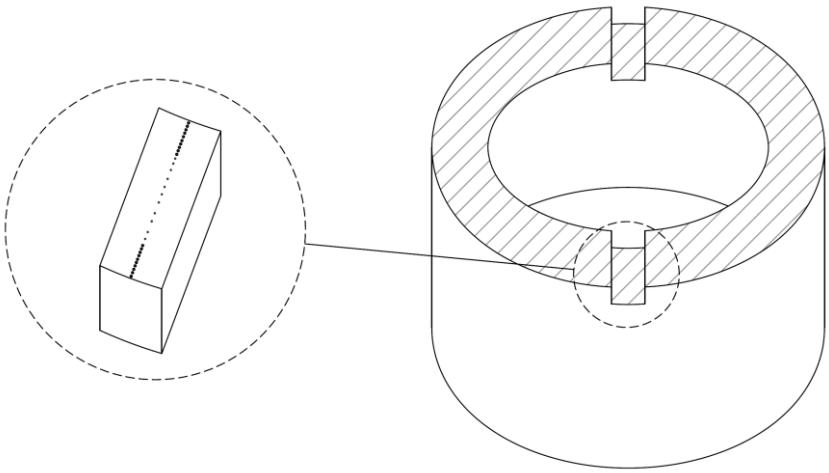
Figur 7.6 Utvikling av hardhet over veggtykkelsen - overflateherdet, nedskalert pelspiss

NS-EN ISO 2639 angir herdedybden i stålet som avstanden fra kanten og normalt innover i tverrsnittet til hardheten er 550 HV [19]. Dersom dette kravet benyttes vil herdedybden for den nedskalerte pelen være rundt 0,8 mm. Grenseverdiene på 550 HV som settes av NS-EN ISO 2639 er derimot kun en referanseverdi og det er spesifisert at dersom det er enighet mellom leverandør og kunde kan denne grenseverdien endres. Med tanke på at hardheten i tverrsnittet ikke stabiliseres før etter 1,5 mm inn fra kanten kan antagelsen om en herdedybde på rundt 1 mm stemme.

Det ble også gjort hardhetsmålinger på en uherdet materialprøve av den samme stålkvaliteten. Ettersom denne prøven ikke hadde blitt varmebehandlet var hardheten lik over tverrsnittet. Ifølge NS-EN ISO 6507 [20] skal denne stålkvaliteten (S355J2) leveres med en hardhet på 146-187 HB ved ubehandlet tilstand, som tilsvarer 154-197 HV [10]. Et gjennomsnitt av 6 målinger ga en hardhet på 200 HV. Tabell 3.1 angir usikkerheten ved en Vickers hardhetsmåling til å være ± 3 %, som innebærer ± 6 HV for dette resultatet. Det betyr at resultat fra hardhetsmålingene stemmer godt overens med de tekniske leveringsbetingelsene som Norsk Standard har satt.

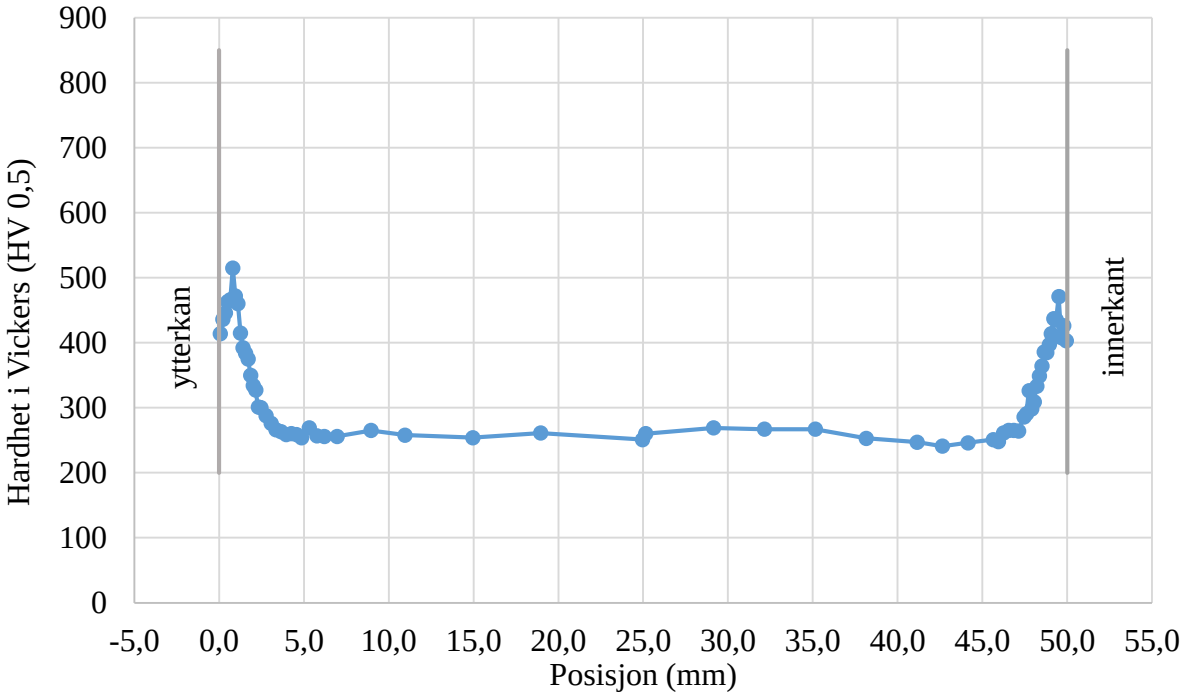
Resultatet av den uherdede materialprøven indikerer at hardheten i den herdede pelspissen har blitt påvirket tvers igjennom. Grafen på figur 7.6 viser at den herdede materialprøven har en hardhet på rundt 330 HV i kjernen. Det er 65 % høyere enn den uherdede.

I 2010 utførte Tveito et fullskalaforsøket hvor en stålrørspel med en overflateherdet fjellspiss ble rammet direkte mot fjell. Spissen ble settherdet med karbonisering. Dette skulle resultere i en overflatehardhet på 700 HV som skulle avta til 520 HV 1,2 mm inn fra kanten. Spissemnet hadde en ytre diameter på 219 mm og en tykkelse på 50 mm. For at materialprøven skulle få plass i maskinen måtte prøvene skjæres ut. Figur 7.7 illustrere hvordan materialprøvene ble skjært ut fra spissemnet.



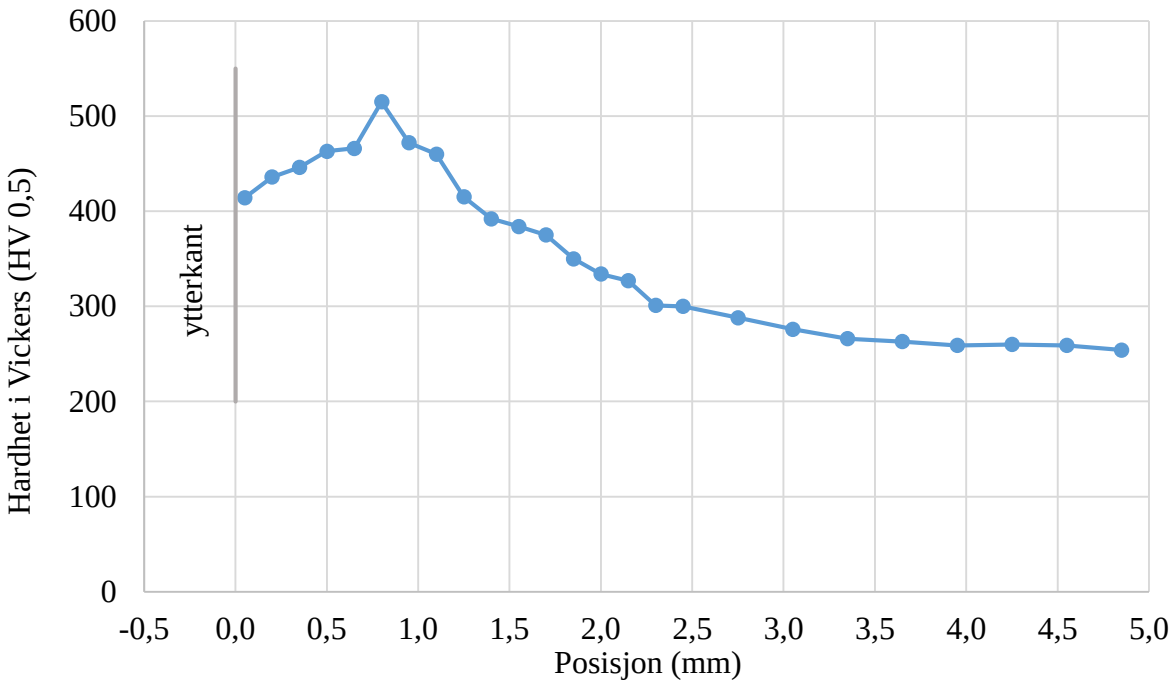
Figur 7.7 Tegning som viser hvordan materialprøven ble skjært ut

Hele emnerøret var overflateherdet, derfor ble hardhetsmålingene utført på den indre overflaten av materialprøven. Totalt ble 66 inntrykk målsatt over veggtykkelsen, på figur 7.8 er det presentert en grafisk fremstilling av dette. De første inntrykkene ble plassert 0,05 mm fra kantene. Deretter var avstanden mellom inntrykkene 0,15 mm helt til hardheten stabiliserte seg på rundt 260 HV. I det stabiliserte området varierte avstanden mellom inntrykkene fra 0,3 mm til 6,0 mm.



Figur 7.8 Utvikling av hardhet over veggtykkelsen – overflateherdet, fullskala pelspiss

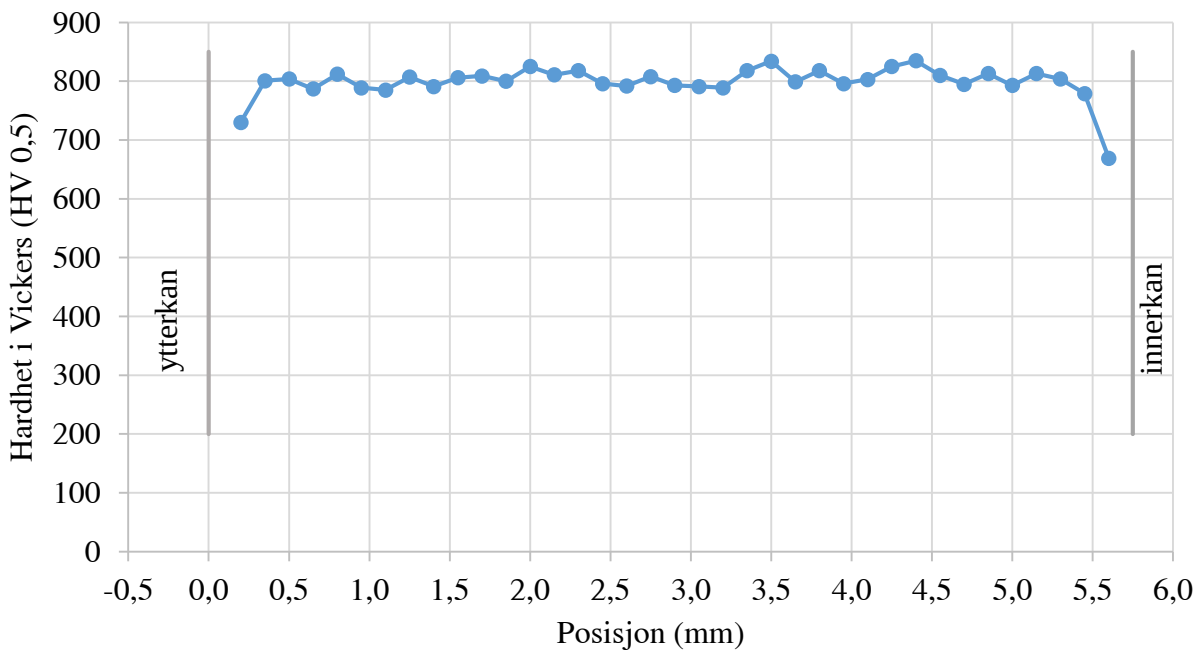
Figur 7.9 gir en bedre fremstilling av hardheten ved den ytre kanten. Hardheten starter rundt 400 HV for så å øke til over 500 HV etter 0,75 mm og etter det faller hardheten gradvis til den stabiliseres.



Figur 7.9 Utvikling av hardhet ved den ytre kanten – overflateherdet, fullskala pelspiss

I denne masteroppgaven ble det utført forsøk med nedskalerte peler av gjennomherdet Arnestål. Den forventede hardheten til de gjennomherdede spissen var 58-62 HRC, som tilsvarer 650-750 HV. For å kontrollere hardheten ble det gjennomført en Vickers hardhetsmåling på samme måte som for de overflateherdede prøvene. Materialprøven ble hentet ut på tilsvarende måte som for den overflateherdede, nedskalerte pelspissen, se figur 7.5.

Totalt ble det satt 36 inntrykk over veggtykkelsen. Det første inntrykket ble satt 0,2 mm fra den ytre kanten og det siste inntrykket ble satt 0,15 mm fra den indre kanten. Ellers var avstanden mellom inntrykkene 0,15 mm. Figur 7.10 viser en grafisk framstilling av resultatet. Hardheten er nesten lik tvers igjennom, det er bare ved kantene at hardheten er noe redusert.



Figur 7.10 Utvikling av hardhet over veggtykkelsen - gjennomherdet, nedskalert pelspiss

I tabell 7.3 er det presentert et sammendrag fra hardhetsmålingene. Resultatet fra hardhetsmålingen av fullskalaspissen avslørte at overflatehardheten var at stykke unna forventet verdi. Ved begge herdemetodene hadde den nedskalert pelspissen tilfredsstillende hardhetsverdi i forhold til den forventede verdien.

Tabell 7.3 Sammendrag av Vickers hardhetsmåling

Pel	Stålsort	Herdemetode	Maks. overflatehardhet	Hardhet i kjernen	Forventet hardhet
NS	Karbonstål	Overflateherdet	809	Ca 330	650 - 750
-	Karbonstål	-	200	200	154 - 197
FS	Karbonstål	Overflateherdet	515	Ca 260	700
NS	Arnestål	Gjennomherdet	730	Ca 800	650 - 750

- Alle hardhetsverdier er gitt i Vickers, HV.
- NS = nedskalert, FS = fullskala
- Karbonstålet som ble brukt i den nedskalerte spissen var av stålkvalitet S355J2+N
- Karbonstålet som ble brukt i fullskala spissen var av stålkvalitet S355J2H

I vedlegg B er det presentert bilder av alle materialprøvene.

7.3 Resultater

I dette delkapittelet vil resultatet fra 7 fallserier bli presentert. Alle fallseriene besto av gjennomherdede pelspisser som ble rammet mot Iddefjordgranitt. Tre alternative pelspisser ble rammet.

- Pel 1 – avfaset, hul spiss: FA 1, FA 2 og FA 6
- Pel 2 – kuleformet, massiv spiss: FA 5
- Pel 3 – avfaset, massiv spiss: FA 3 og FA 7

I tillegg ble det gjennomført en fallserie (FA 4) med pel 1 hvor pelspissen ble rammet mot forboret granitt. Det ble forboret et 7 cm dypt hull (Ø12 mm). Deretter ble det plassert en 10 cm lang dybel (Ø10 mm) i hullet. Fallserie FA 4 ble utvidet med 50 ekstra slag.

7.3.1 Nøkkeltall

Dimensjonene på pelspissene ble oppmålt med en digital skyvelære med nøyaktighet på en hundredels millimeter. Størrelsen på krateret ble også oppmålt med en digital skyvelære, men her ble de oppmålte verdiene avrundet til nærmeste tidel ettersom oppmålingen ikke kunne utfører med like høy presisjon. Diameterne og dybden til kratrene ble bestemt ved å ta gjennomsnittet av fire verdier som ble målsatt etter at løsmassene var blitt fjernet fra kratrene. Som det ble nevnt i delkapittel 7.1 ble synk målsatt ved hjelp av et målebånd som var festet til føringsskinnene. Oppmålingen av synk ble utført med en nøyaktighet på en halv millimeter.

Nøkkeltall fra fallseriene er presentert i tabell 7.4. Verdiene fra fallserie FA 5 er ikke presentert fordi fallserien ble avbrutt etter det andre slaget. Fallserien ble avbrutt fordi store deler av pelspissen knakk av. For fallserie FA 1 ble lengden på pelspissen målsatt med målebånd, dette viste seg å være en dårlig metode hvor nøyaktigheten ikke var tilstrekkelig. Derfor er ikke lengdeverdiene for pelspissen fra FA 1 rapportert.

Tabell 7.4 Sammendrag av resultatene fra forsøket

		Pelspisser				**Granittprøven**		
Fallserie	Pel nr.	Initial diam. [mm]	Slutt-diam. [mm]	Initial lengde [mm]	Slutt-lengde [mm]	Total synk [mm]	Krater-diam. [mm]	Krater-dybde [mm]
FA 1	Pel 1	24,95	25,03	-	-	8	59,8	7,9
FA 2	Pel 1	24,97	25,02	29,92	29,89	9,5	60,5	9,3
FA 3	Pel 3	20,96	21,00	29,90	29,82	11	60,9	11,3
FA 4a (f)	Pel 1	24,92	24,94	29,82	29,77	14	63,5	-
FA 4b (f, 100)	Pel 1	24,94	24,97	29,77	29,77	21,5	78,5	21,0
FA 5	Pel 2	20,92	-	29,91	-	-	-	-
FA 6	Pel 1	20,95	20,98	29,97	29,90	7	49,7	6,3
FA 7	Pel 3	20,90	20,92	29,96	29,78	9,5	51,2	8,7

F – fallserie, A – arnestål, f – forboret, 100 – utvidet til hundre slag

7.3.2 Observasjoner fra fallseriene

I dette delkapittelet vil observasjonene fra fallseriene bli kommentert. Granittprøvene vil bli kommentert separat og fallserier med like pelspisser vil bli omtalt i felleskap.

Det ble også foretatt noen generelle observasjoner som gjaldt alle fallseriene. Pelspissene spratt opp etter at de ble truffet av loddet. Enkelte ganger førte dette til at synkmålet ble redusert ettersom løse masser la seg under pelspissen. På grafene som presenterer synkverdien fra fallseriene er rådataen modifisert sånn at reduseringen i synkverdier ikke er tatt med, men flatet ut. Det kan også virke som om grafene er noe hakkete. Dette skyldes at synkverdien ble målt med en nøyaktighet på en halv millimeter og det var derfor ikke mulig å registrere mindre endringer.

7.3.2.1 Granittprøvene

Tidligere er det nevnt at toppen på stålbeholderne med betong og granittprøvene ble kappet av for å fjerne kratre som hadde blitt dannet fra tidligere ramming. Tabell 7.5 gir en oversikt over hvilke granittprøver det ble rammet mot ved de aktuelle fallseriene og hvor mye av toppen som ble kappet bort. Tre fallserier ble rammet mot den samme granittprøven utenom fallserien med forboring, hvor kun en pel ble nedrammet.

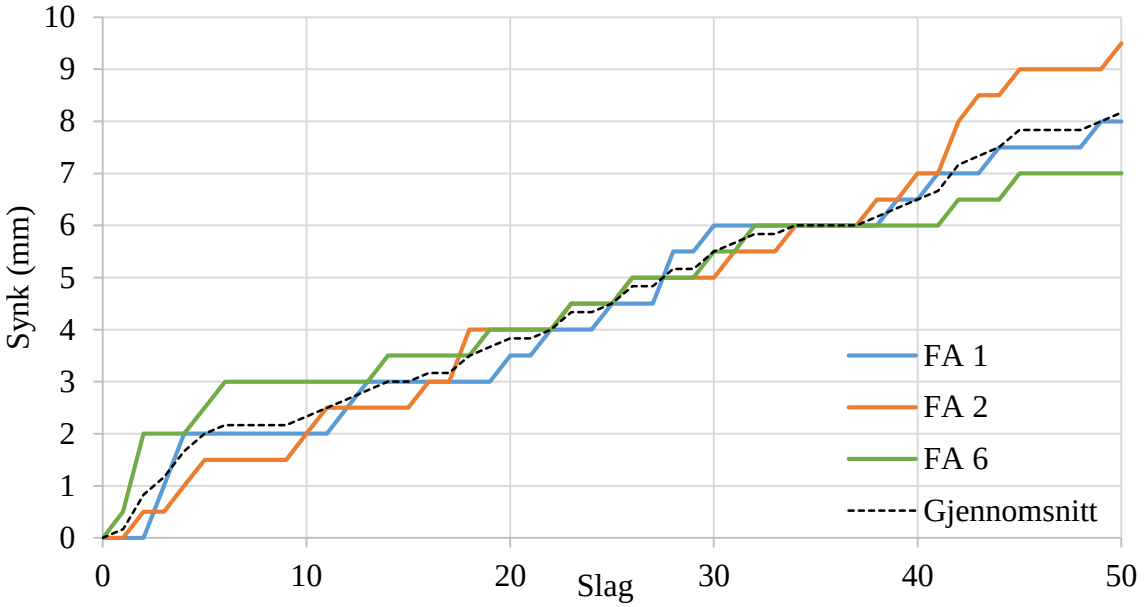
Tabell 7.5 Oversikt over fallseriene og hvilke granittprøver de ble rammet mot.

Fallserier	Kappet [mm]	Antatt høyde på granittprøven [mm]
FA 1, 2, 3	Ca 25	75
FA 4	Ca 23	77
FA 5, 6, 7	Ca 14	86

Rammingen av pelene mot granitten resulterte i avskalling av steinbiter og pulverisering. Steinbitene ble avskalet på tilfeldige tidspunkter i fallserien og de spratt bort fra krateret. Den pulveriserte granittmassen ble liggende i krateret, så formen på krateret ikke var synlig før etter at fallserien var ferdig og løsmassene var blitt fjernet. Formen på de nye kratrene var relativt like de som ble rapportert fra tidligere forsøk. Det ble heller ikke observert noen sprekker i granittprøvene som tydet på at den reduserte høyden på granittprøvene påvirket resultatet. I vedlegg C er bilder av kratrene presentert.

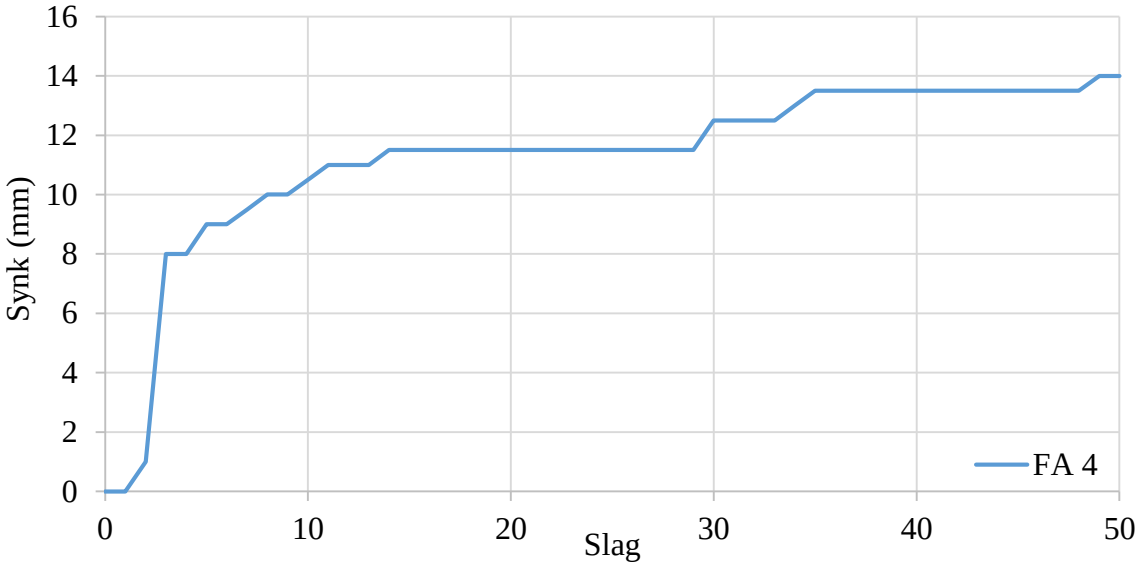
7.3.2.2 Pel 1 – Avfaset, hul spiss

På figur 7.11 er oppmålt synk fra fallseriene med pel 1 mot granittprøven uten forboring presentert. Synkverdien varierte noe mellom seriene ved de 10 første og de 10 siste slagene, men generelt sett er utviklingen lik for fallseriene. Ved enkelte etapper av fallseriene sto pelspissene å stampet på det samme nivået, men generelt sett meislet de seg jevnt inn i granitten.



Figur 7.11 Diagram for synk – Pel 1

På figur 7.12 er fallserien til pel 1 mot forboret granitt presentert. Allerede etter det 1. slaget ble det observert avskalling på granittoverflaten og etter det 3. slaget ble større mengder med granitt slått løs. Dette kan ses på utviklingen av synken, hvor grafen gjør et sprang etter det 3. slaget. Videre avtok penetreringshastigheten, pelspissen ble stående og stampe på pulverisert løsmasse. Dybelen som ble plassert i det forborede hullet ble sittende fast etter at fallserien var ferdig.



Figur 7.12 Diagram for synk – Pel 1 med forboring

Etter at fallseriene var gjennomført ble det foretatt en visuell kontroll av pelspissene. De eneste skaden som ble registrert var at spissendene hadde stuket noen hundredels millimeter. Bilder av de rammede pelspissene er presenter i vedlegg D.

7.3.2.3 Pel 2 – Kuleformet, massiv spiss

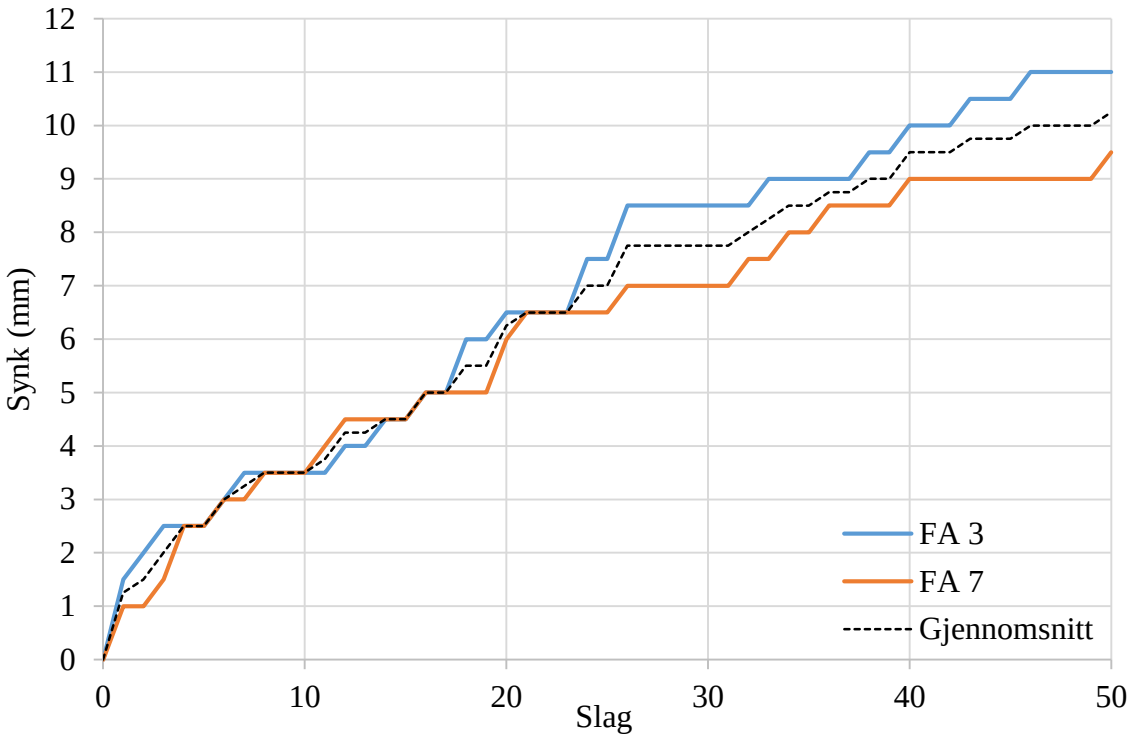
Det var egentlig planlagt å utføre to fallserier med denne spissformen, men ettersom den første fallserien resulterte i brudd var det ikke noe hensikt å utføre en tilsvarende fallserie. Det ble observert sprekkdannelser på pelspissen allerede etter det første slaget og etter det andre oppsto bruddet som vises på figur 7.13. Ved å studere bruddet er det klart at dette er et sprøtt brudd. Det vil ikke bli presentert noen grafer for denne spissgeometrien, ettersom fallserien ikke ble fullført.

Figur 7.13 Bildet av bruddet i pel 2 etter det andre slaget i fallserie FA 5.

7.3.2.4 Pel 3 – Avfaset, massiv spiss

På figur 7.14 er resultatet fra fallseriene med pel 3 presentert. Grafene har veldig lik utvikling. Ved begge fallseriene etablerte pelspissen festet i granitten allerede etter det første slaget og for de 5 første slagene er kurven relativ bratt. Etter det er utviklingen jevn, med noen partier hvor spissene blir stående og stampe på samme sted. Dette illustreres av platåene på grafene.

Pel 3 ble utsatt for de samme skadene som pel 1, spissenden stuket noen hundredels millimeter.



Figur 7.14 Diagram for synk – Pel 3

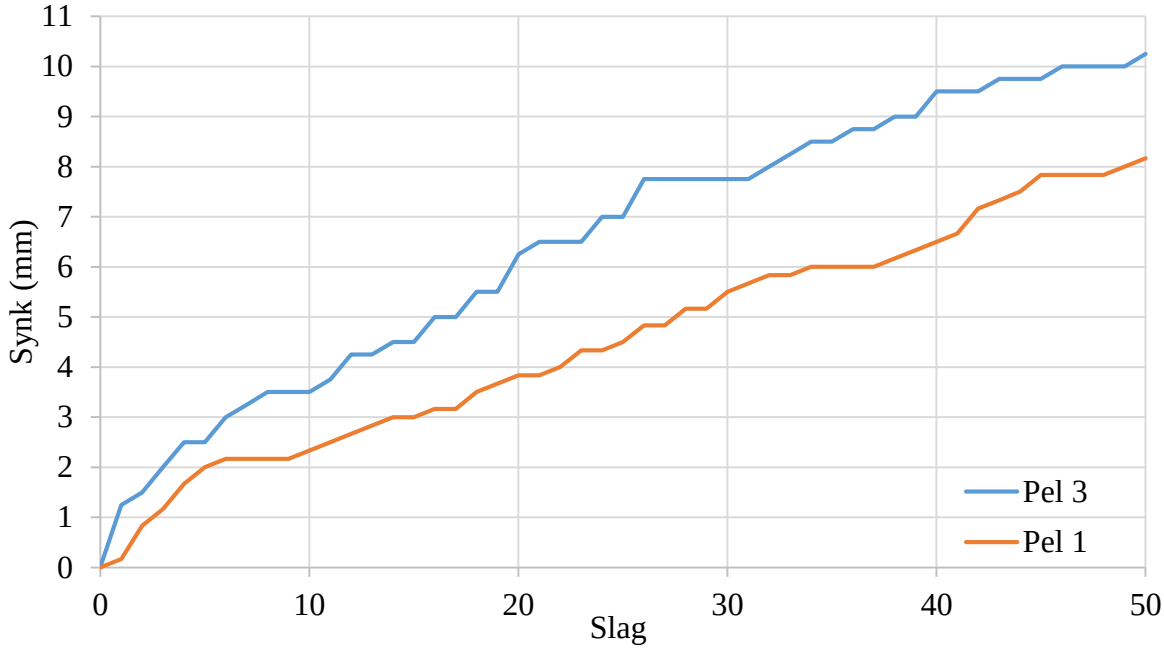
7.3.3 Sammenligning av fallserier

Alle fallseriene fra dette forsøket var duplikater av tidligere forsøk utført av Haare og Fremgård, med en forskjell; pelspissene var gjennomherdet i stedet for overflateherdet. Derfor er det gode sammenligningsgrunnlag for resultatene fra fallseriene. I dette delkapittelet vil effekten av spissgeometri, forboring og herdemetode bli studert. Når fallseriene nå skal sammenlignes vil gjennomsnittsverdien fra like fallserier benyttes.

Resultatene fra fallserier med overflateherdede pelspisser er hentet fra tidligere masteroppgaver.

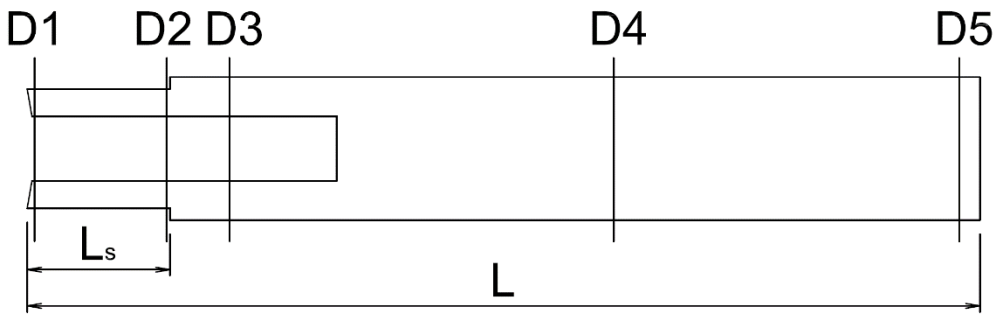
7.3.3.1 Sammenligning av spissgeometri

På figur 7.15 er den gjennomsnittlige synkutviklingen for pel 1 og pel 3 presentert. I løpet av de 10 første slagene jobber pel 3 seg rasker inn i granitten, men etter det er utviklingen relativt lik, bare forskjøvet. Årsaken til at pel 3 raskere sikrer seg feste i granitten er at spissen har en mindre kontaktflate ved de første slagene sammenlignet med pel 1. Tverrsnittsarealet er omtrent likt for de to spissene, men Pel 3 har en diameter på 21 mm i motsetning til pel 1 som har en diameter på 25 mm og begge har en avfasing på 10°. Dermed er det kun spisskanten som er i kontakt med granitten ved de første slagene. Etter 10 slag har hele spisstverrsnittet fått anlegg på granitten og da vil utviklingen være tilnærmet lik for de to pelspissene.



Figur 7.15 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på spissgeometri

Forsøkspelene ble oppmålt før og etter fallseriene. Totalt ble det målsatt 5 diametere langs pelene, lengden av spissavslutningen og den totale lengden av pelen. Figur 7.16 viser hvor på pelen dimensjonene ble oppmålt. Disse dimensjonen ble oppmålt for å studere deformasjonene som pelene ble utsatt for under fallseriene.



Figur 7.16 Dimensjoner som ble målsatt

I tabell 7.6 er endringene i spissgeometriene presentert. Verdiene som presenteres i tabellen er gjennomsnittsverdier fra 2 fallserier per peltype. For pel 1 ble dimensjonene målsatt i FA 2 og FA 6. For pel 3 ble dimensjonene målsatt i FA 3 og FA 7.

Tabell 7.6 Endring i geometri

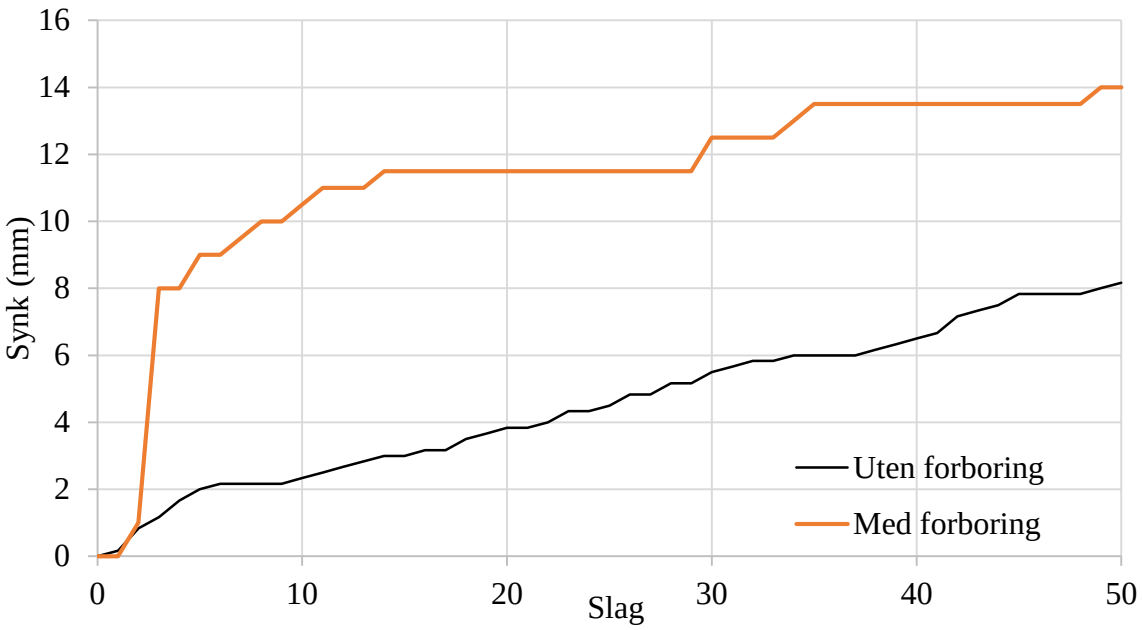
	L [mm]	**L_s [mm]**	**D1 [mm]**	**D2 [mm]**	**D3 [mm]**	**D4 [mm]**	**D5 [mm]**
Pel 1	- 0,05	- 0,05	0,035	0	0	0	0
Pel 3	- 0,13	- 0,13	0,03	0	0	0	0

Dimensjonene til pelspissene forblir tilnærmet uforandret. Ettersom spissene er gjennomherdet var dette et forventet resultat. Endringen i spisslengden skyldes at den relativt skarpe avslutningen har stuket. Pel 3 reduseres mer enn pel 1, dette kommer igjen av at pel 3 har en mindre kontaktflate ved de første slagene.

7.3.3.3 Effekten av forboring

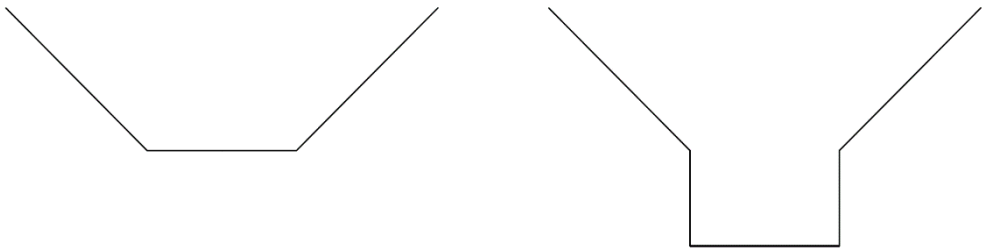
På figur 7.17 presenteres resultatet fra fallserien med pel 1 mot forboret granitt (FA 4a) og gjennomsnittet av fallseriene med pel 1 uten forboring (FA 1, FA 2 og FA 6).

Utviklingene av oppmålt synk er helt forskjellig for de to tilfellende. Forboring fører til at pelen penetrerer granitten bedre ved de første 10 slagene. Etter det er stigningstallet høyere for fallseriene uten forboring.



Figur 7.17 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på forboring

Denne forskjellen i grafenes utvikling kan forklares ved å studere formen på kratrene. En skisse av formen på kratrene for de to tilfellende er presentert på figur 7.18. I fallserien med forboring la løsmassene seg i krateret og pelspissen brukte mye av slagkraften på å pulverisere granitten. I fallseriene uten forboring ble det også observert at løsmassene ble liggende i krateret, men formen på krateret bidro til at mer av løsmassen ble drevet bort. Dermed fikk fallseriene uten forboring en jevnere penetrering.



a) Uten forboring b) Med forboring

Figur 7.18 Skisse av kratrene i granitten etter 50 slag

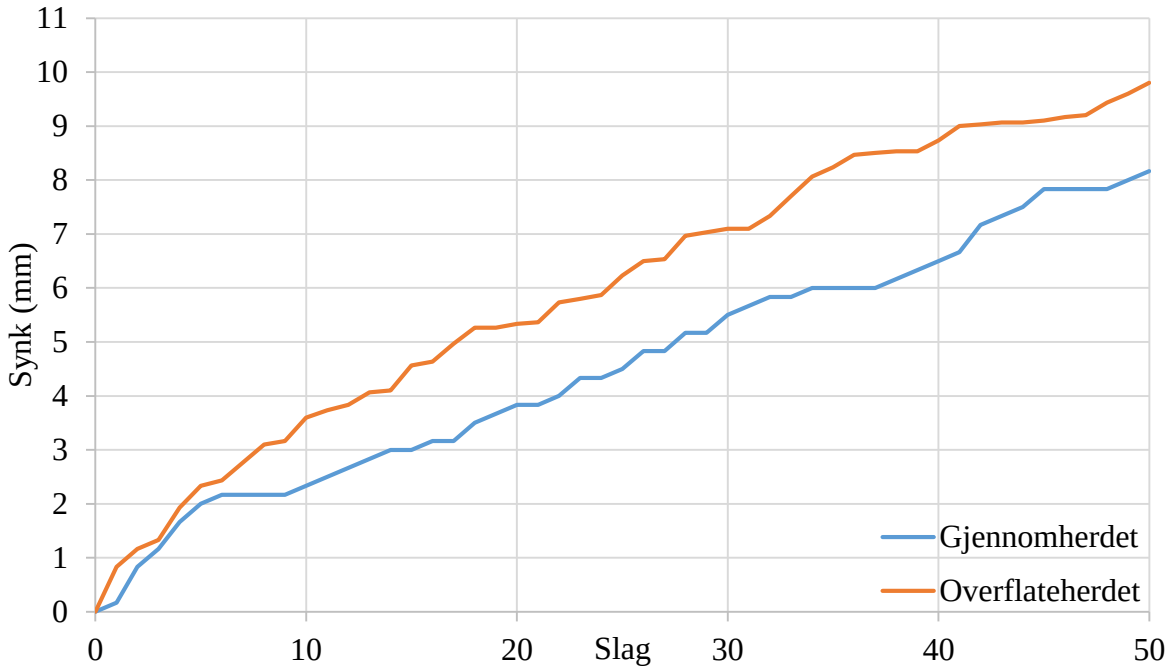
Det ble ikke observert noe nevneverdige forskjeller på skadene som pelspissene ble utsatt for.

7.3.3.2 Sammenligning av herdemetode for pel 1

På figur 7.19 er det presentert 2 grafer:

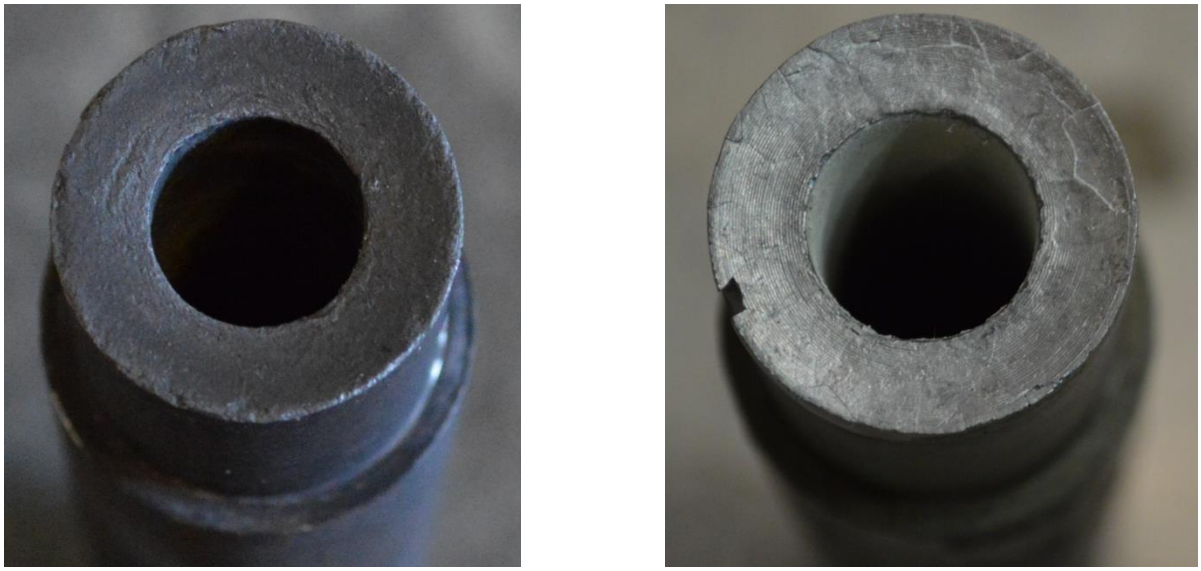
- Gjennomherdet – som representere gjennomsnittsverdien av 3 fallserier med pel 1, hvor pelspissene var gjennomherdet (FA 1, FA 2 og FA 6)
- Overflateherdet – som representere gjennomsnittsverdien av 3 fallserier med pel 1, hvor pelspissene var overflateherdet. Fallseriene ble gjennomført av Haare (Fallserie 1, 2 og 9) [4]

Fra grafene kan det virke som den overflateherdede spissen har bedre nedregningsegenskaper, men resultatet med de overflateherdede spissen lyver litt. Ettersom spissen stuket 0,5 mm mer enn den gjennomherdede. Dermed er forskjellen i sluttverdi i realiteten rund 1 mm og det kan skyldes tilfeldigheter. Det kan derimot observeres at utviklingen er veldig lik og penetreringshastigheten er omtrent den samme.



Figur 7.19 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på herdemetode – Pel 1

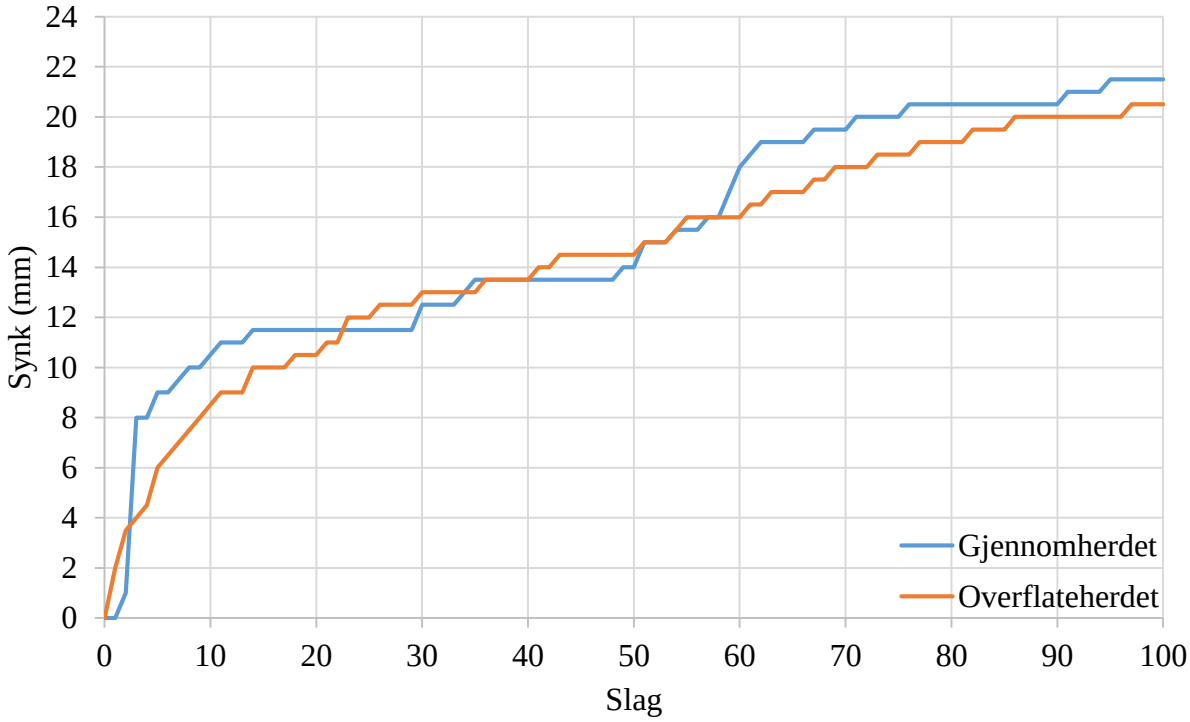
Fra forsøkene med de overflateherdede spissene ble det rapportert om avskalling og sprekkdannelse på spissavslutningen som et resultat av rammingen [4]. Til motsetning ble det ikke observert noen skader på de gjennomherdede spissene, utenom det minimale de ble stuket sammen. Bilder av skadene på spissavslutningene etter 50 slag er presentert på figur 7.20.



a) Gjennomherdet b) Overflateherdet

Figur 7.20 Skader etter 50 slag – Pel 1 herdet på to forskjellige måter

Grafene som presenteres på figur 7.21 viser hvordan pel 1 penetrerer granitt når det er forboret og plassert en dybel i hullet. Resultatet fra fallserie 4 utgjør grafen som representere den gjennomherdede spissen. Grafen som viser utviklingen til en overflateherdede spissen er hentet fra Haare (fallserie 4). Ved å studere grafene er det tydelig at utviklingen er veldig lik. Begge etablere feste i granitten tidlig og deretter jobber de seg relativ sakte ned i granitten. Den overflateherdede spissen stuket 0,75 mm mer enn den gjennomherdede, som betyr at grafen til den overflateherdede spissen er noe overvurdert.



Figur 7.21 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på herdemetode – forboret

Etter 100 slag kommer det enda tydeligere frem hvilken betydning herdemetode har for skadene som pelspissene blir utsatt for. Den gjennomherdede spissen har fortsatt ingen synlige sprekker og virker å være intakt. Den overflateherdede spissen har derimot flere synlige sprekker og betydelig avskalling langs kantene. Skadene etter 100 slag er presentert på figur 7.22.

b) Gjennomherdet

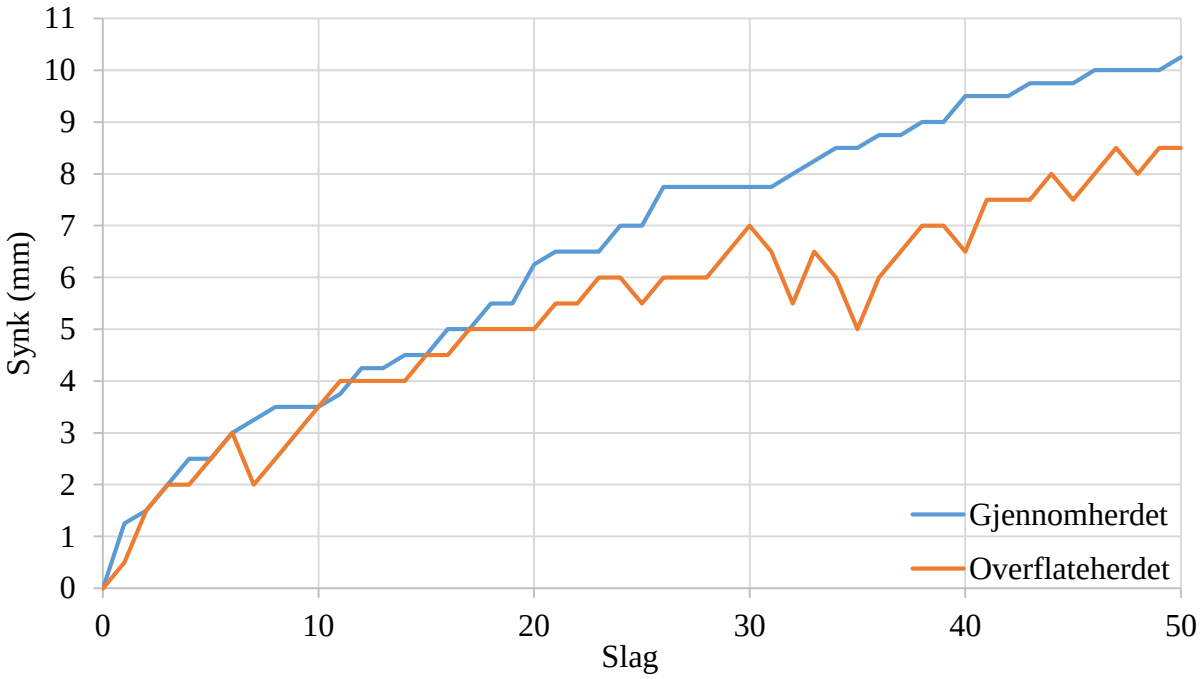
b) Overflateherdet

Figur 7.22 Skader etter 100 slag – Pel 1 herdet på to forskjellige måter

7.3.3.4 Sammenligning av herdemetode for pel 3

På figur 7.23 presenteres resultatet fra en fallserie med en overflateherdet pel 3 og gjennomsnittsverdien fra fallseriene FA 3 og FA 6 hvor pel 3 var gjennomherdet. Fallserien med den overflateherdede pelen ble utført av Fremgård (fallserie 2) [5]. Grafen av den overflateherdede spissen svinger noe, dette skyldes at Fremgård valgte å presentere rådataen fra fallserien. Hvis det ses bort ifra svingningene så har grafene en veldig lik utvikling. Begge har en bratt kurve ved de første 5 slagen og deretter avtar stigningstallet.

Den endelige verdien for synk som oppnås med den overflateherdede pelen gir en overdrevet vurdering av penetreringsegenskapene. Fremgård rapporterte at den overflateherdede spissen hadde stuket 2,5 mm på grunn av rammingen. Det er betydelig mer enn de gjennomherdede spissene, som gjennomsnittlig stuket 0,13 mm. Dette kan også illustreres ved å se på den oppmålte kraterdybden. For den overflateherdede spissen ble kraterdybden målsatt til 7,1 mm, mens det etter 50 slag ble oppmålt 8,5 mm i synk. Det gir en differanse på 1,4 mm. I motsetning var den gjennomsnittlige differansen 0,25 mm for fallseriene med gjennomherdede peler.



Figur 7.23 Sammenligning av diagram for synk med hensyn på herdemetode – Pel 3

Skadene som spissene blir utsatt for er veldig forskjellige. Pelspissen som er overflateherdet får tydelige sprekker og opplever avskallinger langs spisskanten. På den andre siden er den eneste synlige skaden på de gjennomherdede pelene at spisskanten har stuket noen hundredels millimeter. På figur 7.24 er skadene på pelspissene etter 50 slag presentert.

a) Gjennomherdet

b) Overflateherdet [5]

Figur 7.24 Skader etter 50 slag – Pel 3 herdet på to forskjellige måter

7.4 Feilkilder

- Fallhøyden ble ikke justert etter hvert som synkmålet økte. Siden fallseriene fikk omtrent den samme synkverdien økte dermed fallhøyden omtrent likt for alle fallseriene. Derfor er det lite sannsynlig at dette har påvirket resultatet i nevneverdig grad.
- Loddet ble løftet på plass med en vinsj, så utgangsposisjonen varierte noe, omtrent ± 0,5 cm.
- Det ble gjennomført flere fallserier på samme granittprøve. Det kan ha svekket granitten.
- Overflaten til granittprøvene hadde et bølgete mønster som et resultat av at toppen på stålbeholderne med granittprøvene ble kappet.

7.5 Diskusjon

I dette forsøket ble 3 forskjellige utgaver av gjennomherdede pelspisser rammet mot granitt. Både de hule og massive spissene som var avfasede tålte rammingen, mens den massive spissen med kuleform knakk. Alt tyder på at den kuleformede spissen knakk fordi spisskanten var for skarp, og dermed oppstå det en overskridelse av materialkapasiteten i dette området.

En generell observasjon fra fallseriene var at synkmålet økte raskest ved de første slagen og etter det utviklet synkmålet seg relativt jevnt. Alle spissene som tålte rammingen var avfaset. Det betyr at spissene måtte penetrere granitten noen millimeter før hele tverrsnittet hadde anlegg på granitten. Det kan forklarer hvorfor synkmålet økte raskere ved de første slagene.

Resultater fra tidligere forsøk med overflateherdede spisser viser at de avfasede, hule spissene (pel 1) får høyere synkmål enn de avfasede, massive spissene (pel 3). Resultatet fra dette forsøket viser derimot at pel 3 får høyere synkmål. Når det gjelder de overflateherdede spissene er det verdt å merke at de massive spissene har en mindre overflate som blir herdet. Dermed er også den duktile kjernen større, som igjen fører til større plastiske deformasjoner. De hule pelspissene har en relativt tynn veggtykkelse i emnestykket, som resulterer i at spissen nesten blir gjennomherdet. Det betyr at synkmålet fra de forskjellige fallseriene med overflateherdede spisser ikke er direkte sammenlignbare. Forutsetningene for fallseriene med de gjennomherdede spissen var derimot helt like med tanke på skadeomfanget til spissene. Resultatet fra disse viser at den massive spissen hadde en bedre innmeisling i granitten, og forskjellen på det totalet synkmålet var 2 mm. Til gjengjeld varierer det totale synkmålet med 1,5 mm for fallseriene med pel 3 og 2,5 mm for fallseriene med pel 1. Disse forskjellene skyldes mest sannsynlig tilfeldigheter i granittens mikrostruktur. Det betyr at differansen mellom synkmålet for den massive (pel 3) og den hule spissen (pel 1) er for lite til å bruke synk som et argument for å velge spissgeometri.

Fra tidligere forsøk ble det stilt spørsmål til de massive spissenes evne til å fortrenge fjellmassen. Det er ingen observasjoner fra fallseriene i dette forsøket som tyder på at de massive spissene er dårligere enn de hule spissene til å fortrenge fjellmasser.

Som det allerede er blitt nevnt tålte ikke pel 2 rammingen. Fra tidligere forsøk er det derimot vist at en overflateherdet versjon av pel 2 vil tåle rammingen. Konsekvensene er større ved en kapasitetsoverskridelse for de gjennomherdede spissene, med tanke på at de dermed ikke kan rammes videre. Derfor er det usikkerhet rundt kapasiteten til de gjennomherdede spissene.

Den største fordelen av å gjennomherde spissene er at skademotstanden øker. De gjennomherdede spissene som tålte rammingen var tilnærmet skadefrie, mens fra tidligere forsøk ble det rapportert at de overflateherdede spissene ble utsatt for avskalling langs spisskanten og oppsprekking.

Det ble også gjennomført fallserier med den hule pelspissen mot forboret granitt. Resultatene viste at forboring gjorde det enklere for spissen å penetrerer granitten ved de første slagene. Etter det var penetreringshastigheten lavere, men det totale synkmålet ble fortsatt større. Dette stemmer med erfaringer fra tidligere forsøk. Fra tidligere forsøk ble det også rapportert at spissene som ble rammet mot forboret granitt var mindre skadeutsatt. Det er ikke like lett å kommentere dette, ettersom de gjennomherdede pelspissene ikke fikk noen skader.

Fra tidligere oppgaver er det kommentert at effekten av overflateherding vil være større for nedskalerte peler sammenlignet med fullskalapeler. Basert på hardhetsmålingene er det mye som tyder på at dette stemmer. Det harde skallet som blir dannet ved overflateherding utgjør en mindre del av tverrsnittet til pelspissen i full skala og dermed vil de plastiske deformasjonene bli større. Når det gjelder gjennomherding er det vanskelig å si hvordan denne herdemetoden vil påvirke pelspisser i full skala. Hardhetsmålingen av den nedskalerte, gjennomherdede spissen viste at hardheten var tilnærmet konstant gjennom tverrsnittet. I full skala vil tverrsnittet være rundt 10 ganger større. Dermed vil det være mye vanskeligere å avkjøle hele tverrsnittet av pelspissene like raskt når stålet skal herdes. Derfor er det lite sannsynlig at hardheten også vil holde seg konstant i en fullskalaspiss.

8 Numeriske beregninger og simuleringer

Dette kapittelet består av numeriske beregninger og simuleringer av forsøket som ble presentert i kapittel 7. I de tidligere masteroppgavene er det kun det første slaget i fallserien som ble simulert, det er derfor et mål i denne oppgaven å simulere flere slag. I tillegg vil noe av teorien som er gjennomgått i tidligere kapitler bli simulert.

Alle numeriske beregninger og simuleringer i denne masteroppgaven ble utført i Abaqus/CAE 6.13-1.

8.1 Simulering av teori

I tidligere kapitler er teorien bak støtbølger og beregningsmetodene som benyttes i elementmetoden gjennomgått. For å se om Abaqus vil gi resultater som stemmer med teorien er eksempelet fra kapittel 4.2 analysert i Abaqus. Modellen ble bygget opp som:

- En innspent stav i 3D.
- Med 2 meters lengde og tverrsnitt på 0,1 x 0,1 meter.
- Staven var delt inn i 20 lineære elementer.

Staven ble tildelt et elastiske material med Poissons forhold lik null, så det kritiske tidsinkrement kan defineres på samme måte som i eksempel 4.2.

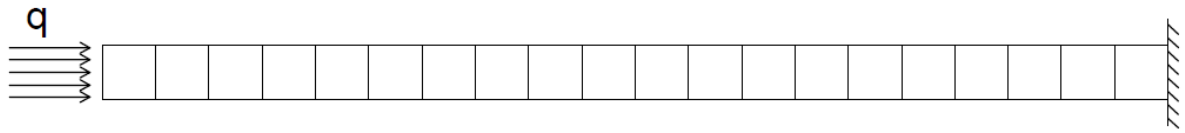
$$\Delta t_{cr} = \frac{L^e}{c}$$

hvor L^e er lengden på det miste elementet og c er bølgeforplantningshastigheten.

Tabell 8.1 presenterer verdiene som ble innført i modellen.

Tabell 8.1 Geometri og materialegenskaper

L	L^e	A	ν	E	ρ	c	Δt_{cr}
m	*m*	*m²*		*N/mm²*	*kg/m³*	*m/s*	*s*
2,0	0,1	0,01	0	210 000	7850	5172,2	$1{,}93 \times 10^{-5}$

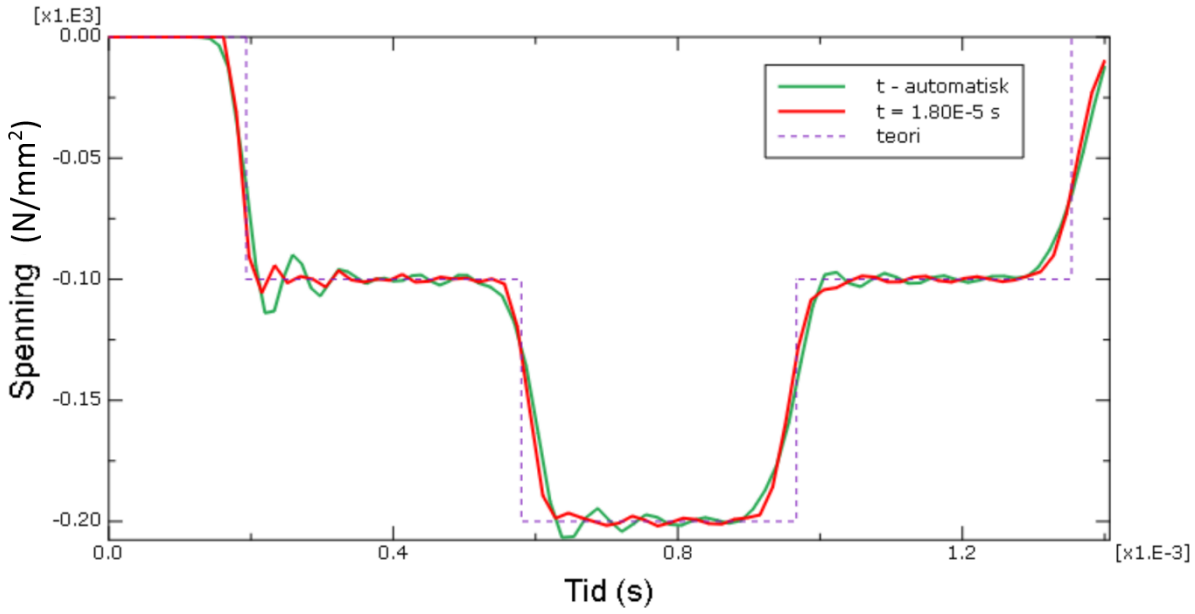


Figur 8.1 Stav som er innspent i en ende og som blir utsatt for en trykklast

Den fri enden ble belastet med en jevnt fordelt last, q = 100 N/mm^2, som ble påført øyeblikkelig. Dette ga en initial spenning på $\sigma_0 = -100\ \mathrm{N/mm^2}$ ved kanten.

Videre ble det gjennomført to eksplisitt dynamiske analyser av den belastede staven. Forskjellen på de to analysen var størrelsen på tidsinkrementet. Ved den ene analysen ble størrelsen styrt automatisk av Abaqus, mens for den andre ble størrelsen på tidsinkrementet manuelt satt til 1,8x10^{-5} s, som tilsvarer et Courant nummer på $C_n = \Delta t/\Delta t_{cr} = 0{,}93$. Ved den automatiske styringen varierte størrelsen på tidsinkrementene under beregningstiden, men Courant nummeret var hele tiden lavere enn 0,93.

For å sammenligne spenningsresponsen som oppnås i Abaqus med den teoretiske spenningsresponsen ble spenningene på midten av staven, i element 10, hentet ut fra analysen. Spenningsresponsen fra de to analysene og den teoretiske spenningsresponsen er presentert på figur 8.2.

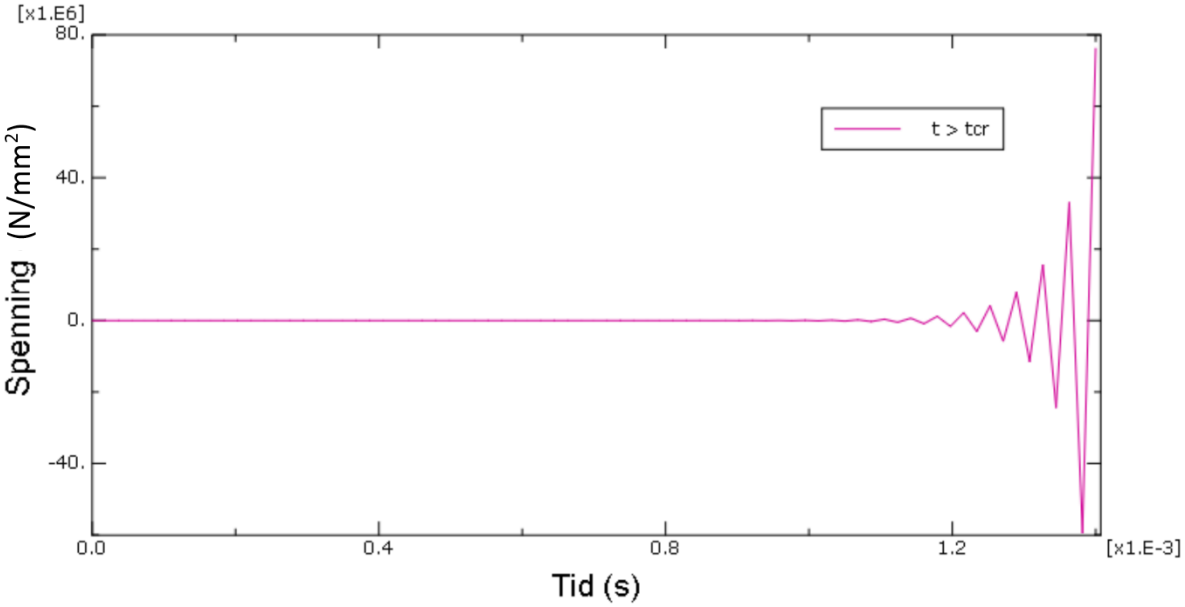


Figur 8.2 Spenningsutvikling ved midten av staven

Resultatet som oppnås i Abaqus stemmer godt overens med teorien som er gjennomgått i tidligere kapitler. Begge analysene gir en spenningsrespons som følger den teoretiske spenningsresponsen på en tilfredsstillende måte. Spenningsresponsen fra analysen med den automatiske styringen av tidsinkrementer svinger mer, dette er også en utvikling som er riktig i henhold til gjennomgått teori, delkapittel 5.1 [13].

Siden den automatiske styringen ga tilfredsstillende resultater og med tanke på at det ved videre analyser vil være vanskeligere å bestemme korrekt størrelsen på tidsinkrementet manuelt, vil en automatisk styring av tidsinkrementene bli benyttet til videre analyser.

Fra teorien var det også gitt at med et Courant nummer større enn 1 vil spenningsresponsen bli ustabil. Figur 8.3 viser hvordan spenningsresponsen «eksplodere» for den samme analysen dersom tidsinkrementet er større en det kritiske tidsinkrementet.

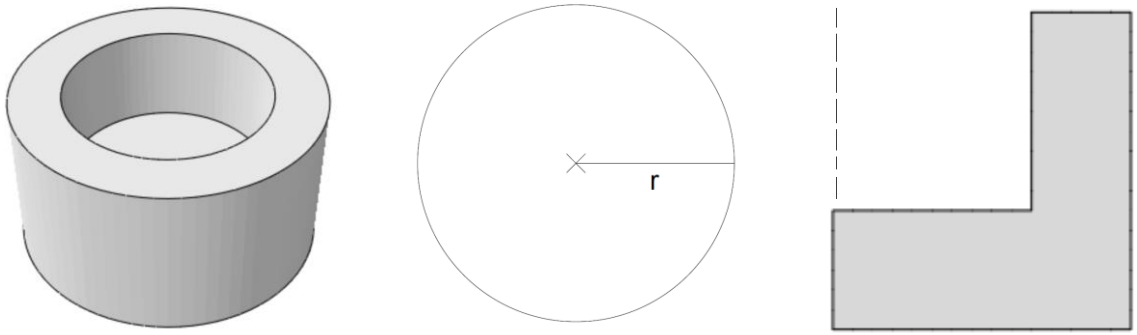


Figur 8.3 Spenningsrespons som et resultat av en impulslast, når $t > t_{cr}$.

8.2 Simulering av ett slag

I det nedskalerte forsøke ble pelene rammet av et fallende lodd 50 ganger. For å simulere dette vil det i første omgang bli simulert ett slag for å finne en god modell. Deretter vil kontaktkraften mellom lodd og pel bli hentet ut fra resultatet av simuleringen. Denne kontaktkraften vil bli brukt til å lage en kraft som skal påføres pelen med hensikt å erstatte loddet.

I de tidligere masteroppgaver ble modellene modellert i 3D. Modellering i 3D fører ofte til at modellene blir store og dermed krever lang beregningstid og mye lagringsplass. I forhold til datakostnad er det lønnsomt å utnytte symmetrien i systemet. Når det gjelder forsøket er alle komponentene rotasjonssymmetriske om en senterakse i lengderetning, derfor kan modelleringsmetoden *Axisymmetric* benyttes i Abaqus. Når et problem blir modellert med aksesymmetri i Abaqus modelleres kun tverrsnittet langs radiusen til den sylinderformede komponenten (langs r på figur 8.4 b)). Under beregningsprosessen vil Abaqus dreie dette tverrsnittet om en referanseakse. Det betyr for eksempel at krefter kan påføres med samme verdier som for 3D. Figur 8.4 illustrerer hvilken del av tverrsnittet som tegnes i Abaqus ved de forskjellige modelleringsmetodene.



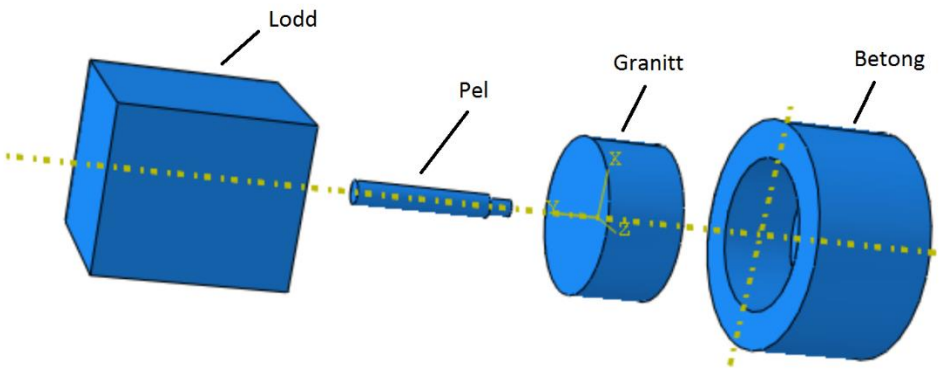
a) 3D b) Komponenten sett ovenfra c) *Axisymmetric*

Figur 8.4 Illustrasjon av hvilke deler av en komponent som blir modellert i Abaqus

Det første slaget i forsøket ble simulert med to modelleringsmetoder, 3D og aksesymmetri.

8.2.1 Valg av modelleringsmetode

Ved modellering av ett slag mot pelen ble det tatt hensyn til fire komponenter fra forsøket. Loddet, pelspissen, granittprøven og betongen ble modellert, figur 8.5 viser hvordan komponentene ser ut i 3D-modellen.



Figur 8.5 Komponentene som ble modellert ved simulering av ett slag

I forsøkene ble et lodd på 71,8 kg sluppet fra en høyde på 0,40 meter. For å redusere beregningstid på simuleringen ble loddet modellert som en massiv del med initial hastighet med utgangsposisjon rett over pelen. Den initiale hastigheten ble regnet ut etter prinsippet om bevaring av mekanisk energi. Før loddet blir sluppet er det kun potensiell energi i systemet og idet loddet treffer pelen er det kun kinetisk energi, dette gir utrykk 8.1.

$$\frac{1}{2}mv^2 = mgh \tag{8.1}$$

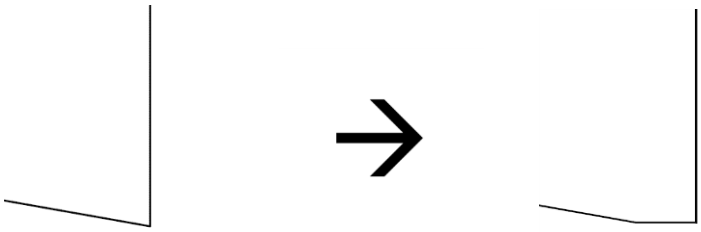
Utrykk 8.1 løses med hensyn på hastigheten og det gir et utrykk for den initiale hastigheten til loddet.

$$v = \sqrt{2gh} \tag{8.2}$$

Tyngdekraftens akselerasjon er g = 9,81 m/s^2. Innsetting av verdier i utrykk 8.2 gir en initial hastighet på 2,801 m/s.

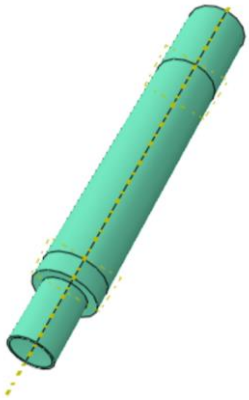
For å sikre at loddet belaster pelen på en riktig måte ble loddet fasthold mot sideveis forskyvning langs de vertikale kantene.

Pelen ble modellert etter de geometriske verdiene til pel 3 fra forsøket. En avfasede, massiv pelspiss. De geometriske verdiene er presentert i kapittel 7.1. Pelen er avsluttet med en spiss kant, dette er meget ugunstig i forhold til kontaktformuleringen i Abaqus. For å forbedre dette ble den spisse kanten kappet av som figur 8.6 indikerer. Lengden på denne kappelinjen ble satt til 1 mm.

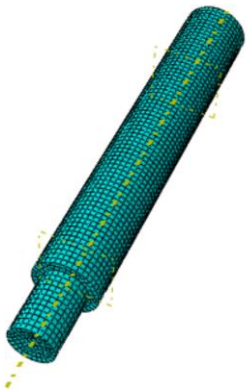


Figur 8.6 Tilpassing av den modellerte geometrien for bedre kontaktformulering i Abaqus

I forsøket ble pelen fastholdt mot sideveis forskyvning av en 130 mm lang hylse. For at denne fastholdingen skulle bli riktig modellert ble pelen oppdelt (*Partition*), slik som figur 8.7 a) viser. Deretter ble den midterste delen fastholdt i tverretningene.



a) Oppdeling av pelen i 3D

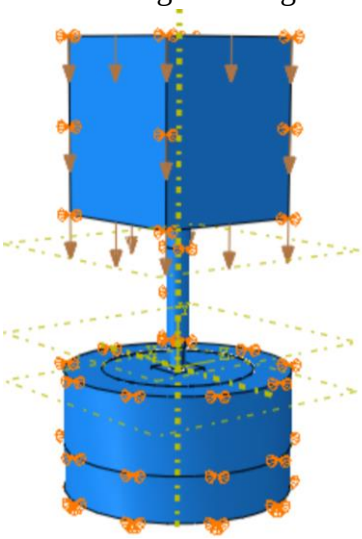


b) Elementnettet til pelen i 3D

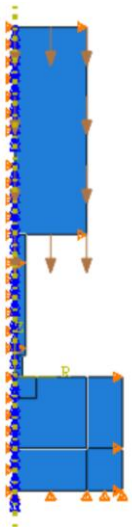
Figur 8.7 Skjermbilder fra Abaqus av modellert pel i 3D

Granitten og betongen ble modellert som to separate deler med forskjellige materialegenskaper, deretter ble de bundet sammen med *tie-constraint* for å representere samvirket de har i forsøket. Etter det ble betongens vertikale overflate fastholdt mot horisontalforskyvning og bunnen ble fastholdt mot vertikalforskyvning. Disse randbetingelsene skal representere stålkaret som betongen ble støpt i fra forsøket. Årsaken til at betongen ble simulert og ikke stålrøret var på bakgrunn av graden de påvirket resultatet. Betongen påvirket resultatet i form av at fastholdingen av granitten ble mykere og det påvirket penetreringsdybden til pelspissen. Mens resultater fra analyser med stålrøret kontra den horisontale fastholdingen av betongoverflaten viste at forskjellen ikke påvirket resultatet i noe betydelig grad.

Figur 8.8 viser de påførte randbetingelsene i modellene. I den aksesymmetriske modellen er det tatt hensyn til at komponentene egentlig er kontinuerlige gjennom symmetriaksen ved å sette på symmetribetingelser langs hele randen.



a) 3D-modellen



b) Aksesymmetri-modellen

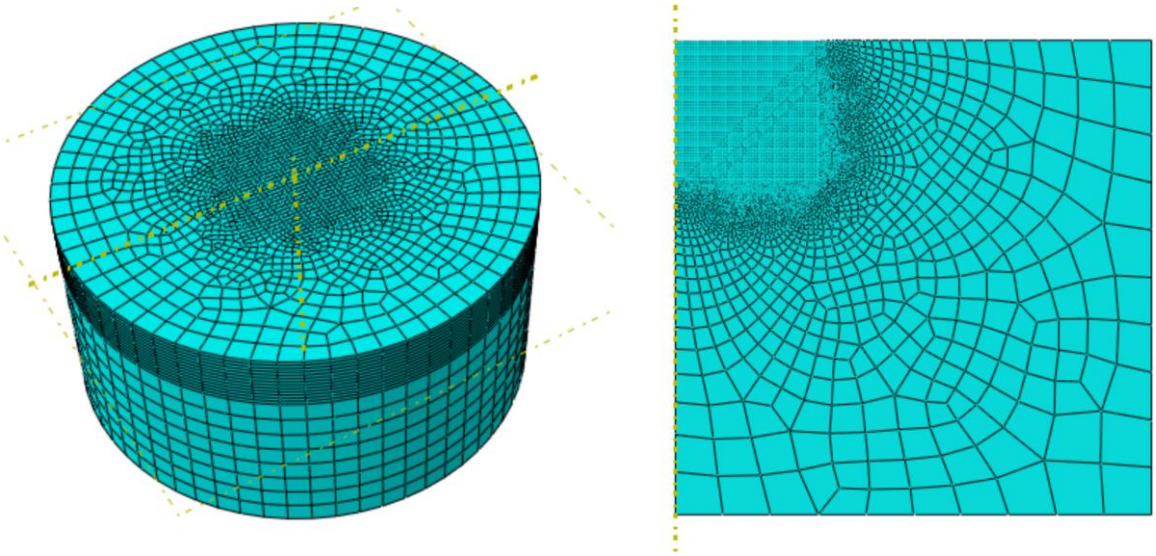
Figur 8.8 Skjermbilder fra Abaqus som viser randbetingelsene

Fra figur 8.8 kan det også ses at granitten og betongen er oppdelt på samme måte som pelen. For granitten er dette gjort for å få et finere elementnett i kontaktsonen, mens for betongen er hensikten å forbedre formen på elementnettet.

Kontakten mellom komponentene i begge modellene ble definert med straffemetoden, metoden er omtalt i delkapittel 5.2. Friksjonskoeffisienten for tangentiell oppførsel ble satt til 0,5. Videre ble det bestemt et kontaktpar med en *master surface* og en *slave surface* basert på bølgende kriterier:

- Komponenten med det fineste elementnettet ble definert som *slave surface*.
- En stiv overflate ble alltid definert som *master surface*.

En overflate som er definert som *slave surface* kan aldri penetrere en *master surface*.



a) 3D-modellen b) Aksesymmetri-modellen

Figur 8.9 Skjermbildet fra Abaqus som viser elementnettet til granittkomponenten

Både i 3D og aksesymmetri besto elementnettene i hovedsak av kvadratiske elementer. Men for granitt-komponentene ble det benyttet noen trekantformede elementer i overgangene fra fine til grove elementer. Denne metoden ble valgt for å begrense antall elementer i modellen og for å tilfredsstille standardkravene som Abaqus setter til misformede elementer (*element distortion*). Tabell 8.2 og 8.3 gir en oversikt over elementene som ble brukt i de forskjellige modellen.

Tabell 8.2 Elementer i aksesymmetri-modellen

Komponent	Antall elementer	Type element	Elementstørrelse og evt. gradering
Lodd	48	CAX4R*	25
Pel	770	CAX4R*	2
Granitt	29 198 108	CAX4R* CAX3**	0,2 - 10
Betong	140	CAX4R*	10

* CAX4R-elementer er lineære 4-noders akseelementer.
* CAX3-elementer er lineære 3-noders akseelementer.

Tabell 8.3 Elementer i 3D-modellen

Komponent	Antall elementer	Type element	Elementstørrelse og evt. gradering
Lodd	512	C3D8R*	25
Pel	13 076	C3D8R*	2,8
Granitt	113 564 2 291	C3D8R* C3D6R**	1,2 - 10
Betong	9 102	C3D8R*	10

* C3D8R-elementer er lineære 8-noders volumelementer.
** C3D6R-elementer er lineære 6-noders volumelementer.

Alle analysene var ikkelineære og dynamisk eksplisitte, hvor alle komponentene hadde elementnett bestående av førsteordens elementer. Beregningene ble kjørt med redusert integrasjon, noe som innebærer at det kun er ett integrasjonspunkt per element. Denne beregningsmetoden fører til en mer effektiv beregningsprosess, men det kan resultere i numeriske feil. Derfor er en timeglasskontroll påført elementene. Timeglasskontrollen forhindrer numeriske feil ved å fjerne nullenegrimoder under de numeriske beregningene.
I tabell 8.4 presenter nøkkeltallene som legger grunnlaget for hvilken modelleringsmetode som vil bli benyttet ved videre simuleringer og analyser. Tallene beskriver hvor lang tid beregningene tok, endring i den totale energien i systemet og hvor mye lagringsplass resultatfilen trengte. Det er gjennomført to analyser med forskjellige materialmodeller for hver modelleringsmetode. Materialmodellene vil bli beskrevet i det neste delkapittelet. Tidsrammen for simuleringen var satt til 0,002 sekunder og alle analysene ble beregnet på den samme datamaskinen.

Tabell 8.4 Nøkkeltall fra analysene av ett slag

Modelleringsmetode	Materialmodell	Beregningstid [s]	Endring i energi [J]	Lagringsplass [MB]
Aksesymmetrisk	Drucker-Prager	1019,2	0	105,6
	Mohr-Coulomb	1202,1	0	105,6
3D	Drucker-Prager	1079,4	88	710,5
	Mohr-Coulomb	1383,0	106	710,5

I Abaqus er akseelementer definert slik at programmet automatisk dreier det modellerte tverrsnittet om en referanseakse under beregningsprosessen. Det betyr at det samme problemet som modelleres i 3D kan modellerer med mye finere elementnett i aksesymmetri uten at beregningstiden øker. Et finere elementnett vil gi et bedre svar, i den forstand at spenninger og tøyninger vil få en bedre gradering. Endrings av total energi i systemet under beregningsprosessen kan komme av at det har oppstått numeriske feil. Resultatet fra tabell 8.4 viser at begge de aksesymmetriske analysene ikke har noe endring i energi, det har derimot begge 3D-modellene. Beregningstid og lagringsplass forteller ikke noe om kvaliteten på resultatet, men i forhold til denne masteroppgaven er det relevante faktorer. Det finnes ikke noen standardiserte løsninger på problemet som skal analysere. Det vil derfor være en utforskende prosess, som vil resultere i mange analyser. Dermed spiller datakostnader som tid og lagringsplassen en vesentlig rolle. På bakgrunn av disse faktorene er det valgt å gå videre med den aksesymmetriske modelleringsmetoden når flere slag skal simuleres.

8.2.2 Materialparameter brukt i Abaqus

I denne oppgaven er det et mål å simulere en slagserie fra forsøket. Forsøket viste at ramming av gjennomherdede peler resulterer i kraterdannelse på granittens overflate, mens pelene forblir relativt uskadd. Det er på bakgrunn av dette at det er valgt å fokusere på materialmodellen til granitt og se på effekten av å bruke ulike flytekriterier.

8.2.2.1 Granitt

I doktorgradsavhandlingen til Seah fra 2006 ble det gjennomført flere materialprøver av den samme Iddefjordgranitten som ble benyttet i forsøket til denne masteroppgaven. Derfor er det valgt å bruke resultatene fra disse prøvene når materialparametere skal bestemmes for de ulike flytekriteriene. Tabell 8.5 viser et sammendrag av egenskapene til Iddefjordgranitten.

Tabell 8.5 Egenskapene til Iddefjordgranitten

Egenskaper	Verdier*	Enhet
Elastisitetsmodul, *E*	54 000	N/mm^2
Massetetthet, ρ	2 626	kg/m^3
Bølgeforplantningshastigheten, *c*	4534,7	m/s
Poissons forhold, *v*	0,27	-
Strekkapasitet, σ_s	7,1	N/mm^2
Aksial trykkapasitet, σ_c	163	N/mm^2
Kohesjon, τ_c	40,4	N/mm^2
Indre friksjonsvinkel, φ	52,62	grader

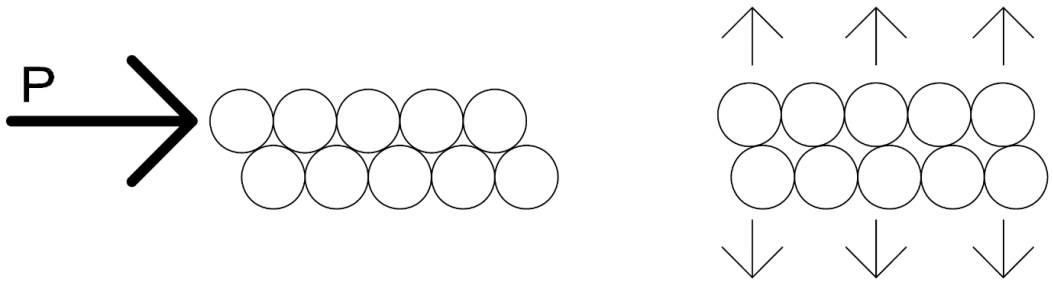
*alle verdier er hentet fra *Penetration and Perforation of Granite Targets by Hard Projectiles* av Seah.

Teorien bak materialmodellene som ble brukt for å beskrive granittens oppførsel er omtalt i kapittel 6.

For alle materialmodellene som skal brukes til å beskrive granitten må en dilatasjonsvinkel defineres. En fysisk beskrivelse av denne vinkelen er hvordan volumet endres i tverretning som følge av en aksialkraft. Dette illustreres på figur 8.10, her er kornstrukturen arrangert slik at en tverrforskyvning mellom kornene er nødvendig for at den øverste rekken med korn skal kunne bevege som i trykkraftens retning [21]. Denne vinkelen er vanskelig å kalibrere fra forsøk. Som en forenkling vil derfor utrykk 8.3 bli brukt i denne oppgaven.

$$\psi = \frac{\varphi}{4} \tag{8.3}$$

I utrykk 8.3 er ψ dilatasjonsvinkelen og φ er den indre friksjonsvinkelen til materialet. Formelen er hentet fra *Practical estimates of rock mass strength* av Hoek og Brown [22], hvor de bruker utrykk 8.3 for hard stein av god kvalitet.



Figur 8.10 Tegning som illustrerer dilatasjon på mikronivå

Det var ikke nødvendig å kalibrere parameterne til Mohr-Coulomb modellen da dette allerede var blitt gjort i doktorgradsavhandlingen til Seah. Tabell 8.6 viser hvilke verdier som ble lagt inn i Abaqus.

Tabell 8.6 Materialparametere til Mohr-Coulomb modellen

E [N/mm^2]	ν	ρ [kg/m^3]	σ_t [N/mm^2]	τ_c [N/mm^2]	φ [grader]	ψ [grader]
54 000	0,27	2626	7,1	40,4	52,62	13,155

Parameterne til Mohr-Coulomb modellen kan ikke brukes direkte i Drucker-Prager modellen, men ved å bruke utrykk 8.4 og 8.5 er det mulig å konvertere den indre friksjonsvinkelen og kohesjonen så de er kompatible med Drucker-Prager modellen [23].

$$\tan\beta = \frac{\sqrt{3}\sin\varphi}{\sqrt{1+\frac{1}{3}\sin^2\varphi}} \tag{8.4}$$

$$\frac{d}{\tau_c} = \frac{\sqrt{3}\cos\varphi}{\sqrt{1+\frac{1}{3}\sin^2\varphi}} \tag{8.5}$$

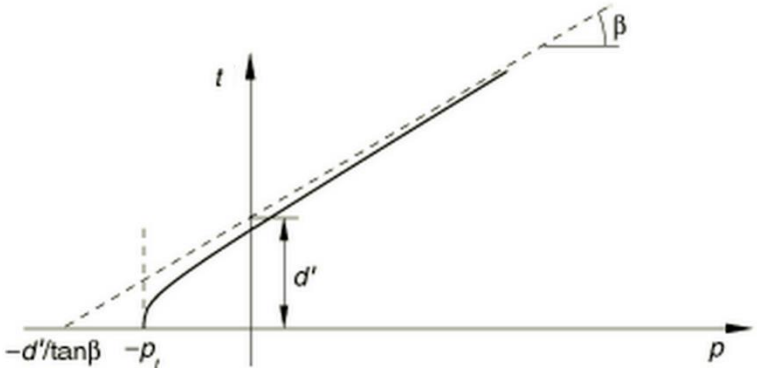
Ved å sette inn verdier for den indre friksjonsvinkelen (52,62°) og kohesjonen (40,4 N/mm^2) fra tabell 8.5 i utrykk 8.4 og 8.5 fås de nye verdiene som kan implementeres i Drucker-Prager modellen:

$$\beta = 51{,}36° \qquad d = 38{,}61 \text{ N/mm}^2$$

For å definere Drucker-Prager kriteriet med en strekkbegrensning i Abaqus ble det valgt å bruke den hyperboliske formen av kriteriet, som illustreres på figur 8.11. Strekkapasiteten skal dermed oppgis som den hydrostatisk strekkapasiteten. Det betyr at også denne verdien må endres, for i tabell 8.5 er den enaksiale strekkapasiteten oppgitt. Dermed brukes utrykk 8.6 for å bestemme strekkapasiteten til Drucker-Prager modellen.

$$p_t = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \tag{8.6}$$

Med $\sigma_1 = \sigma_t$ fra tabell 8.5 og $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ fås en strekkapasitet på 2,367 N/mm^2.



Figur 8.11 Hyperbolisk form av Drucker-Prager kriteriet [23].

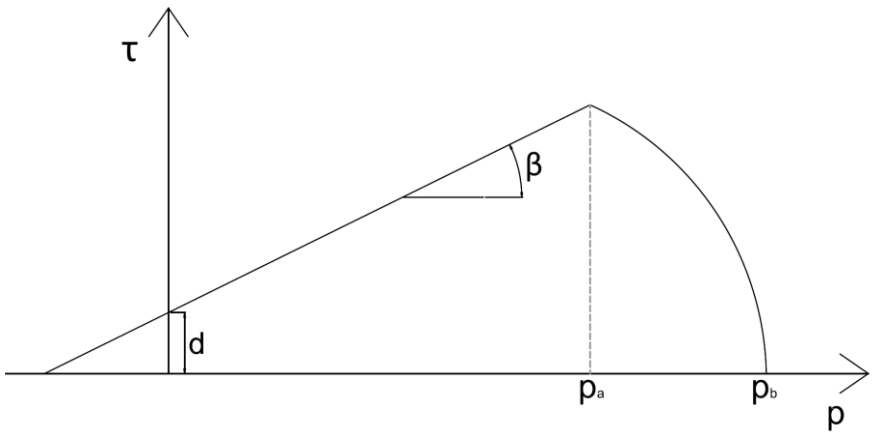
Dilatasjonsvinkelen for Drucker-Prager modellen ble bestemt med uttrykk 8.3.

Tabell 8.7 Materialparametere til Druker-Prager modell

E **[N/mm²]**	***v***	***ρ*** **[kg/m³]**	***pt*** **[N/mm²]**	***d*** **[N/mm²]**	**β [grader]**	**ψ [grader]**
54 000	0,27	2626	2,367	38,61	51,36	12,84

I Abaqus er det en materialmodell som heter *Cap Plasticity* og denne er implementert med en begrensende kulekappen i trykk. Kulekappen er omtalt i delkapittel 6.3. *Cap Plasticity* modellen er en utvidelse av Drucker-Prager modellen, derfor gjelder de samme grunnleggende materialparameterne her. Det må derimot defineres fire nye parametere for å beskrive kulekappen:

- $\varepsilon_{vol}^{in}|_0$, angir initial posisjon til kappens flytespenning på den volumetriske inelastisk tøyningsaksen. Dette er tolket som materialets volumetrisk inelastisk tøyning ved analysens start. Derfor settes denne verdien til 0.
- α, er en parameter som definerer overgangen mellom den lineære Drucker-Prager-linjen og kappen. Ifølge Abaqusmanualen skal denne verdien være lav. Derfor er det valgt å bruke standardverdien, som Abaqus har satt til å være 0.
- R, angir kappens form.
- p_b, er en hydrostatisk trykkraft som angir hvor kappen stopper. Se figur 8.12.



Figur 8.12 Cap Plasticity kriteriet i skjær-trykk – planet

Den hydrostatiske trykkraften ved kappens start kan utrykkes som en funksjon av R og p_b. [23]

$$p_a = \frac{p_b - Rd}{(1 + R\tan\beta)} \tag{8.7}$$

Utrykk 8.7 kan omformuleres til 8.8 slik at R blir den ukjente verdien. Det er valgt å bruke denne omformuleringen slik at de hydrostatiske trykkreftene ved kappens start og slutt blir variablene som forandrer materialmodellen.

$$R = \frac{p_b - p_a}{p_a \tan\beta + d} \tag{8.8}$$

Abaqusmanualen anbefaler at det minst utføres tre materialforsøk for å kalibrere *Cap Plasticity* modellen; et hydrostatisk trykkforsøk og enten to triaksiale trykkforsøk eller et triaksialt og et enaksialt trykkforsøk. Det var ikke anledning til å utføre disse forsøkene ved denne oppgaven. Derfor ble det valgt å bruke tilsvarende betingelser som doktorgradskandidat Dmitry Tkalich ved Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi, NTNU. Tkalich har brukt *Cap Plasticity* modellen i Abaqus for å simulere slagboring mot Kuru-granitt. Tabell 8.8 viser de valgte betingelsene for de hydrostatiske grenseverdiene.

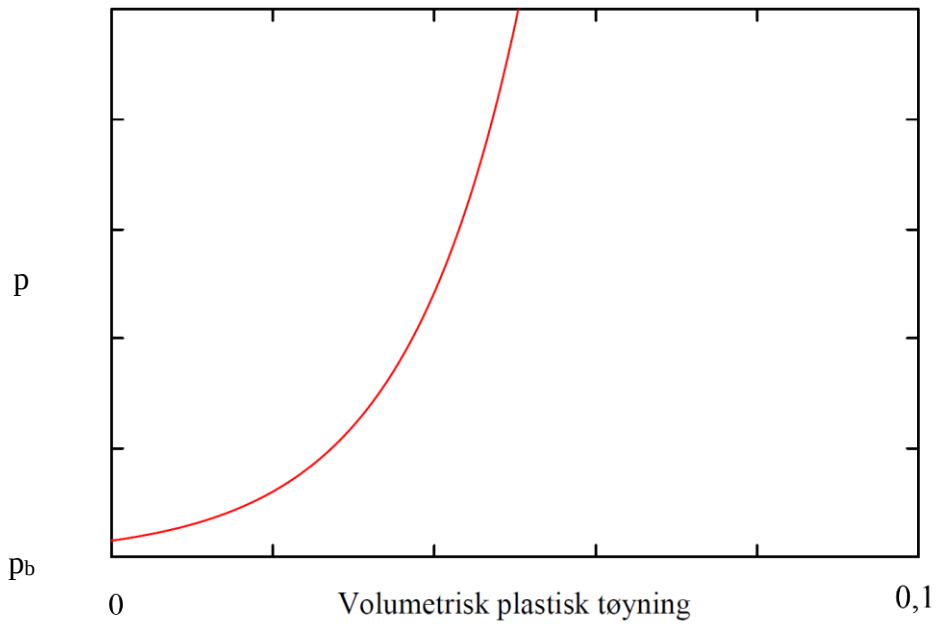
Tabell 8.8 De hydrostatiske grenseverdiene i Cap Plasticity modellen

p_a	$4{,}5*\sigma_c$	733,5 N/mm^2
p_b	$9{,}0*\sigma_c$	1467,0 N/mm^2

I Abaqus beskrives kappens avslutning gjennom en formulering av materialets fastning, *Cap Hardening*, som er bundet av den plastisk volumetriske tøyningen. Fastningen ble implementer som en tabell med 100 punktet gitt av eksponentialutrykket 8.9 [24], hvor den plastisk volumetriske tøyningen (ε_v^p) varierte fra 0 til 0,1. K er en faktor som beskriver utviklingen av fastningshastigheten og den ble satt til å være 70.

$$p = p_b * e^{(K*\varepsilon_v^p)} \tag{8.9}$$

Figur 8.13 illustrerer eksponentialutrykket som definere fastningen.



Figur 8.13 Fastning av Cap Plasticity

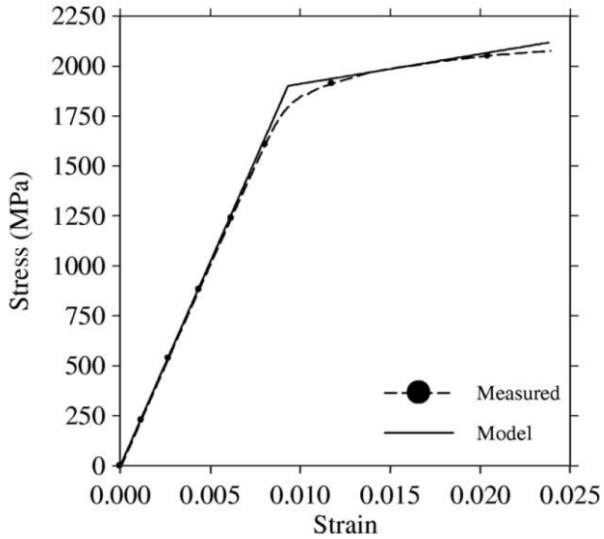
Et sammendrag av materialparameterne som implementeres i *Cap Plasticity* modellen er presentert i tabell 8.9.

Tabell 8.9 Materialparametere til Cap Plasticity modell

E **[N/mm^2]**	***V***	***ρ*** **[kg/m^3]**	***d*** **[N/mm^2]**	**φ** **[grader]**	$\varepsilon_{vol}^{in}\|_0$	**α**	**p_a** **[N/mm^2]**	**p_a** **[N/mm^2]**
54 000	0,27	2626	38,61	51,36	0	0	733,5	1467,0

8.2.2.2 Pel

I forsøket ble pelene maskinert ut av verktøystålet Arne, deretter ble de gjennomherdet. Det er ikke blitt utført styrkeprøver av det herdede stålet i denne masteroppgaven, men i 2000 brukte Børvik et al. [25] Arnestål som prosjektil i ballistiske forsøk. I forbindelse med disse forsøkene ble det gjennomført flere strekktester av Arnestålet og basert på disse ble det utarbeidet en materialmodell for Arnestålet.



Figur 8.14 Spenning-tøyningskurver for Arnestålet [25]

Figur 8.14 er hentet fra Børvik et al og figuren viser den eksperimentelle kurven (Measured) og kurven som er lagt inn i Abaqus (Model). Denne materialmodellen gjelder Arnestål som er herdet til 53 HRC. Dette er en lavere hardheten enn den som ble målsatt for Arnestålet fra forsøket i kapittel 7. Men med tanke på at fokuset i denne oppgaven ligger på materialmodellen til granitten, er det valgt å definere pelen med materialmodellen som er utarbeidet av Børvik et al. Det er en elastisk-plastisk modell med von Mises flytekriteriet og en isotropisk fastning. Spenningsutviklingen ved elastisk tøyning er utrykt med 8.10 og ved plastisk tøyning begynner stålet å fastne som utrykk 8.11 indikerer.

$$\sigma = E\varepsilon \tag{8.10}$$

$$\sigma_y = \sigma_0 + E_t(\varepsilon - \varepsilon_0) \tag{8.11}$$

Alle verdiene som ble brukt for å beskrive materialmodellen til Arnestålet er presentert i tabell 8.10.

Tabell 8.10 Materialegenskapene til Arnestålet

E [MPa]	ν	ρ [kg/m^3]	σ_0 [MPa]	E_t [MPa]	Mean ε_f [%]
204 000	0,33	7850	1900	15000	2,15

- alle verdiene er hentet fra Børvik et al.

8.2.2.3 Lodd og betong

Under slagprosessen var loddet og betongen av liten interesse. Loddet hadde som jobb å overføre kraften til pelen og betongens hensikt var å redusere stivheten til randbetingelsene rundt granitten. Derfor ble det valgt å bruke enkle elastiske materialmodeller for disse komponentene. Tabell 8.11 gir en oversikt over de valgte materialparameterne.

Tabell 8.11 Materialegenskapene til loddet og betongen

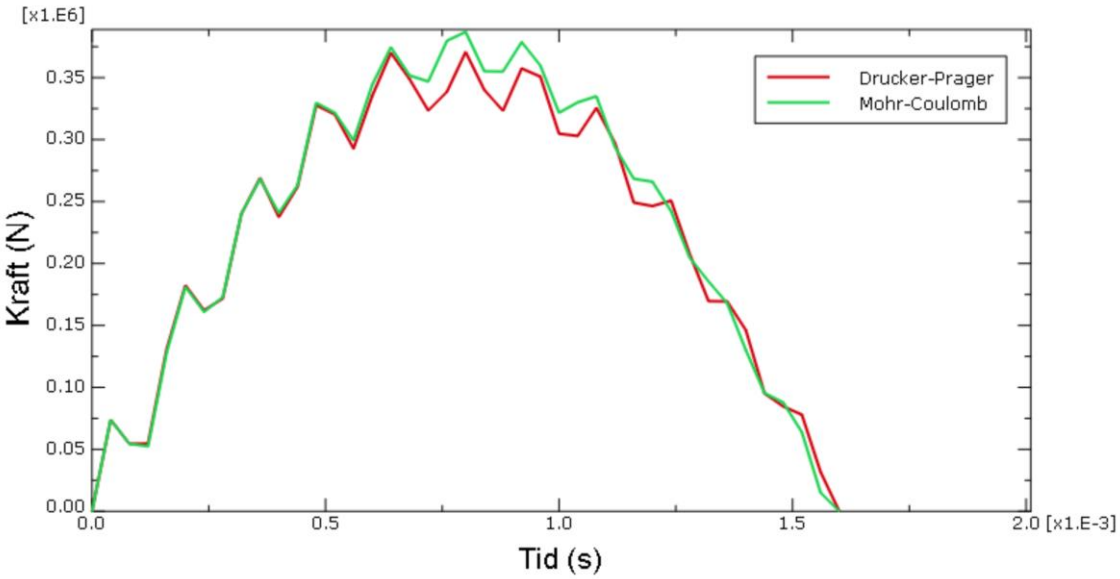
	E **[MPa]**	***v***	***ρ*** **[kg/m³]**
Lodd	210 000	0,3	7850
Betong	30 000	0,2	2400

Dimensjonen på det modellerte loddet ble bestemt slik at volumet av loddet multiplisert med massetettheten ga en masse på 71,8 kg.

8.3 Simulering av loddkraften

Det viste seg å være vanskelig å ta med loddet i simuleringen av flere slag, fordi loddet spratt tilbake etter det første slaget og det var da vanskelige å kontrollere både posisjon og fart. Derfor ble det bestemt at loddkraften skulle erstattes med en påført last. Kontaktkraften mellom loddet og pelen ble hentet ut fra analysene av de aksesymmetriske modellene med henholdsvis Drucker-Prager og Mohr-Coulomb som materialmodell (tabell 8.4). Kraftforløpet over tiden er presentert på figur 8.15. Kontaktkraften ble rapportert fra 50 punkter som var jevnt fordelt over simuleringstiden på 2 x10^{-3} sekunder.

Grafene er nesten identiske frem til ca. 0,7 x10^{-3} sekunder og etter det følger de hverandre, men med lavere verdi for modellen med Drucker-Prager kriteriet. Modellene er like med unntak av flytekriteriet for granitten. Dermed kan det tyde på at granitten er i elastisk tilstand frem til ca. 0,7 x10^{-3} sekunder og at det oppstår plastisk oppførsel i deler av granitten etter det. Kontakten mellom loddet og pelen er ferdig etter 1,6 x10^{-3} sekunder.



Figur 8.15 Kontaktkraft over tid mellom lodd og pel

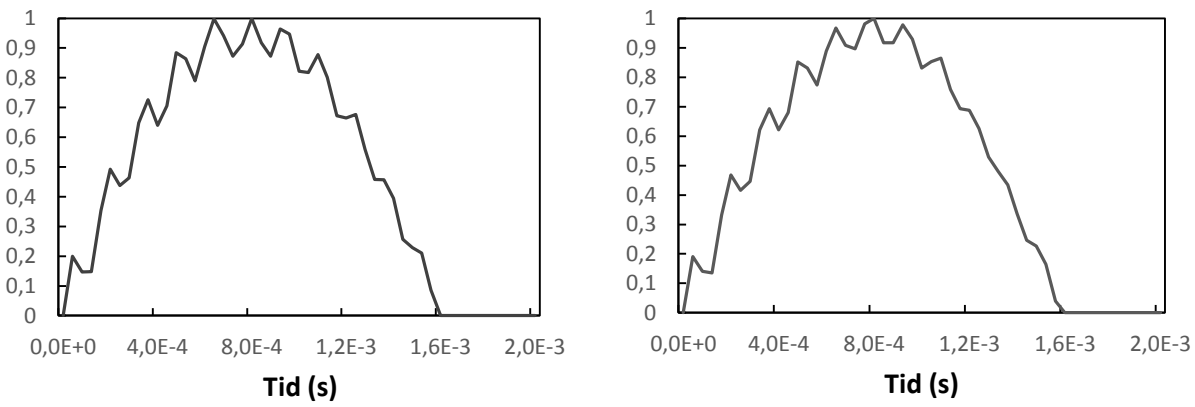
Videre ble x- og y-verdiene fra kraftforløpende eksportert til Excel. I Excel ble verdiene brukt til å omgjøre kontaktkraften til en jevnt fordelt kraft som skulle påføres toppen av pelen ved videre analyser. Formel 8.12 utrykker hvordan denne kraften utvikler seg over tiden.

$$q(s) = q_{maks} * amp(s) \tag{8.12}$$

Hvor q_{maks} er den største kontaktkraften fordelt over arealet på toppen av pelen, se utrykk 8.13. Amp(s) utrykker hvordan amplituden endres over tiden. I Abaqus ble amplitudens utvikling over tiden beskrevet med en tabell.

$$q_{maks} = \frac{F_{maks}}{A} \tag{8.13}$$

Figur 8.16 viser formen på amplitudene som ble lagt inn i Abaqus til videre analyser for de ulike materialmodellen.



a) Drucker-Prager b) Mohr-Coulomb

Figur 8.16 Amplituder til den jevnt fordelte kraften

Den jevnt fordelte kraften i kombinasjon med amplitudene skal erstatte det fallende loddet ved simulering av flere slag og i tabell 8.12 presenteres verdiene som er lagt inn i Abaqus.

Tabell 8.12 Loddkraften som en jevnt fordelt last

Materialmodell	Areal, A mm^2	Kontaktkraft, F_{maks} N	Fordelt last til Abaqus, q_{maks} N/mm^2
Drucker-Prager	706,9	370 685	**524,4**
Mohr-Coulomb	706,9	386 904	**547,3**

Fra forsøkene ble ikke kontaktkraften mellom lodd og pel oppmålt. Derfor er det gjort en enkel håndberegning [26] for å se om størrelsen på kraften som fås fra simuleringen er rimelig. Som en forenkling er pelen avsluttet med en rett spiss, i stedet for en avfaset og den blir slått mot et stivt plan. Figur 8.17 viser en skisse av systemet i håndberegningen.

Verdier:

m = 71,8 kg

v = 2,801 m/s

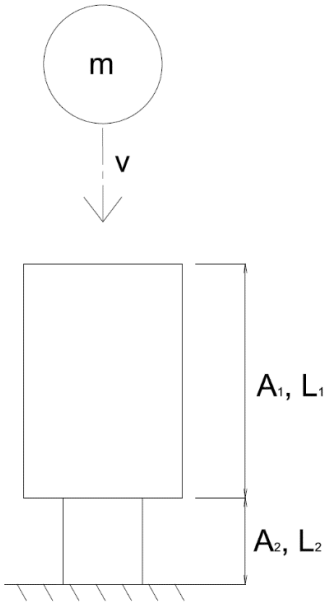
A_1 = 706,9 mm^2 (Ø30)

L_1 = 170 mm

A_2 = 346,4 mm^2 (Ø21)

L_2 = 30 mm

E = 204 000 N/mm^2



Figur 8.17 Skisse av systemet i den forenklede beregning av kontaktkraften

Når loddet treffer pelen har det en kinetisk energi tilsvarende utrykk 8.14. Dersom det antas at loddet ikke beveger seg motsatt vei etter slaget, men blir liggende vil all den kinetiske energien bli overført som slagkraft.

$$U = \frac{1}{2}mv^2 \tag{8.14}$$

Energien som påføres en aksialbelastet stav hvor spenningene fordeler seg jevnt over tverrsnittet kan utrykkes med formel 8.15.

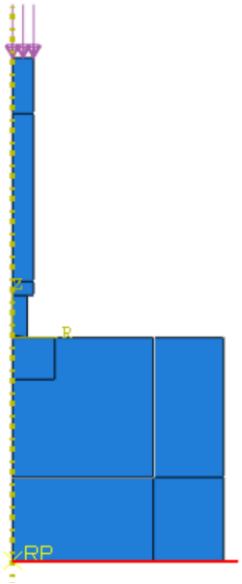
$$U = \frac{P^2 L_1}{2EA_1} + \frac{P^2 L_2}{2EA_2} \tag{8.15}$$

Utrykk 8.14 og 8.15 kan settes lik hverandre og dermed kan kontaktkraften (P) beregnes, se utrykk 8.16.

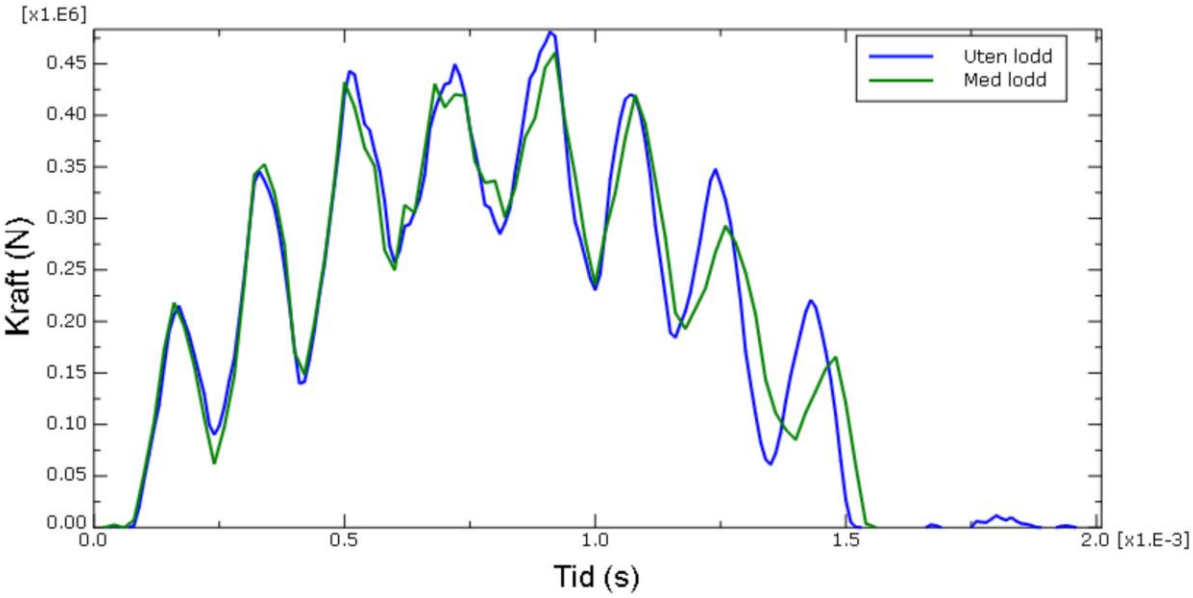
$$P = \sqrt{\frac{\frac{1}{2}mv^2}{\frac{L_1}{2EA_1} + \frac{L_2}{2EA_2}}} \tag{8.16}$$

Innsetting av verdiene i utrykk 8.16 gir en kontaktkraft på 592,7 kN. Dette er en konservativ størrelse, med tanke på antagelsene som er gjort. I virkeligheten vil loddet bevege seg i motsatt retning etter slaget og dermed redusere energien som overføres. I Abaqus ble det simulert ett slag mot en stiv plate hvor loddet var fritt til å bevege seg etter slaget. Den resulterende kontaktkraften ble 563,9 kN. Dette viser at simuleringen gir i størrelsesorden riktig kontaktkraften. Tabell 8.12 viser at kontaktkraften blir under 400 kN med avfaset ende på pelen og fjellmasse i stedet for en stiv plate. Dette er en riktig utvikling med tanke på at vi får et mykere system.

For å kontrollere at den påførte kraften ga tilsvarende belastning som loddet ble det lagt inn en stiv plate under betongen for å registrere opplagerkreftene som oppstå der. Den stive platen ble definert som et analytisk legeme med referansepunkt ved symmetriaksen. Figur 8.18 viser den modifiserte modellen hvor den stive platen er markert med rødt. Det samme ble gjort for modellen med loddet. En sammenligning av opplagerkreftene er presentert på figur 8.19.



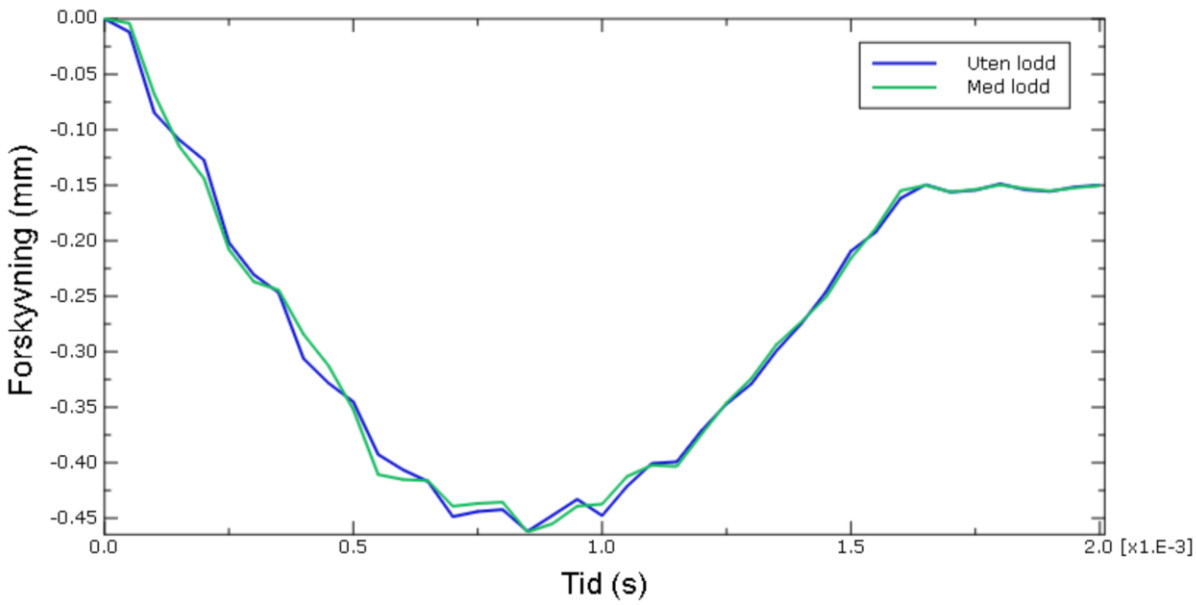
Figur 8.18 Skjermbildet fra Abaqus av modell med påført kraft og stiv plate



Figur 8.19 Sammenligning av opplagerkraften fra simuleringer med og uten lodd

Grafene for opplagerkraften ved de to analysene følger hverandre relativt tett. Det ble observert et noe økende avvik etter ca 0,75 x10^{-3} sekunder. Dette oppstår mest sannsynlig som en følge av at spenningsbølgene i systemet uten loddet ikke trenger å vandre gjennom loddet og dermed vil spenningsbølgene vandre raskere gjennom systemet.

I tillegg til opplagerkraften ble den vertikale forskyvningen av node 478 i granitt-komponenten hentet ut fra resultatfilen. Node 478 ligger på overflaten av granitten i kontaktsonen hvor pelspissen treffer granitten. Figur 8.20 viser forskyvningen i noden ved begge simuleringene. Den endelige plastiske deformasjonen av overflaten fås etter 1,6 x10^{-3} sekunder og som grafene på figur 8.20 viser er denne nesten identisk for de to lasttilfellende.



Figur 8.20 Inntrykket i granittens overflate etter ett slag fra simuleringer med og uten lodd

Disse resultatene indikerer at den valgte metoden for å erstatte loddet med en påført kraft vil gi realistiske resultater ved videre analyser.

8.4 Simulering av flere slag

8.4.1 Forbedringer på modellen

Etter at det ble bestemt hvilken modelleringsmetode som skulle brukes og hvordan loddkraften skulle simulere ble det gjort noen forandringer på modellen for å tilpasse den til simulering av flere slag. Disse forandringene ble gjort på grunnlagt av samtaler med Marion Fourmeau fra SINTEF og doktorgradskandidat Dmitry Tkalich som begge forsker på numeriske simulering av slagboring mot hard stein.

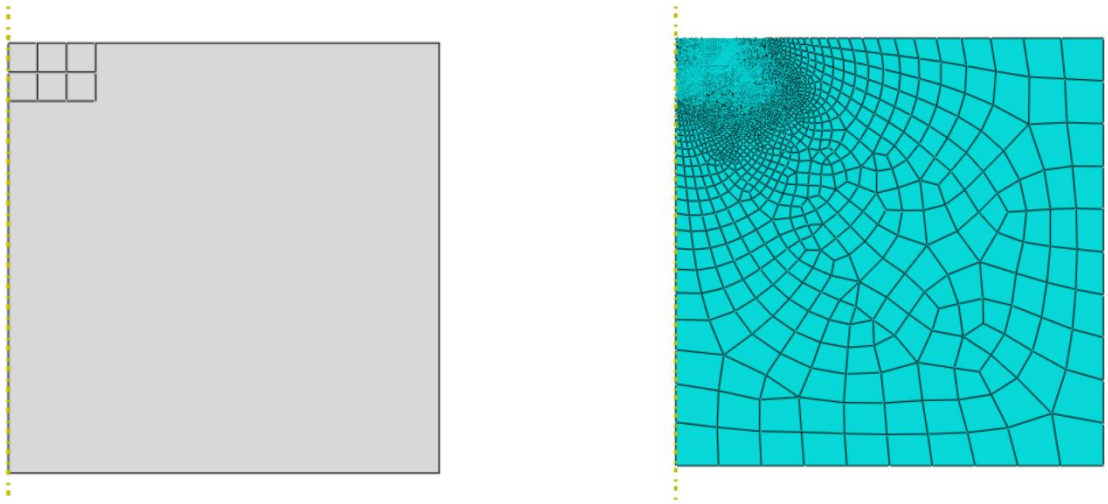
8.4.1.1 Elementnettet til granitten

Granitt-komponenten ble fragmentert og de nye fragmentene ble delt inn i finere elementnettet. Den nye inndelingen er vist på figur 8.21 og tabell 8.13 angir størrelsen på elementene.

Tabell 8.13 Elementer i aksesymmetri-modellen ved simulering av flere slag

Del	Antall elementer	Type element	Element gradering med størrelse
Granitt	22 670 254	CAX4R* CAX3**	0,075 – 0,3 – 10
Betong	140	CAX4R*	10

* CAX4R-elementer er lineære 4-noders akseelementer.
* CAX3-elementer er lineære 3-noders akseelementer.



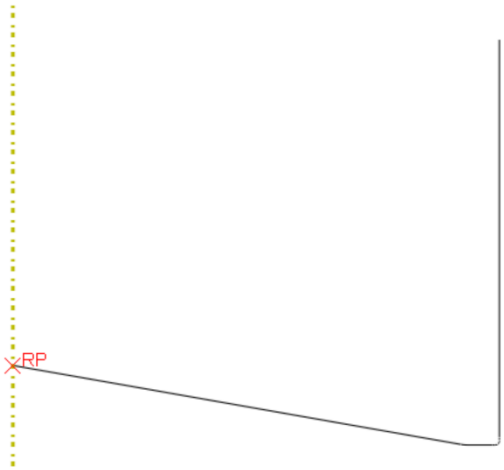
a) Oppdeling av komponenten b) Elementnett

Figur 8.21 Granitt-komponenten ved simulering av flere slag

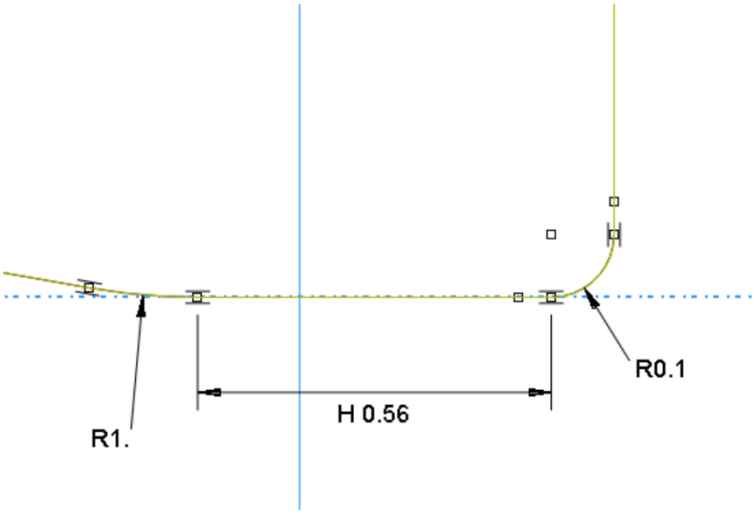
8.4.1.2 Pelspissen

Videre ble den deformerbare pelen erstattet med en stiv analytisk linje, som vist på figur 8.22 a). Dette ble gjort for å reduserer problemet, beregningsmessig. Det ble også lettere å analysere granittens oppførsel ettersom det var den eneste komponenten som kunne bli utsatt for plastisk deformasjon. Avslutningen på pelen ble også endret ved å avrunde kantene, se figur 8.22 b). Hensikten med dette var å forbedre kontaktbetingelsene når inntrengingen i granitten ble relativt stor.

En stiv analytisk linje kan bare bevege seg som et stivt legeme og i Abaqus påføres alle randbetingelser og laster i referansepunktet til det stive legemet. Ettersom det ikke er mulig å sette på materialegenskaper på en analytisk linje i Abaqus ble det påført en masse på 1 kg i referansepunktet som skulle representere vekten til stålpelen.



a) Analytisk stiv pel



b) Forbedret geometrisk avslutning av modellert pelspiss

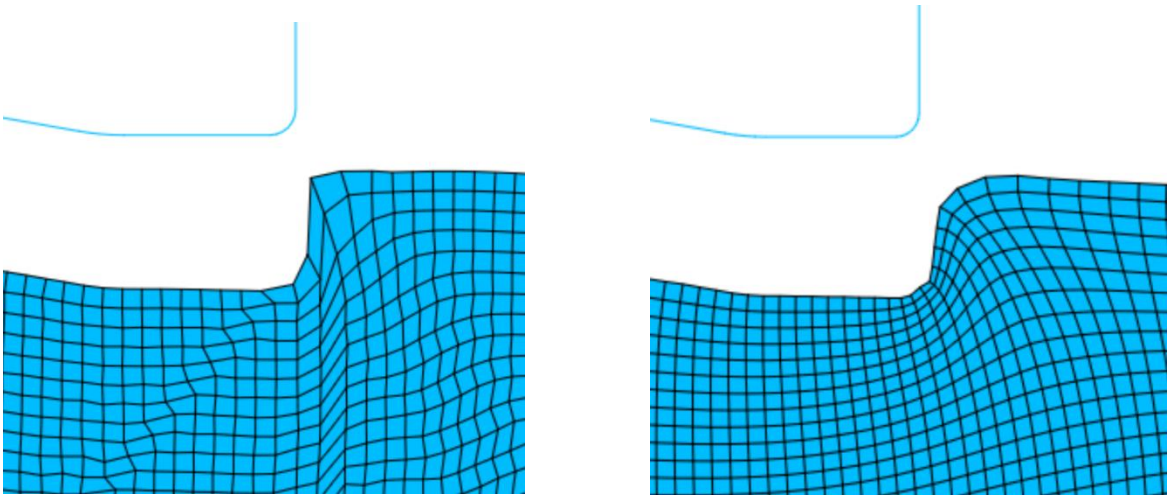
Figur 8.22 Ny modellert pel til simulering av flere slag

8.4.1.1 Elementnettkontroll

Resultatene fra innledende simuleringer viste et forvrengt elementnett i granitten, se figur 8.23 a). Dette ble forbedret ved å bruke en elementnettkontroll, *Adaptiv meshing*. Siden det ble benyttet kvadratiske elementer måtte elementnettkontrollen implementeres manuelt i Input-filen med følgende melding:

**Adaptive Mesh Controls, name=Ada-1*
0.25, 0.25, 0.5
**Adaptive Mesh, elset=Remesh, controls=Ada-1, frequency=1, mesh sweeps=1*

Denne kontrollen regulere elementnettet under beregningsprosessen. Figur 8.23 b) illustrerer hvordan resultat ble forbedret ved å bruke *Adaptiv meshing*.



a) Uten *Adaptiv meshing* b) Med *Adaptiv meshing*

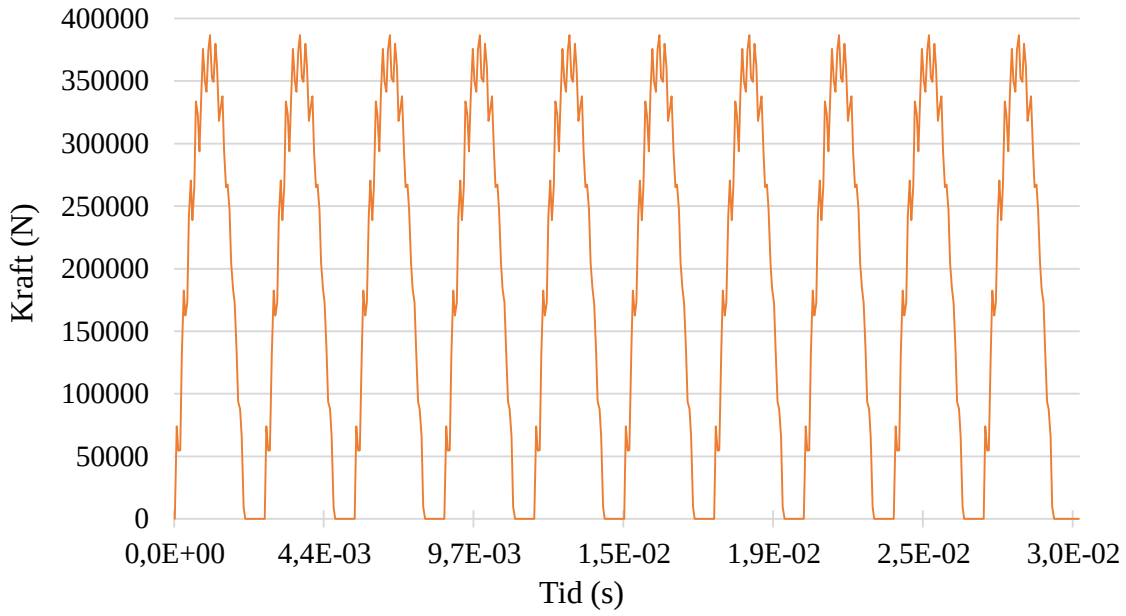
Figur 8.23 Effekten av *Adaptiv meshing*

8.4.2 Analyse av påført loddkraft

Siden pelen ble modellert som en analytisk stiv linje ble loddkraften påført i referansepunktet som en konsentrert last med en tilhørende amplitude.

8.4.2.1 Alternativ 1

Det første forsøket på å simulere flere slag ble gjennomført ved å påføre en syklisk last med en kraftamplitude, se figur 8.24. Meningen var at pelen skulle rammes 10 ganger i løpet av et tidsintervall på 0,03 sekunder, men simuleringen ble stoppet etter det 4. slaget på grunn av urealistiske resultater. En slagserie med 10 slag på 0,03 sekunder er forøvrig ikke riktig i forhold til det gjennomførte forsøket og dette vil bli kommentert mer utdypende senere i kapittelet.



Figur 8.24 Loddkraften påført som en syklisk last

Basert på resultatene er det konkludert at dette alternativet ikke simulerer loddkraften på en riktig måte. Pelen var fri til å bevege seg i vertikal retning mellom slagen og dermed beveget den seg oppover. Dette resulterte i at slagkraften økte for hvert slag. På figur 8.25 vises konturplottet av opplagerkreftene i systemet ved de fire slagene.

Fargeskalering av opplagerkreftene som vises på figur 8.25 er tatt ut fra det første slaget og den høyeste verdien på skaleringen er den maksimale opplagerkraften ved dette slaget. De grå områdene på de resterende slagene antyder at opplagerkreftene er større enn den maksimale kraften som ble oppnådd ved det første slaget. Utrykk 8.14 gir forholdet mellom den største opplagerkraften fra slag 1 og den tilsvarende kraften for de andre slagene.

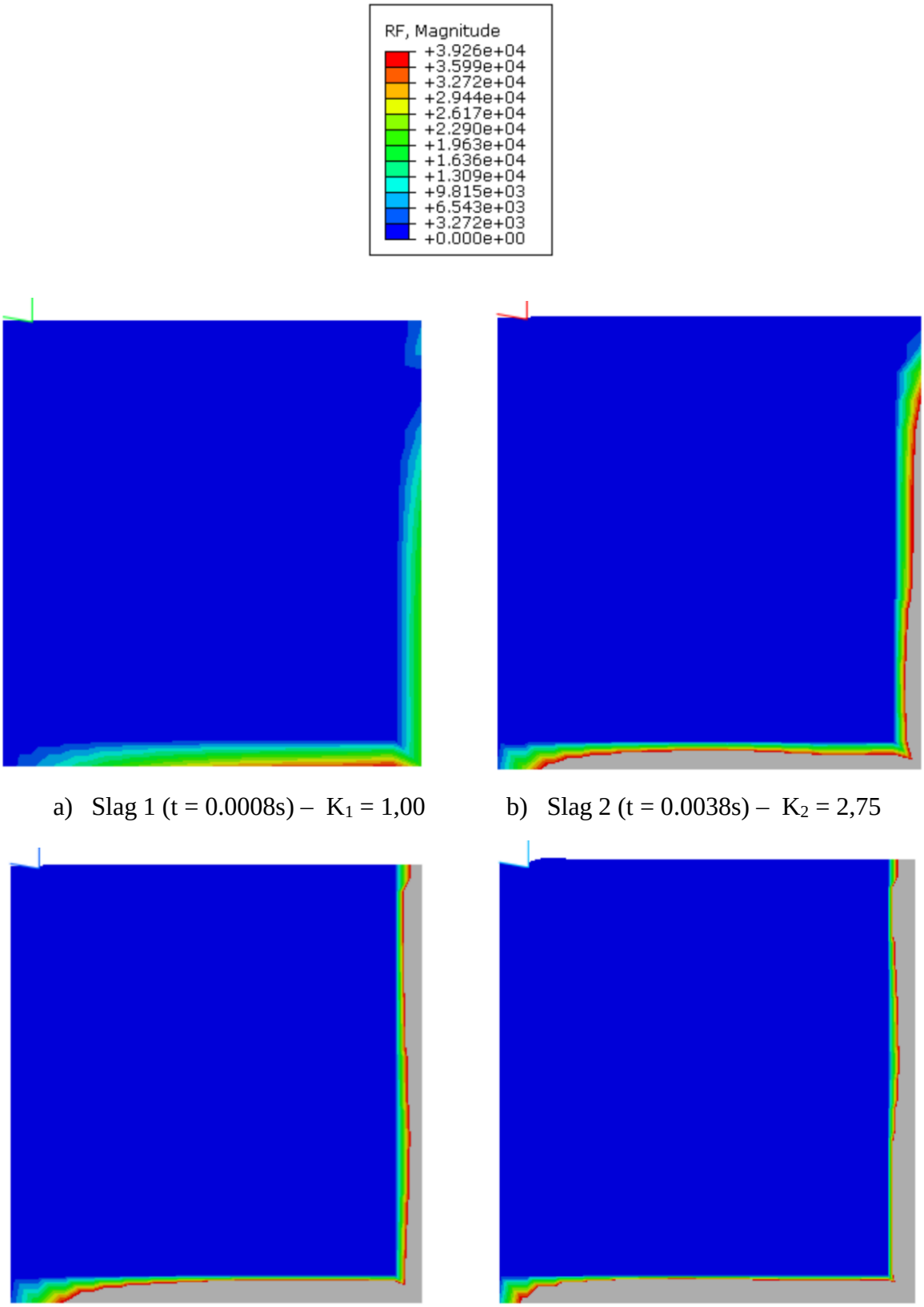
$$K_n = \frac{P_1}{P_n} \tag{8.14}$$

hvor

K_n forhold mellom de største opplagerkreftene, n = 1, 2, 3, 4

P_1 maksimal opplagerkraft ved slag 1

P_n maksimal opplagerkraft ved slag n, n = 1, 2, 3, 4



a) Slag 1 (t = 0.0008s) – K_1 = 1,00

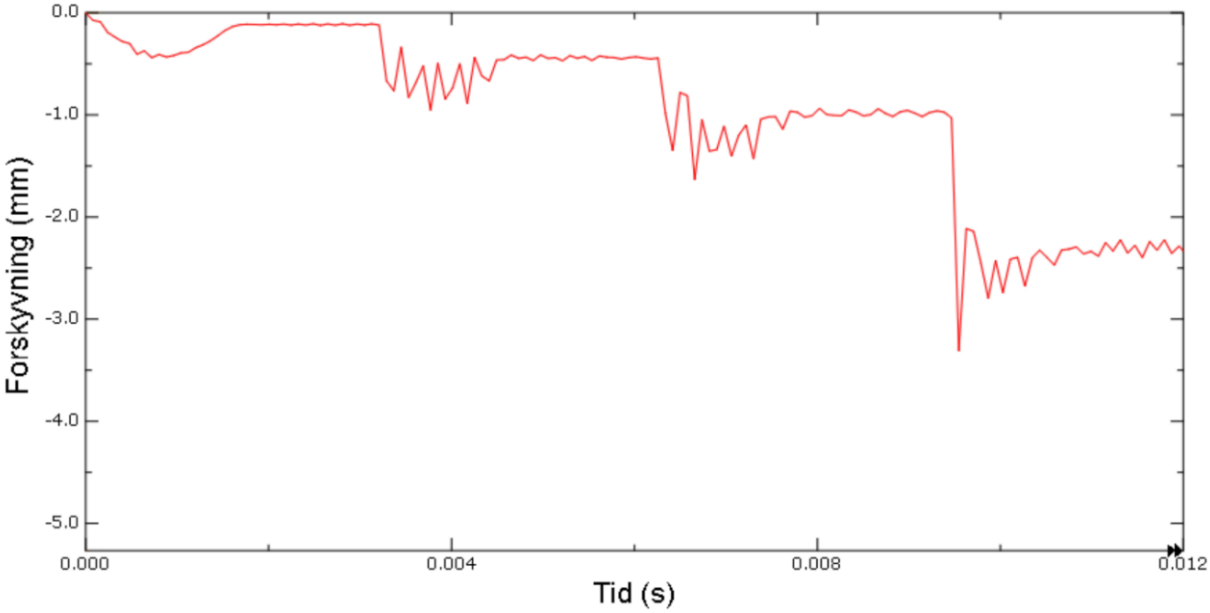
b) Slag 2 (t = 0.0038s) – K_2 = 2,75

c) Slag 3 (t = 0.0068s) – K_3 = 4,93

d) Slag 4 (t = 0.0098s) – K_4 = 6,87

Figur 8.25 Konturplott av opplagerkreftene i modellen ved de fire første slagene, *Alt.1*. (konturplottene er hentet ut ved krafttoppene for alle slagene, se figur 8.23)

Det ble også observert at slagkraften var økende ved å se på penetreringen i granitten. På figur 8.26 kan det ses hvordan overflaten til granitten i kontaktsonen ble penetrert. De rette «platåene» på grafen representerer den plastiske deformasjonen av overflaten. Størrelsen på penetreringen øker nesten logaritmisk, noe som indikerer at slagkraften er økende.



Figur 8.26 Utvikling av kraterdybde (mm) over tiden (s) for 4 slag

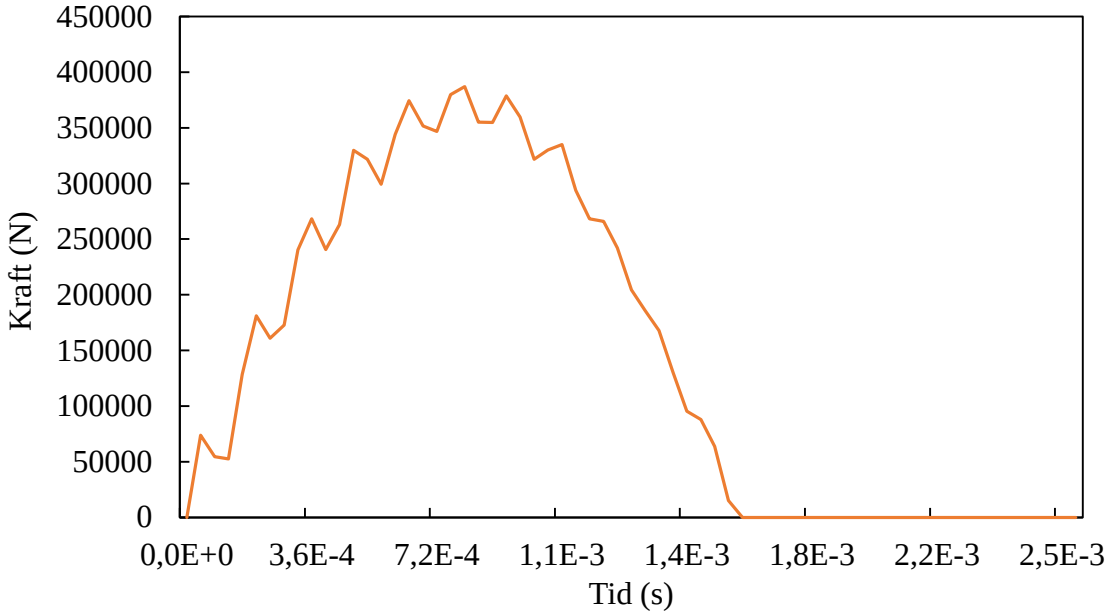
8.4.2.2 Alternativ 2

Ettersom det første forsøket ikke fungerte ble det satt opp et nytt forslag til hvordan loddkraften kunne påføres. Forskjellen ved dette alternativet var at det ble brukt flere tidssteg og flere peler. Hvert tidssteg representerte ett slag og det ble aktivert en ny pel ved starten av hvert tidssteg. Tabell 8.14 viser hvordan tidsstegene ble definert i Abaqus. Ved det første tidssteget ble alle de initiale egenskapene til modellen aktivert, for eksempel randbetingelsene. Etter det startet slagserien. Ved alternativ 1 ble hele slagserien simulert med en pel, mens det i alternativ 2 ble brukt like mange peler som det var slag i slagserien. Granitten ble kun belastet av den analytiske pelen som var aktiv i det gjeldende tidssteget.

Tabell 8.14 Tidsstegene i Abaqus og den aktive pelen i det respektive tidssteget

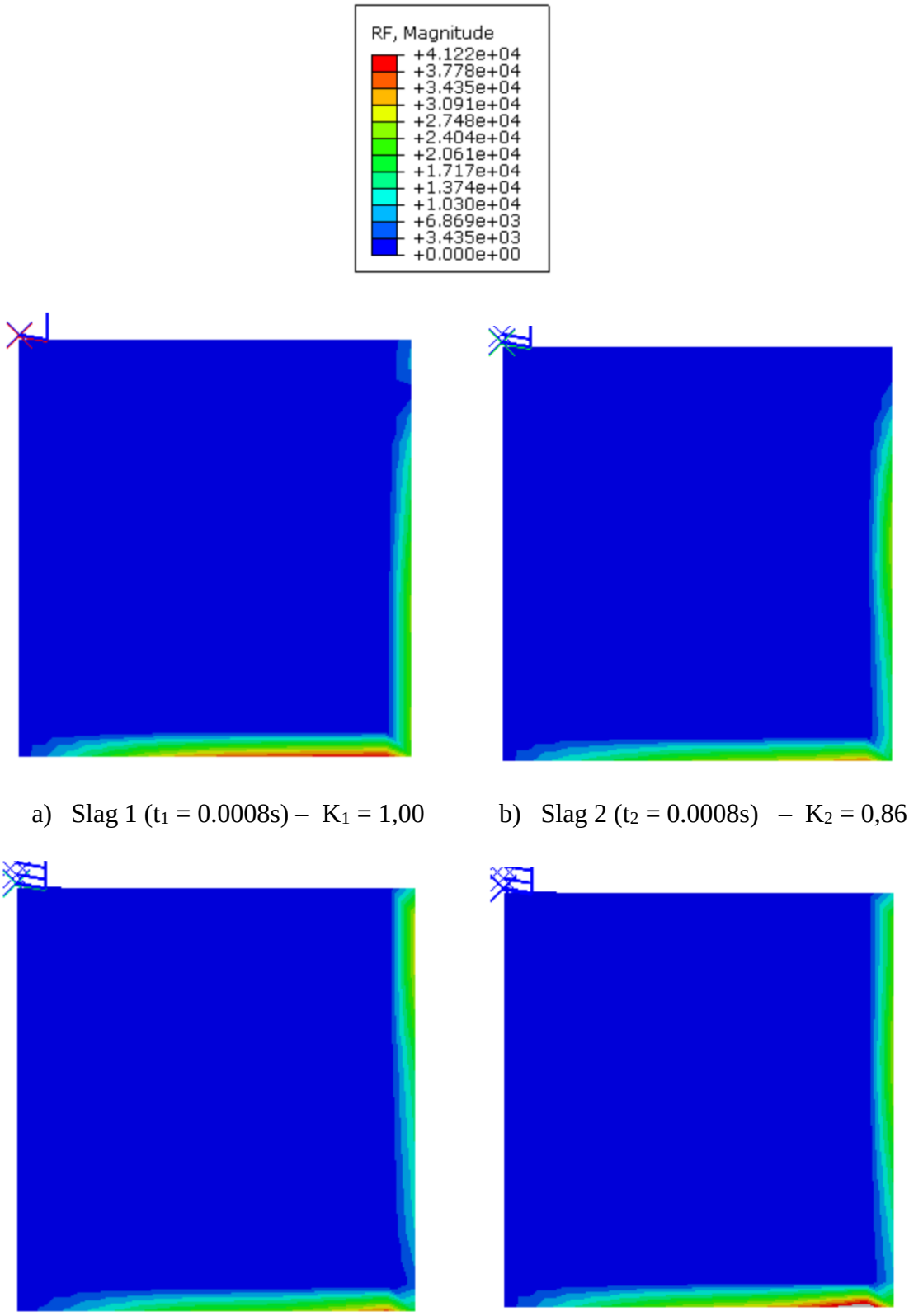
Tidssteg	Alternativ 1	Tidssteg	Alternativ 2
Initial	-	Initial	-
Slagserie	Analytisk pel 1	Slag 1	Analytisk pel 1
		Slag 2	Analytisk pel 2
		Slag 3	Analytisk pel 3
		Slag 4	Analytisk pel 4

Dermed hadde pelene lik initial posisjon for hvert slag i alternativ 2. Figur 8.27 viser kraftamplituden som hver pel ble belastet med. Ved dette alternativet var responstiden 2,5 x10^{-3} sekunder for hvert tidssteg.



Figur 8.27 Kraftamplituden ved alternativ 2 for kraftoverføring

Resultatene fra simulering av loddkraften med alternativ 2 antyder at slagkraften forblir tilnærmet like store for hvert slag. Figur 8.28 viser konturplottet av opplagerkreftene i systemet ved de fire første slagene for alternativ 2. Fargeskalering av opplagerkreftene som vises på figur 8.28 er tatt ut fra det første slaget og den høyeste verdien på skaleringen er den maksimale opplagerkraften ved dette slaget. Under hvert konturplott vises forholdet K_n som er gitt av utrykk 8.14. Forholdet er relativt stabilt, som tyder på at slagkraften blir riktig simulert.



a) Slag 1 (t_1 = 0.0008s) – K_1 = 1,00

b) Slag 2 (t_2 = 0.0008s) – K_2 = 0,86

c) Slag 3 (t_3 = 0.0008s) – K_3 = 0,89

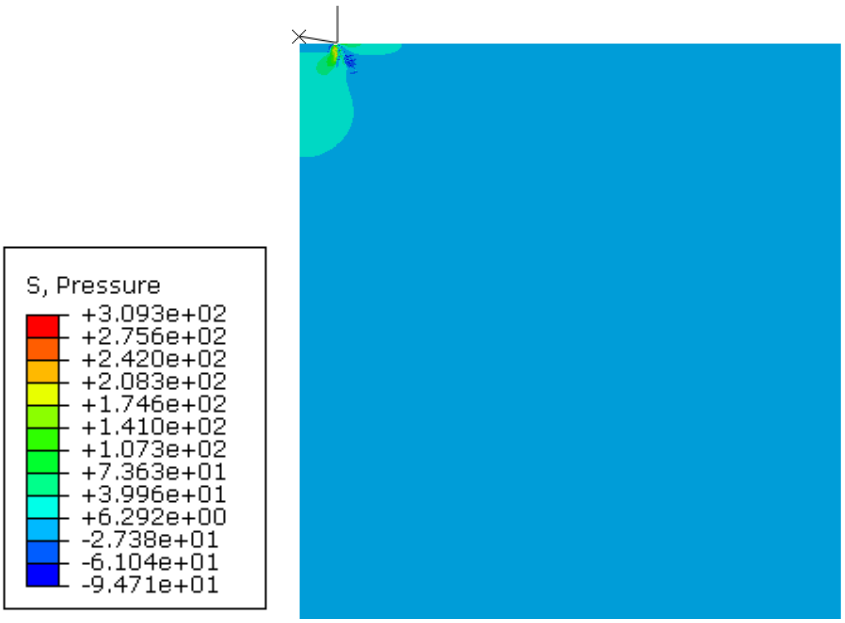
d) Slag 4 (t_4 = 0.0008s) – K_4 = 1,20

Figur 8.28 Konturplott av opplagerkreftene i modellen ved de fire første slagene, *Alt. 2*. (konturplottene er hentet ut ved krafttoppene for alle tidsstegene, se figur 8.23)

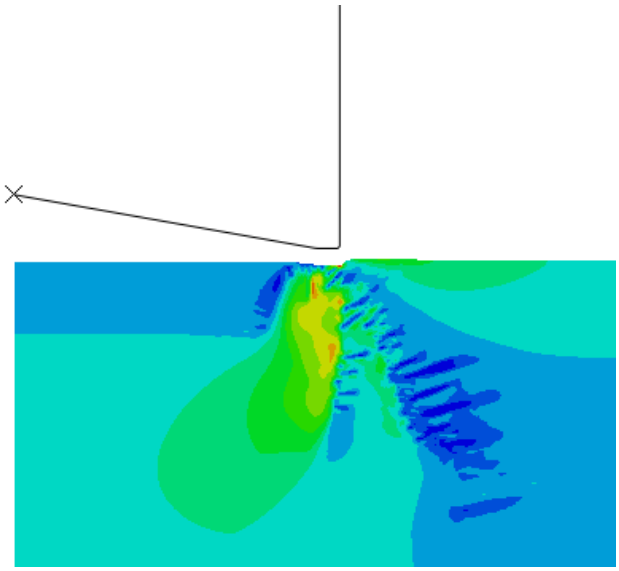
8.4.2.3 Tidsintervallet

Som det allerede er blitt nevnt er ikke tidsintervallet i de simulerte slagseriene riktige i forhold til forsøket fra kapittel 7. Ved forsøket ble pelene rammet omtrent 1 gang per minutt. Når den eksplisitte løsningsmetoden benyttes er dette en slagfrekvens som det i realiteten er umulig å bruke med tanke på beregningstid og lagringsplass. Dette er årsaken til at størrelsen på tidsstegene ble reduserte. Basert på resultatene er det grunn til å tro at slagfrekvensen ikke påvirker resultatet nevneverdig for denne modellen.

Et resultat av slagkraften var at det oppsto plastisk deformasjon i granitten. Ettersom systemet var fasthold mot tverrforskyvning førte den plastiske deformasjonen til tvangsspenninger i systemet. Figur 8.29 viser konturplot av trykkspenningene i systemet etter det første slaget.



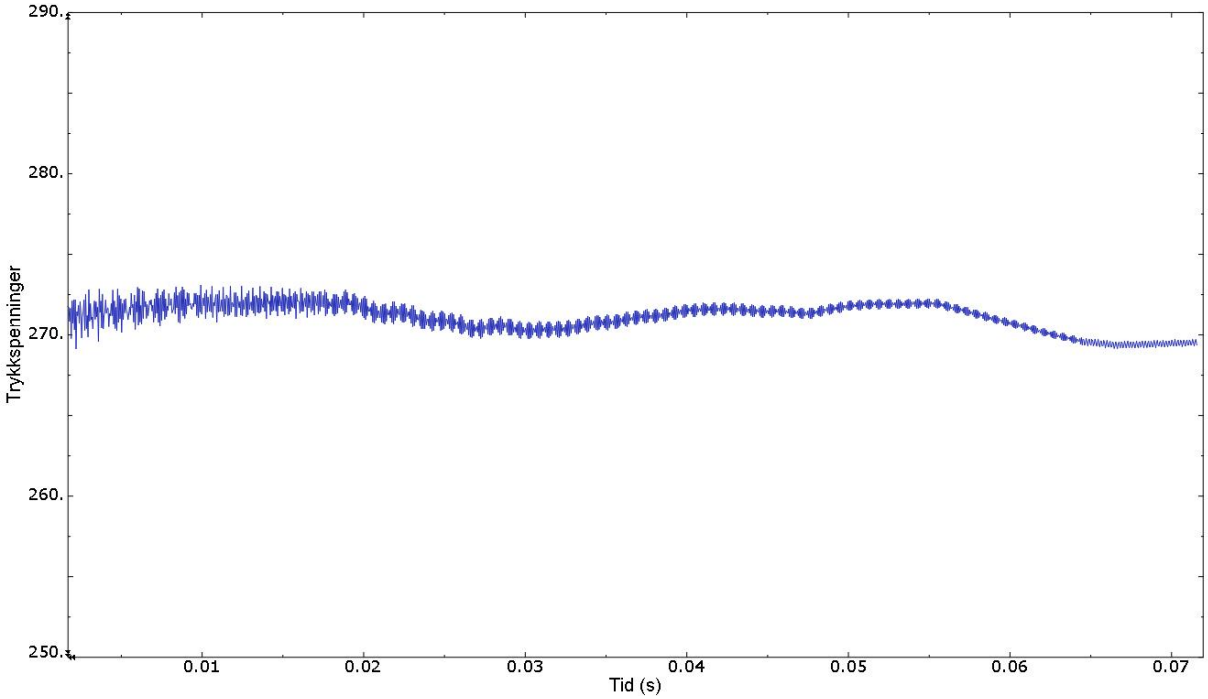
a) Hele systemet



b) Kontaktsonen

Figur 8.29 Trykkspenninger i modellen etter fullført slag (t =0,0017 s)

Grafen på figur 8.30 viser utviklingen av trykkspenningene over tiden etter det første slag fra en analyse med forlenget responstid. Spenningsnivået er relativt stabilt, noe som kan tyde på at slagfrekvensen ikke vil påvirke resultatet i nevneverdig grad for denne modellen. Bølgeforplantningshastigheten til granitten er 4534,7 m/s. Det betyr at en støtbølge har beveget seg 317 meter på 0,07 sekunder, som er responstiden til grafen som er presentert på figur 8.30. Dette indikerer at spenningsutviklingen i granitten vil være tilnærmet konstant og at svingningene som oppstår i spenningsutviklingen er at resultat av spenningsbølger som beveger seg gjennom systemet.



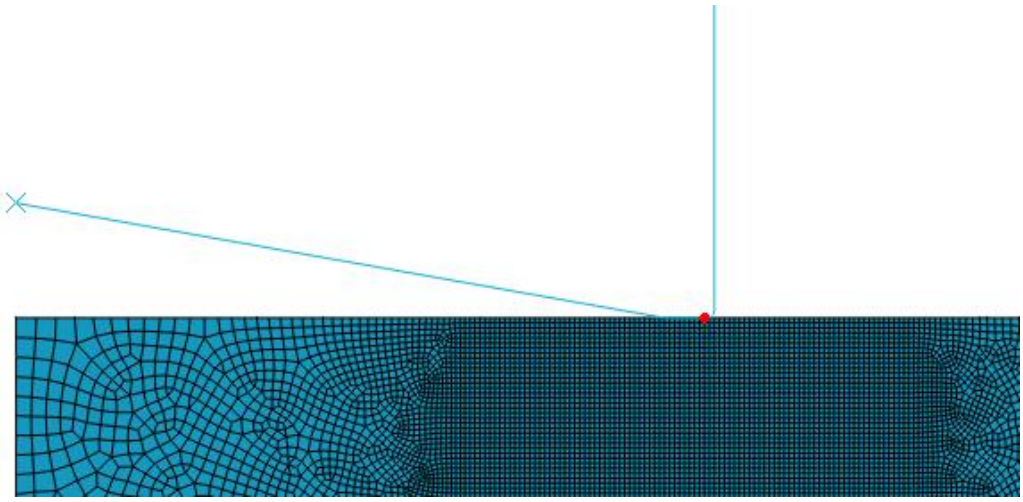
Figur 8.30 Utvikling av trykkspenningene i granitten etter slaget

Trykkspenningene er hentet ut fra integrasjonspunktet i element nr. 19585 som ligger i det rød området på konturplottet, se figur x.29 b).

8.4.3 Analyse av materialmodellene

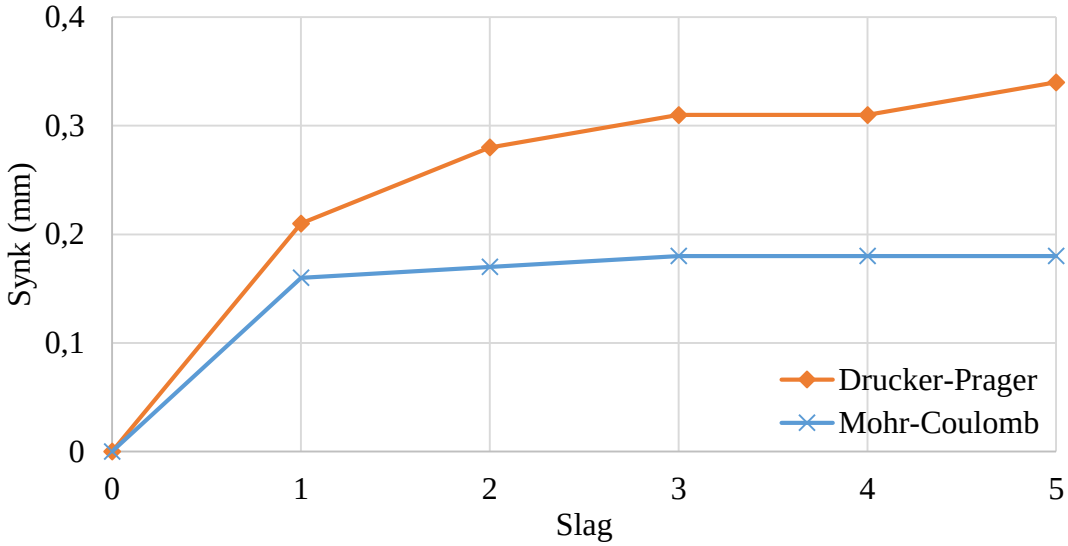
For å studere hvilken effekt materialmodellene hadde på resultatet ble det simulert to slagserie på 5 slag med henholdsvis Drucker-Prager kriteriet og Mohr-Coulomb kriteriet. Teorien bak disse materialmodellene er omtalt i kapittel 6, og materialparameterne som ble implementert i Abaqus er presentert i delkapittel 8.2.2.1.

Med tanke på at både Drucker-Prager-kriteriet og Mohr-Coulomb-kriteriet er definert som flytekriterier i Abaqus vil ikke granitten oppleve sprekkdannelser eller brudd ved simuleringen. Derfor var det ikke forventet at modellen skulle være i stand til å simulere den samme kraterdannelsen i granitten som ble observert fra forsøket. Det var derimot interessant å se om materialmodellene var i stand til å gjenskape synk-verdiene som ble rapportert fra forsøket. Den vertikale deformasjonen ble hentet ut fra en referansenode på granittens overflate, noden er markert med rødt på figur 8.31.



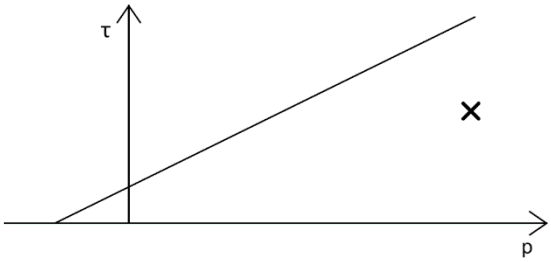
Figur 8.31 Markert referansenode for utdata til synk

Grafene på figur 8.32 viser utviklingen av den plastiske deformasjonen i referansenoden.

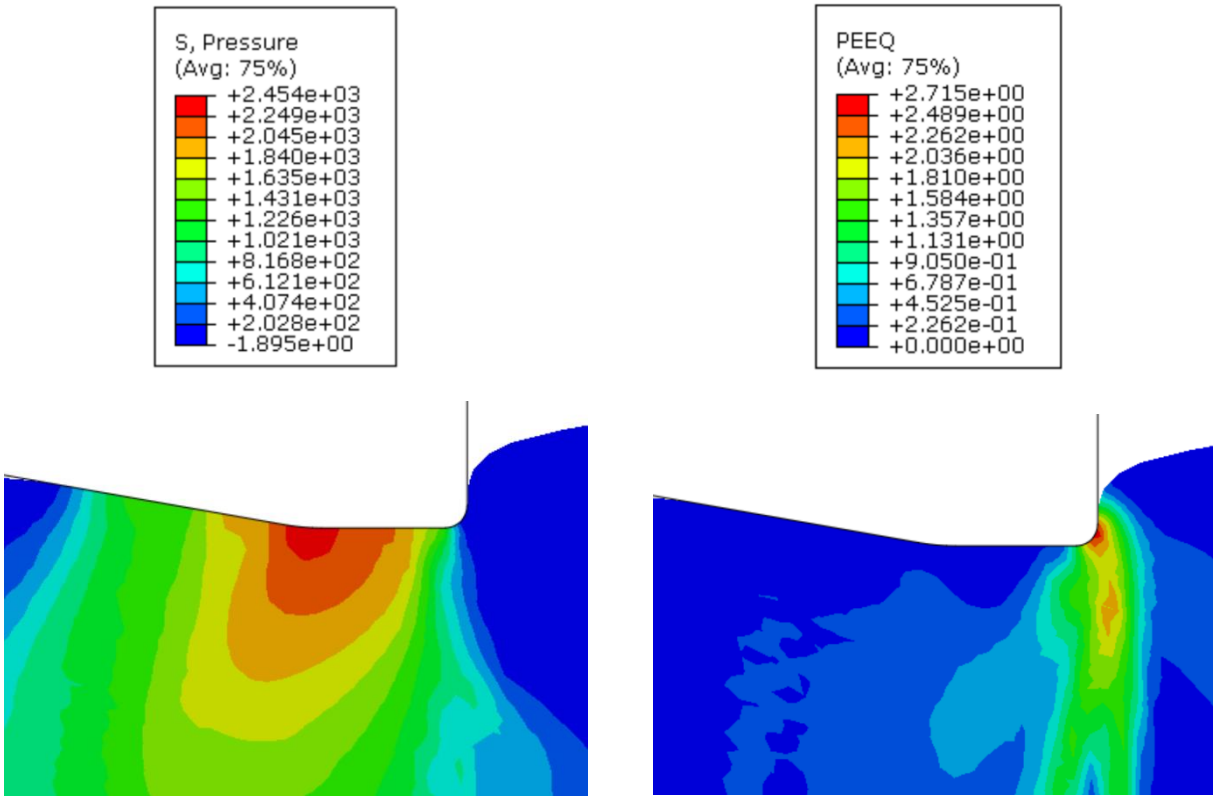


Figur 8.32 Diagram for synk – sammenligning av flytekriterier

Grafene på figur 8.32 viser at synkverdiene flater ut allerede etter det 1. slaget. Det tyder på at materialmodellene gir en for stive beskrivelse av granitten. Fra forsøket ble det observert at granitten opplevde pulverisering i kontaktsonen. Dette skyldes at granitten har gått til brudd som et resultat av for høye trykkspenninger i kontaktsonen. Både Drucker-Prager-kriteriet og Mohr-Coulomb-kriteriet er trykkavhengig, i den forstand at flytekriteriet øker i sammenheng med trykkspenningene i systemet. På figur 8.34 og 8.35 vises konturplott av trykkspenningen og de ekvivalente tøyningene i kontaktsonen. Konturplottene viser at granitten ikke får plastisk tøyning i område hvor trykkspenningene er høyest. Dette skyldes at de høye trykkspenningene fører til at flytegrenseflaten økes og dermed kreves det høye skjærspenninger for at elementene skal flyte. Figur 8.33 demonstrere hvordan dette fenomet vil se ut i et τ-p –plan (skjær- og trykkspenninger) for et trykkavhengig flytekriteriet.

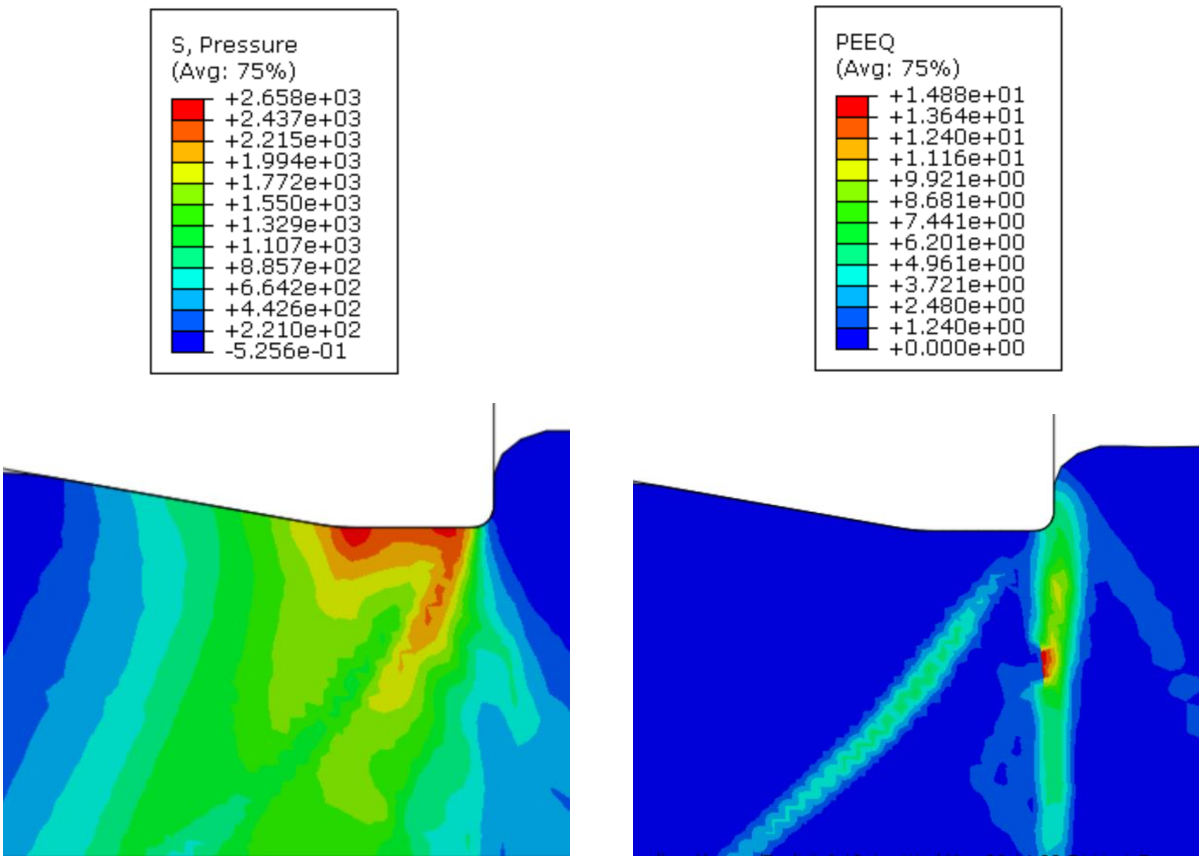


Figur 8.33 Konsekvensen av å bruke trykkavhengige materialmodeller uten kulekappe



a) Trykkspenninger (t = 0,0008 s) b) Ekvivalent plastisk tøyning (t = 0,0008 s)

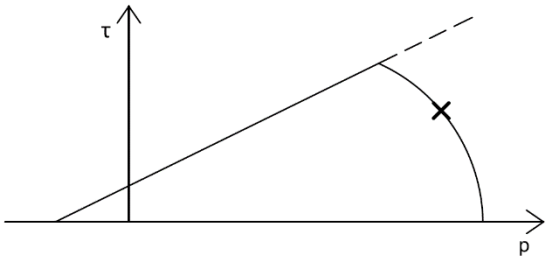
Figur 8.34 Konturplott av resultatet fra simulering av ett slag med Drucker-Prager kriteriet



a) Trykkspenninger (t = 0,0008 s) b) Ekvivalent plastisk tøyning (t = 0,0008 s)

Figur 8.35 Konturplott av resultatet fra simulering av ett slag med Mohr-Coulomb kriteriet

For å ta hensyn til at granitten også flyter i trykk, må det innføres en trykkbegrensning. Dette kan gjøres ved å bruke *Cap Plasticity* modellen som er omtalt i delkapittel 6.3. Figur 8.36 illustrere hvordan granitten nå kan flyte ved høye trykkspenninger uten at skjærspenningene trenger å være høye.

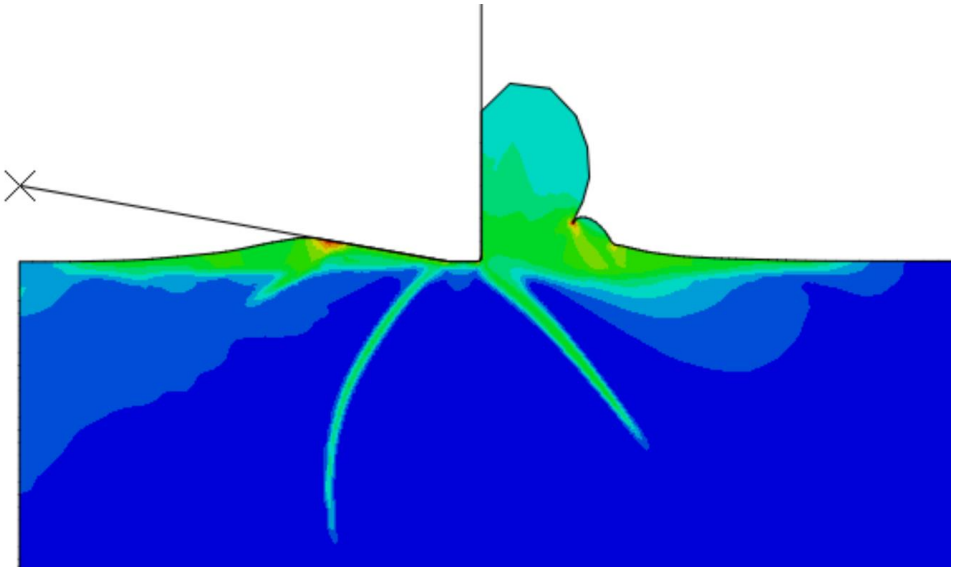


Figur 8.36 Virkningen av å bruke *Cap Plasticity* modellen

Det viste seg å være problematisk å kjøre analyser av modellen når granitten ble beskrevet med *Cap Plasticity*. Materialparameterne som ble implementert er presentert i delkapittel 8.2.2.1. Simuleringer med disse parameterne ble avbrutt av Abaqus i en tidlig fase av det første slaget. Feilmeldingen som ble rapportert av Abaqus forklarte at beregningene ble avbrutt på grunn av:

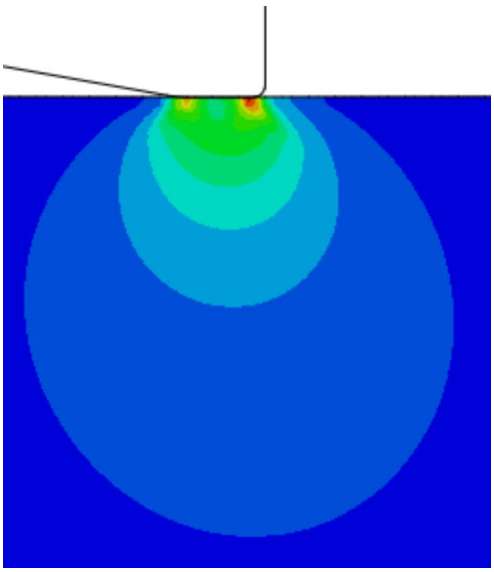
- Noen elementer ble ekstremt forvrengt
- Noen elementer hadde null eller negativ masse

Figur 8.37 viser hvordan resultatet «eksploderte» før det ble avbrutt.



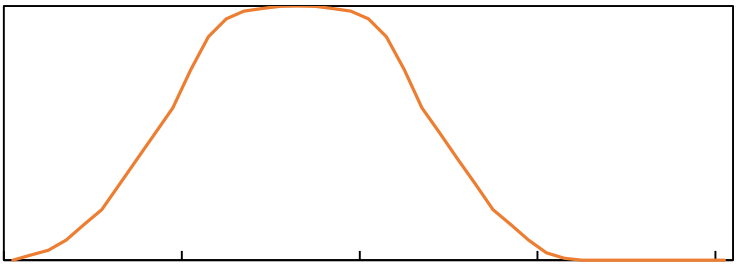
Figur 8.37 Mislykket analyse med Cap Plasticity

Figur 8.38 viser spenningsbildet av kontaktsonen rett før resultatet «eksploderer», og fra bildet kan det ses at det oppstår konsentrerte spenninger ved avslutningen på kontaktsonen. Disse kan ha oppstått som et resultert av et endekontaktproblem (singularitet). Og det kan virke som om det er disse spenningskonsentrasjonene som fører til at resultatet «eksploderer».



Figur 8.38 Spenningsbildet av kontaktsonen rett før resultatet «eksploderer»

Det ble gjennomført flere forsøk på å løse problemet. Elementnettet ble forbedret ved å gjøre elementene mindre. Det førte til at en større del av det første slaget ble beregnet, men beregningsprosessen krasjet fortsatt før det første slaget ble simulert ferdig. Det ble også gjort forsøk på å endre elementdefinisjon til trekantelementer, men det resulterte i at beregningsprosessen ble avbrutt enda tidligere. Ettersom den påført loddkraften hadde en amplitude som svinger var det av interesse å se om dette påvirket beregningsprosessen. Derfor ble det kjørt en analyse med en forenklet amplitude, som illustreres på figur 8.39. Denne endringen klarte heller ikke å forhindre at beregningen krasjet.



Figur 8.39 Forenklet lastamplitude

Siden forsøkene på å løse problemet var mislykkede ble det kjørt en analyse med justerte materialparametere for å vise effektene av å bruke *Cap Plasticity* som flytekriteriet. Kappens posisjon ble flyttet ved å endre verdiene på kappens start og slutt, opprinnelige verdier er presentert i delkapittel 8.2.2.1. De nye verdiene for de hydrostatiske trykkspenningene er presentert i tabell 8.15. Disse endringene førte til en ny form på kappen, R = 0,46. Resten av materialparameterne forble uforandret.

Tabell 8.15 Nye hydrostatiske grenseverdier for trykkspenningene

$\mathbf{p_a}$	σ_c	163 N/mm^2
$\mathbf{p_b}$	$2*\sigma_c$	326 N/mm^2

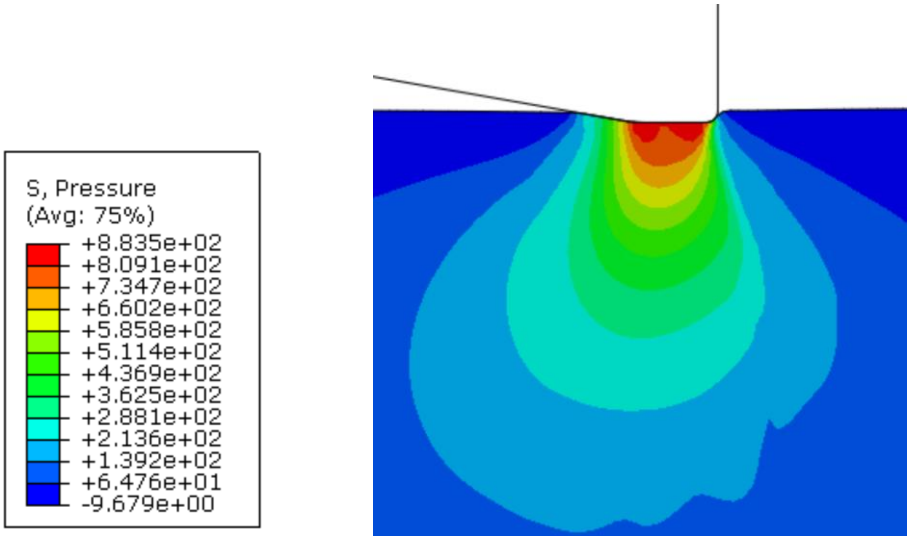
Analysene med denne endringen resulterte også i at beregningsprosessen ble avbrutt, men en stor nok del av det første slaget ble beregnet så det var mulig å se hvilken betydning *Cap Plasticity* modellen ville hatt for resultatet. På figur 8.41 er konturplottet av de ekvivalente plastiske tøyningene i kontaktsonen presentert.

Cap Plasticity består av tre flytekriterier og når *Cap Plastcity* bukes er det mulig å hente ut fire verdier for ekvivalent plastisk tøyning i Abaqus. Hvor de tre første rapporterer den ekvivalente plastiske tøyningen som følge av brudd på et spesifikt flytekriterium.

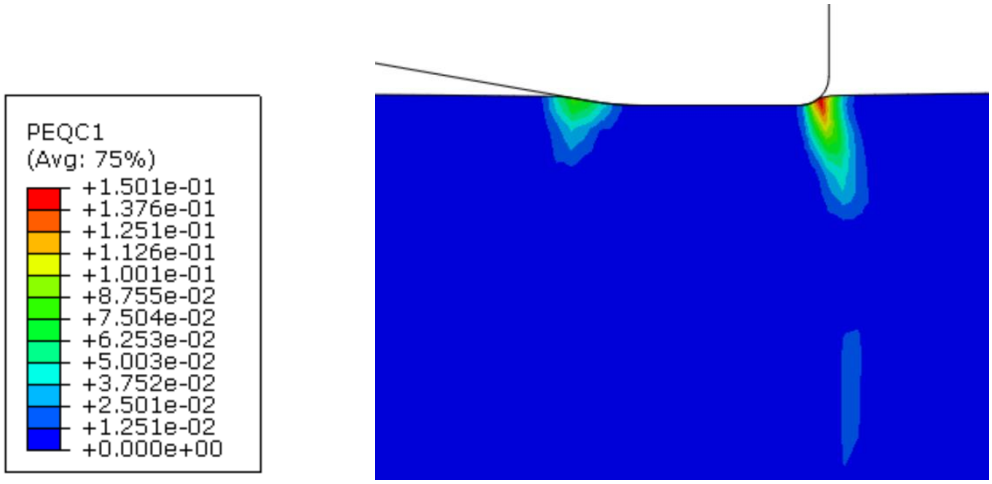
- PEQC 1 – Drucker-Prager kriteriet
- PEQC 2 – Kulekappen
- PEQC 3 – Overgangssonen
- PEQC 4 – Total ekvivalent plastisk tøyning

De ekvivalente plastiske tøyningene i kontaktsonen er presentert på figur 8.41. Ettersom overgangsparameteren α ble satt til å være null vil ikke PEQC 3 være aktiv og dermed ikke registrere noen plastiske tøyninger. Derfor er PEQC 3 utelatt fra figur 8.41.

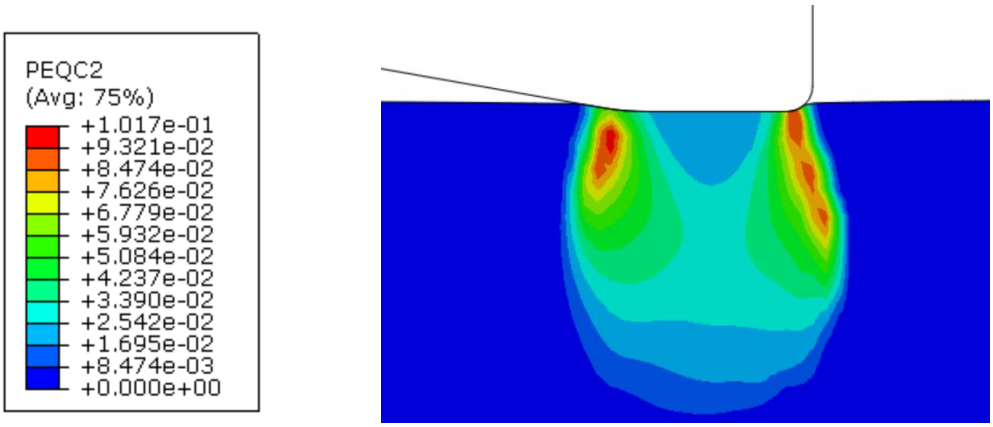
På figur 8.40 presenteres konturplottet av trykkspenningene i kontaktsonen. Spenningene utarter seg på samme måte som ved de foregående analysene, med høye trykkspenninger under pelspissen. I motsetning til analysene med Drucker-Prager og Mohr-Coulomb kriteriene begynte granitten også å flyte i området av kontaktsonen med høyest trykkspenninger.



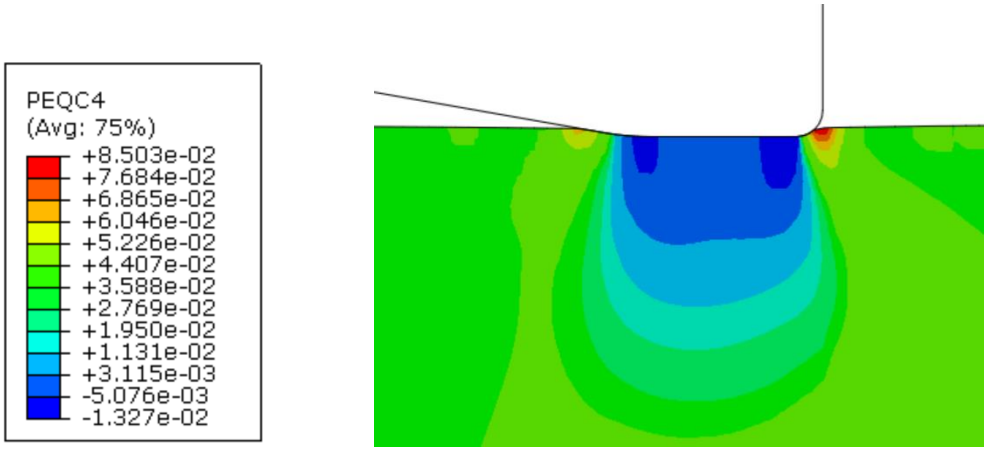
Figur 8.40 Trykkspenninger i kontaktsonen (t = 0,00024 s)



a) Drucker-Prager



b) Kulekappen



c) Total tøyning

Figur 8.41 Ekvivalent plastisk tøyning i kontaktsonen – Cap Plasticity (t = 0,00024 s)

8.5 Diskusjon

Hensikten med de numeriske analysene var å simulere en fallserie med flere slag fra forsøket. Siden de gjennomherdede spissene som tålte fallseriene ikke ble skadet og ettersom det ikke var anledning til å utføre styrkeprøver av stålet ble det valgt å fokusere på granitten. Det ble valgt å bruke Mohr-Coulomb, Drucker-Prager og Cap Plasticity som flytekriterier for granitten. Bakgrunnen for dette var at disse allerede var implementert i Abaqus og materialparameterne for Iddefjordgranitten til disse materialmodellene var tilgjengelige.

Prosessen for å bestemme hvilken modell og hvordan slagkraften skulle overføres var tidskrevende. Etter flere forsøk ble det bestemt å gå videre med en aksesymmetrisk modell hvor slagkraften ble påført som en last med tilhørende amplitude. Den aksesymmetriske modellen var overlegen 3D-modellen med tanke på beregningstid og lagringsplass. Ettersom sluttanalysene brukte oppimot 12 timer på å bli ferdig spilte disse faktorene en vesentlig rolle. Resultatene fra analyser av ett slag med den påførte lasten viste god overensstemmelse med resultatene fra analysen med loddmassen. Ettersom denne metoden var i stand til å representere kraftoverføringen fra loddet til pelen på en riktig måte ble det bestemt å bruke denne metoden ved simulering av flere slag. Denne metoden var enkel å anvende og det førte til en ryddig modell ved simulering av flere slag.

Fallserier med flere slag ble simulert med analytisk stive pelspisser, hvor en spiss med påført loddkraft ble aktivert ved starten av hvert tidssteg. Med denne metoden er det antall tidssteg som styrer hvor mange slag som skal inkluderes i fallserien. Basert på resultatene er det mye som tyder på at denne metoden er i stand til å representere hvordan pelspissene belaster granitten under en fallserie. De analytiske pelene vil føre til en noe høyere slagkraft fordi de ikke har noe elastisitet. Det er mulig å unngå dette ved å redusere kraften som påføres pelene, men det ble valgt å ikke bruke tid på dette ettersom fokuset i disse analysene var granittens oppførsel.

Fra tidligere simuleringer av ett slag hvor fjellet ble beskrevet med Mohr-Coulomb kriteriet er det rapportert gode resultater [5]. Det samme ble registret ved analysene fra denne masteroppgaven. Både Mohr-Coulomb- og Drucker-Prager-kriteriet klarer i en tilfredsstillende grad å simulere ett slag, men de ga en dårlige fremstilling av granittens oppførsel ved simuleringer av flere slag. Utviklingen til synkmålet stemte ikke med det som ble observert fra forsøket. Dette skyldes at disse flytekriteriene ikke flytter ved høye trykkspenninger.

I teorien kan dette problemet unngås ved å bruke Cap Plasticity kriteriet, men alle forsøkene på å bruke denne materialmodellen resulterte i feil som stoppet analysene. Tidligere er det kjørt vellykkede analyser av et lignende problem, med de samme parameterne for Cap Plasticity kriteriet som ble brukt i denne oppgaven [27]. Forskjellen var at det ble brukt en kule i stedet for en pelspiss. Det kan ha ført til at kontaktformuleringen var bedre i de tidligere analysene. Derfor er det mye som tyder på at det er et endekontaktproblem som er årsaken til at analysene i denne oppgaven stoppet.

9 Konklusjon

9.1 Forsøk

I forbindelse med denne masteroppgaven ble det gjennomført forsøk med nedskalerte, gjennomherdede peler. Tre forskjellige spissgeometrier ble rammet mot granitt. Den kuleformede, massive spissen tålte ikke rammingen. Store deler av spissen knakk av og det var dermed ikke mulig å fortsette rammingen. Begge de avfasede variantene tålte derimot rammingen uten å pådra seg noen betydelige skader. Den kuleformede spissen hadde en skarpere spissavslutning, det er årsaken til at denne spissgeometriene ikke tålte rammingen.

Tidligere har tilsvarende forsøk blitt utført med overflateherdede peler. I motsetning til erfaringer fra tidligere forsøk, viste resultatet fra dette forsøket at den massive pelspissen fikk dypere synk. Siden resultatene fra fallseiene varierte som de gjorde er det vanskelig å avgjøre hvilken spissgeometri som er den beste i forhold til penetrering av fjell.

Det ble derimot klart hvilke fordeler og ulemper gjennomherding hadde da skadene ble studert. Dersom det oppstår en overskridelse av kapasiteten i en overflateherdet spiss vil det føre til avskalling langs spisskanten og oppsprekking. En overskridelse av kapasiteten i en gjennomherdet spiss vil derimot umiddelbart resultere i brudd. Til gjengjeld tålte de gjennomherdede spissene rammebelastningen bedre enn de overlateherdede. Alle de gjennomherdede spissene som tålte fallserien var tilnærmet skadefri.

Det ble også utført en fallserie mot forboret granitt. Basert på resultatene er det kommet frem til samme konklusjon som ved tidligere forsøk, at forboring resulterer i enklere innmeisling av spissene.

Basert på resultater fra forsøket er det vanskelig å si om gjennomherding forbedrer nedtrengningen, men det som kan sies er at det forbedrer skademotstanden betraktelig. Ved denne masteroppgaven ble ikke materialkapasiteten til det gjennomherdede stålet testet, men dersom det blir bevist at kapasiteten er tilstrekkelig er gjennomherding definitivt en herdemetode som burde bli vurdert.

9.2 Numeriske beregninger og simuleringer

Hensikten med å ramme pelspisser inn i fjell er at de skal etablere sikkert feste og kraftoverføring til fjell for den permanente pelen. Det betyr at en simulering som klarer å forutsi penetreringsdybden ved en slagserie er av stor nytte. Dersom det blir opprettet en modell som klarer å kjøre slike simulering vil designearbeidet av pelspisser bli vesentlig mer effektiv, både tidsmessig og økonomisk.

Ved simulering av flere slag ble det benyttet en aksesymmetrisk modell, hvor nye pelspisser ble aktivert for hvert tidssteg med en påført kraft for å representere loddkraften fra forsøket. Basert på resultatene fra simuleringene er det mye som tyder på at det valgte modelleringsoppsettet klarer å simulere belastningen som granitten blir utsatt for under en fallserie.

På grunnlag av arbeide som ble utført rundt de numeriske analysene er det kommet frem til en konklusjon angående Mohr-Coulomb- og Drucker-Prager kriteriet. Begge kriteriene vil gi tilfredsstillende beskrivelse av granittens oppførsel når ett slag blir simulert. De blir derimot for stive når flere slag skal simuleres.

Alle forsøkene på å bruke Cap Plasticity kriteriet resulterte i feil som stoppet analysene. Derfor er det vanskelig å si om denne materialmodellen vil klare å beskrive granittens oppførsel med hensyn på penetrering. Ved å redusere grenseverdiene for trykkspenningene i kulekappen var det mulig å simulere den første delen av ett slag. Resultatet av denne simuleringen viste at en vellykket simulering med Cap Plasticity ville antakeligvis ha resultert i høyere synkverdier. Mest sannsynlig ville kriteriet også ha eliminert problemet med at synkutviklingen flatet ut etter det første slaget.

10 Videre arbeid

10.1 Forsøk

Når det gjelder videre arbeid med gjennomherdede pelspisser burde det i først omgang utføres materialtester for å bestemme de mekaniske egenskapene til gjennomherdet stål. Deretter kan arbeide med testing av pelspisser fortsatte. Et aspekt som det er aktuell å se nærmere på er hvordan gjennomherding vil påvirke en pelspiss i full skala. Det kan også være av interesse å ramme de gjennomherdede pelspissene mot skråstilte fjellprøver. For å gjennomføre fallserier mot skråstilte fjellprøver må fallriggen forbedres, for tidligere forsøk har vist at den nåværende riggen ikke er god nok til dette [4].

Fra alle fallseriene som er utført i prosjektet til nå er det rapportert at løse masser ble liggende i krateret mellom slagene. Derfor kan det være nyttig å studere mulige løsninger for å fjerne løse masser som samles i krateret. Som en innledende øvelse i denne masteroppgaven ble det gjennomført en fallserie for å bli kjent med forsøksutstyret og rammingsprosessen. Ved denne fallserien ble løse masser fjernet mellom slagene, dette resulterte i en bedre innmeisling. I vedlegg E er det presentert en kort oppsummering fra denne fallserien.

10.2 Numeriske beregninger og simuleringer

I forhold til materialmodellene som ble studert i denne oppgaven er det kun Cap Plasticity modellen det er aktuelt å jobbe videre med dersom flere slag skal simuleres. Det kunne vært verdifullt å utføre en utvidet parameterstudie av Cap Plasticity modellen, for å få denne til å fungere.

Dersom ønske er å simulere riktig kraterform vil det neste steget være å bruke et bruddkriterium. Det finnes noen bruddkriterier i Abaqus, men valgene er begrensede. Derfor burde det utføres en studie av hvilke bruddkriterier som er tilgjengelig i andre simuleringsprogrammer før det videre arbeidet iverksettes.

Når det gjelder det videre arbeidet med pelspissene burde det vurderes å beskrive stålet med et bruddkriterium, slik at den sprø oppførselen til gjennomherdet stål blir simulert.

Referanser

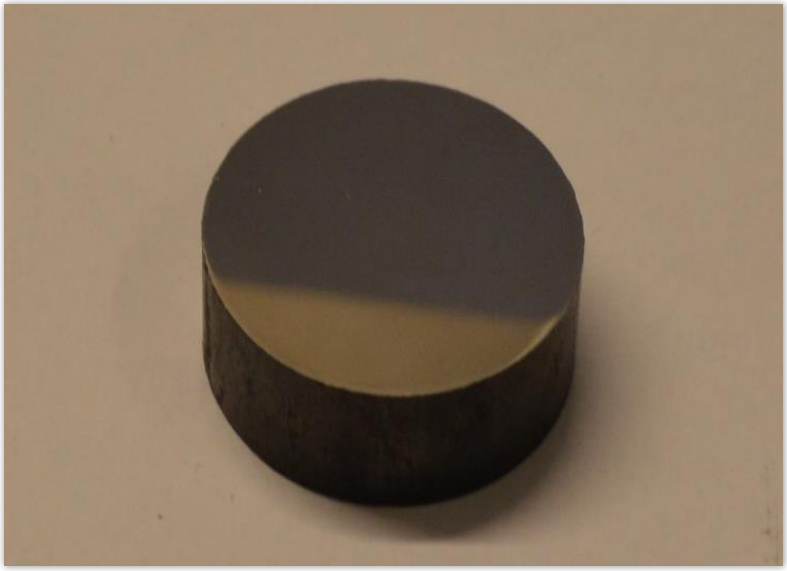
1. Tvedt, G. and T.H. Tefera, *Standardiserte hule pelspisser for stålrørspel: status FOU-prosjekt juni 2011*. Vol. nr. 34. 2011, Oslo: Statens vegvesen. 1 b. (flere pag.) : PDF.
2. Forseth, A.K., *Undersøkelse av stålrørspeler og standardiserte pelspisser*, in *Institutt for konstruksjonsteknikk*. 2009, NTNU: Trondheim.
3. Tveito, S.J., *Ramming av stålrørspeler med bergspisser mot fjell: forsøk og numeriske analyser*. 2010, Trondheim: [S.J. Tveito]. V, 127 s.
4. Haare, E.F., *Pelspissers nedtrengning i fjell: forsøk og numeriske analyser*. 2012, Trondheim: [E.F. Haare]. X, 134 s. : ill.
5. Fremgård, O.M., *Pelspisser av stål rammet mot fjell: forsøk og numeriske analyser*. 2014, Trondheim: [O.M. Fremgård]. VIII, 101 s. : ill.
6. Den Norske, p., *Peleveiledningen 2012*. 2012, [Oslo]: Norsk geoteknisk forening. 315 s. : ill.
7. Rantala, J. and H. Ihler, *Hva er konsekvensene av å benytte ulike retningslinjer for dimsjonering av pelespisser?*, in *Stålpeledagen 2014*. 2014, Ruukki.
8. Husø, Ø., *Konstruksjonsmaterialer*. 2014, [Bærums verk]: Frey Publication. 320 s. : ill.
9. Bohne, R.A. and A. Aalberg, *Bygningsmaterialer: kompendium i TBA4122*. 2011, Trondheim: Inst. for bygg, anlegg og transport og Inst. for konstruksjonsteknikk, Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi, NTNU. 456 s. : ill.
10. Uddeholm, *Heat treatment of tool steel.* 2012(Edition 8).
11. Langseth, M. and A.H. Clausen, *Støt og energiopptak: kompendium i faget "Inelastisk analyse og dimensjonering av konstruksjoner"*. 1994, Trondheim: Institutt for konstruksjonsteknikk, Universitetet i Trondheim, Norges tekniske høgskole. 124 s. : ill.
12. Cook, R.D., et al., *Concepts and applications of finite element analysis*. 2002, New York: Wiley.
13. Mathisen, K.M., *TKT4197 - Ikkelineære elementanalyser*. 2014: NTNU. p. Forelesningsnotater.
14. Hopperstad, O.S. and T. Børvik, *TKT4135 Mechanics of materials*. Lecture Notes. 2012: NTNU.
15. Pietruszczak, S., *Fundamentals of plasticity in geomechanics*. 2010, Boca Raton, Fla.: CRC Press. X, 196 s. : ill.
16. Chen, W.F. and G.Y. Baladi, *Soil plasticity: theory and implementation*. 1985, Amsterdam: Elsevier. xii, 231 s. : ill.
17. Uddeholm, *Uddeholm Arne*. 2012.
18. Standard, N., *Metalliske materialer: vickershardhetsmåling, Del 1, prøvingsmetode (ISO 6507-1:2005)*. 2006, Lysaker: Standard Norge. V, 19 s. : ill.
19. Standard, N., *Stål - Bestemmelse og verifikasjon av effektiv dybde av oppkulling og herding (ISO 2639:2002)*. 2002, Lysaker: Standard Norge. V, 12 s. : ill.
20. Norges, s., *Blankt stål. Tekniske leveringsbetingelser. Del 2: stål for alminnelig bruk*. 2008, Oslo: NSF. 9 s. : tab.
21. Fourmeau, M., *Behaviour and modelling of rock materials*, in *Simlab/NTNU*. 2014.
22. Hoek, E. and E.T. Brown, *Practical estimates of rock mass strength.* International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1997. **Vol 38**(No 8): p. 26.
23. Simulia. *Abaqus Analysis User's Guide*. Våren 2015]; Abaqus 6.13 brukerveiledning]. Available from: http://ivt-abaqusdoc.ivt.ntnu.no:2080/v6.13/books/usb/default.htm.
24. Tkalich, D., *Fastning* 2015. p. doktorgradskandidat ved fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi, NTNU.

25. Børvik, T., et al., *A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration.* 2001: p. 28.
26. Beer, F.P., E.R. Johnston, and J.T. DeWolf, *Mechanics of materials*. 2015, Boston: McGraw-Hill Higher Education. XIX, 779 s. : ill.
27. Tkalich, D., *Hjelp til modellering i Abaqus*. 2015.

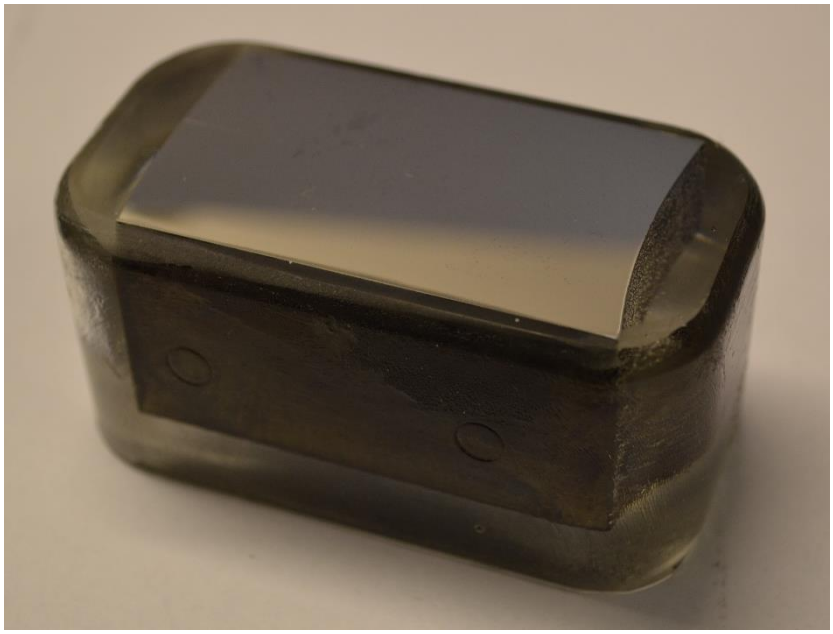
Vedlegg

Vedlegg A: Materialprøver til hardhetsmålinger

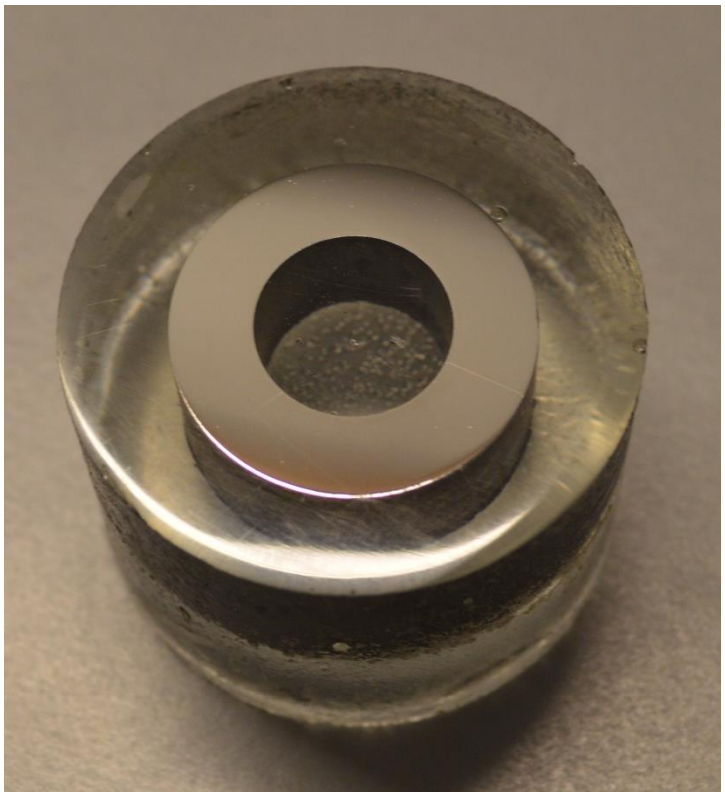
Bilde A.1 Materialprøve fra en overflateherdet, nedskalert pelspiss



Bilde A.2 Materialprøve fra uherdet stål



Bilde A.3 Materialprøve fra et overflateherdet, fullskala emnerør



Bilde A.1 Materialprøve fra en gjennomherdet, nedskalert pelspiss

Vedlegg B: Avsagede stålbeholdere med betong og granittprøver

Bilde B.1 Oversikt over alle beholderne som ble avsaget

Bilde B.2 Ny overflate

Vedlegg C: Kraterdannelse i granittprøvene

Bilde C.1 Kratrene fra fallserie FA 1, FA 2 og FA 3

Bilde C.2 Krateret fra fallserie FA 4 (B)

Bilde C.3 Kratrene fra fallserie FA 5, FA 6 og FA 7

Vedlegg D: Forsøkspelene etter fallseriene

Bilde D.1 Pelspissen fra fallserie FA 1, 50 slag

Bilde D.2 Pelspissen fra fallserie FA 2, 50 slag

Bilde D.3 Pelspissen fra fallserie FA 3, 50 slag

Bilde D.4 Pelspissen fra fallserie FA 4, 100 slag

Bilde D.5 Pelspissen fra fallserie FA 5, 2 slag

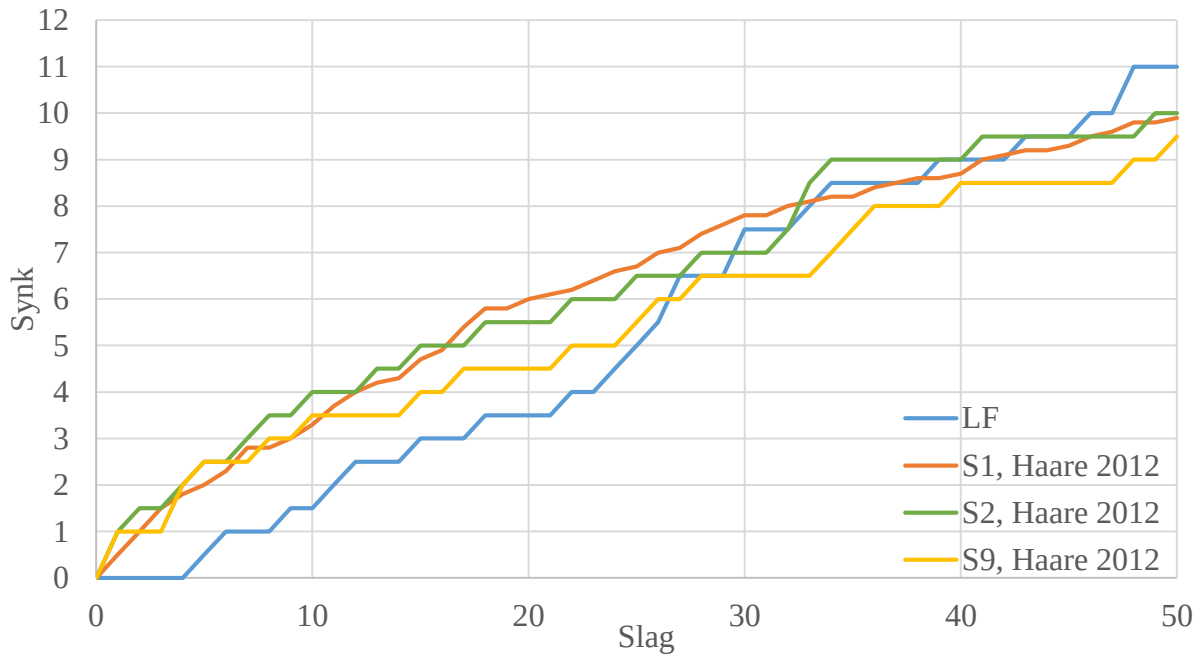
Bilde D.6 Pelspissen fra fallserie FA 6, 50 slag

Bilde D.7 Pelspissen fra fallserie FA 7, 50 slag

Vedlegg E: Innledende forsøk

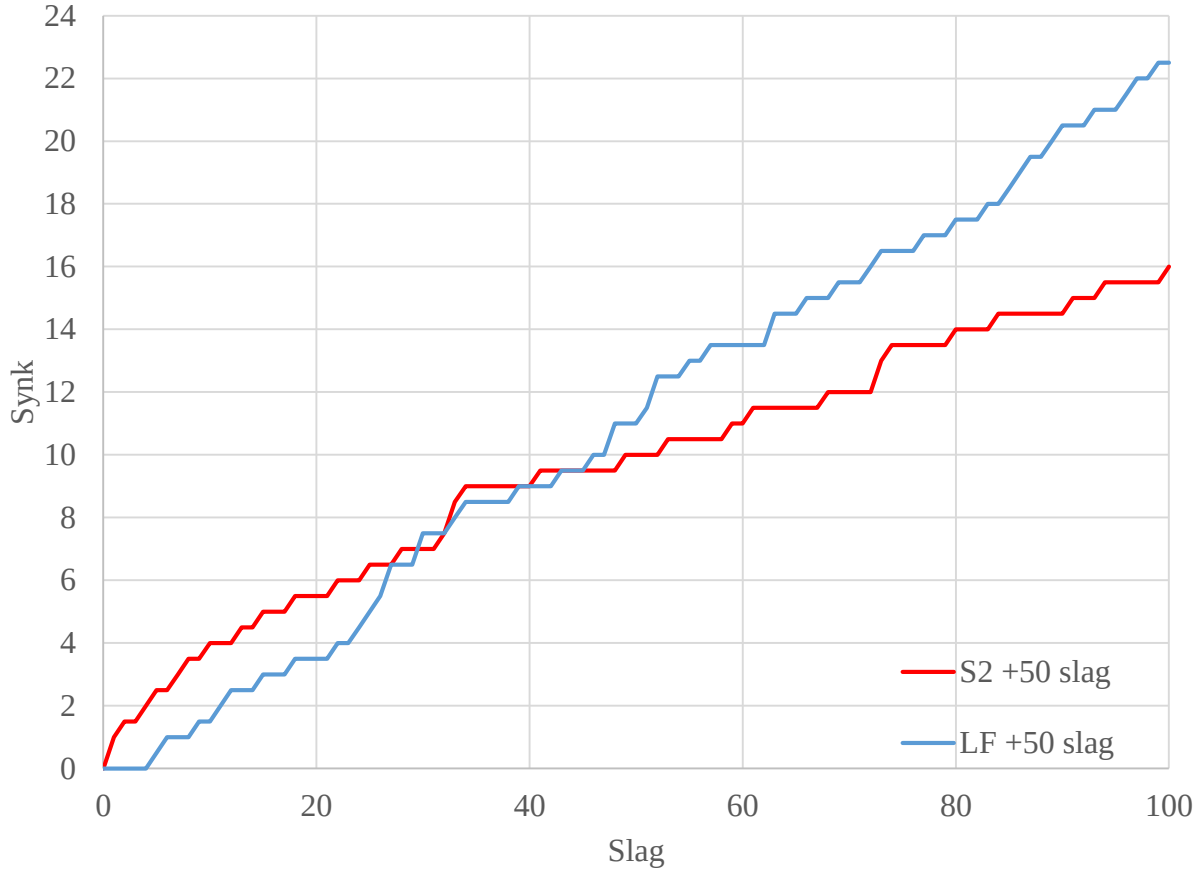
Fra tidligere forsøk ble det observert at avskalling og pulverisering av granittprøven ble liggende i krateret og dermed dempe videre rammekraft. For å se nærmere på hvor stor effekt dette har for nedtrengningen ble det gjennomført en fallserie med 50 slag hvor løsmassene ble fjernet mellom slagene. Løsmassene ble fjernet med støvsuger.

Til denne fallserien ble det benyttet en overflateherdet pel med stålkvalitet S355J2 og geometri tilsvarende Pel 1, se kapittel 7.1. I 2012 gjennomførte Haare tre fallserier (S1, S2, S9) med den samme peltypen. Alle fallseriene til Haare ble gjennomført mot granitt og uten å fjerne løsmassene. På figur E.1 er synkmålet fra fallseriene til Haare sammenlignet med oppnådde synk fra fallserien (LF) hvor løsmassene ble fjernet. Som grafen illustrerer brukte fallserie LF fire slag på å starte penetreringsprosessen. At løsmassene ble fjernet kan ikke være årsaken til dette fenomenet, ettersom det ikke var noe løsmasser å fjerne i starten. Siden forsøkene ellers er like, er det grunn til å tro at dette skyldes tilfeldigheter i granittens mikrostruktur.



Figur E.1 Diagram for synk – 4 forskjellige fallserier

Fallserien med støvsuging ble utvidet med 50 ekstra slag for å se på videre utviklingen av synk. Dette gjorde også Haare for fallserie S2. De utvidede slagseriene er sammenlignet på figur E.2. Fallserie S2 +50 har et synk på 10 mm etter 50 slag og 16 mm etter 100 slag, dette indikerer at penetreringen avtar. På den andre siden har fallserie LF +50 en tilnærmet lineær utvikling, med synk på 11 mm etter 50 slag og 22,5 mm etter 100 slag. Sluttveriden på de to slagseriene gir også en klar indikasjon på at det hjelper å fjerne løsmasser under fallserien.



Figur E.2 Diagram for synk – 2 forskjellige fallserier