

# Pelspissers nedtrengning i fjell

Forsøk og numeriske analyser

**Erik Feyling Haare**

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: Juni 2012

Hovedveileder: Arne Aalberg, KT

Medveileder: Grete Tvedt, Statens vegvesen  
Tewodros Tefera, Statens vegvesen

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet  
Institutt for konstruksjonsteknikk





## MASTEROPPGAVE 2012

FAGOMRÅDE: Stålkonstruksjoner	DATO: 10.06.2012	ANTALL SIDER: 94+30
----------------------------------	------------------	---------------------

TITTEL:

**Pelspissers nedtrengning i fjell: Forsøk og numeriske analyser**

*Penetration of pile shoes in rock: Experiments and numerical simulation*

UTFØRT AV:

Erik Feyling Haare



SAMMENDRAG:

I denne masteroppgaven er det sett nærmere på hvor godt pelspisser klarer å trenge ned i fjell ved ramming med fallodd. Oppgaven er en del av et prosjekt Statens vegvesen har satt i gang for å øke kunnskapen rundt ramming av peler med bergspiss i fjell.

Som en del av oppgaven ble det gjennomført forsøk der modeller av virkelige pelspisser ble rammet mot ulike bergarter. Det ble undersøkt hvilken effekt spissens geometri, herding av spissen og forboring av steinen har for nedtrengingsevnen til spissen i ulike bergarter.

Videre er teorien bak ulike materialmodeller beregnet på modellering av fjell gjennomgått. En av disse materialmodellene er blitt brukt til å utføre numeriske analyser med elementprogrammet IMPETUS for å verifisere resultatene fra forsøket.

Forsøkene og analysene viser at ulike spisser har til dels svært ulik oppførsel når de blir rammet mot forskjellige bergarter. De fleste spissene klarte å trenge ned i fjellet, og oppnå sikkert feste. I et par av forsøkene ble imidlertid spissen svært deformert, og det er usikkert om de ville tålt videre ramming mot fjell.

FAGLÆRER: Førstemanuensis Arne Aalberg

VEILEDER(E): Tewodros Haile Tefera og Grete Tvedt (Statens vegvesen)

UTFØRT VED: Institutt for konstruksjonsteknikk

## SUMMARY:

The Norwegian Public Roads Administration (NPRA) has launched a research and development project to get better knowledge about what happens when piles with rock shoes are driven into solid rock. NPRA has previously experienced problems with pile driving into rock. Rock shoes have been badly damaged, and not capable to carry the intended loads. This master's thesis is a part of the research and development project and is written in cooperation with NPRA.

As a part of this thesis it has been planned and carried out an experiment with scaled down pile tips. A preliminary study was carried out in the finite element program ABAQUS, in order to come up with a suitable design on the scaled down pile tips. The study also showed that the experiment could not be done with an Instron Ceast 9350 droptower machine as originally planned. Instead the experiment was carried out with a simpler rig. The rig had to be modified with new brackets for the experiment.

The experiment was done with in the laboratory of structural engineering at NTNU. The rig existed of a 72 kg weight that could be dropped from various heights. In order to resemble solid rock, pieces of different rocks were casted in concrete that was held by a 323.9 mm steel tube. The steel tube was welded to a base plate of steel that was bolted onto the rig.

A total of 14 test series was carried out in the experiment; each consisted of 50 hits with the 70 kg weight. Two test series were expanded with another 50 hits to examine the effect of this. Three types of rocks and three different geometries of the pile tip were tested. Some of the rocks were drilled in advance with a 12 mm drill, and fitted with a 10 mm dowel. This is how piles normally are driven into rock.

The steel used for the piles in the experiment was case hardened with carbonitriding. The effect of this is that an outer layer of the steel is hard but brittle and the core is softer and more ductile. Three test specimens were made to carry out tensile tests on the steel. The tensile tests showed that the hardened steel had obtained a more brittle structure.

The experiment showed that a hollow pile tip is better for pile driving in rocks. It also showed that predrilling of the rock helps. Predrilling of the rock caused a more favorable fracture of the rock. Of the three rocks that were tested, the green stone was the hardest one to penetrate and caused most damage on the pile tip. Two pile tips were left unhardened. These two were unable to penetrate into the rock.

Numerical analysis was carried out in the finite element program IMPETUS to establish a better material model for the rock to use in the research and development project. A theoretical study was performed where different material models were presented. The Holmquist-Johnson-Cook concrete model was chosen for the numerical analysis, because it is pressure dependent and has a failure criterion. Two material models to simulate rock was calibrated, one for granite and one for concrete.

The HJC material model showed comparable results with the ones from the experiment. The granite model showed a little stiff results, but the results with the concrete model were good. The IMPETUS program is unable to erode elements based on plastic strain with the HJC model. A very fine mesh was therefore not possible because this lead to distorted elements. All in all the HJC material model gives more realistic result for the rock compared with previous models in the project.

## **MASTEROPPGAVE 2012**

for

Erik Feyling Haare

### **Pelspissers nedtrengning i fjell: Forsøk og numeriske analyser**

*Penetration of pile shoes in rock: Experiments and numerical simulation*

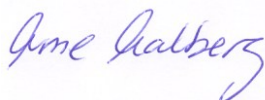
Fundamentering med peler brukes der grunnen består av tykke lag med løsmasser over fjellet, og hvor det ikke kan graves ut og fundamenteres direkte på fjellet. Peler kan være laget av stål eller betong, eller stålrør som støpes ut med betong. Pelene rammes ned ved hjelp av en pelemaskin med et fallodd, etter en standardisert og på forhånd beskrevet prosedyre. Pelprosedyren definerer loddvekt, tilført slagenergi, antall slag og slagserier, 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 mot skrå fjelloverflate, og for å sikre anlegg mot hele endeflaten av pelspissen. Nedrammingen medfører store dynamiske påkjenninger på pelen og pelspissen, og det eksisterer betydelig usikkerhet knyttet til oppførselen av både pelrøret og spissen, og spesielt hvordan pelspissen penetreres ned i fjellet.

Oppgaven er en fortsettelse av tidligere utførte masteroppgaver innen dette temaet. Det skal nå sees nærmere på hvordan pelspissen av stål oppfører seg ved penetrasjonen i fjelloverflaten. Viktige elementer i oppgaven er detaljgeometrien for pelspissen, materialkvalitet og hardhet for stålmaterialet spissen er laget av, og hvordan egenskapene til fjellet er og hvordan stålspiss og fjell virker sammen. Eksempelvis skal det undersøkes hvordan dagens utførelse med hule pelspisser, med vinkel gjennom veggtykkelsen og herdet materialoverflate oppfører seg sammenlignet med forenklede utførelser.

I oppgaven skal det gjøres forsøk med modeller av pelspisser, og med fjellmaterialer som velges i samråd med kontakter i Statens Vegvesen. Studenten skal planlegge og designe et forsøksoppsett og et forsøksprogram, og gjennomføre og rapportere forsøk. Det skal gjennomføres FE-simuleringer hvor det legges vekt på å undersøke hvordan de observerte effekter kan simuleres og gjenskapes på best mulig måte. Det er spesielt interessant å vurdere hva som er de mest effektive utførelser av en praktisk anvendbar pelspiss, og hvilke materialmodeller som er i stand til å beskrive oppsprekningen og nedtrengningen i steinmaterialet.

Kandidaten kan i samråd med faglærer velge å konsentrere seg om enkelte punkter i oppgaven, eller justere disse. Besvarelsen organiseres i henhold til gjeldende retningslinjer. Besvarelsen skal leveres til Institutt for konstruksjonsteknikk innen 11. juni 2012.

Faglærer er Førsteamanuensis Arne Aalberg (NTNU)





## FORORD

Denne rapporten er utarbeidet som en masteroppgave ved Institutt for konstruksjonsteknikk ved Norges Teknisk-Naturvitenskaplige Universitet (NTNU) våren 2012. Oppgaven er det avsluttende arbeidet i min utdanning innen bygg- og miljøteknikk, og tilsvarer 30 studiepoeng. Oppgaven er gjennomført i samarbeid med Statens vegvesen.

Bakgrunnen for arbeidet var reelle problemstillinger Statens vegvesen ønsket å se nærmere på. Dette gjorde at arbeidet med oppgaven ble både faglig interessant og praktisk rettet.

Jeg ønsker å rette en stor takk til alle som har gjort denne oppgaven mulig. Først og fremst ønsker jeg å takke min veileder førsteamanuensis Arne Aalberg. I tillegg vil jeg takke alle labteknikerne ved institutt for konstruksjonsteknikk som gjorde forsøket mulig å gjennomføre. Også RUUKKI fortjener en stor takk for å ha bidratt med materialer til forsøkene. Til slutt vil jeg takke Statens vegvesen ved Grete Tvedt og Tewodros Haile Tefera for en interessant oppgave samt å ha stilt med økonomiske midler.

Trondheim, 10.06.2012

---

Erik Feyling Haare





## INNHOLDSFORTEGNELSE

1	Innledning.....	1
2	Bakgrunn.....	3
2.1	Oppsummering av tidligere masteroppgaver.....	3
2.1.1	Masteroppgave av Andreas Kildal Forseth.....	3
2.1.2	Masteroppgave av Sveinung Jørgensen Tveito.....	4
2.2	Kort om peling.....	5
3	Oppførsel og modellering av stein.....	9
3.1	Kort om numerisk modellering av fjell.....	10
3.2	Holmquist-Johnson-Cooks betongmodell.....	12
3.2.1	Styrkeegenskaper.....	12
3.2.2	Trykk-volum-respons.....	13
3.2.3	Skadekriterium.....	14
3.3	Mohr-Coulombs materialmodell.....	15
3.4	Drucker-Pragers flytekriterium.....	16
4	Innledende analyser.....	19
4.1	Basismodell.....	19
4.2	Parameterstudie.....	22
4.2.1	Variasjon av spissgeometri.....	22
4.2.2	Variasjon av E-modulen.....	23
4.2.3	Variasjon av friksjonskoeffisienten.....	25
4.2.4	Variasjon av masse og slipphøyde.....	28
4.2.5	Plastisk oppførsel av fjell.....	31
4.3	Oppsummering av innledende analyser.....	33
5	Forsøk.....	35
5.1	Utførelse.....	35
5.2	Resultater.....	42
5.2.1	Observasjoner fra forsøkene.....	44
5.2.2	Sammenligning av synk.....	50
5.2.3	Massefortrengning.....	57
5.2.4	Skade på spiss.....	58
5.3	Strekkforsøk.....	59

5.3.1	Formelverk .....	60
5.3.2	Resultat prøve A1 .....	62
5.3.3	Resultat prøve B1 .....	62
5.3.4	Resultat prøve B2 .....	63
5.4	Feilkilder .....	64
5.5	Oppsummering og diskusjon.....	65
6	Numeriske analyser av forsøk .....	67
6.1	Oppbygning av modell .....	67
6.1.1	Deler og sammensetning.....	67
6.1.2	Materialmodeller.....	69
6.1.3	Elementer .....	71
6.1.4	Kontakt- og randbetingelser .....	73
6.1.5	Utdata.....	73
6.2	Analyse 1: Rett overflate uten forboring.....	74
6.2.1	Validering av materialmodell for betong.....	74
6.2.2	Validering av materialmodell for granitt .....	76
6.2.3	Effekt av spissgeometri.....	79
6.2.4	Effekt av fallhøyde .....	80
6.3	Analyse 2: Forboret med og uten dybel .....	82
6.4	Analyse 3: Skrått fjell uten forboring .....	84
6.5	Analyse 4: Skrått fjell med forboring.....	86
6.6	Oppsummering og diskusjon.....	87
7	Konklusjon.....	89
7.1	Forsøk.....	89
7.2	Numeriske analyser .....	90
8	Forslag til videre arbeid .....	91
8.1	Forsøk.....	91
8.2	Analyser.....	91
9	Referanser .....	93
	Vedlegg .....	95
A	Bilder av stein før innstøping.....	97
A.1	Granitt.....	97
A.2	Grønnstein .....	98

A.3	Kvartskeratofyr.....	99
B	Tegninger fra AutoCAD.....	101
B.1	Spissgeometrier.....	101
C	Bilder av krater og skade på pelspiss .....	103
C.1	Avfaset spiss mot granitt.....	103
C.2	Avfaset spiss mot granitt 50 slag .....	104
C.3	Avfaset spiss mot granitt 100 slag.....	105
C.4	Rett spiss mot granitt .....	106
C.5	Avfaset spiss mot forboret granitt 50 slag .....	107
C.6	Avfaset spiss mot forboret granitt 100 slag.....	108
C.7	Avfaset spiss mot grønnstein .....	109
C.8	Avfaset spiss mot kvartskeratofyr.....	110
C.9	Massiv spiss mot granitt.....	111
C.10	Avfaset spiss mot forboret grønnstein.....	112
C.11	Avfaset spiss mot granitt .....	113
C.12	Avfaset spiss mot forboret kvartskeratofyr .....	114
C.13	Avfaset spiss mot grønnstein.....	115
C.14	Avfaset spiss mot forboret granitt uten dybel.....	116
C.15	Avfaset spiss mot skråstilt granitt .....	117
C.16	Avfaset spiss mot forboret skråstilt granitt.....	118
D	Materialinformasjon.....	119
D.1	Materialsertifikat pelspisser.....	119
E	Tabeller fra forsøkene.....	121
E.1	Tabell massefortrengning.....	121
E.2	Tabell med skade på spiss .....	122
F	MATLAB-script .....	123
F.1	Script for konvertering mellom ABAQUS og IMPETUS .....	123
G	Konturplott av fjell fra IMPETUS .....	125
G.1	Effekten av variasjon av spissgeometri på betong.....	125
G.2	Effekten av variasjon av spissgeometri på granitt.....	126
G.3	Effekten av varierende dropphøyde på betong.....	127
G.4	Effekten av varierende dropphøyde på granitt.....	129
G.5	Effekten av forboring med og uten dybel på betong.....	131

G.6	Effekten av forboring med og uten dybel på granitt .....	132
G.7	Effekten av skråstilt betong .....	133
G.8	Effekten av skråstilt granitt .....	134

## FIGURLISTE

<b>Figur 2.1:</b> Junttan pelerigg .....	6
<b>Figur 2.2:</b> Utforming av pelspiss .....	6
<b>Figur 2.3:</b> Installasjon av større borepeler .....	7
<b>Figur 2.4:</b> Ringbor og borekrone .....	8
<b>Figur 3.1:</b> Bergarters ulike egenskaper .....	9
<b>Figur 3.2:</b> Fjell på mikro-/makronivå .....	11
<b>Figur 3.3:</b> Styrke i HJC-modellen basert på hydrostatisk trykk, $p$ .....	13
<b>Figur 3.4:</b> Trykk-volum respons i HJC-modellen .....	14
<b>Figur 3.5:</b> Plastisk bruddtøyning mot normalisert hydrostatisk trykk .....	15
<b>Figur 3.6:</b> Mohr-Coulomb bruddkriterium .....	16
<b>Figur 3.7:</b> Sammenligning Drucker-Prager og Mohr-Coulomb .....	17
<b>Figur 4.1:</b> Enkeltdele i basismodellen .....	20
<b>Figur 4.2:</b> Elementnett spiss og lodd .....	21
<b>Figur 4.3:</b> Elementnett fjell og stiv plate .....	21
<b>Figur 4.4:</b> Utdata fra spiss og stiv plate .....	22
<b>Figur 4.5:</b> Kraft ved avfaset og rett spiss .....	23
<b>Figur 4.6:</b> Kraft ved varierende E-modul .....	24
<b>Figur 4.7:</b> Sammenligning av friksjonskoeffisientene 0 og 1,5 .....	26
<b>Figur 4.8:</b> Kraft ved varierende sideveis friksjon .....	27
<b>Figur 4.9:</b> Radiell deformasjon ved varierende slipphøyde .....	28
<b>Figur 4.10:</b> Radiell deformasjon ved varierende masse .....	29
<b>Figur 4.11:</b> Kraft ved varierende masse .....	30
<b>Figur 4.12:</b> Kraft ved varierende slipphøyde .....	31
<b>Figur 4.13:</b> Plastisk oppførsel av fjell .....	32
<b>Figur 4.14:</b> Kraft ved elastisk og plastisk fjelloppførsel .....	33
<b>Figur 4.15:</b> Pelspiss mot fiberbetong .....	34
<b>Figur 5.1:</b> Oppsett av forsøksrigg uten holdermekanisme .....	35
<b>Figur 5.2:</b> Pelspiss og stålbeholder med betong, steinprøve og holder .....	36
<b>Figur 5.3:</b> Sammenligning av uherdet spiss .....	38
<b>Figur 5.4:</b> Forsøksrigg .....	40
<b>Figur 5.5:</b> Stålrør med prøve og holder .....	41
<b>Figur 5.6:</b> Nærbilde av spiss og holder .....	41
<b>Figur 5.7:</b> Krater fra prøve nummer 1 .....	42
<b>Figur 5.8:</b> Deformasjon av spiss nummer 1 .....	42
<b>Figur 5.9:</b> Synk avfaset spiss mot granitt .....	45
<b>Figur 5.10:</b> Synk avfaset spiss mot grønnstein .....	46
<b>Figur 5.11:</b> Skisse av skråstilt stein .....	48
<b>Figur 5.12:</b> Plastisk deformasjon av uherdet spiss rammet mot betong uten forboring .....	49
<b>Figur 5.13:</b> Plastisk deformasjon av uherdet spiss rammet mot betong med forboring .....	49
<b>Figur 5.14:</b> Synk for varierende spissgeometrier mot granitt .....	50

---

<b>Figur 5.15:</b> Synk i bergart uten forboring.....	51
<b>Figur 5.16:</b> Synk i bergart med forboring.....	52
<b>Figur 5.17:</b> Synk i bergarter med og uten forboring .....	53
<b>Figur 5.18:</b> Synk ved 50 ekstra slag .....	54
<b>Figur 5.19:</b> Synk i forboret granitt med og uten dybel .....	55
<b>Figur 5.20:</b> Synk i skråstilt stein med og uten forboring.....	56
<b>Figur 5.21:</b> Bruddform for stein .....	57
<b>Figur 5.22:</b> Strekkprøve B1 og B2.....	59
<b>Figur 5.23:</b> Strekkforsøk av prøve A1 i en Instron 1255 testmaskin.....	60
<b>Figur 5.24:</b> Spenning/-tøyningsdiagram prøve A1 .....	62
<b>Figur 5.25:</b> Spenning/-tøyningsdiagram prøve B1 .....	63
<b>Figur 5.26:</b> Spenning/-tøyningsdiagram prøve B2 .....	64
<b>Figur 6.1:</b> Delene i basismodellen med granitt.....	68
<b>Figur 6.2:</b> Flytespenning for uherdet (t.v.) og herdet spiss (t.h.) .....	70
<b>Figur 6.3:</b> Elementnett av lodd og platen i underkant .....	72
<b>Figur 6.4:</b> Elementnett av betong og stålrør .....	72
<b>Figur 6.5:</b> Elementnett av avfaset, rett og massiv spiss .....	72
<b>Figur 6.6:</b> Utdata fra pelspiss.....	73
<b>Figur 6.7:</b> Synk i betong med avfaset spiss.....	75
<b>Figur 6.8:</b> Elementnett av fjell og betong.....	76
<b>Figur 6.9:</b> Synk i granitt med herdet og uherdet spiss.....	77
<b>Figur 6.10:</b> Spenninger i avfaset spiss med og uten herding .....	78
<b>Figur 6.11:</b> Synk med ulike spissgeometrier .....	79
<b>Figur 6.12:</b> Synk ved variabel dropphøyde på betong.....	81
<b>Figur 6.13:</b> Synk ved variabel dropphøyde på granitt.....	81
<b>Figur 6.14:</b> Elementnett av fjell og dybel .....	82
<b>Figur 6.15:</b> Synk ved forboring med og uten dybel med avfaset spiss.....	83
<b>Figur 6.16:</b> Elementnett av betong og stålrør .....	84
<b>Figur 6.17:</b> Elementnett av betong og steinprøve .....	84
<b>Figur 6.18:</b> Synk i skrått fjell og skrå betong uten forboring.....	85
<b>Figur 6.19:</b> Synk i skrått fjell og skrå betong med forboring .....	86

---

## TABELLISTE

<b>Tabell 3.1:</b> Hoek og Browns liste over bergarter basert på enaksial trykkstyrke .....	10
<b>Tabell 4.1:</b> Mål på nedskalert spiss .....	19
<b>Tabell 4.2:</b> Materialdata for lodd og fjell.....	20
<b>Tabell 4.3:</b> Materialdata for spiss .....	20
<b>Tabell 4.4:</b> Bølgehastighet ved varierende E-modul.....	25
<b>Tabell 5.1:</b> Dimensjoner på pelspisser .....	37
<b>Tabell 5.2:</b> Krav til maksimalt innhold av legeringselementer ved herding.....	39
<b>Tabell 5.3:</b> Nøkkeldata fra alle fallseriene.....	43
<b>Tabell 5.4:</b> Matematisk uttrykk for synk.....	54
<b>Tabell 5.5:</b> Data fra strekkforsøk .....	59
<b>Tabell 6.1:</b> Materialparametere brukt i modellen for lodd og stålrør .....	69
<b>Tabell 6.2:</b> Materialparametere for Johnson-Cook modellen .....	70
<b>Tabell 6.3:</b> Materialparametere for Holmquist-Johnson-Cook modellen .....	71
<b>Tabell 6.4:</b> Endrede materialparametere for betongen med trykkfasthet 44,3 MPa .....	74





# 1 INNLEDNING

Denne oppgaven er en del av et forskning- og utviklingsprosjekt i regi av Statens vegvesen. Formålet med prosjektet er å øke kunnskapen rundt innmeisling av peler med bergspiss i fjell. Oppgaven er en videreføring av tidligere arbeid i prosjektet.

Som en del av rapporten er det gjennomført et forsøk med nedskalerte spisser. I kapittel 4 er det foretatt en forundersøkelse med elementmetodeprogrammet ABAQUS for å dimensjonere ulike nedskalerte spisser til bruk i forsøket. Kapittelet tar også for seg en parameterstudie for å se på innvirkningen av ulike parametere det knyttet seg usikkerhet rundt. I kapittel 5 er forsøket med resultater gjennomgått i detalj.

Det er videre gjort numeriske analyser med spissgeometriene fra forsøket. En gjennomgang av aktuelle materialmodeller for modellering av fjell er gitt i kapittel 3 mens selve analysene med resultater finnes i kapittel 6.

For å holde lengden på hovedrapporten på et fornuftig nivå, er bilder av alle forsøksseriene lagt inn i vedlegg C.



## 2 BAKGRUNN

Statens vegvesen har satt i gang et forskning- og utviklingsprosjekt (FoU) der de ser på belastningene en pel blir utsatt for under ramming til fjell. Statens vegvesen er selv en stor bruker av peler i sine samferdselsprosjekter og har opplevd at peler ikke tåler den belastningen de har blitt påført under ramming. Dette har resultert i flere vrakpeler, noe som er svært kostbart. Hensikten med utviklingsprosjektet er å få på plass en standardisert pelespiss som tåler innmeislingen i fjell, og som dermed kan redusere antallet vrakpeler.

I statusrapporten fra Statens vegvesen [1] er det gitt en kort oppsummering av de ulike fasene så langt i FoU-prosjektet:

- Fase 1: Beregning etter empiriske modeller i Peleveiledningen 2005 og 1991. Beregningene ble utført av Geovita i 2007/2008.
- Fase 2: Statisk beregning i elementprogrammet ANSYS. Beregningene ble utført av Aas-Jakobsen i 2007/2008.
- Fase 3: Dynamisk beregning i ABAQUS. Beregninger utført av NTNU i masteroppgave av Andreas K. Forseth [2] og Sveinung J. Tveito [3].
- Fase 4: Fullskalaforsøk og laboratorieforsøk ble utført av Statens vegvesen i samarbeid med RUUKKI og NTNU i masteroppgave av Sveinung J. Tveito i 2010.
- Fase 5: Etterberegning av fullskalaforsøk delvis utført av NTNU i masteroppgave av Sveinung J. Tveito i 2010.

### 2.1 OPPSUMMERING AV TIDLIGERE MASTEROPPGAVER

Det er tidligere blitt skrevet to masteroppgaver i forbindelse med FoU-prosjektet; en av Andreas Kildal Forseth i 2009 og en av Sveinung Jørgensen Tveito i 2010.

#### 2.1.1 MASTEROPPGAVE AV ANDREAS KILDAL FORSETH

I den første oppgaven "Undersøkelser av stålrørspeler og standardiserte pelspisser" skrevet av Andreas Kildal Forseth ble teorien bak knekklast for staver og skallknekking gjennomgått. Det ble også gitt en innføring i regelverket rundt kritisk knekkspenning i eurokode 3.

Med bakgrunn i teorien nevnt ovenfor ble det foretatt en lineær knekningsanalyse av et sirkulært rør med dimensjoner som en vanlig pel. Knekningsanalysen ble sammenlignet med teori og formelverket i eurokode 3. Generelt viste teorien og formelverket i eurokode 3 godt samsvar med ABAQUS, men noe høy lokal knekklast ble registrert for lokal knekking ved bruk av klassisk teori.

Videre ble både en ikkelineær statisk og en ikkelineær dynamisk analyse gjennomført på pelrøret. Den dynamiske analysen ble simulert med et 12 tonns lodd sluppet fra 1,2 meters høyde. Deretter ble resultatene sammenlignet med de dynamiske formlene for støt i peleveiledningen, og det ble konkludert med at røret tålte rammingen.

I neste trinn ble det sett nærmere på selve pelspissen. Først ble det gjennomført en statisk analyse, både med og uten formfeil for å finne ut hvorvidt ribbene var avgjørende for kapasiteten. Selv med en initiell formfeil på 30 mm i ribbene, ble ikke kapasiteten redusert vesentlig. Også en dynamisk analyse viste at det ikke var ribbene som var avgjørende for kapasiteten.

Kilsveisen mellom ribb og emnesrør ble også vurdert. Analysene fra ABAQUS viste at kapasiteten ble overskredet i enkelte deler av sveisen, men det ble konkludert med at sveisen holder dersom det tas med omfordeling av kreftene når stålet i sveisen flyter.

Til slutt ble det kjørt en analyse der også fjellet ble modellert. Avanserte modeller som var beregnet på fjell og andre sprø materialer som betong ble vurdert, men uten de riktige materialparameterne ble disse modellene forkastet. Analysen ble kjørt med en enkel elastisk-perfekt plastisk materialmodell, og det ble konkludert med at de opptredende kreftene i pelspissen var av riktig størrelse.

### *2.1.2 MASTEROPPGAVE AV SVEINUNG JØRGENSEN TVEITO*

I masteroppgaven av Sveinung Jørgensen Tveito ble det gitt en god innføring i støtte-teorien som kan anvendes på peler. Videre ble også teorien bak PDA (Pile Driving Analyzer) gjennomgått. PDA-målere brukes ved pelramming for å kontrollere rammemotstand, spenninger og loddets virkningsgrad. Ved praktisk ramming monteres PDA-målere nær pelens topp og registrerer akselerasjoner og tøyinger.

Som en del av oppgaven ble det gjennomført et fullskalaforsøk med ramming mot fjell i dagen. Tre peler, alle med PDA målere og strekkklapper, ble testet. Alle pelene var produsert av RUUKKI, men med noe forskjellige dimensjoner. Pel 1 og 2 var av typen utviklet av GEOVITA i henhold til peleveiledningen og var avfaset med 10 % i tuppen. Pel 3 var designet av produsenten RUUKKI, og hadde en påleggssveis i stedet for avfasing.

Pel 1 og 2 som var herdet fikk kun mindre skader. I underkant av pel 1 ble det registrert noe avskalling av stålet på pelspissen og pel 2 fikk noe oppsprekking i pelspiss. I tillegg ble noe plastisk deformasjon registrert i begge tilfellene. Det ble allikevel konkludert med at skadene var ubetydelig for bæreevnen. Pel 3 hadde en påleggssveis som ble sterkt deformert av rammingen. Det ble derfor stilt spørsmål ved påleggssveisens bidrag til nedtrengning og fastholding i fjellet.

Det ble logget data fra strekkklappene montert på pel 1 og 3, men på pel 3 gav strekkklappene noe unormale resultater som tydet på at de kunne være skadet. Det ble derfor lagt vekt på resultatene fra pel 1 i videre analyser.

Et forsøk med nedskalerte spisser ble utført for å finne ut hvilken betydning forboring og spissens form har for nedtrengningsevnen. En rett og en avfaset spiss ble rammet mot betong med og uten forboring. Det var vanskelig å trekke noen klare konklusjoner fra forsøket. Ved forboring ble spissen i større grad stående å stampe i knust materiale, mens ved forsøket uten forboring ble massene i større grad transportert bort og lagde et større krater. Effekten av avfasing var vanskelig å vurdere siden resultatene spriket for mye.

I de numeriske analysene ble det først modellert et pelrør mot stivt underlag for å kontrollere mot gjennomgått teori. Dette viste seg å gi godt samsvar. Videre ble modellen utvidet ved også å inkludere pelspissen. Dette gav nærmere innsikt i spenningsbildet i overgangen mellom pelrør og pelspiss. Deretter ble det utviklet en basismodell med utgangspunkt i geometrien til pel 1 fra fullskalaforsøket. Spenningene til basismodellen viste seg å være formlik med spenningsene fra forsøket, men gav blant annet for høye spenninger siden fjellet var modellert som en stiv plate. Avslutningsvis ble også fjellet inkludert i modellen. På grunn av manglende materialdata for fjellet, ble det kun lagt inn en enkel elastisk-perfekt plastisk materialmodell. Denne ble kalibrert slik at spenningshistorikken fra de numeriske analysene stemte overens med data fra fullskalaforsøket. Dette gjorde imidlertid at synk i fjellet ble for stor. Det ble allikevel konkludert med at modellen var god for selve pelen, og at de kritiske områdene pelspiss, ribber og pelrøret i overkant av ribbene tålte rammingen.

## 2.2 KORT OM PELING

Peler blir brukt der det er tykke lag med løsmasser som gjør at det ikke kan fundamenteres direkte på berggrunn. I hovedsak finnes det to forskjellige peltyper: Spissbærende- og friksjonsbærende peler. I en spissbærende pel, bæres lasten ved å ramme pelen helt ned til fjell, og det settes normalt på en spiss eller dubb slik at bergfestet blir sikret og kreftene kan overføres. I en friksjonsbærende pel overføres lasten ved friksjon mellom pel og omkringliggende masser. Hva som velges er avhengig av en rekke faktorer som: laster, grunnforhold og økonomi. I tillegg til de to nevnte gruppene finnes også peler av tre og betong, og av ulike profilstål. Siden denne oppgaven dreier seg om stålrørspeler, blir kun disse presentert videre.

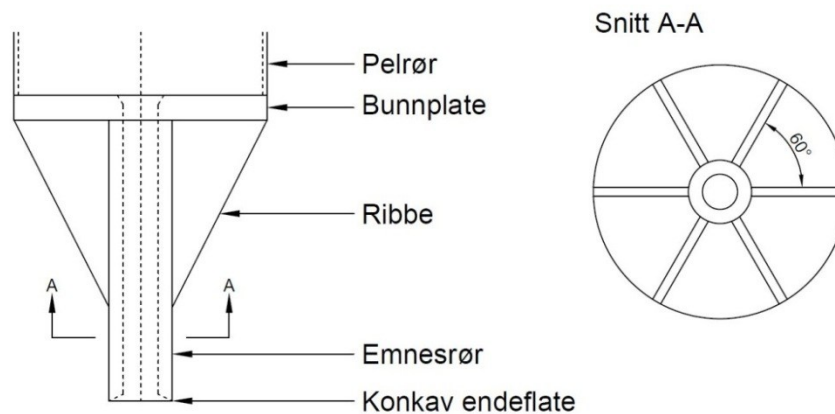
I Norge blir vanligvis peler rammet med en pelerigg slik som i Figur 2.1, men stålrørspene kan også bores. Etter nedramming blir pelen i begge tilfellene armert og fylt med betong, og kan regnes som en samvirkekonstruksjon. Den dimensjonerende kapasiteten til pelen er allikevel kun basert på betongtversnittet, siden det i Norge ikke regnes med stålet sin kapasitet på grunn av korrosjon. Fordelen med utstøpte stålrørspeler er at de tåler store vertikallaster og i tillegg kan ta opp betydelige horisontallaster, noe som gjør at de blir mye brukt i større brukonstruksjoner og kaianlegg.

Stålrørspeler som benyttes i større konstruksjoner har gjerne en dimensjon på 500 – 1200 mm, og spesielt 700 – 900 mm diameter er vanlig å bruke [4]. Mindre dimensjon enn 500 mm anbefales ikke da det trengs plass til armering og utstøping. Stålet i stålrørspeler skal minimum være av kvalitet S355. Det kan brukes stål av høyere fasthet, men dette stålet er sprøere, og blir derfor i mindre grad brukt.



**Figur 2.1:** Junttan pelarigg

Stålrørene kan rammes åpent, eller ved at det settes på en pelespiss som i Figur 2.2. En pelespiss består av et emnesrør, seks ribber og en bunnplate. Ribbene blir sveist til både emnesrøret og til bunnplaten etter strenge krav. Dette sikrer god nok kapasitet til at pelespissen kan oppnå sikkert feste og overføre kreftene til fjellet.



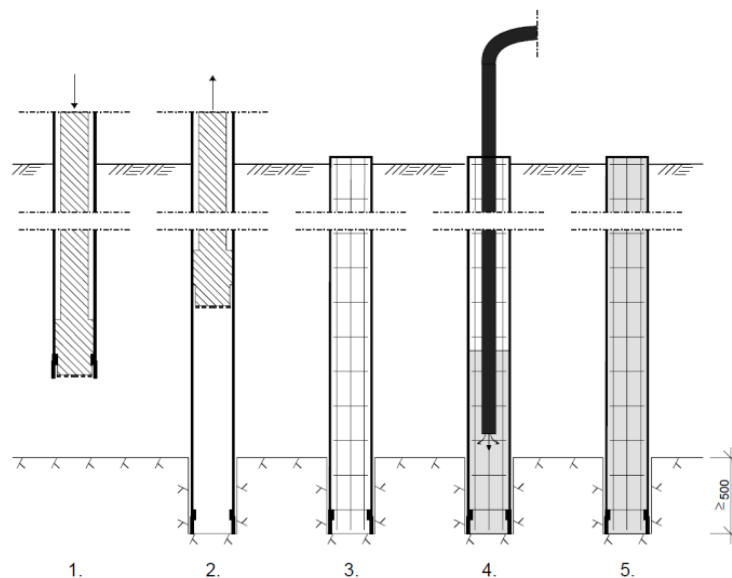
**Figur 2.2:** Utforming av pelspiss

Peleveiledningen gir noen anbefalinger til utforming og materialbruk i pelespissen [4]:

- At S355 stål brukes i emnesrøret
- At emnesrøret herdes til 320 HB (Brinell)
- At endeflaten mot fjell er rett
- At emnesrøret er hult

Stålrøret blir vanligvis rammet med et hydraulisk fallodd med en tyngde på 70 - 120 kN. I tillegg finnes diesellodd og såkalte dobbeltvirkende hydrauliske lodd, som faller med en akselerasjon større enn tyngdens akselerasjon alene. Under rammingen blir pelrøret fylt med vann for å øke rammeeffektiviteten, forhindre kollaps og hindre oppdrift. Når pelen er rammet til fjell bores det ned en dybel for å hindre sideveis forskyvning dersom det treffes på skrått fjell. Dybelen på tre meter bores to meter ned i fjellet før innmeislingen av selve pelen begynner. For å sikre at pelspissen har fullt anlegg mot fjellet, meisles pelen en lengde lik spissens diameter inn i fjellet.

Borede peler er et godt alternativ til rammede peler der det for eksempel stilles krav til støy og vibrasjoner. Borede peler egner seg også godt i områder der grunnforholdene gjør at ramming ikke er optimalt, for eksempel ved blokkrik jord og ved skrått fjell. Figur 2.3 viser installasjon av en større borepel [5]. Pelen bores ned ved hjelp av et borehode på enden av pelen. Massene fjernes, og borehodet trekkes tilbake når pelen har nådd ønsket nedtrengning i fjell. Trinn 3-5 er likt som ved ramming av pel, pelen armeres før den støpes ut.



**Figur 2.3:** Installasjon av større borepeler

Avhengig av størrelsen på pelen og jordforhold brukes forskjellige typer bor. Mindre peler, opptil 323 mm i diameter, kan utstyres med sentrisk eller eksentrisk borehode. Grovere pelrør har en sentrisk borekrone i tillegg til et ringbor. Når grovere pelrør bores, er det kun borekronen og ringboret som roteres. Pelrøret trekkes ned ved hjelp av borekronen, og ved endt boring trekkes borekronen opp, mens ringboret sitter fast i

pelrøret slik som i Figur 2.4. Mindre peler kan utstyres med en fast borekrone, der hele røret roteres for å drive pelen ned i bakken.

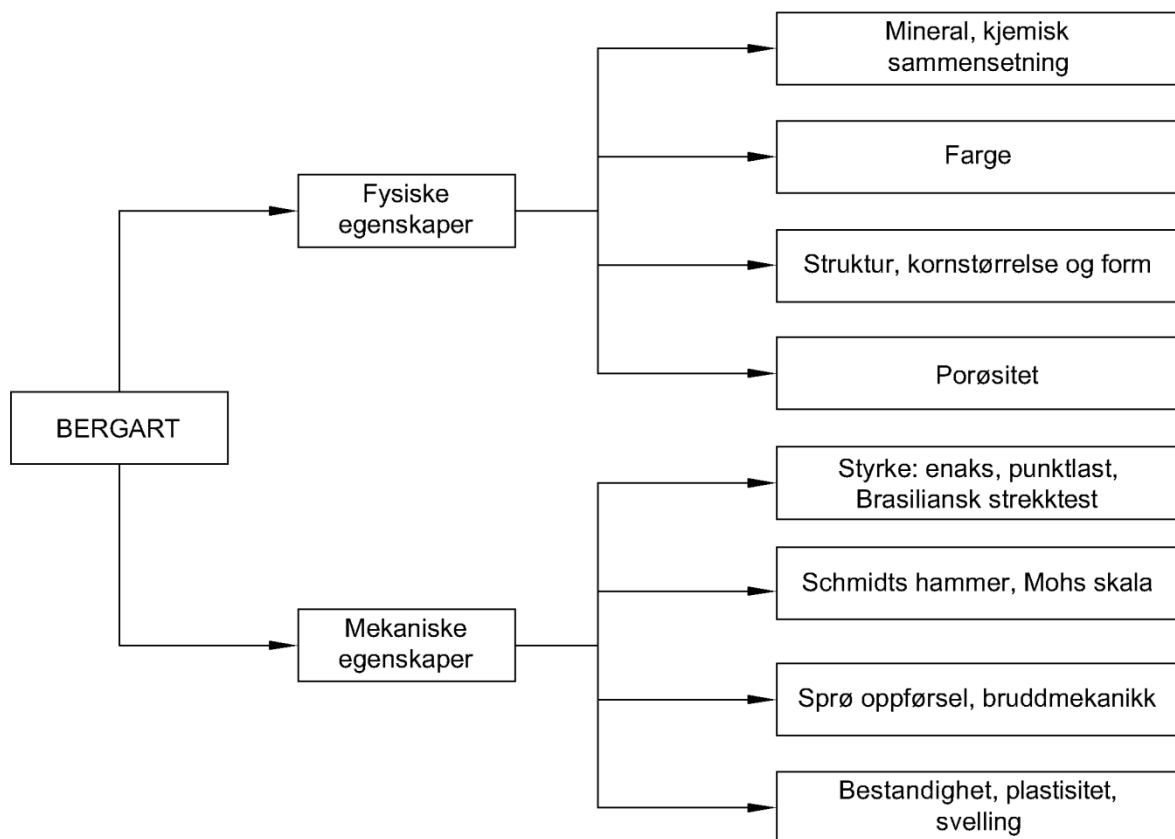


**Figur 2.4:** Ringbor og borekrone



### 3 OPPFØRSEL OG MODELLERING AV STEIN

Innmeislingen av pel i fjell er sterkt avhengig av hvilken bergart det rammes i, da ulike bergarter kan ha svært ulike fysiske og mekaniske egenskaper. Bergarter deles vanligvis inn i tre typer etter hvordan de er blitt dannet. Magmatiske bergarter dannes ved at magma fra jordens indre trenger opp til overflaten for deretter å bli avkjølt slik at det dannes en fast bergart. Granitt er dannet på denne måten. Sedimentære bergarter dannes når oppløste avsetninger, i f.eks. en elv, sedimenteres og blir forsteinet gjennom høyt trykk og høy temperatur. Ulike typer skifer og kalkstein er eksempler på sedimentære bergarter. Metamorfe bergarter dannes ved metamorfose. Bergarten blir da utsatt for høyt trykk og temperatur, og en eventuell kjemisk påvirkning. Bergarten smeltes og omkrystalliseres slik at en ny bergart oppstår. Gneis og marmor er dannet på denne måten. En oppsummering av en bergarts ulike egenskaper finnes i Figur 3.1 [6].



**Figur 3.1:** Bergarters ulike egenskaper

Mest interessant for modellering av fjell er bergartenes mekaniske egenskaper, og da spesielt styrke og bruddegenskapene. Hoek & Brown [7] har satt opp en liste der bergartene er rangert etter enaksiell trykkstyrke, vist i Tabell 3.1. I forsøket er det planlagt å bruke bergartene granitt, kvartskeratofyr og grønnstein. I tillegg kan det bli aktuelt å gjøre forsøk med betong.

**Tabell 3.1:** Hoek og Browns liste over bergarter basert på enaksial trykkstyrke

Rangering av enaksial trykkfasthet	Symbol	Styrke (MPa)	Bergarter
Ekstremt sterk (Extremely strong)	ES	>250	Basalt, gneiss, granitt, kvartsitt
Veldig sterk (Very strong)	VS	100 – 250	Sandstein, basalt, granitt, gabbro, marmor
Sterk (Strong)	S	50 – 100	Kalkstein, marmor, sandstein, skifer
Medium sterk (Medium strong)	MS	25 – 50	Leirstein, kull, betong, skifer, grønnstein
Svak (Weak)	W	5 – 25	Kritt, kaliumkarbonat
Veldig svak (Very weak)	VW	1 – 5	Sterkt forvitret stein
Ekstremt svakt (Extremely weak)	EW	0,25 – 1	Stein uten kohesjonsstyrke

### 3.1 KORT OM NUMERISK MODELLERING AV FJELL

Dersom en skal forstå alle mekanismene som skjer når peler rammes til fjell, må det utføres en numerisk analyse. Her er elementmetoden klart mest brukt. I de tidligere masteroppgavene av Forseth og Tveito ble det som tidligere nevnt gitt en innføring i teorien bak knekklast for staver og teorien bak støt for peler som rammes med fallodd i øvre ende. For å kunne si noe om nedtrengningen i fjell, må også fjellet være korrekt modellert. Å simulere riktig oppførsel av fjell under dynamiske støt er en komplisert oppgave, da det er mange egenskaper det må tas hensyn til, og visse forenklinger som må gjøres. Fjell kan for eksempel modelleres på mikro- eller makronivå som vist i Figur 3.2. I denne oppgaven er det valgt å modellere fjellet på makronivå ved å betrakte fjellet som homogent. Dette gjør at vanlig kontinuumsmekanikk kan anvendes, og dermed også bruk av elastisitetsteori [8].

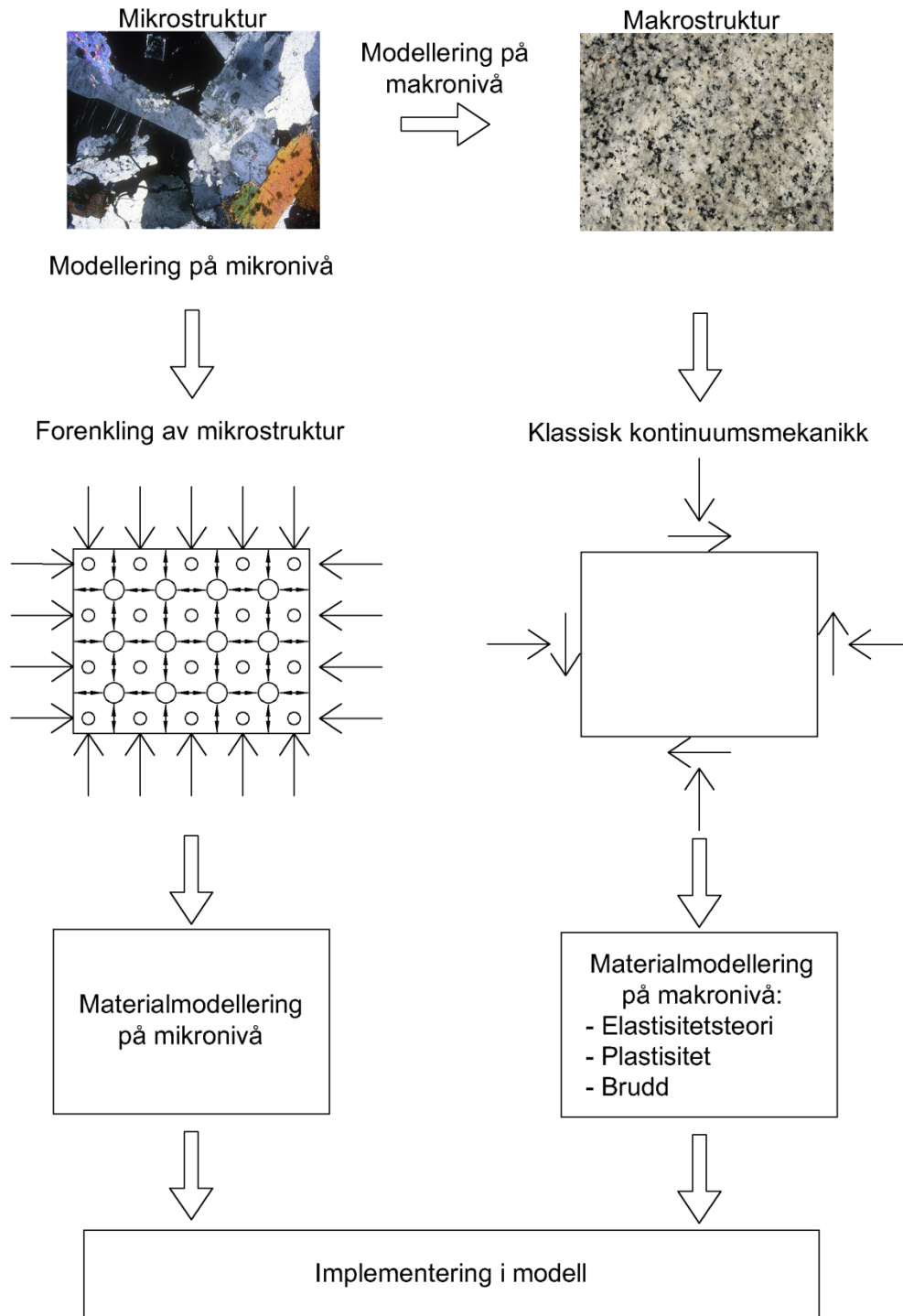
Det er også viktig å ha en modell som ivaretar bergarters mekaniske egenskaper og fanger opp de fysiske endringene som skjer. For stein innebærer det at:

- Modellen må kunne representere et trykksensitivt materiale, dvs at flytkriteriet bør avhenge av trykket,  $p$
- Modellen må kunne foreskrive sprekkvekst og brudd
- Det knuste fjellet representeres i modellen siden de knuste massene også kan oppta trykkrefter.
- Modellen må kunne ta hensyn til at økte tøyningshastigheter kan øke styrken til materialet.

I tillegg ville det vært en fordel om modellen kunne fange opp pulverisering av fjellet, noe som fører til demping av systemet. Dette er svært vanskelig å få til, og er dessuten

lite aktuelt siden det er problematisk å simulere mer enn ett slag uten meget avanserte elementmetoder.

Alle disse egenskapene gjør at materialmodellen for fjellet blir kompleks, og at det dermed må mange parametere til for å få kalibrert den riktig. Avhengig av hvilket program som brukes, finnes det ulike modeller som kan beskrive sprø materialer.



**Figur 3.2:** Fjell på mikro-/makronivå

### 3.2 HOLMQUIST-JOHNSON-COOKS BETONGMODELL

I 1993 publiserte Holmquist, Johnson og Cook en materialmodell for betong utsatt for store tøyninger, tøyingsrater og høyt trykk [9]. Modellen tar hensyn til forskjellig fasthet i strekk og trykk, trykkavhengighet og økt fasthet ved store tøyningshastigheter. I tillegg inneholder materialmodellen et bruddkriterium. Selv om modellen ble utviklet for bruk på betong, er den også anvendbar på stein siden disse materialene har mye av de samme egenskapene. I doktoravhandlingen til Seah [8], ble teorien bak modellen gjennomgått.

#### 3.2.1 STYRKEEGENSKAPER

Formel (3.1) gir styrkekriteriet i HJC-modellen for  $p > 0$ , basert på variablene hydrostatisk trykk  $p$ , den effektive tøyningshastigheten  $\dot{\epsilon}$  og skadeparameteren  $D$ .

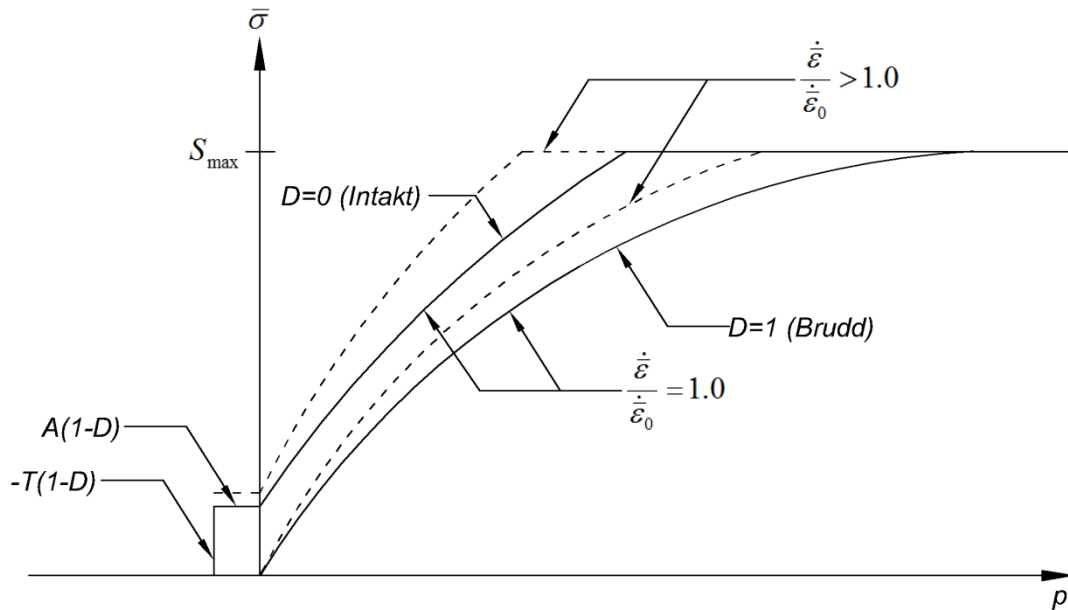
$$\bar{\sigma}_Y(p, \dot{\epsilon}, D) = [A(1 - D) + Bp^N]F_{rate} \leq S_{max} \quad \text{for } p > 0 \quad (3.1)$$

$$F_{rate} = \left( 1 + C \cdot \ln \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right) \quad (3.2)$$

$A$  er den kohesive styrken,  $B$  og  $N$  er trykkstyrkeparametere.  $\bar{\sigma}_Y(p, \dot{\epsilon}, D)$  er den effektive von Mises spenningen ved brudd,  $\bar{\sigma}_Y(p, \dot{\epsilon}, D) = \sigma_Y(p, \dot{\epsilon}, D)/\sigma_c$ , der  $\sigma_c$  er trykkfastheten til materialet. All spenning mindre enn  $\bar{\sigma}_Y(p, \dot{\epsilon}, D)$  er ansett for å være elastisk.  $S_{max}$  er en øvre grense for den maksimale spenningen som kan oppstå.  $F_{rate}$  er en faktor som tar hensyn til økt styrke ved økte tøyningshastigheter, og består av faktoren  $C$  og  $\dot{\epsilon}_0$  som er en brukerdefinert referanseverdi for tøyningshastigheten. Stein kan ta små strekkspenninger, men i den opprinnelige versjonen av HJC-modellen var det ikke gitt noen beskrivelse av styrken for  $p < 0$ . Det har derfor blitt utviklet et kriterium for styrken for negative verdier av det hydrostatiske trykket.

$$\bar{\sigma}_Y(p, \dot{\epsilon}, D) = A(1 - D)F_{rate} \quad \text{for } -T(1 - D) \leq p < 0 \quad (3.3)$$

Formel (3.3) gir von Mises bruddflate for  $-T(1 - D) \leq p < 0$ , der  $T$  er den maksimale trykkspenningen materialet tåler. En grafisk oversikt av styrkeresponsen i HJC-modellen kan ses i Figur 3.3.



**Figur 3.3:** Styrke i HJC-modellen basert på hydrostatisk trykk,  $p$

### 3.2.2 TRYKK-VOLUM-RESPONS

Det hydrostatiske trykket  $p$ , som brukes til å bestemme styrken i formlene (3.1) og (3.3) varierer med volumetrisk tøyning. Fra hydrostatiske trykktester har det vist seg at betong og porøs stein har en trykk-volumrespons med tre soner som vist i Figur 3.4.

I den elastiske sonen der  $p < p_{crush}$ , er det hydrostatiske trykket beskrevet av bulkmodulen  $K$  gjennom relasjonen

$$p = K \varepsilon_{vol} \quad (3.4)$$

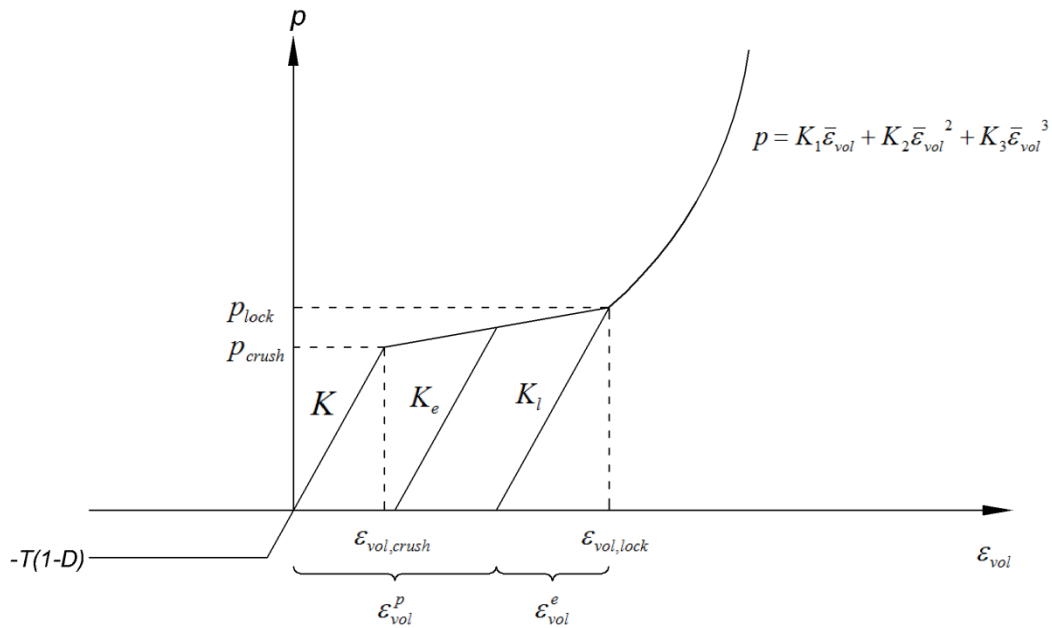
der  $\varepsilon_{vol}$  er volumetrisk tøyning definert som  $\varepsilon_{vol} = (\rho_c / \rho_0) - 1$ .  $\rho_c$  og  $\rho_0$  er henholdsvis aktuell og opprinnelig tetthet.

Området mellom  $p_{crush}$  og  $p_{lock}$  kalles overgangssonen. Betong og stein har porer med luft. Ved  $p_{crush}$  starter porene å knuses, og ved  $p_{lock}$  er alle porene presset sammen. Materialet er dermed helt tett. Dette er en irreversibel prosess som fører til plastiske deformasjoner. Den volumetriske tøyningen kan dermed skrives som

$$\varepsilon_{vol} = \varepsilon_{vol}^e + \varepsilon_{vol}^p \quad (3.5)$$

der indeks  $e$  betyr elastisk og indeks  $p$  betyr plastisk.

Avlastning i overgangssonen skjer langs  $K_e$ , der  $K_e$  finnes ved å interpolere mellom de tilstøtende sonene sine bulkmoduler  $K$  og  $K_l$ .



**Figur 3.4:** Trykk-volum respons i HJC-modellen

I området der  $p > p_{lock}$ , er materialet fullstendig tett og alle luftporene er presset ut. Her kan trykk-volum responsen beskrives med en *equation of state (EOS)*. For HJC-modellen er denne ligningen beskrevet med et tredjegrads polynom:

$$p = K_1 \bar{\epsilon}_{vol} + K_2 \bar{\epsilon}_{vol}^2 + K_3 \bar{\epsilon}_{vol}^3 \quad (3.6)$$

Her er  $K_1, K_2$  og  $K_3$  materialparametere som må bestemmes fra testprøver og  $\bar{\epsilon}_{vol} = (\epsilon_{vol} - \epsilon_{vol,lock}) / (1 + \epsilon_{vol,lock})$ . Avlastning i området der  $\epsilon_{vol} > \epsilon_{vol,lock}$ , skjer langs tredjegradspolynomet. I tilfellet der  $\epsilon_{vol} < \epsilon_{vol,lock}$ , skjer avlastningen langs  $K_l$ .

### 3.2.3 SKADEKRITERIUM

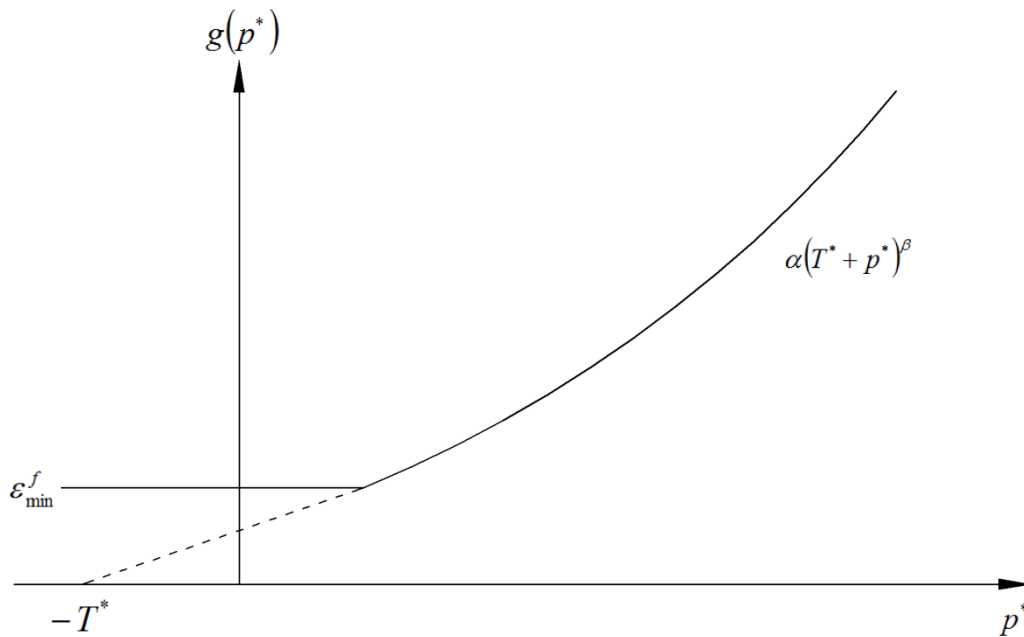
For å kunne beskrive korrekt oppførsel av fjellet under dynamiske støt, er det viktig å ha en modell som kan foreskrive forskjellige typer brudd som kan oppstå. I HJC-modellen er skadekriteriet gitt av skadeparameteren  $D$  som kan ha en verdi mellom 0 og 1. 0 betyr at elementet er uskadet, mens 1 betyr at elementet har gått til brudd. Skaden betraktes ved å se på akkumuleringen av effektiv plastisk tøyning  $\Delta \bar{\epsilon}^p$  og plastisk volumetrisk tøyning  $\Delta \epsilon_{vol}^p$  gjennom relasjonen

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\epsilon}^p + \Delta \epsilon_{vol}^p}{g(p^*)} \quad (3.7)$$

der  $g(p^*)$  er definert som plastisk tøyning ved brudd under konstant trykk, og er gitt som:

$$g(p^*) = \bar{\epsilon}^{pf} + \epsilon_{vol}^{pf} = \alpha(p^* + T^*)^\beta \quad (3.8)$$

Her er  $\alpha$  og  $\beta$  materialparametere, og  $p^*$  og  $T^*$  er henholdsvis normalisert hydrostatisk spenning og normalisert maksimal strekkspenning, definert som  $p^* = p/\sigma_c$  og  $T^* = T/\sigma_c$ .  $\sigma_c$  er den enaksiale trykkfastheten til materialet. Fra ligning (3.8) ses det at materialet ikke kan ta noen plastiske tøyninger ved  $p^* = -T^*$ . Det er derfor lagt inn en parameter  $\varepsilon_f^{min}$ , som angir den minste verdien for plastisk tøyning hvor materialet går til brudd. En grafisk fremstilling av skadekriteriet er gitt i Figur 3.5.



**Figur 3.5:** Plastisk bruddtøyning mot normalisert hydrostatisk trykk

### 3.3 MOHR-COULOMBS MATERIALMODELL

Den vanligste materialmodellen innen geoteknikk er Mohr-Coulomb. Selv om den er mest brukt på jordarter, er den også anvendelig på ulike bergarter. Coulomb-kriteriet må kombineres med Mohr-sirkler for å kunne formulere et matematisk uttrykk [10]. Figur 3.6 viser Mohr-Coulomb kriteriet basert på hovedspenningene  $\sigma_1$  og  $\sigma_3$ .

Mohr-sirkler gir en sammenheng mellom største og minste hovedspenning. Ved å plote Mohr-sirkler for ulike spenningsnivåer ble det påvist en lineær sammenheng mellom hovedspenningene og skjærspenningen etter formelen:

$$\tau = c + \sigma \tan\phi \quad (3.9)$$

Denne formelen har senere fått tilnavnet Mohr-Coulombs bruddkriterium, der  $c$  er kohesjonen og  $\phi$  er friksjonsvinkelen. Gjennom en geometrisk betraktning av Mohrs sirkel kan det vises at

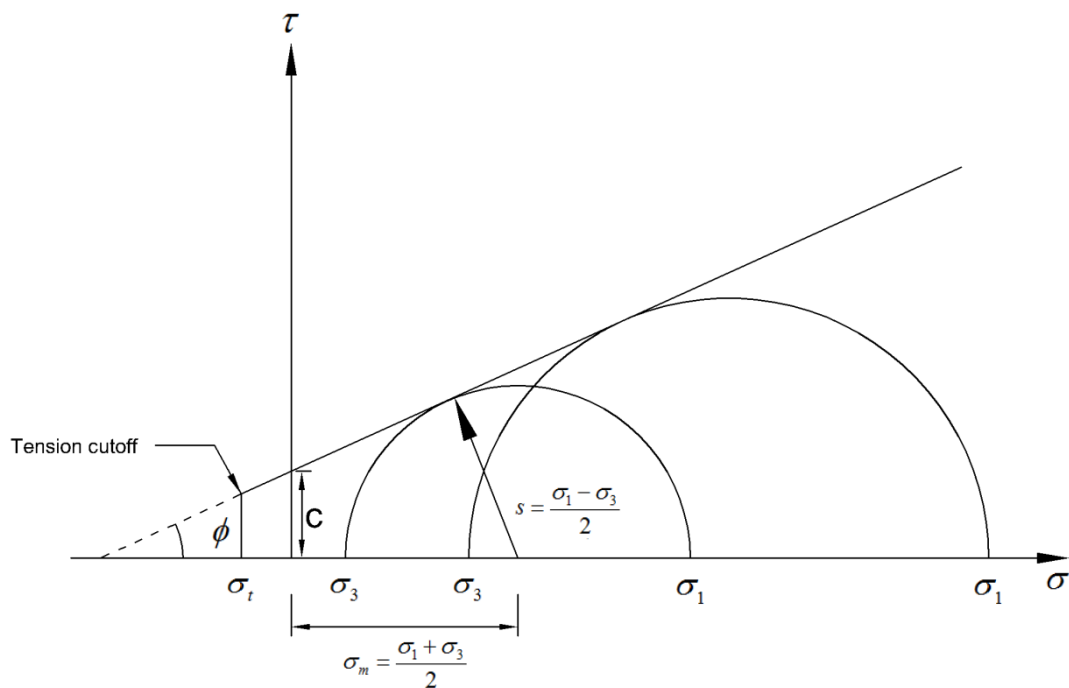
$$\tau = s \cos\phi \quad (3.10)$$

$$\sigma = \sigma_m - s \sin\phi \quad (3.11)$$

der  $s = (1/2)(\sigma_1 - \sigma_3)$  og  $\sigma_m = (1/2)(\sigma_1 + \sigma_3)$ . Ved å sette inn uttrykkene (3.10) og (3.11) inn i formel (3.9) kan Mohr-Coulomb kriteriet også skrives på formen

$$s = \sigma_m \sin \phi + c \cos \phi \quad (3.12)$$

For jordarter spesielt, er det ikke vanlig å regne med at materialet kan oppta strekkspenninger. Stein kan i en viss grad oppta strekkspenninger, men ikke så mye som den lineære sammenhengen i Mohr-Coulombkriteriet skulle tilsi. Det kan derfor defineres en *tension cutoff*-spenning, som vist i Figur 3.6, som den maksimale strekkspenningen materialet kan oppta.



**Figur 3.6:** Mohr-Coulomb bruddkriterium

### 3.4 DRUCKER-PRAGERS FLYTEKRITERIUM

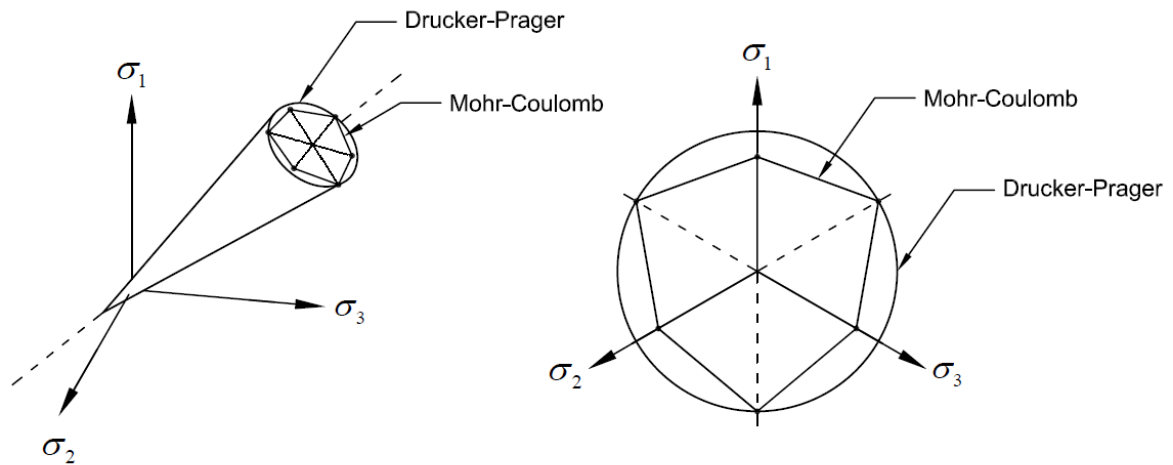
Drucker-Prager er et flytekraterium som gjelder for trykkavhengige isotropiske materialer [11]. Dette gjør at kriteriet er godt egnet for bruk på betong og fjell. Uttrykt ved hovedspenningene kan kriteriet skrives som:

$$\left(\frac{m-1}{2}\right)(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) + \left(\frac{m+1}{2}\right) \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} = S_{yc} \quad (3.13)$$

der  $m = (S_{yc}/S_{yt})$  og  $S_{yc}$  er flytspenningen i trykk og  $S_{yt}$  er flytspenningen i strekk. Ved å sette  $m = 1$ , ses det at uttrykket reduseres til von Mises flytekraterie. I Figur 3.7 er det gitt en sammenligning av Drucker-Prager og Mohr-Coloumb i hovedspenningsplanet [10]. Det ses at begge modellene er i stand til å beskrive forskjellen i strekk og



trykkfasthet. Drucker-Prager-kriteriet skiller seg fra Mohr-Coulomb-kriteriet ved at den har et glatt flyteplan.



**Figur 3.7:** Sammenligning Drucker-Prager og Mohr-Coulomb

I ABAQUS er mulig å kombinere Drucker-Prager-modellen med et bruddkriterium, legge inn trykkavhengighet og la styrken avhenge av tøyningshastigheten. Dette gjør at Drucker-Prager-modellen egnert seg godt til avansert modellering av fjell.



## 4 INNLEDENDE ANALYSER

I forøket var det planlagt å bruke en Instron Ceast 9350 testmaskin, med kapasitet på 225 kN. Da det var tenkt å utføre forsøk som lå på grensen av hva maskinen er ment for å tåle, var det viktig å finne størrelsen på støtkraften. Materialparameterne for stein avviker til dels mye, så i de innledende analysene er det utført en mindre studie av E-modulen og studie av friksjonsparameteren som sikrer sideveis fastholding. En grundigere gjennomgang av eksplisitte numeriske analyser vil bli gitt i kapittel 6.

### 4.1 BASISMODELL

Det var noe usikkerhet rundt skaleringen av forsøket. Det ble derfor tatt utgangspunkt i fullskalaforsøket i rapporten til Tveito med peler i henhold til peleveiledningen. Disse pelene ble rammet med et 9 tonns lodd, mens det med forsøksmaskinen i laboratoriet er mulighet for å slippe et 70 kg lodd fra 1 meters høyde. Ut fra forskjellen i masse ble arealet på emnesrørets tverrsnitt skalert med samme faktor. Fra arealet ble også de andre størrelsene skalert slik at de stod i forhold til størrelsen til et virkelig emnesrør. En oppsummering av størrelsene er gitt i Tabell 4.1:

**Tabell 4.1:** Mål på nedskalert spiss

	$m_{\text{lodd}}$ [Kg]	A [mm <sup>2</sup> ]	$d_y$ [mm]	$d_i$ [mm]	S [mm]
Fullskala pelspiss	9000	26 596	219	119	300
Nedskalert pelspiss	70	205,96	19,3	10,5	26.5

Modellen er bygd opp av fire deler: Lodd, spisseemne, fjell og en stiv plate. Loddet er gitt vanlige stålegenskaper uten plastifisering, siden loddets oppførsel er av mindre interesse. Spisseemnet har fått materialelegenskaper tilsvarende fullskalapelene i rapporten til Tveito med en Johnson-Cook-plastifisering [3]. Fjellet er kun gitt elastiske materialelegenskaper. Grunnen til at det ikke er tatt med plastifisering i materialmodellen for fjellet, er at denne modellen gav for store deformasjoner og dermed tar opp for mye energi. Dette gjør at støtkraften blir for lav og gir en ikke konservativ verdi. Tabell 4.2 og Tabell 4.3 gir materialparameterne for delene.

I tabellene er  $\rho$ , E og  $\nu$ , henholdsvis massetettheten, E-modulen og tverrkontraksjonstallet. A angir initiell flytespenning, mens B og n angir fastning av materialet. Faktorene C og  $\epsilon_0$  er med på å øke flytespenningen ved økte tøyningshastigheter. En nøyere gjennomgang av materialmodellene vil bli gitt i kapittel 6.

**Tabell 4.2:** Materialdata for lodd og fjell

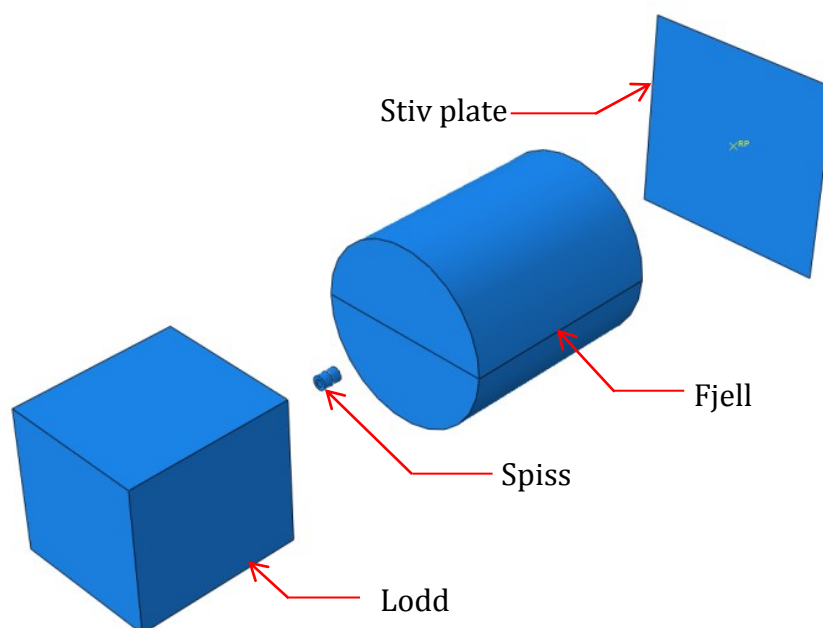
Del	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]	E [MPa]	$\nu$ -
Lodd	7850	210 000	0,3
Fjell	2850	16 500	0,2

**Tabell 4.3:** Materialdata for spiss

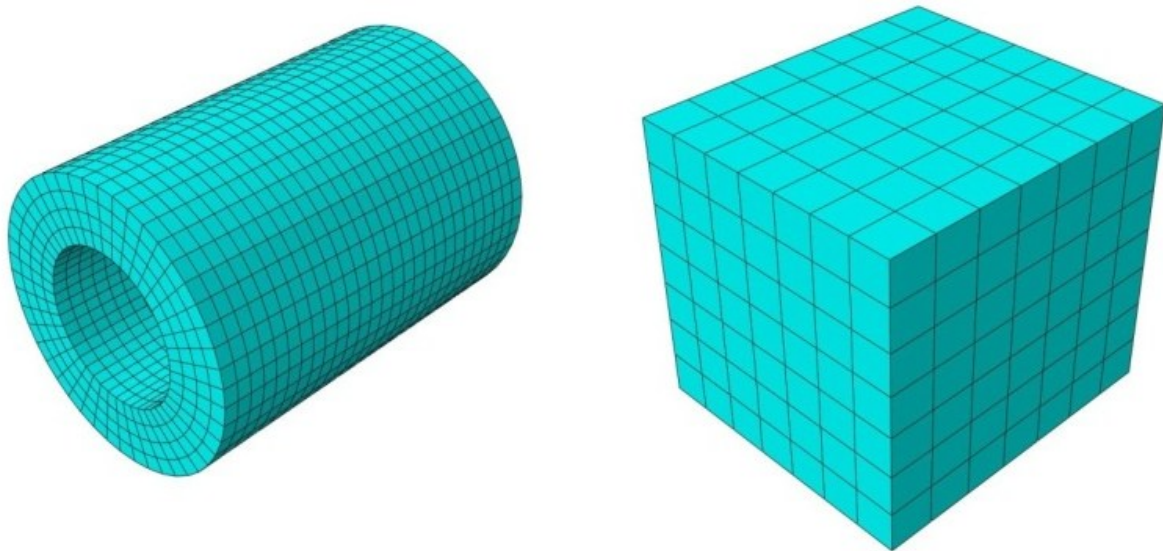
Del	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]	E [MPa]	$\nu$ -	A [MPa]	B [MPa]	C -	n -	$\dot{\epsilon}_0$ [s <sup>-1</sup> ]
Spiss	7850	210 000	0,3	434	1037,2	0,71457	0,12	$5 \cdot 10^{-4}$

Å simulere et slipp fra én meters høyde ville tatt lang tid. For å kutte ned på beregningstiden er loddet derfor lagt inn med en initialhastighet,  $v = \sqrt{2gh}$ , under *predefined fields*. Videre er alle delene som har masse, lagt inn med en gravitasjonslast. Siden dette er en modell der flere av delene kommer i kontakt med hverandre under simuleringene, er det lagt inn en *All with self* interaksjon, med en tangential friksjon som hindrer at spissennet forflytter seg sideveis under analysene.

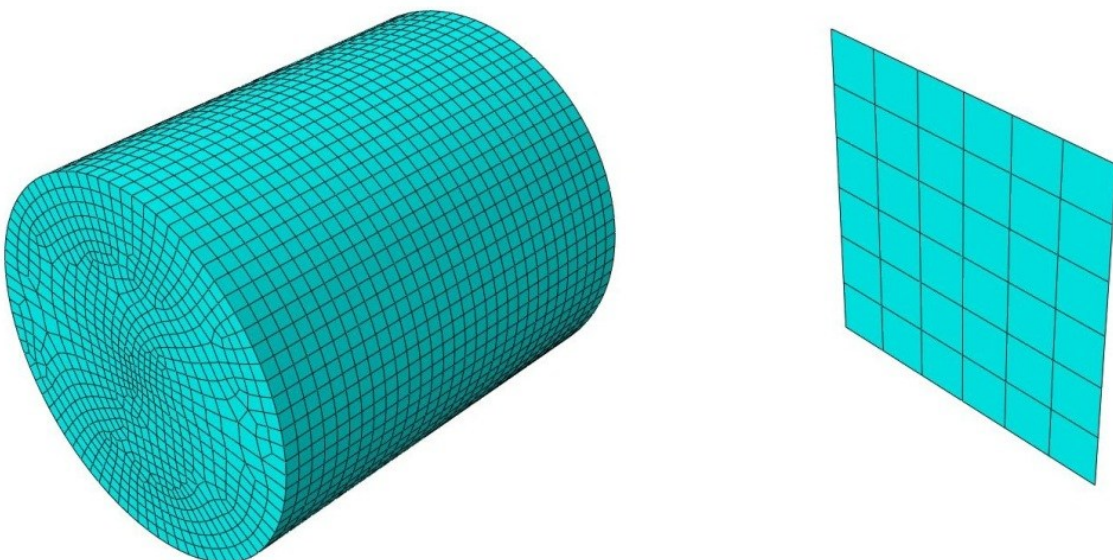
Loddet er fastholdt mot å bevege seg i x- og y-retning, og har kun mulighet til å bevege seg i z-retning. Fjellet er fritt opplagt langs rendene. Under modellforsøket ble prøvestykket støpt inn i betong, som igjen var holdt fast av et stålrør. Siden det var noe usikkerhet ved heften mellom betongen og stålrøret, er stålrøret utelatt fra analysene. På den stive plata er det lagt inn et referansepunkt slik at det er mulighet for å hente ut støtkraften.

**Figur 4.1:** Enkeltdeler i basismodellen

Det var i hovedsak to deler det var interessant å se på under forsøket, oppførselen til spissemet og fjellet rett under spissen. Det er derfor generert et finere elementnett på disse delene. For loddet, spissemet og fjellet er det valgt å bruke C3D8R-elementer og for platen R3D4-elementer. De ulike elementnettene kan ses i Figur 4.2 og i Figur 4.3. Totalt har spissen 4968 elementer, loddet 343 elementer, fjellet 21450 elementer og platen 36 elementer.



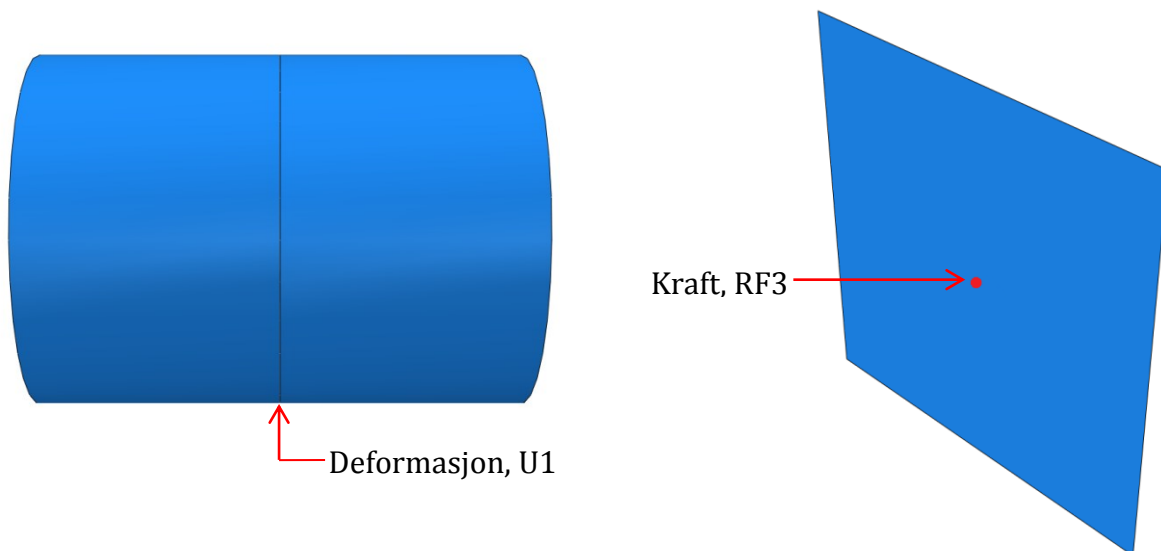
**Figur 4.2:** Elementnett spiss og lodd



**Figur 4.3:** Elementnett fjell og stiv plate

## 4.2 PARAMETERSTUDIE

I ABAQUS kan det defineres hvor mange tidspunkter det skal hentes ut data fra. Standardverdien i ABAQUS er kun 20, noe som ikke er tilstrekkelig for å representere svingningene i kraftnivået. Det er derfor valgt å hente ut data fra 200 tidspunkter for kraften RF3 i bunnplata. Deformasjonene svinger ikke på samme måte, så her er det valgt å hente utdata fra 20 tidspunkter. Figur 4.4 tydeliggjør hvor det er hentet ut data fra.

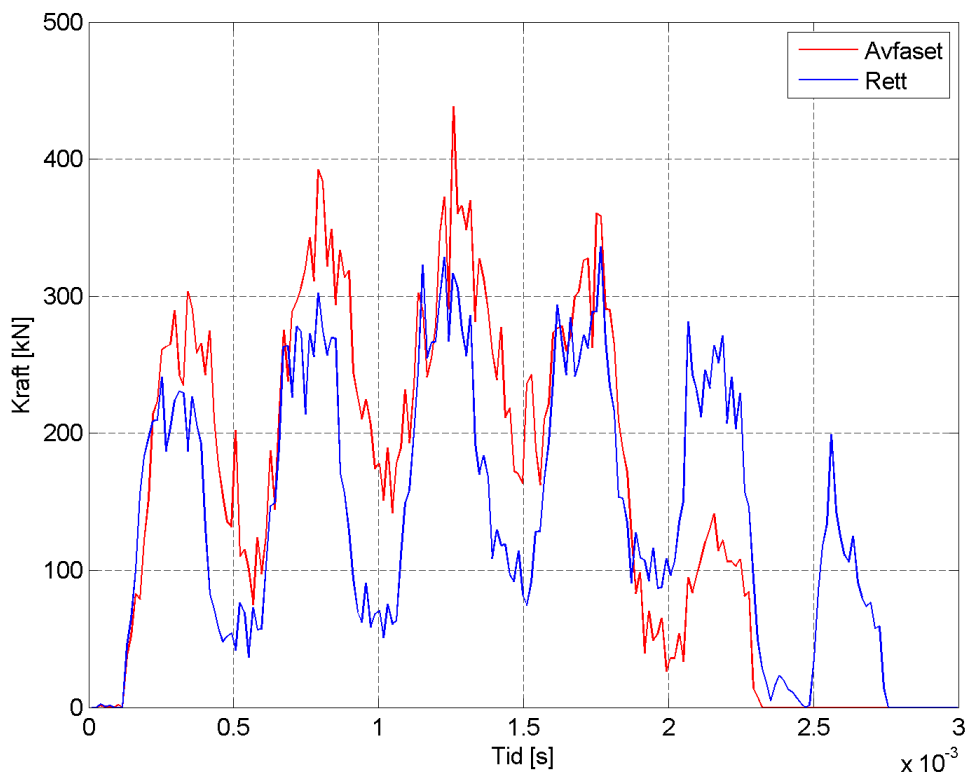


**Figur 4.4:** Utdata fra spiss og stiv plate

### 4.2.1 VARIASJON AV SPISSGEOMETRI

I forsøket skulle det blant annet vurderes om utformingen av spissen har noe å si for nedtrengningsevnen til pelen. Det ble derfor modellert to spissgeometrier i ABAQUS der den ene hadde rett spiss, mens den andre hadde en spiss med 10 graders konkav avfasing.

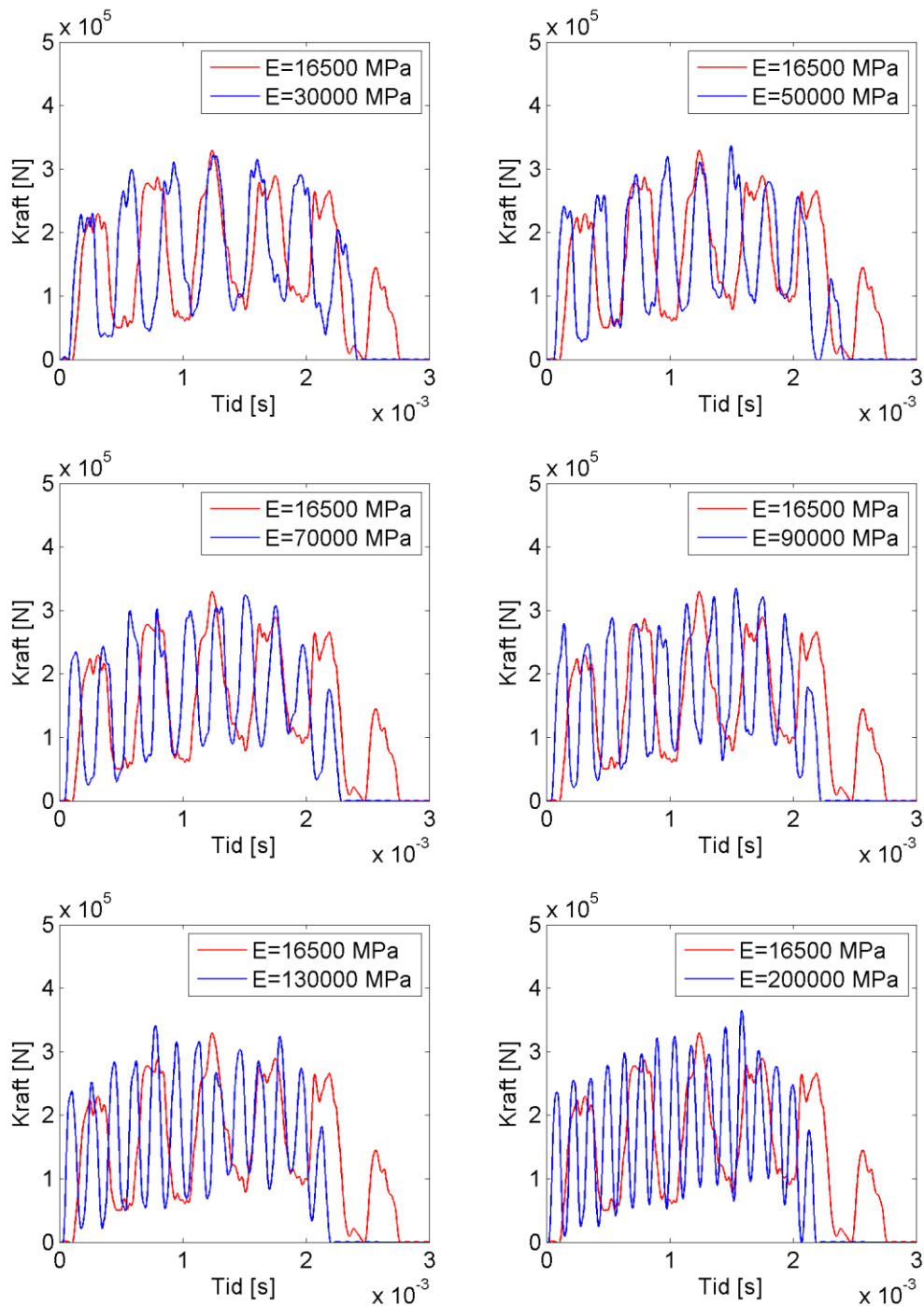
Ut ifra grafen på neste side ses det at kraften går i bølger med en periode på ca  $T = 0,5 \cdot 10^{-4}$ . Rett spiss har mindre toppkraft, men til gjengjeld tar støtet lengre tid og kraften får tid til å bygge opp enda en krafttopp før støtet er over. Dette virker ved første øyekast noe merkelig, da det er naturlig å anta at den avfasede spissen ville bruke lengre tid på å overføre kraften fra spiss til fjell, og dermed senke maksimal støtkraft. Det observeres også at begge spissgeometriene overstiger kapasiteten til forsøksmaskinen.



**Figur 4.5:** Kraft ved avfaset og rett spiss

#### 4.2.2 VARIASJON AV E-MODULEN

I forsøkene ble det utført forsøk på steiner med til dels svært forskjellig E-modul [12]. Steinprøvene ble støpt inn i en betongblokk fastholdt av en jernsylinder. Dermed var steinen sikret sideveis fastholding fra betongen. Dette gjorde imidlertid at det var vanskelig å si noe om hvilken "effektiv" E-modul det kombinerte stykket ville ha. Det ble derfor foretatt en parameterstudie på E-modulen for å se i hvilken grad denne påvirket kraftnivået i modellen med rett spiss. I Figur 4.6 er det gitt en sammenligning av ulike verdier på E-modulen.



**Figur 4.6:** Kraft ved varierende E-modul

For å redusere støy fra de numeriske analysene er det blitt foretatt kurvetilpasning i MATLAB ved å bruke *splines*. Splines er en funksjon som består av stykkvise polynomer, og det oppnås dermed en glattere funksjon. I tillegg ble datapunktene som passet dårligst overens med kurvetilpasningen fjernet ved å se på et residualplot av datapunktene mot kurvetilpasningen.



I analysene ble det testet ut seks forskjellige E-moduler i tillegg til den opprinnelige som ble lagt inn i basismodellen. E-modulen fra basismodellen er lagt på som en referanse slik at det skal være lettere å se virkningen av endret E-modul. Det observeres at kraftnivået er tilnærmet uendret i de ulike analysene. Alle grafene har en topplast på omkring 300 kN, så det virker som om topplasten er uavhengig av E-modulen. Dette virker kanskje i utgangspunktet noe merkelig, men siden det ikke ble lagt inn noen plastiske egenskaper for fjellet, tok ikke dette opp noe energi. Dermed oppnås det høyere kraftnivåer enn i virkeligheten.

Det observeres også at perioden synker når E-modulen økes. Dette er forventet ettersom den enaksielle bølgehastigheten er gitt ved:

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

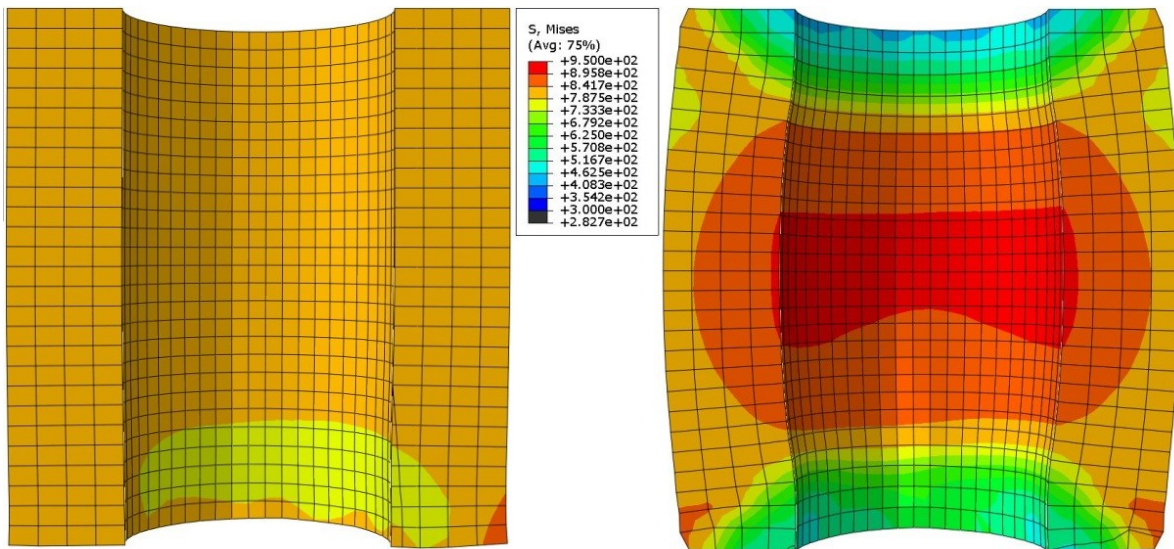
I analysene er fjellet lagt inn med en massetetthet på  $\rho = 2,85 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$ . Bølgehastighetene og tilhørende periode finnes i Tabell 4.4. Økningen i bølgehastigheten korresponderer med redusert periode. Det vil imidlertid være vanskelig å regne på perioden for å se at denne stemmer siden de ulike materialene har ulik bølgehastighet og siden det finnes flere diskontinuiteter i modellen. Dette skaper et komplekst spenningsbilde.

**Tabell 4.4:** Bølgehastighet ved varierende E-modul

E-modul [MPa]	16500	30000	50000	70000	90000	130000	200000
Bølgehastighet, c [m/s]	2406	3244	4189	4956	5620	6754	8377
Målt periode, $10^{-4}$ [s]	4,63	3,45	2,70	2,29	2,00	1,69	1,36

#### 4.2.3 VARIASJON AV FRIKSJONSKOEFFISIENTEN

For å hindre at prøvestykket ikke sklir sideveis i analysene, ble det lagt inn en tangentiell friksjonsverdi,  $\mu$ . Verdien på friksjonskoeffisienten kan variere fra null til over én [13]. I modellen vil det være kontakt mellom lodd og spiss, og mellom spiss og fjell. For kontakt mellom to ståldeler vil friksjonskoeffisienten ha en verdi på rundt 0,8 [13]. For kontakten mellom stål og fjell er det vanskeligere å finne noen verdier. Det ble derfor utført en liten parameterstudie for å finne effekten av denne.

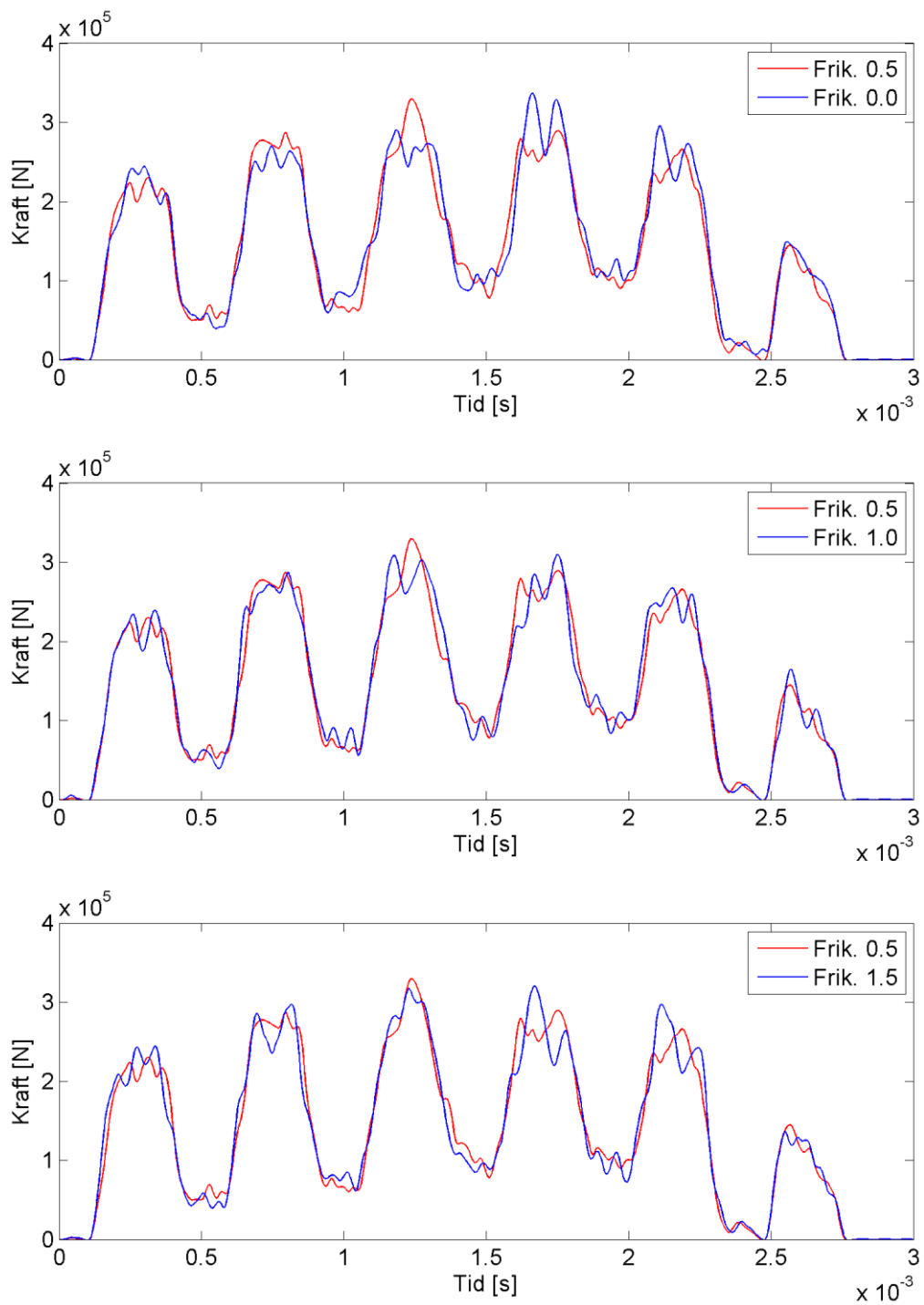


**Figur 4.7:** Sammenligning av friksjonskoeffisientene 0 og 1,5.

Figur 4.7 gir en sammenligning av spenningene i spissen etter tiden  $1,8 \cdot 10^{-3}$  s. Spissen i venstre del av figuren har en friksjonskoeffisient på null, der overflatene kan gli fritt i forhold til hverandre. Spissen i høyre del av figuren har en friksjonskoeffisient på 1,5. Det er tydelig at friksjonen holder fast spissen til høyre i topp og bunn. Den må dermed deformeres ved at spissen bøyes i radiell retning. Dette skaper lokale områder med høyere spenninger enn i spissen til venstre. Denne er fri til å bevege seg i radiell retning i topp og bunn. Den får dermed en nesten uniform spenningsfordeling.

I Figur 4.8 er det gitt en sammenlikning mellom basisverdien  $\mu=0,5$  og verdiene 0,0, 1,0 og 1,5. Det observeres friksjonsparameteren har lite å si på kraftnivået som genereres. Dette er også ventet siden det totale plastiske området i spissen er ganske likt i de fire ulike analysene. Grunnen til at grafene allikevel avviker noe fra hverandre kan komme av at et er tatt ut 200 punkter som deretter er kurvetilpasset.

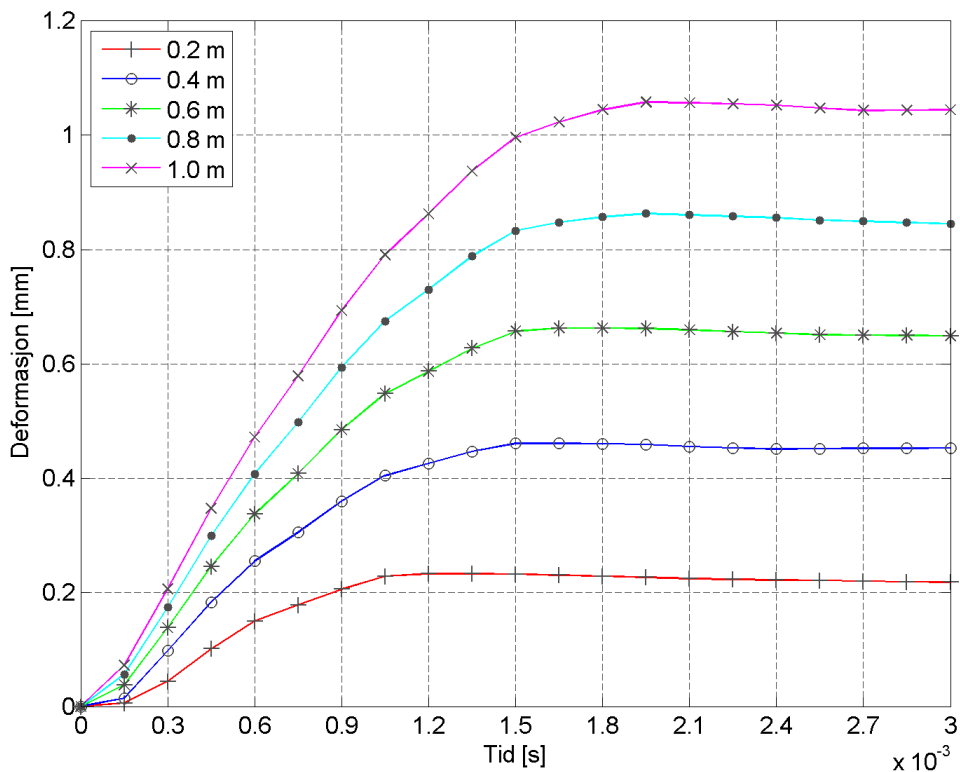
Siden kurvene er såpass like kan det konkluderes med at friksjonsparameteren,  $\mu$ , har lite å si for den totale kraften, men at den har stor betydning for det lokale spenningsbildet.



**Figur 4.8:** Kraft ved varierende sideveis friksjon

#### 4.2.4 VARIASJON AV MASSE OG SLIPPHØYDE

I Figur 4.7 ble det observert til dels store plastiske deformasjoner og spenninger. Siden forsøket skulle representere en pelspiss som ble rammet gjentatte ganger, var det viktig at den faktisk tålte å bli rammet flere ganger og ikke ble deformert etter kun ett slag. Det ble derfor foretatt to analyser der henholdsvis massen og sliphøyden på loddet ble variert. Siden analysene er lagt inn med en friksjonsparameter, vil det være størst deformasjon på midten av langsiden til spissen. Figur 4.9 og Figur 4.10 gir deformasjon i radiell retning av en node som ligger midt på langsiden.

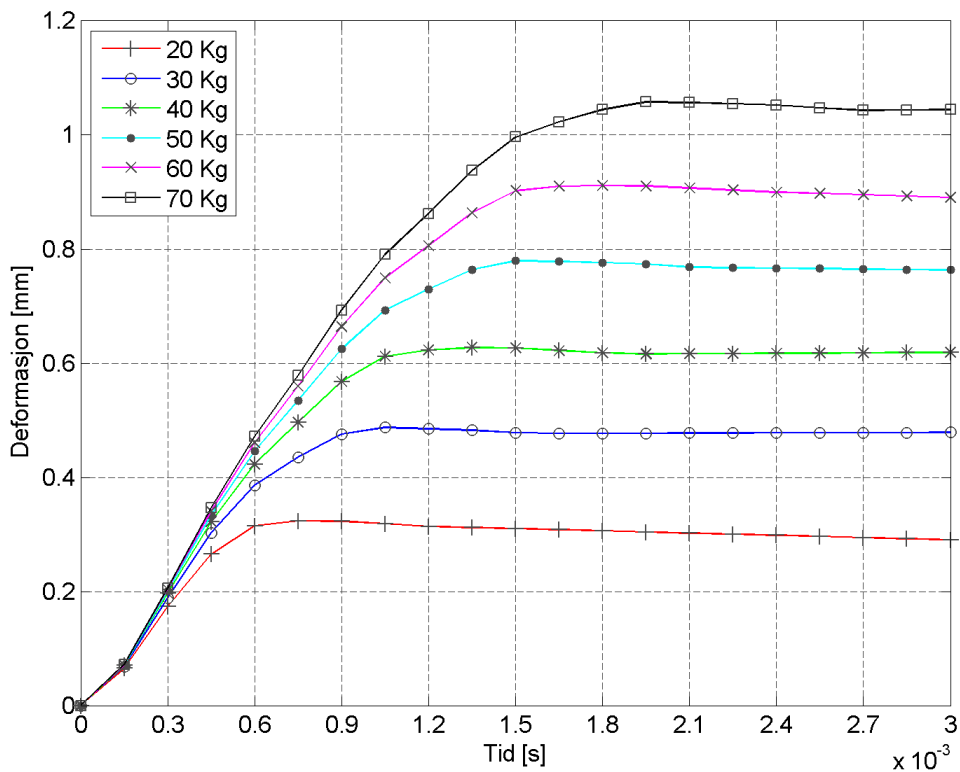


**Figur 4.9:** Radiell deformasjon ved varierende sliphøyde

Det vil oppstå plastiske deformasjoner for både variasjon i sliphøyde og ved variasjon av massen på loddet. Med tanke på at spissen skulle rammes gjentatte ganger, var deformasjoner på en millimeter per slag alt for mye. Igjen bør det legges vekt på at fjellet ble modellert rent elastisk. Ved gjentatte slag vil fjellet sprekke opp, danne et hull for spissen og til slutt pulveriseres. Spesielt pulveriseringen av fjellet er interessant, da dette demper støtet. Det er derfor grunn til å tro at deformasjonene og spenningene i spissen vil avta etter hvert som spissen rammes ned.

Effekten av å redusere fallhøyde og loddmasse er ganske lik. Økningen i deformasjon er omtrent proporsjonal med økningen i fallhøyde eller loddmasse. Det er allikevel en viss forskjell i hvordan deformasjonen avhenger av tiden. Ved å senke sliphøyden observeres det at forskjellen i deformasjon skjer mer hurtigere, og at det dermed tar lengre tid før maksimal deformasjon oppstår. Grunnen til at kurvene for varierende masse er tilnærmet like opp til  $0,5 \cdot 10^{-3}$  s kommer av at loddene har samme hastighet i

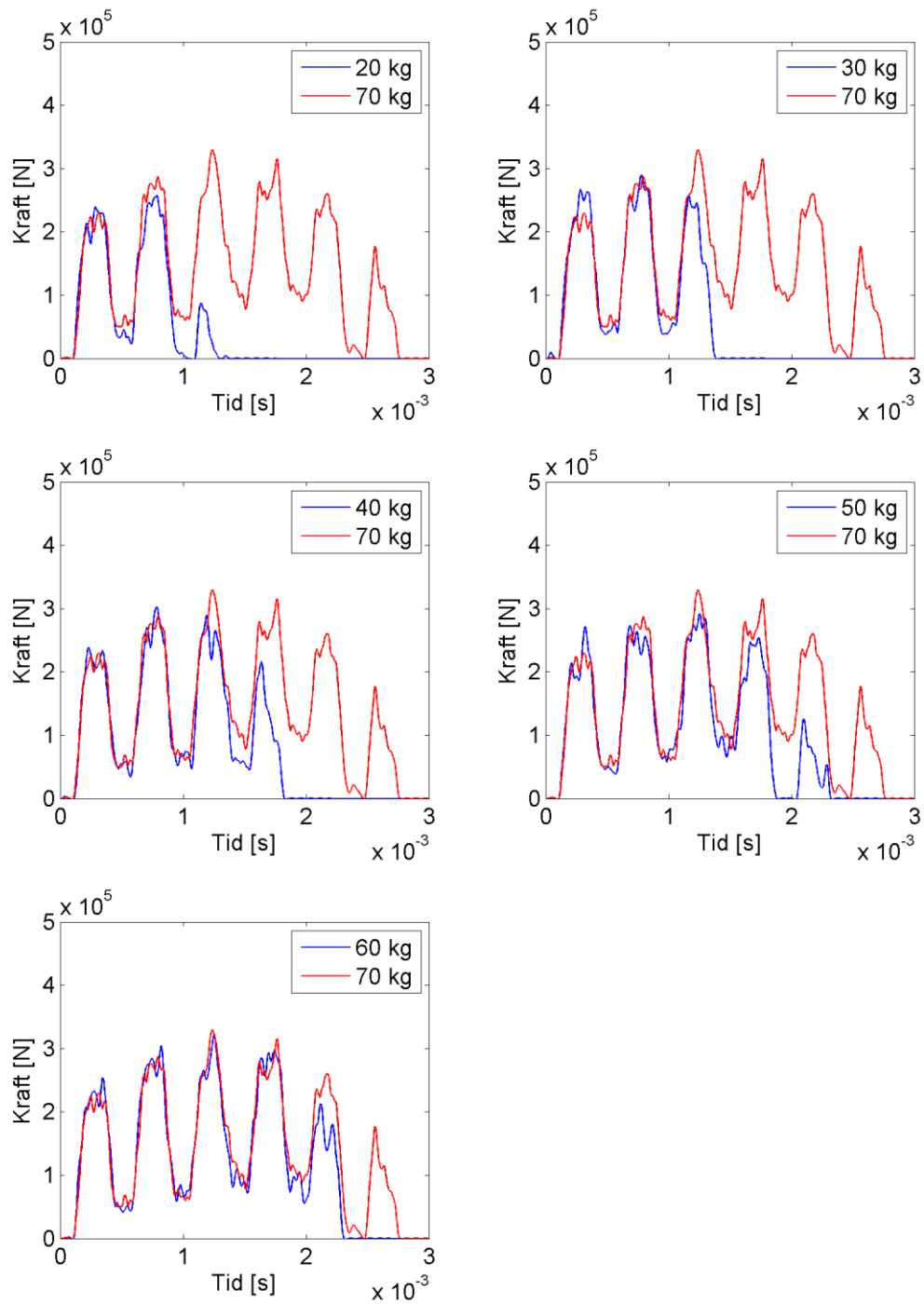
det de treffer spissen. Loddene med større masse har større bevegelsesenergi, så retardasjonstiden vil dermed øke og gi større deformasjoner.



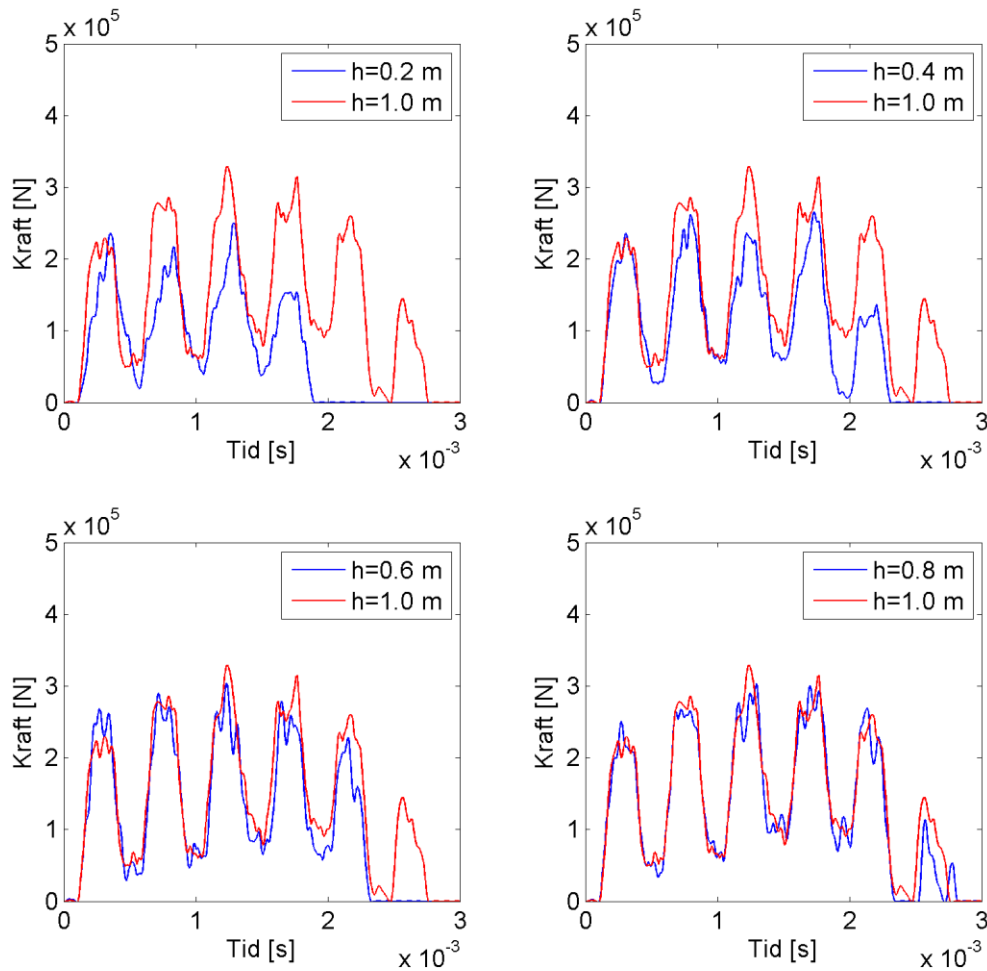
**Figur 4.10:** Radiell deformasjon ved varierende masse

Ut fra de tidligere analysene kunne det tyde på at enten sliphøyden eller massen på loddet måtte reduseres, hvis valgt geometri skulle benyttes. Figur 4.11 og Figur 4.12 gir en oversikt over effekten dette har på kraftnivået. I enkelte av delplottene registreres det at kurven for maks loddmasse eller maks fallhøyde ligger under den parameterverdien som endres. Grunnen til dette ligger i numerisk støy som gattes ut ved hjelp av kurvetilpassing. I områder det er store svingninger er enkeltpunkter med stort residual tatt vekk for å få en bedre tilpassing. Dette kan føre til at kurven blir lagt høyere eller lavere enn den egentlig burde. Dette anses allikevel ikke som noe stort problem, da det er den generelle effekten som er interessant.

Fra Figur 4.11 ses det at støttiden går ned når massen reduseres. Det observeres også at kraftnivået ved første spenningstopp er tilnærmet konstant i alle analysene. Mange av de samme effektene registreres når sliphøyden reduseres. Første krafttopp er nokså konstant i de ulike analysene, mens støttiden ikke reduseres i like stor grad. Alle analysene både med variasjon i sliphøyde og masse overskrider kapasiteten til forsøksmaskinen.



**Figur 4.11:** Kraft ved varierende masse



**Figur 4.12:** Kraft ved varierende sliphøyde

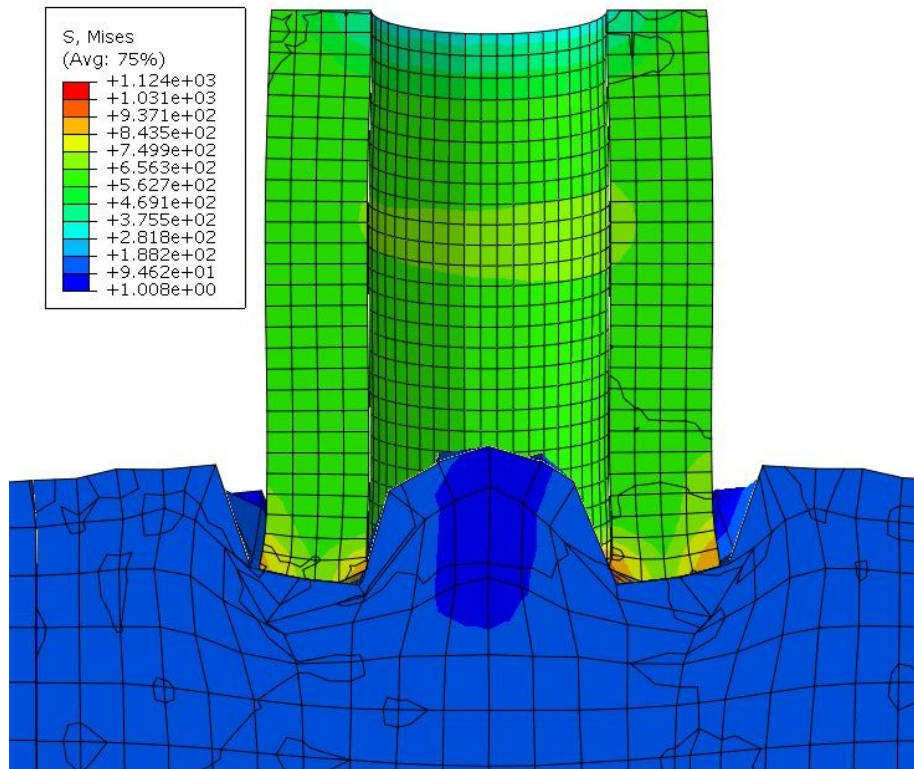
#### 4.2.5 PLASTISK OPPFØRSEL AV FJELL

Hittil har alle analysene blitt kjørt med elastisk oppførsel av fjellet, siden målet var å finne et konservativt estimat på maksimalkraften som ble generert under støtet. Tveito kalibrerte en elastisk-perfekt plastisk materialmodell i sin masteroppgave. Det ble konkludert med at denne modellen hadde for stor synk, men at spenningene i spissen ble riktige. Det er derfor grunn til å tro at denne materialmodellen gir en noe lavere verdi på kraften. Med bakgrunn i dette ble det foretatt en analyse med en elastisk-perfekt plastisk oppførsel av fjellet. Plastifiseringen ble definert ved at det ble lagt inn en betingelse at fjellet begynte å flyte ved 100 MPa.

Figur 4.13 viser plastisk deformasjon av fjellet etter tid  $1,8 \cdot 10^{-3}$  s. Sammenlignet med Figur 4.7 har det generelle spenningsnivået og de plastiske deformasjonene i spissen gått ned. I store deler av spissen ligger spenningsnivået på rundt 500 MPa. Dette er fortsatt høyere enn flytegrensen, men betraktelig lavere enn i analysene uten plastisk oppførsel av fjellet. Tuppen av spissen har spenninger i størrelsesorden 900 MPa, så her

vil det oppstå større plastiske deformasjoner. Representanter fra Statens vegvesen uttrykte imidlertid at de var opptatt av at spissen fikk varige skader i forsøket.

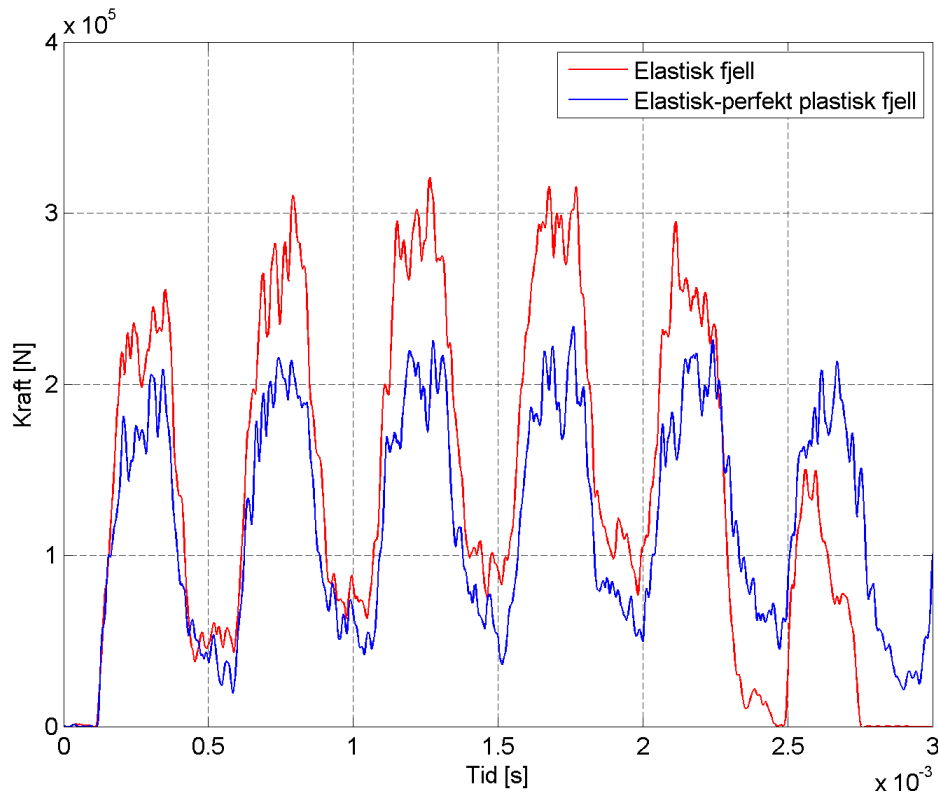
Spissen har penetrert 4,65 mm ned i fjellet. Dette er helt klart en for høy verdi, noe som gjør at også energiopptaket blir for stort.



**Figur 4.13:** Plastisk oppførsel av fjell

Figur 4.14 gir en sammenligning av kraftnivået med elastisk materialmodell og elastisk-perfekt plastisk materialmodell. Av grafen ses det tydelig at krafttoppene er betydelig redusert. Maksimal kraft ligger nå på rundt 230 kN, noe som kun er marginalt høyere enn det prøvemaskinen er dimensjonert for. Det observeres også at støtet tar lengre tid og har flere spenningsbølger. Dette skjer siden den økte penetrasjonsdybden gjør at det tar lengre tid å stoppe støtet.





**Figur 4.14:** Kraft ved elastisk og plastisk fjelloppførsel

### 4.3 OPPSUMMERING AV INNLEDENDE ANALYSER

Planen før de innledende analysene var å bruke en Instron Ceast 9350 forsøksmaskin for å gjennomføre forsøkene. Ut ifra de innledende analysene kunne det konkluderes med at denne ikke kunne brukes med et lodd på 70 kg sluppet fra én meters høyde. Selv ved en ikkekonservativ analyse der fjellet ble gitt plastiske egenskaper var maksimalkraften over 225 kN, som er nivået forsøksmaskinen er dimensjonert for. Det ble derfor bestemt å bruke en enklere fallrigg, som var dimensjonert for kraftnivåene som ble funnet i analysene.

Av materialparameterne var det størst usikkerhet rundt E-modulen, da denne varierer mye for steinmaterialer og siden det var tenkt å støpe steinprøven inn i betong. Gjennom ligningen for bølgehastigheten  $c$ , ble det vist hvordan denne påvirker spenningsbølgen i fjellet.

Friksjonsparameteren som sikrer fastholding sideveis, hadde ikke stor innvirkning på kraften som genereres, men hadde stor innflytelse på det lokale spenningsbildet i spissen.

Ut ifra de analysene som ble utført, ble det konkludert med at dimensjonen på spissen måtte økes. Det ble derfor bestemt å øke dimensjonen på spissen til ytre diameter på 25 mm og indre diameter på 13,5 mm. I tillegg ble det bestemt å forlengge spissen slik at det kunne festes en hylse som sikret nødvendig sideveis fastholding. Det ble deretter

maskinert et testeksemplar som ble rammet mot fiberbetong. Resultatet av dette forsøket ses i Figur 4.15.



**Figur 4.15:** Pelspiss mot fiberbetong

Spissen som ble avfaset med 10 grader i enden, fikk kun mindre deformasjoner. Det ble registrert en økning på 0,5 mm i diameteren på spissen, men bortsett fra dette virket det som om spissen tålte belastningen av 70 kg droppet fra én meters høyde. Spissen ble rammet med i alt fire slag før fiberbetongen ble kløyvd i to. I det virkelige forsøket ville spissen bli rammet mot bergarter som er hardere enn betong, men samtidig ville spissen være herdet. Det ble derfor bestemt å gå videre med denne spissgeometrien i forsøket.

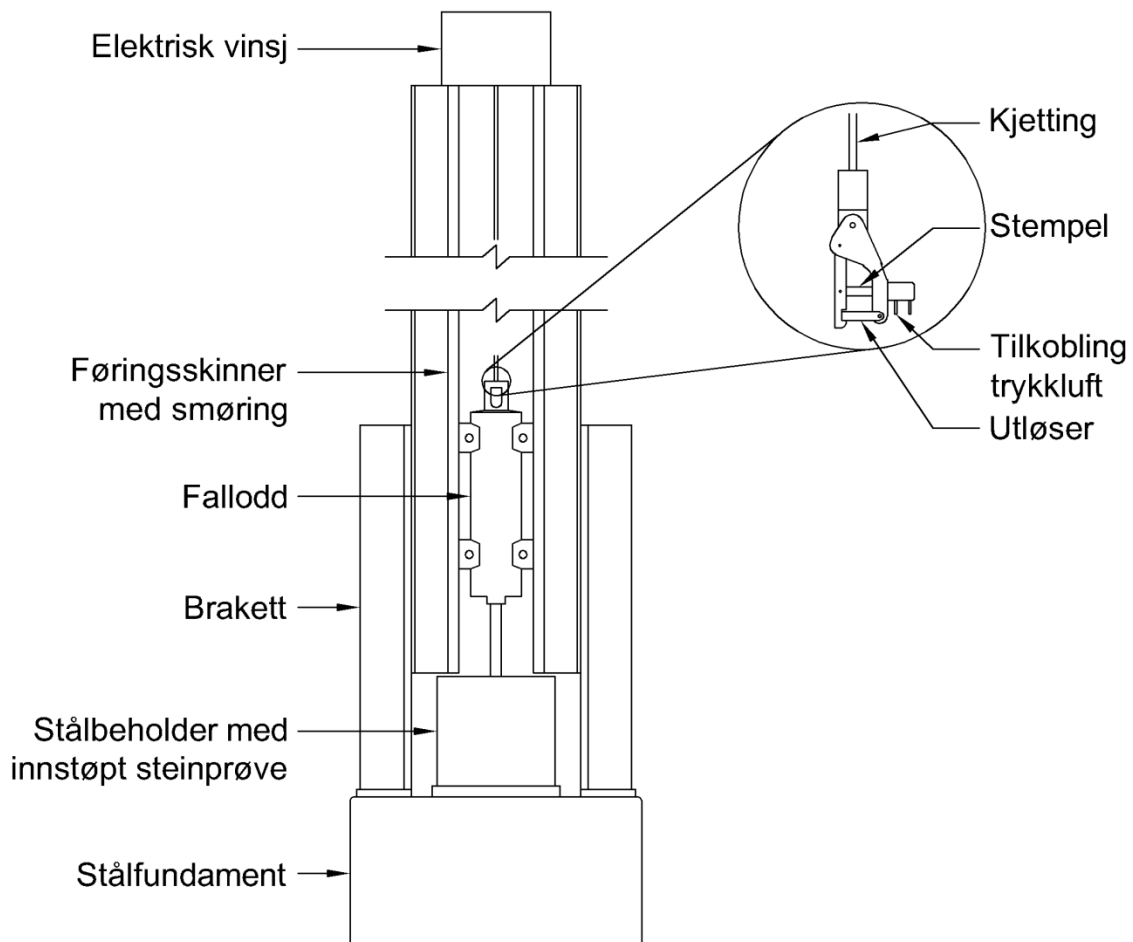
## 5 FORSØK

Det ble gjennomført forsøk der modeller av virkelige pelspisser ble rammet mot ulike bergarter. Det ble undersøkt om spissens geometri, hvorvidt den var herdet eller ikke og om forboring hadde noen betydning for nedtrengningsevnen i forskjellige bergarter. I tillegg ble det foretatt noen slag på betong til bruk i de numeriske analysene i kapittel 6.

### 5.1 UTFØRELSE

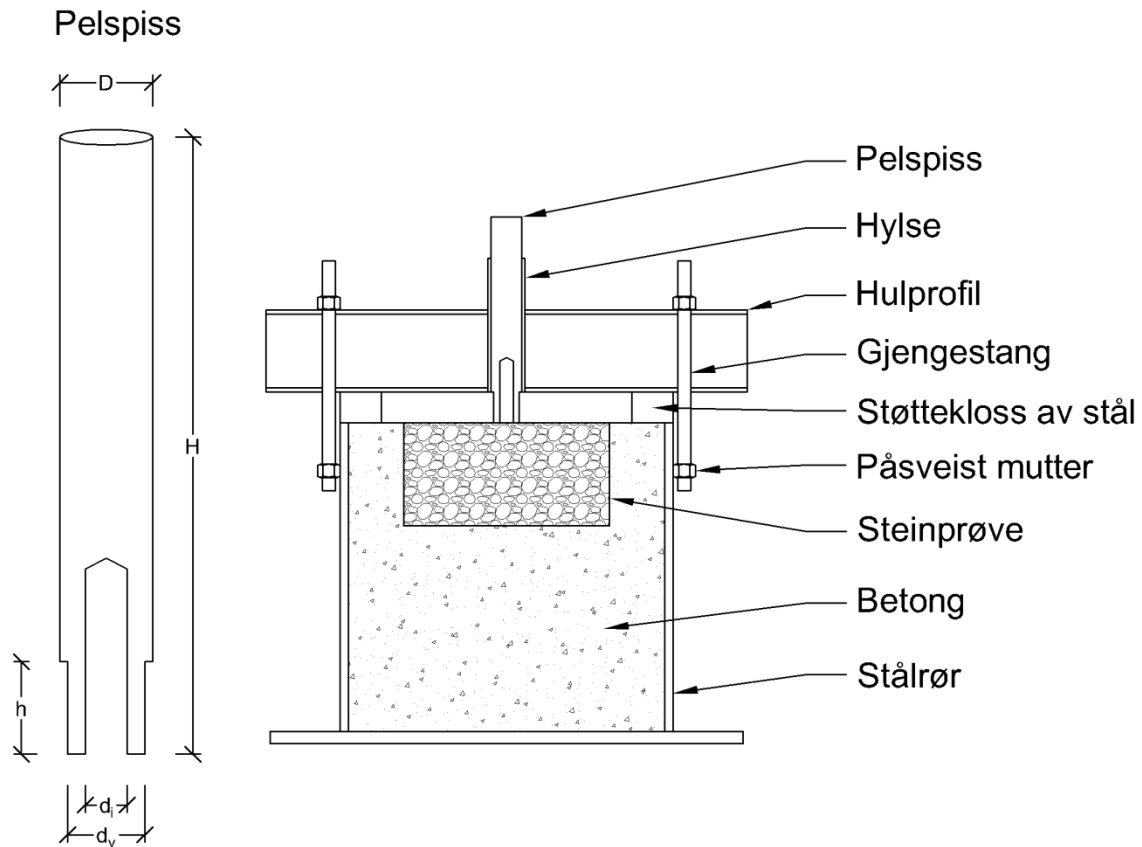
Forsøket ble utført ved at et lodd med masse 71,8 kg ble sluppet fra 40 cm høyde mot forskjellige pelspisser og bergarter. Rammingen ble avsluttet etter 50 slag.

Loddet ble heist opp til sin angitte høyde med en elektrisk vinsj. Her ble den holdt fast av en utløsningsmekanisme drevet av trykkluft. Førings Skinner med smøringsolje sikret at loddet falt rett og med minst mulig tap grunnet friksjon. Måling av synk ble foretatt med et målebånd som var festet til førings skinnene. Avlesningen ble av den grunn foretatt med ca. 0,5 mm nøyaktighet. Figur 5.1 viser forsøksoppsettet.



**Figur 5.1:** Oppsett av forsøksrigg uten holdermekanisme

Pelspissene ble rammet mot ulike steinprøver som vist i Figur 5.2. Stålbholderne bestod av 300 mm lange biter av stålrør med diameter 323,9 mm og tykkelse 8 mm. Stålrøret ble sveist til en stålplate med dimensjoner 350·460·12 mm. Stålrøret ble deretter fylt med betong. Fasthetsklassen til betongen var B30 med største tilslagsstørrelse 22 mm. En steinprøve ble plassert sentrisk i toppen av beholderen slik at steinprøvens overflate ble fluktet med stålbholderens og betongens overflate. Stålrøret sammen med betongen sikret fastholding og gjenskapte dermed fjell med "uendelig" utstrekning.



**Figur 5.2:** Pelspiss og stålbholder med betong, steinprøve og holder

Det ble rammet mot tre ulike steintyper: Iddefjordgranitt, grønnstein og kvartskaratofyr. I vedlegg A finnes det bilder av alle tre steintypene før innstøping.

- Iddefjordgranitten ble sagt ut fra en plate med dimensjonene 600·600·10 mm. Det ble derfor plass til å sage ut 9 sylindre med diameter 200 mm og lengde 100 mm. Iddefjordgranitten var av høy kvalitet og ingen sprekker eller skader ble registrert før innstøping. Denne steinen har tidligere blitt benyttet i forsøk ved NTNU slik at data for egenskaper er kjent.
- Grønnsteinen ble sagt ut av en naturstein som ble gitt av Statens vegvesen. Denne hadde en irregulær form, og det ble plass til å sage ut 3 prøver med diameter 200 mm og lengde rundt 150 mm. Grønnsteinen hadde noen mindre sprekker, men så ellers bra ut. Den enaksielle trykkstyrken på grønnsteinen ble oppgitt til å være i størrelsesorden 20 – 30 MPa [14].

- Prøvene av kvartskeratofyr ble også saget ut fra en naturstein gitt av Statens vegvesen. Kvartskeratofyr er en meget hard og sprø bergart, så da den ble saget til smuldret mye av steinen bort. Det ble allikevel saget ut 2 prøver med diameter 200 mm og lengde fra 120 til 170 mm. På grunn av den sprø oppførselen til steinen, hadde prøvene av kvartskeratofyr til dels store sprekker, men overflaten det ble rammet mot var intakt. Enaksiell trykkfasthet ble oppgitt til å være i størrelsesorden 200-300 MPa [14].

For å sikre sideveis fastholding av pelspissen under ramming, ble det montert en holdermekanisme vist i Figur 5.2. En 130 mm hylse med samme diameter som pelspissene ble sveist fast til et 80·50·4 mm hulprofil. To gjengestenger festet til en påsveiset mutter på stålrøret, gjorde at hulprofilet ble holdt i samme posisjon under rammingen.

Til forsøket ble det laget tre ulike spissgeometrier: En avfaset spiss, en rett spiss og en massiv spiss. Dimensjonene er gitt i Tabell 5.1, og en fullstendig tegning av alle spissene finnes i vedlegg B. Spissgeometriene skiller seg noe fra en vanlig Geovitaspiss og en vanlig massiv spiss. Blant annet skulle h vært noe større og størrelsen på den massive spissen vært noe mindre. Størrelsen h ble satt til 30 mm for å operere med runde tall når spissen skulle maskineres og den massive spissen ble gitt en diameter på 25 mm for å minimere antallet variabler under forsøket.

**Tabell 5.1:** Dimensjoner på pelspisser

	$d_y$ [mm]	$d_i$ [mm]	$h$ [mm]	$H$ [mm]	$D$ [mm]	Avfasing [grader]
Avfaset	25	13.5	30	200	30	10
Rett	25	13.5	30	200	30	-
Massiv	25	-	30	200	30	-

Alle spissene ble maskinert ut fra samme 30 mm rundstål med kvalitet S355J2. Etter maskinering, ble spissene herdet med en form for overflatebehandling som kalles settherding med karbonitrering. Settherding er en totrinns prosess som består av karburisering eller karbonitrering og herding. Ved karburisering blir stål med lavt karboninnhold, under 0,2 % [15], varmet opp til rundt 900-950 °C. Oppvarmingen skjer i et lukket miljø med en karbonrik kilde. Kilden kan være gasser som CO<sub>2</sub> eller metangass, eller faste stoffer som kull eller karburiserende saltblandinger [16]. Karbonet diffunderer deretter inn i overflaten på stålet, før stålet blir avkjølt. Karbonitrering ligner på karburisering, men skiller seg ved at også ammoniakk blir tilsatt når stålet varmes opp til rundt 850 °C. Nitrogenet diffunderer inn i stålet sammen med karbon, før stålet avkjøles. Avkjølingen kan foregå raskt ved bråavkjøling i vann eller olje, eller saktere ved å la avkjølingen foregå i luft. Bråavkjølingen gjør at stålet blir for sprøtt til å kunne anvendes direkte. Stålet blir derfor varmet opp igjen til rundt 400 °C for deretter og avkjøles igjen. Denne prosessen kalles anløping, gjør stålet mindre sprøtt og fjerner indre spenninger i stålet.

Spissene i forsøket ble herdet etter følgende prosedyre [17]:

- Oppkulling ved 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 på 80 grader
- Til slutt ble spissene anløpt ved 150 grader

Når stålet avkjøles omdannes den karbonrike ytre delen av stålet fra austenitt til martensitt. Dette gjør at krystallstrukturen går fra å være kubisk flatesentrert til å være tetragonal romsentrert, og hardheten øker betraktelig. Den indre delen av stålet med lavt innhold av karbon omdannes til ferritt eller perlitt, som ikke har de samme hardhetsegenskapene. Etter avkjølingen dannes det dermed et sprøtt, men hardt ytre lag, og en mykere og mer duktil indre kjerne. Etter herdingen består overflaten av 0,7-0,9 % karbon, og har en overflatehardhet på 58-62 HRC (Hardness Rockwell C) eller 650-750 HV (Vickers hardness) [15]. Karbonitreringen gir mindre deformasjoner sammenlignet med karburisering, og gjør at stålet får en matt gråaktig farge slik som det framgår av Figur 5.3, der den uherdede spisser er til venstre og den herdede til høyre.



**Figur 5.3:** Sammenligning av uherdet spiss

Et alternativ til settherding kunne være å gjennomherde stålet ved seigherding. Ved seigherding varmes stålet opp, uten tilførsel av karbon, slik at strukturen omdannes til austenitt. Etter at stålet er gjennomvarmt bråavkjøles stålet slik at den hardere martensittstrukturen dannes. Deretter blir stålet anløpt ved relativt høy temperatur, 400-650 °C. Siden hardheten til martensittstrukturen er sterkt avhengig av karboninnholdet i stålet, blir ikke stål som er seigherdet like hardt og sterkt som settherdet stål.

I Tabell 5.2 er det gitt en oversikt over maksimalt innhold av forskjellige legeringselementer for at kravene i standarden for seigherding (NS-EN 10083 [18],[19]) og settherding (NS-EN 10084 [20]) skal være tilfredsstillt. I tillegg til legeringselementene i tabellen inneholder stålet brukt i spissene noe kobber og kalsium.

Fra tabellen ses det at stålet brukt i forsøket tilfredsstillende legeringskravene, og vil dermed være egnet til herding. En oversikt over legeringselementene for stålet brukt i forsøkene finnes i vedlegg D.

**Tabell 5.2:** Krav til maksimalt innhold av legeringselementer ved herding

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	B
Stål brukt i forsøket	0,14	0,33	1,09	0,010	0,033	0,16	0,13	0,05	0,06	
NS-EN 10083 Ulegert	≤0,65	≤0,4	≤1,65	≤0,045	≤0,045	≤0,4	≤0,4	≤0,1		
NS-EN 10083 Legert	≤0,55	≤0,40	≤1,7	≤0,025	≤0,040	≤2,2	≤4,3	≤0,6	≤0,25	≤0,005
NS-EN 10084	≤0,31	≤0,40	≤1,4	≤0,035	≤0,040	≤1,8	≤3,5	≤0,25		≤0,005

I forsøkene med forboring ble det forboret et 7 cm dypt hull med diameter 12 mm. Deretter ble det satt ned en 10 mm ståldybel med lengde 10 cm. Dybelen hadde stålkvalitet ST 37 med flytegrense 235 MPa.



**Figur 5.4:** Forsøksrigg





**Figur 5.5:** Stålrør med prøve og holder



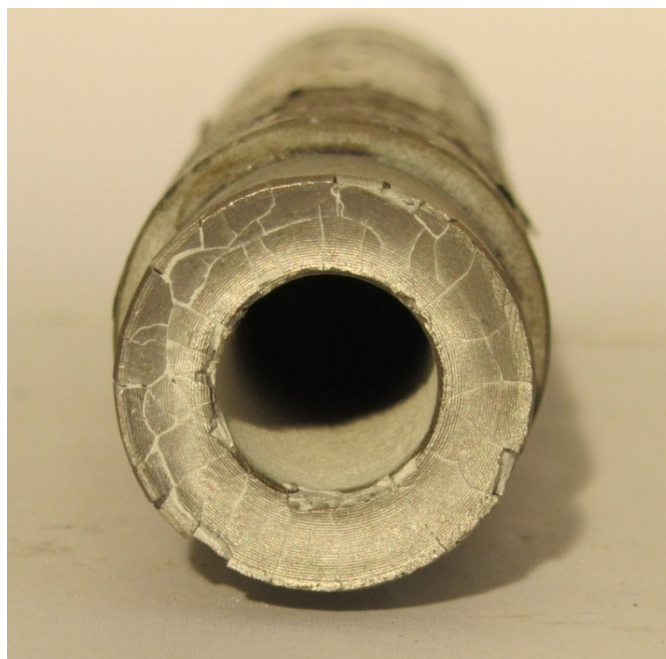
**Figur 5.6:** Nærbilde av spiss og holder

## 5.2 RESULTATER

Totalt ble det utført forsøk med 14 fallserier à 50 slag med herdet spiss mot de tre ulike bergartene. I tillegg ble to av fallseriene utvidet med 50 ekstra slag. Det hersket noe usikkerhet rundt hvor godt forsøksoppsettet ville fungere. Det ble derfor besluttet å gjøre fallseriene i noe vilkårlig rekkefølge for å finne ut om alle bergartene kunne rammes med det opprinnelige forsøksoppsettet. Tabell 5.3 med resultatene fra forsøket kan dermed virke noe rotete, men viser den faktiske rekkefølgen de ulike variantene ble testet i. Figur 5.7 og Figur 5.8 viser henholdsvis krater og deformasjon av spiss i forsøk 1. Bilder av alle spissene og tilhørende krater finnes i vedlegg C.



**Figur 5.7:** Krater fra prøve nummer 1



**Figur 5.8:** Deformasjon av spiss nummer 1

Alle spissene fikk varige plastiske deformasjoner og alle spissene ble rammet ned i fjellet. I forsøk 1-6 ble det ikke målt initiell lengde  $s$ , men denne antas å ligge rundt 29,7-30,0 mm. Dimensjonene på krateret ble målt etter at løse masser var fjernet. Total synk som inneholder en viss aksiell deformasjon i spissen avviker derfor noe fra kraterdybden.

**Tabell 5.3:** Nøkkeldata fra alle fallseriene

	Spissen				Total synk [mm]	Fjellet	
	Initial diam. [mm]	Initial lengde [mm]	Slutt-diam. [mm]	Slutt-lengde [mm]		Krater diam. [mm]	Krater-dybde [mm]
1. Avfaset spiss mot granitt	25,05	-	26,1	29,20	9,9	72,0	9,3
2a. Avfaset spiss mot granitt	25,00	-	26,15	29,20	10,0	72,0	9,3
2b. Avfaset spiss mot granitt, 100 slag	26,15	29,20	26,95	28,90	16,0	72,0	16,0
3. Rett spiss mot granitt	24,95	-	25,55	29,30	9,5	66,0	8,4
4a. Avfaset spiss mot forboret granitt	25,00	-	25,40	29,40	14,5	70,0	15,9
4b. Avfaset spiss mot forboret granitt, 100 slag	25,40	29,40	25,65	29,20	20,5	72,0	25,0
5. Avfaset spiss mot grønnstein	25,00	-	27,80	28,00	10,5	52,5	6,6
6. Avfaset spiss mot kvartskeratofyr	25,00	-	26,60	28,60	9,5	56,0	8,0
7. Massiv spiss mot granitt	24,90	29,80	27,40	28,80	7,0	57,0	6,1
8. Avfaset spiss mot forboret grønnstein	25,05	29,95	26,60 <sup>1</sup>	28,55 <sup>1</sup>	15,5	76,5	16,5
9. Avfaset spiss mot granitt	25,00	29,75	26,00	29,20	9,5	64,0	8,6
10. Avfaset spiss mot forboret kvartskeratofyr	25,10	29,90	25,80	29,40	21,0	90,0	20,6
11. Avfaset spiss mot grønnstein	25,05	29,70	28,00 <sup>1</sup>	28,40	10,0	59,5	9,6
12. Avfaset spiss mot forboret granitt uten dybel	25,00	29,75	25,80	29,15 <sup>1</sup>	22,5	132,0	23,7
13. Avfaset spiss mot skrå granitt	25,00	29,70	26,35 <sup>1</sup>	28,60 <sup>1</sup>	11,5	40,0	10,2
14. Avfaset spiss mot skrå granitt med forboring	25,00	29,80	25,15	29,60	21,0	56,0	24,9

<sup>1</sup> Mål på spiss varierer en god del. Verdien er derfor tatt som snittet av målene på

### 5.2.1 OBSERVASJONER FRA FORSØKENE

De ulike sammensetningene av spissgeometri og bergart viste til dels stor variasjon i deformasjon av spiss og kraterutbredelse. Alle spissene hoppet rundt i holderen, og ble rammet flere ganger per slipp ettersom loddet spratt tilbake ved sammenstøt. Ingen av spissene ble varme slik det ble observert i fullskalaforsøket til Tveito. I dette delkapittelet vil observasjoner fra forsøket bli presentert. I tillegg vil grafene fra forsøkene der det ble foretatt to eller flere like forsøk bli presentert. I de videre sammenligningene vil gjennomsnittsverdiene fra disse forsøkene brukes.

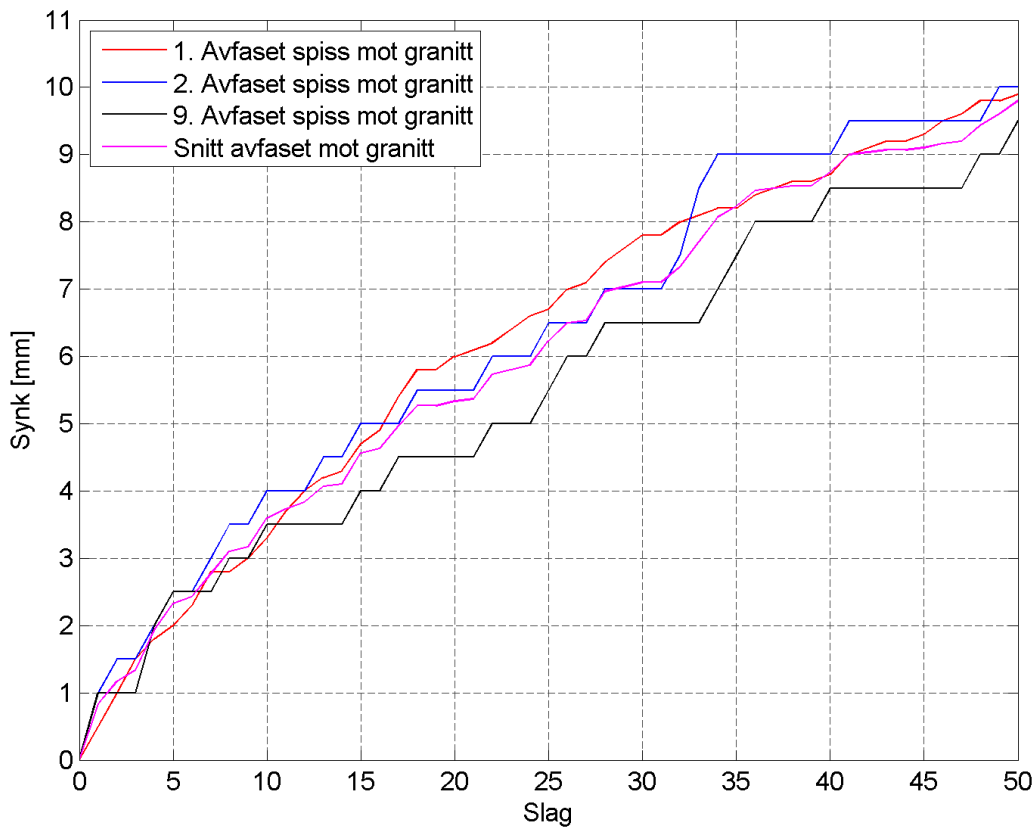
#### 5.2.1.1 Avfaset spiss mot granitt

Det ble utført totalt 3 forsøk med avfaset spiss mot granitt uten forboring, forsøk 1, 2 og 10. I det første forsøket ble synk målt ved å avmerke en skala direkte på en malt overflate på spissen. Siden skalaen ble merket av for hver andre millimeter, var det vanskelig å lese av synkmålet nøyaktig. Verdiene ble avrundet til nærmeste tidels millimeter, og ikke til nærmeste halve millimeter som i de andre forsøkene. Grafen fra forsøk nummer en virker derfor noe glattere, men er kun én konsekvens av at synkmålet er lest av på en annen måte.

Det observeres at grafene følger noenlunde samme utvikling. I områder der grafen gjør et byks, har det blitt slått løs en del masser. På det meste er forskjellen i synk på 2,5 mm, men det kan ses fra Figur 5.9 at forskjellen i synk ved slutt kun er 0,5 mm. Det kan virke som om grafene flater ut noe etter hvert, men denne tendensen er ikke entydig.

De tre spissene ble veldig likt skadet. Alle tre fikk mindre avskallinger langt ytterkanten, og alle fikk sprekker i den herdede overflaten. Spiss nr. 1 fikk også enkelte avskallinger på innsiden. Også Tabell 5.3 viser små variasjoner i deformasjon av spissene og mål på krateret.

Ingen av de tre spissene var i nærheten av å bli rammet en diameter inn i granitten slik som peleveiledningen anbefaler. Forsøk nummer 2 ble derfor utvidet med 50 slag for å se om synkmålet flatet ut eller om spissen fortsatt klarte å jobbe seg ned i fjellet. Fra Tabell 5.3 ses det at spissen fortsatte å jobbe seg ned i fjellet, men ikke like mye som de 50 første slagene. Spissen fikk noe større skader etter å ha blitt rammet 50 ekstra slag.



**Figur 5.9:** Synk avfaset spiss mot granitt

### 5.2.1.2 Rett spiss mot granitt

Forsøk 3 ble gjennomført med rett spiss. Den rette spissen ble noe mindre skadet enn de avfasede spissene, men fikk også sprekkvekst og avskalling langs ytterkanten. Ved nøyere inspeksjon av spissen, har overflaten som rammes mot fjellet fått en noe buet form, slik at den har fått to kanter som rammes mot fjell. Forsøket med rett spiss ble avbrutt etter 34 slag da vinsjen sluttet å fungere. De siste 16 slagene ble foretatt ved å heise opp loddet manuelt, men dette skal ikke ha påvirket resultatene.

### 5.2.1.3 Avfaset spiss mot forboret granitt

I forsøk 4 ble det forboret satt ned dybel for å se om dette ville hjelpe på nedtrengningen. Ved de første 3 slagene, spratt ikke loddet tilbake. Det var dermed hørbart når fjellet tok opp mest energi, og dermed fikk størst synk.

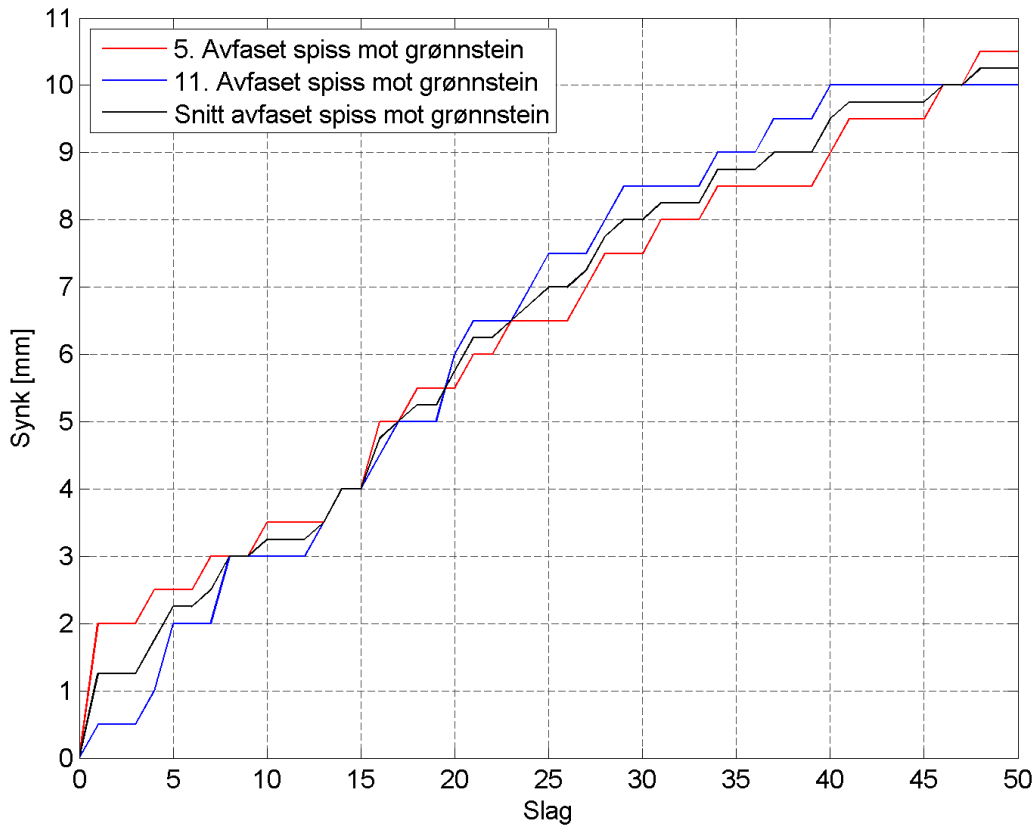
Spissen ble i liten grad skadet av rammingen. Noe avskalling og sprekkvekst oppsto, men i mindre grad enn i de andre spissene som ble rammet mot granitt. Også bruddmønsteret var noe forskjellig i forhold til de som ikke ble forboret. Det ble også observert at dybelen satt fast etter rammingen var ferdig. Dette stemmer godt overens med hva som ble observert i fullskalaforsøket til Tveito.

I likhet med forsøk 2 ble forsøk 4 utvidet med 50 ekstra slag. Spissen fortsatte å jobbe seg inn i fjellet, men en god del saktere enn de 50 første slagene. Spissen tålte rammingen godt, og tok ikke noe særlig skade av å bli rammet med 50 ekstra slag.

#### 5.2.1.4 Avfaset spiss mot grønnstein

I forsøk 5 og 11 ble en avfaset spiss rammet mot grønnstein. Et problem med grønnsteinen og kvartskaratofyrsteinen var at overflaten ikke var avrettet slik som granittsteinen var. Dette gjorde at rammingen i starten forgikk mot noe skrått fjell og at synken dermed ble noe stor. Synkmålene med gjennomsnittsverdi finnes i Figur 5.10.

Spissene ble sterkt deformert av rammingen mot grønnsteinen, med mye avskaling og stor sprekkvekst. Spissen fikk også aksiell deformasjon, så grafene for synk inneholder dermed en viss aksiell deformasjon av spissen.



Figur 5.10: Synk avfaset spiss mot grønnstein

#### 5.2.1.5 Avfaset spiss mot kvartskaratofyr

Forsøk 6 ble gjennomført med en avfaset spiss mot kvartskaratofyr. Overflaten det ble rammet mot var jevn og fin, så spissen fikk bra anlegg helt fra starten av. Spissen fikk allikevel relativt store skader med tanke på avskaling og sprekkvekst, men ikke like mye som ved rammingen mot grønnstein.

### 5.2.1.6 Massiv spiss mot granitt

I forsøk 7 ble en massiv spiss rammet mot granitt. Med tanke på det økte arealet til den massive spissen fikk den relativt stor radiell deformasjon sammenlignet med den avfasede og rette spissen. Siden spissen var massiv, har den mindre herdet overflate, noe som kan forklare den økte deformasjonen. Endeflaten ble noe inntrykt, slik at den ble lett avfaset.

### 5.2.1.7 Avfaset spiss mot forboret grønnstein

I forsøk 8 ble en avfaset spiss rammet mot grønnstein som var forboret. Grønnsteinen hadde en viss helning, så den ene delen av spissen fikk store deformasjoner med avskalling og sprekkvekst, mens den andre siden var tilnærmet uskadet. Krateret lignet det som ble observert for den forborede granitten og dybelen satt fast etter endt ramming.

### 5.2.1.8 Avfaset spiss mot forboret kvartskeratofyr

I det 10. forsøket ble en avfaset spiss rammet mot forboret kvartskeratofyr. Kvartskeratofyrsteinen hadde en viss helning så den var vanskelig å forbore. Dette gjorde at det forborede hullet ble noe stort, noe som igjen kan ha ført til at den ble lettere å ramme i. Spissen fikk litt lokale deformasjoner der hvor spissen traff det skrå fjellet, men skadene var mye mindre sammenlignet med forsøket der steinen ikke var forboret.

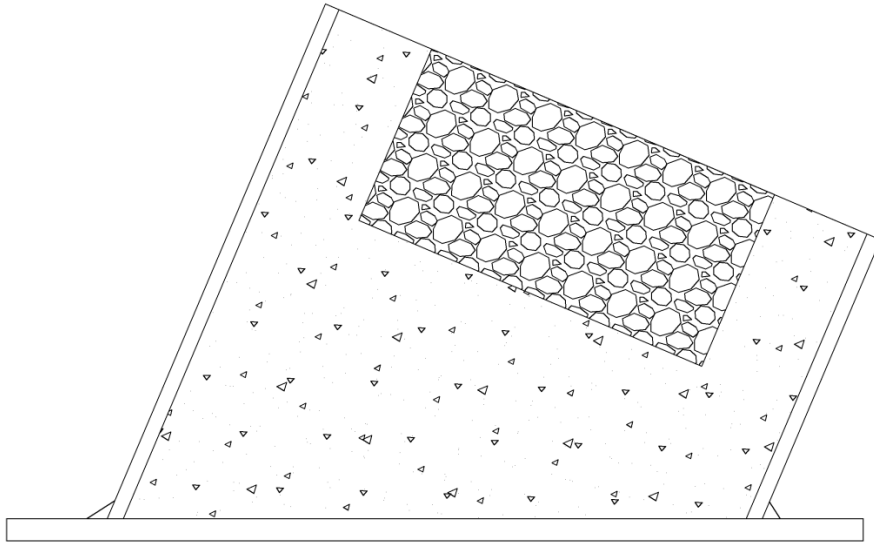
### 5.2.1.9 Avfaset spiss mot forboret granitt uten dybel

Forsøkene med forboring og dybel viste en klart tendens til å lette nedtrengningen, men i alle forsøkene satt dybelen fast etter endt ramming. Det ble derfor besluttet å gjøre et forsøk med forboring uten dybel. Forsøket viste til dels stor forskjell fra forsøket med forboring og dybel. Spissen fikk større deformasjoner og en gjennomgående sprekk i stålet. Krateret som oppsto var mye større sammenlignet med fallserien med dybel, og det var formlikt med forsøkene som ikke var forboret.

### 5.2.1.10 Avfaset spiss mot skråstilt granitt uten forboring

Da steinprøvene ble støpt inn, ble det ikke laget noen prøver hvor steinen var skråstilt. Det hersker imidlertid mest usikkerhet rundt hva som skjer når en ekte pel treffer skrått fjell. Det ble derfor laget en skråstilt prøve ved å ta et eksisterende stålrør med betong og steinprøve, og lage et kutt i den nedre delen slik som Figur 5.11 viser. Helningen på steinflaten etter kutting var 22,8 grader. Vinkelen på stålrøret gjorde imidlertid at det ikke ble plass til å feste den ene bolten som holdt fast stålpata til fundamentet. Holderen for spissen ble sveist fast direkte til føringskinnene i riggen.

Det var tydelig at spissen begynte å gli mot det skråstilte fjellet, og etter 27 slag ble holderen for spissen slått løs etter at sveisene hadde røket. Forsøket ble derfor avbrutt. Spissen fikk til dels store deformasjoner i den delen som hadde anlegg mot fjellet, og hadde sannsynligvis ikke vært effektiv ved videre ramming siden mye av sidekanten var slitt bort.



**Figur 5.11:** Skisse av skråstilt stein

#### **5.2.1.11 Avfaset spiss mot skråstilt granitt med forboring**

Forsøket med skråstilt stein og forboring ble gjennomført på det samme prøvestykket som ikke hadde forboring. Siden formen måtte flyttes noe mellom de to forsøkene, kunne ingen av boltefestene brukes i det andre forsøket. Stålplaten ble derfor sveist fast i fundamentet. Etter noen slag sviktet imidlertid sveisene. Dette gjorde at dette forsøket hadde noe dårlig fastholding av stålform og steinprøve. Fra vedlegget ses det at kratrene fra de to forsøkene tar borti hverandre, men dette bør ikke ha påvirket resultatene i nevneverdig grad. Det kan imidlertid hende at dette har ført til at synk ved det første slaget ble noe stort (7 mm).

#### **5.2.1.12 Avfaset uherdet spiss mot granitt**

I tillegg til de nevnte forsøkene ble det også foretatt to forsøk der en uherdet avfaset spiss ble rammet mot henholdsvis granitt uten forboring og granitt med forboring. Det ble foretatt 5 slag fra 40 cm høyde før spissene ble tatt opp og undersøkt. Ingen av de to spissene hadde klart å trenge ned i granitten, og begge spissene hadde fått store plastiske deformasjoner. Det ble derfor bestemt å forkaste de uherdede spissene, og heller konsentrere seg om de herdede. Figur 5.12 og Figur 5.13 viser skadene på spissene.





**Figur 5.12:** Plastisk deformasjon av uherdet spiss rammet mot betong uten forboring



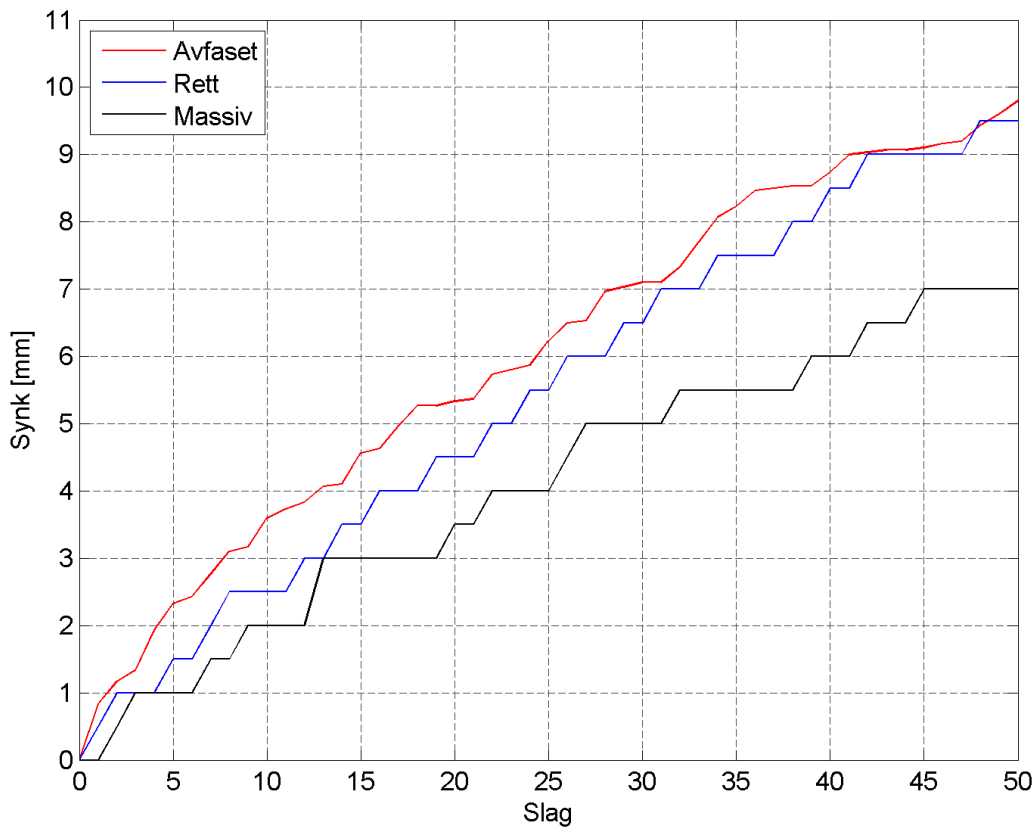
**Figur 5.13:** Plastisk deformasjon av uherdet spiss rammet mot betong med forboring

### 5.2.2 SAMMENLIGNING AV SYNK

I dette delkapittelet vil sammenligninger av synk bli presentert. I forsøket ble det testet, både forskjellige spissgeometrier og forskjellige bergarter. I tillegg ble noen av steinprøvene forboret med og uten nedsetting av dybel. Dermed blir det en del forskjellige grafer å sette seg inn i.

#### 5.2.2.1 Innvirkning av spissgeometri

Figur 5.14 viser sammenhengen mellom de tre ulike spissgeometriene som ble rammet mot granitt. Det observeres at det er liten forskjell mellom den rette og avfasede spissen, mens den massive spissen ligger noe under. Det faktum at den massive spissen har mindre synk er forventet, ettersom spissarealet her er 1,41 ganger så stort som de hule spissene. Det kan virke som om den avfasede spissen har lettere for å trenge ned i granitten på de første slagene, men siden det kun ble gjennomført et forsøk med rett spiss er det umulig å si noe sikkert om dette.

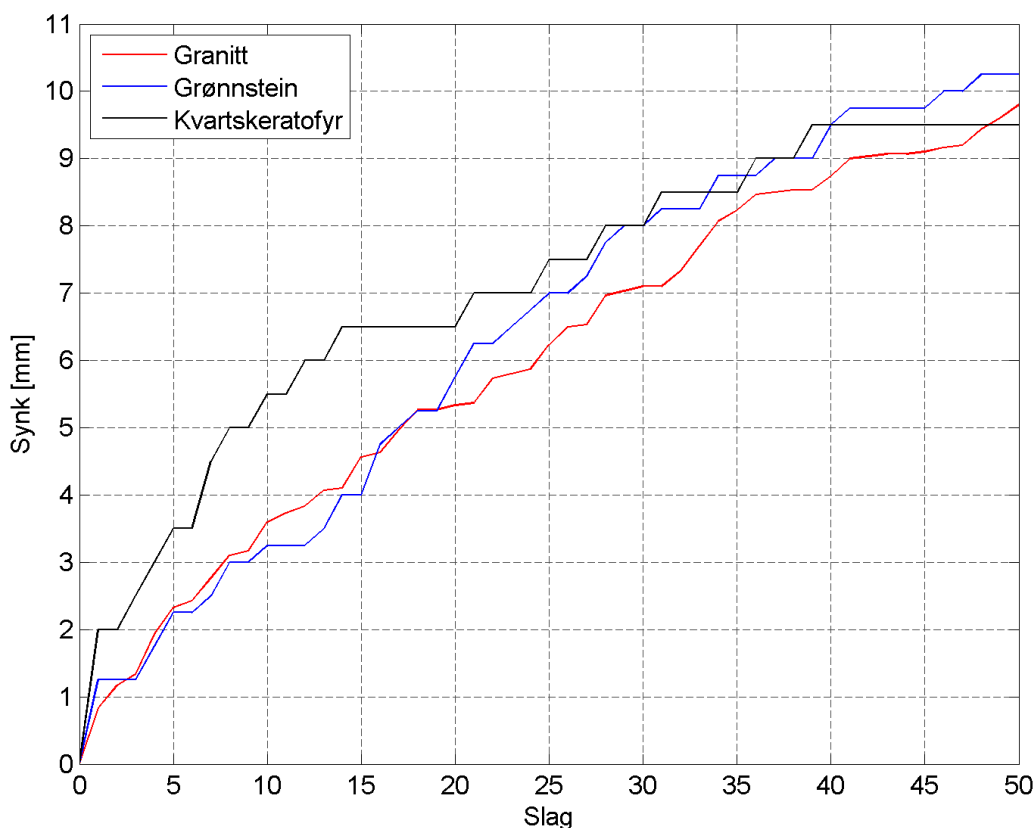


**Figur 5.14:** Synk for varierende spissgeometrier mot granitt

### 5.2.2.2 Bergartens innvirking

Figur 5.15 og Figur 5.16 viser synk i de tre ulike bergartene med avfaset spiss for henholdsvis fjell med og uten forboring. I Figur 5.15 er grafen for granitt og grønnstein basert på gjennomsnittsverdiene som ble gjennomgått tidligere i kapittelet. Grunnlaget er derfor best for granitten, og dårligst for kvartskeratofyren siden grunnlaget for denne kun er et forsøk.

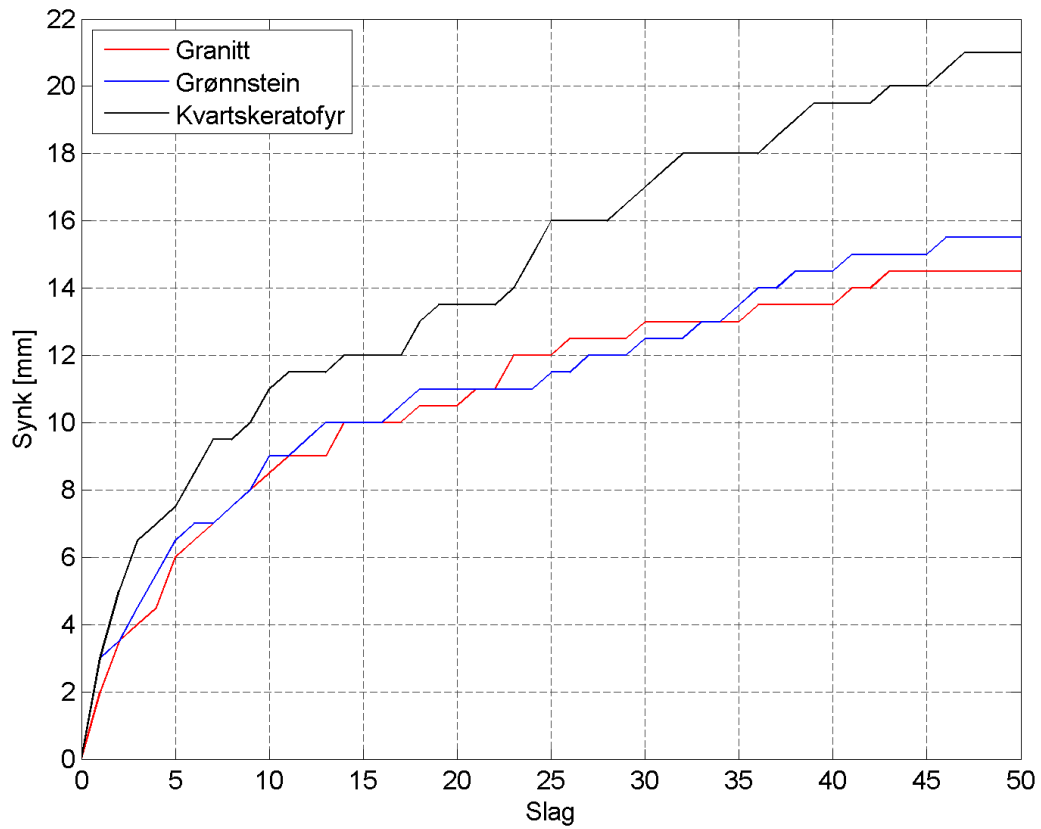
Det er vanskelig å trekke noen sikre konklusjoner om hvilken steintype det er lettest å ramme i. Alle grafene ender med en synk på rundt 10 mm, og avviker ikke stort fra hverandre. Kurven med kvartskeratofyr viser størst synk i starten, men flater mest ut. Grafen til grønnstein har en jevnere signing, og oppnår høyest total synk. Det er viktig å huske på at spissen fikk størst skade når den ble rammet mot grønnstein, så i praksis kan reell synk være noe annerledes enn det grafen gir inntrykk av.



**Figur 5.15:** Synk i bergart uten forboring

Figur 5.16 viser synk i de tre bergartene med forboring. Grafen for granitt og grønnstein er veldig lik, mens grafen for kvartskeratofyr ligger en del over. Grunnen til dette er nok at i forsøket med kvartskeratofyr ble det slått løs en stor del av steinen. Dette lettet transporten av løse masser, slik at det ble rammet direkte mot fjell. Grafene for granitt og grønnstein viser en tydeligere tendens til å flate ut. Ved inspeksjon av krateret til disse to prøvene, viste det seg at det lå en del masse med pulverkonsistens i bunnen av kratere. Dette har nok vært med på å dempe støtet.

På bakgrunn av dataene i Figur 5.15 og Figur 5.16 er det vanskelig å si noe om hvilken bergart det er lettest å ramme i. Til det er tendensene for små, og datagrunnlaget for lite.



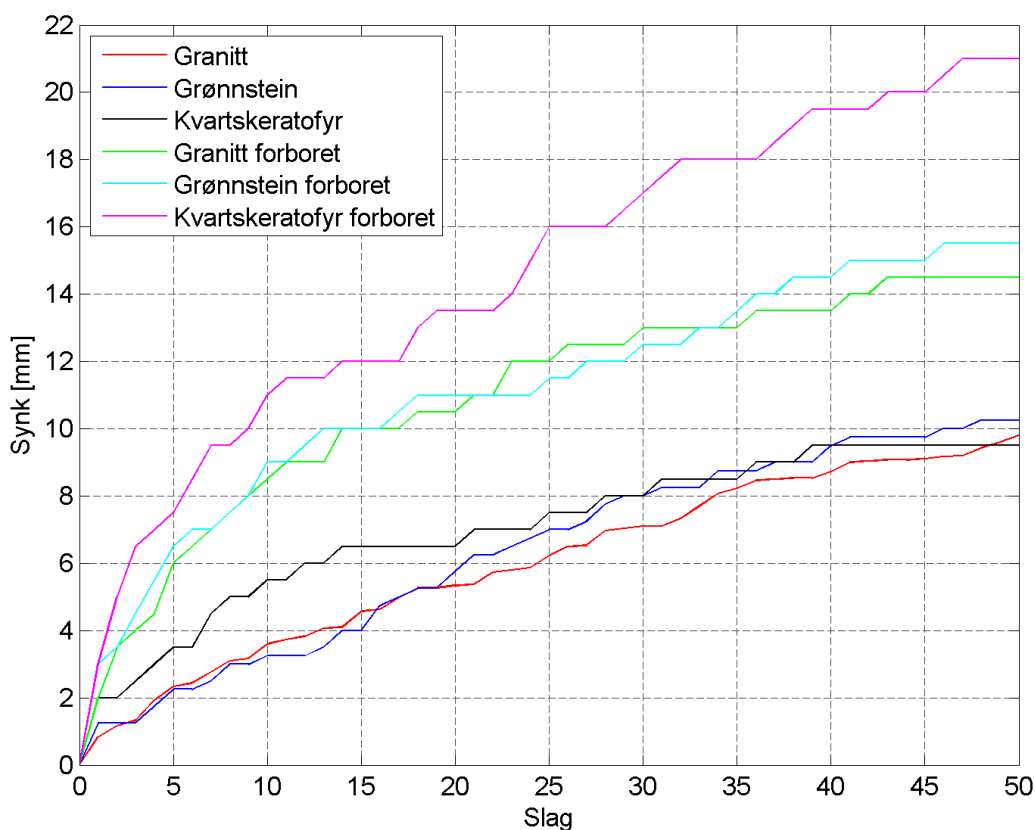
**Figur 5.16:** Synk i bergart med forboring

### 5.2.2.3 Effekten av forboring

På bakgrunn av forsøkene gjort av Tveito, ble det konkludert med at det ikke var mulig å si noe om forboring lettet nedtrengningen. Hensikten med å forbore og sette ned dybel, er først og fremst å sikre godt anlegg for spissen ved innrammingen. Men ved å forbore bør også nedtrengningen lettes.

Figur 5.17 viser sammenhengen mellom synk med og uten forboring for de tre bergartene. I alle forsøkene viste det seg at forboring lettet nedtrengningen. Effekten var også hørbar ved at loddet ikke spratt tilbake ved slag med stor synk. Prøven med forboret kvartskeratofyr fikk en klart høyere synk, men dette hadde sammenheng med at prøven fikk slått løs en stor del av steinen som forklart i forrige delkapittel.

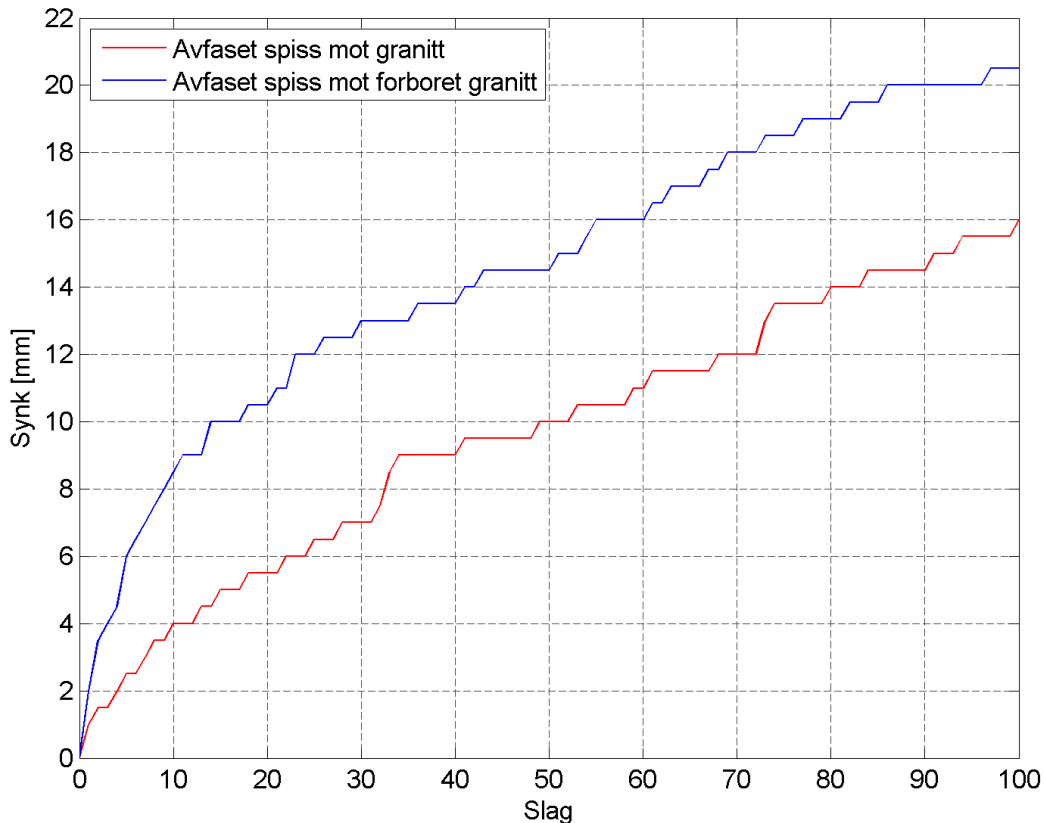
Prøvene som var forboret fikk en annen form på krateret sammenlignet med de som ikke var forboret. Fjellet i prøvene uten forboring fikk bruddform som en avkuttet kon, mens prøvene som var forboret fikk bruddform som en avkuttet kon pluss en sylinder. Dette vil bli nærmere diskutert i delkapittelet om beregning av massefortrengning.



Figur 5.17: Synk i bergarter med og uten forboring

### 5.2.2.4 Effekten av 50 ekstra slag

På bakgrunn av foregående forsøkene kunne det tyde på at synken flater ut etter hvert som spissen meisles inn i fjellet. For å teste dette ble to av testprøvene valgt ut til å rammes med 50 slag ekstra, forsøk 2 (avfaset spiss mot granitt) og forsøk 4 (avfaset spiss mot forboret granitt). Før forsøkene startet ble krateret fra de første 50 slagene målt, og krateret rengjort for løsmasser. Figur 5.18 viser synk for alle 100 slagene i de to forsøkene.



**Figur 5.18:** Synk ved 50 ekstra slag

Det er tydelig at synken er størst i de første 10 slagene, men etter dette har begge kurvene en nesten konstant helning. Ved å kjøre en kurvetilpasning på de to kurvene i MATLAB kan det finnes et matematisk uttrykk for utviklingen av synkmålet. Ved å anta at kurvene følger en potensfunksjon,  $y = a \cdot x^b$ , kan det settes opp følgende data for synk i de to forsøkene:

**Tabell 5.4:** Matematisk uttrykk for synk

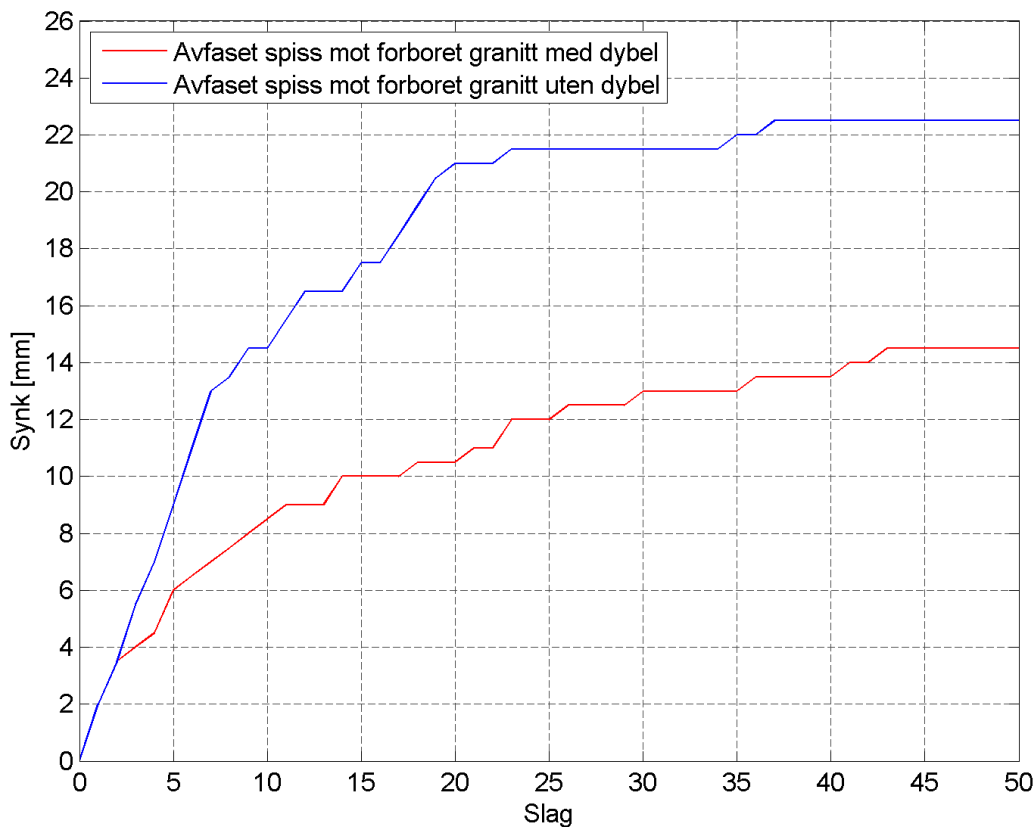
	a	b	R <sup>2</sup>
Uten forboring	0,8551	0,632	0,9930
Med forboring	3,05	0,4151	0,9914

En R<sup>2</sup>-verdi på 1 betyr at dataene passer perfekt til funksjonen. Siden R<sup>2</sup>-verdiene er såpass nær 1, er det mulig å si noe om utviklingen til synken. Potensfunksjonen er en

strengt voksende funksjon, mens den deriverte er avtagende. Dette betyr at synk avtar noe etter hvert som spissen blir meislet inn.

### 5.2.2.5 Effekten av dybel ved forboring

Siden dybelen satt fast i krateret etter endt ramming, kunne det tyde på at effekten av forboringen er borte når løsmassene har pakket seg rundt dybelen. For å teste dette ble det utført et forsøk med forboring uten dybel. Resultatet ses i Figur 5.19.



**Figur 5.19:** Synk i forboret granitt med og uten dybel

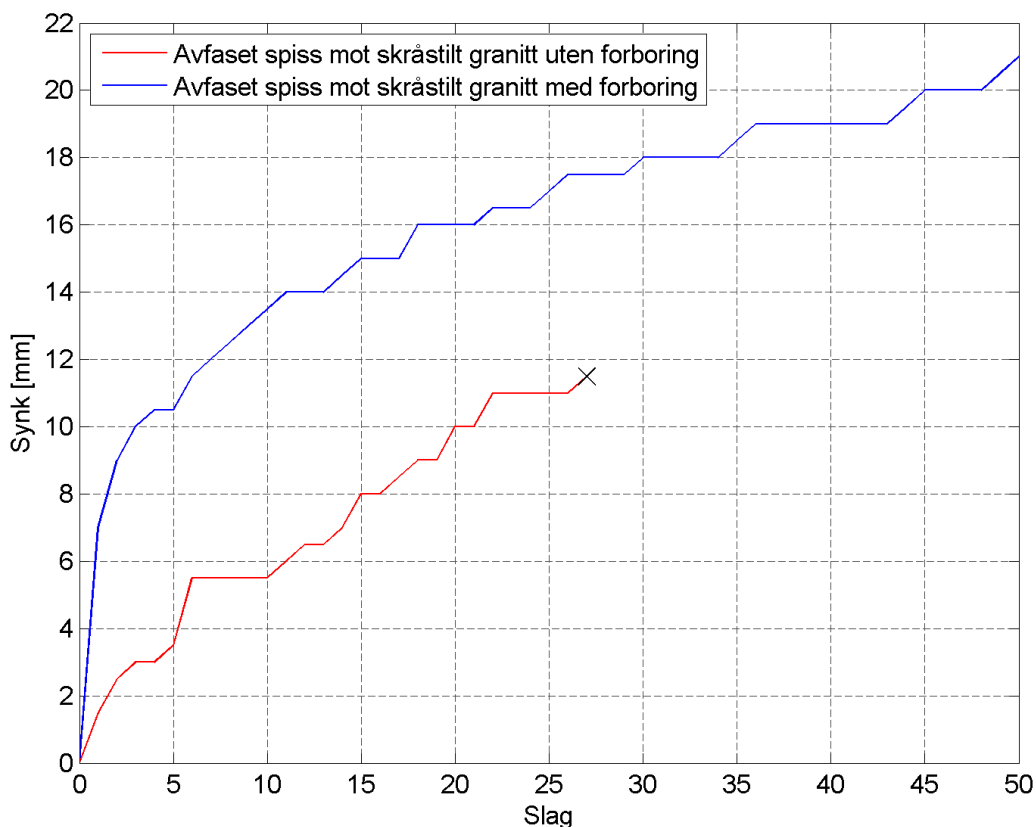
Kurvene følger hverandre de to første slagene, før kurven med dybel begynner å flate ut. Kurven med forboring, men uten dybel fortsetter å vokse jevnt til en synk på 13 mm før den begynner å flate ut. Dette tyder nettopp på at løsmassene pakker seg rundt dybelen, og bremser synken. Når forsøket var ferdig ble spissene tatt opp og inspisert. Da viste det seg at spissen som ikke hadde dybel hadde blitt tettpakket med løse masser inne i den hule delen av spissen. Disse løsmassene var til dels svært vanskelig å fjerne, og kan være med på å forklare at synken for spissen uten dybel stopper nesten helt opp etter 25 slag. Ved å ha tettpakkede masser i spissen kan det tyde på at spissen begynner å oppføre seg som om den er massiv, noe som gir klart mindre synk. Spissen uten dybel fikk en gjennomgående sprekk i spissen. Akkurat årsaken til denne sprekken er noe

usikkert, men kan ha sammenheng med at spissen var tettpakket med løsmasser som dermed skaper et ekstra trykk i radiell retning.

### 5.2.2.6 Skråstilt stein

Figur 5.20 viser resultatene fra forsøkene som ble utført på steinen med 22,8 graders helning. Grafen for spissen som ble rammet uten forboring, går kun til 27 slag. Dette kommer av at holderen ble slått løs da spissen begynte å skli mot overflaten av fjellet.

Spissen med forboring fikk en veldig stor synk på det første slaget, 7 mm. Dette kommer mest av at spissen ble rammet mot skråstilt fjell, og at det dermed er en mindre masse som må slås løs før spissen har fått skikkelig anlegg mot fjellet. Den store verdien på synkmålet kommer nok også av at krateret til de to spissene overlappet hverandre, siden begge spissene ble rammet mot samme steinprøve. Med unntak av de første ti slagene oppfører spissen med forboring seg veldig likt en spiss som ble forboret og rammet mot plant fjell. Dette virker også naturlig ettersom spissen hadde fått bra feste i steinen etter ca. 10 slag, og dermed ble rammet mot en tilnærmet plan flate etter dette.



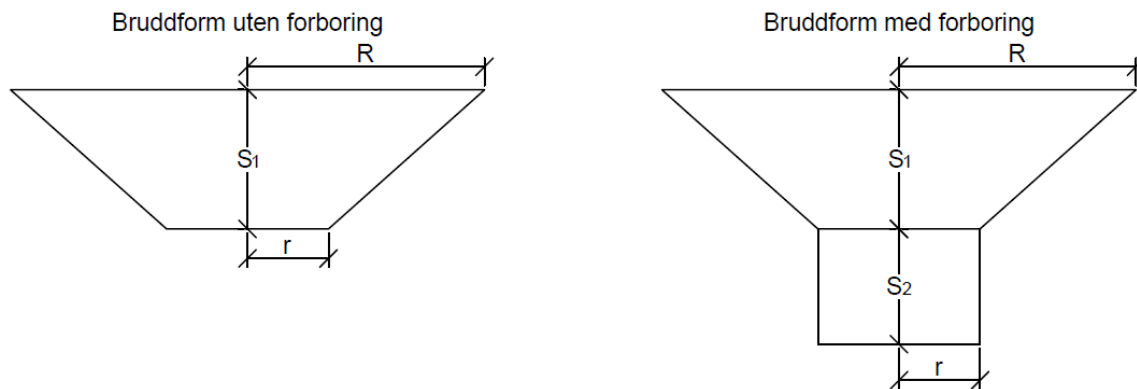
**Figur 5.20:** Synk i skråstilt stein med og uten forboring



### 5.2.3 MASSEFORTRENGNING

I tillegg til synk er bruddform og massefortrengning interessant å se på når nedtrengningsevnen i fjell skal vurderes. Bruddformen på krateret er med på å bestemme hvor godt anlegg og hvor god sidestøtte pelspissen har i fjellet.

Kratrene i stein kan ha en noe komplisert form, så for å få noen nøyaktige data på massefortrengningen burde steinprøven ha blitt veid før og etter den ble rammet. Dette kunne enten blir gjort ved å veie hele formen før og etter ramming, ved å pigge ut selve steinprøven etter ramming for deretter å veie den eller ved å veie den fortrengte massen.



**Figur 5.21:** Bruddform for stein

Å veie hele formen ville ikke gitt nøyaktige nok data, så denne metoden ble forkastet. Å pigge ut steinprøven ville blitt mye arbeid, så denne metoden ble også forkastet. Å veie massene etter ramming var også vanskelig da en del ble slått vekk i løpet av forsøket. Massefortrengningen har derfor blitt beregnet ved å anta at bruddformen til krateret følger de to geometriske formene vist i Figur 5.21. For steinprøvene som ikke ble forboret har krateret form omtrent som en avkuttet kon, mens prøvene som var forboret får en sylinderform i tillegg. For formene som ble forboret er det ikke trukket fra massene som ble boret ut. Formelen for volumet av en avkuttet kon er gitt ved formelen

$$V = \frac{1}{3} \cdot \pi \cdot S_1 (R^2 + R \cdot r + r^2) \quad (5.1)$$

mens formelen for en sylinder er  $V = \pi \cdot r^2 \cdot S_2$ .

Tabell E.1 i vedlegget gir en oversikt over de beregnede verdiene for massefortrengning i forsøket. Ingen av forsøkene fikk perfekt bruddform som de vist i Figur 5.21, så de beregnede massene inneholder en viss usikkerhet. I likhet med synken er det vanskelig å trekke noen sikre konklusjoner. Massefortrengningen til den avfasede og rette spissen er en god del større enn for den massive, men dette var også ventet. Forskjellen mellom den rette og avfasede spissen er relativt liten, så det er vanskelig å si noe som hvilken spissgeometri som er mest effektiv uten å gjøre flere forsøk.

Det observeres at granitten har den største massefortrengingen blant de avfasede spissene uten forboring. Spesielt kraterdybden til den ene grønnsteinen er liten i forhold til synkmålet. Dette kommer av at spissen ble svært deformert, og at synkmålet dermed inneholder aksiell deformasjon av spissen. Også spissen mot kvartskeratofyr ble skadet, så også her er massefortrengningen relativt liten.

De forsøkene med størst massefortrengning er også de forsøkene der steinen ble forboret. Forsøk nummer 10 er noe spesielt siden det ble rammet løs en stor del av steinen her. Dette kan ha sammenheng med at kvartskeratofyren hadde en del sprekker allerede før rammingen begynte og at det forborede hullet ble. Helt klart størst massefortrengning ble observert der steinen var forboret men ikke hadde dybel.

Prøvene som var forboret og hadde dybel, fikk en gunstigere bruddform sett fra en konstruksjonsteknisk side. Sylinderformen nederst sikrer bedre anlegg mot fjellet, og bedre sidestøtte. Denne bruddformen fikk også prøven uten forboring som ble rammet med 100 slag. Det kan derfor tyde på at forsøkene uten forboring også ville ha fått den samme bruddformen om de hadde blitt rammet med flere slag. Prøven med forboring uten dybel fikk samme bruddform som prøvene uten forboring.

#### *5.2.4 SKADE PÅ SPISS*

Bakgrunnen for forskings- og utviklingsprosjektet til statens vegvesen var at spissene ikke tålte rammingen de ble utsatt for. Det er derfor av interesse å vurdere skadene spissene ble påført i forsøket. I den forbindelse er det laget en skala som vurderer skaden på hver enkelt spiss. Skalaen går fra 1-10, der 1 betyr at spissen ikke fått noen skader, mens 10 betyr totalt deformert og uegnet for videre ramming. Skadene er vurdert på bakgrunn av avskalling, oppsprekking og radiell og aksiell deformasjon. Tabell E.2 i vedlegget gir en oversikt over skadene på spissene.

Av bergartene er det minst skade på spissene som ble rammet mot granitt, mens det er helt klart størst skade på spissene som ble rammet mot grønnstein. Grønnsteinen er i utgangspunktet en bergart som har lavere trykkstyrke enn granitt og kvartskeratofyr. At den dermed forårsaker mest skade på spissene, er derfor noe overraskende. En mulig forklaring kan være at grønnsteinen ikke er like sprø som de to andre bergartene, og at energiopptaket dermed blir noe annerledes.

Når det gjelder spissgeometri fikk den massive spissen større skader enn den avfasede og rette når den ble rammet mot granitt. Dette på tross av at den massive spissen har større overflateareal. Grunnen til dette er trolig at den massive spissen hadde betydelig mindre herdet overflate. Mellom den rette og avfasede spissen var det kun mindre forskjeller, og begge tålte rammingen godt.

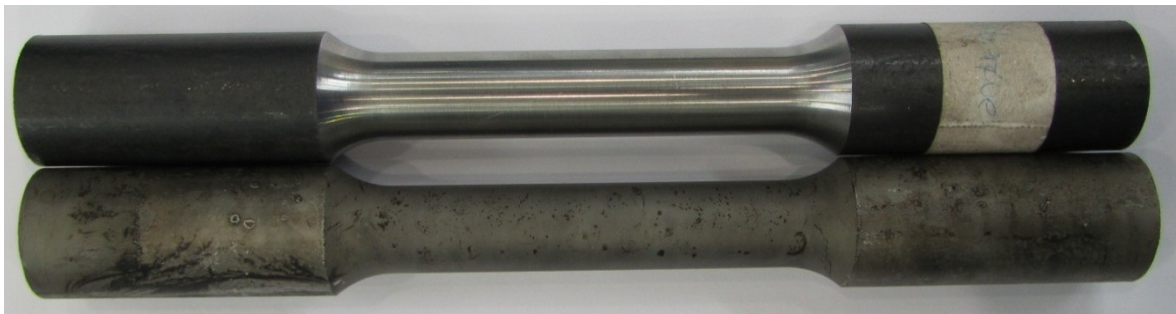
Også effekten av forboring var tydelig. Alle de forborede spissene fikk mindre skader sammenlignet med de som ikke var forboret. Unntaket var spissen som var forboret, men ikke hadde dybel. Denne fikk en gjennomgående sprekke i stålet. Noe overraskende

var det også at spissen som var forboret og ble rammet mot skrått fjell ikke fikk større skader. Grunnen til dette kan være at spissen hadde veldig stor synk på det første slaget, og dermed ikke tok skade av dette. Etter dette hadde spissen anlegg mot fjellet og oppførte seg som en avfaset spiss som ble rammet mot plant fjell.

### 5.3 STREKKFORSØK

For å kontrollere at spissene brukt i forsøket hadde de oppgitte fasthetsegenskapene, ble det utført tre forsøk med strekkprøver av stålet. Prøve A1 ble maskinert ut fra samme stålstang som spissene brukt i forsøket, mens prøve B1 og B2 ble maskinert ut fra en annen stålstang med samme egenskaper som den første. Prøve B1 var herdet slik som de hedede spissene.

Strekkprøvene ble kuttet i lengder på 25 cm, for deretter å bli dreid ned til en diameter på 20 mm. Lengden på området med diameter 20 mm er 16 cm. Figur 5.22 viser strekkprøve B1 og B2, der den nederste er B1 og den øverste er B2.



**Figur 5.22:** Strekkprøve B1 og B2

Prøvestykke A1 og B2 ble strukket til brudd i en Instron 1255 forsøksmaskin. Maskinen måler både bakkeforskyvning og kraftnivå. I tillegg ble forskyvninger målt ved hjelp av et ekstensiometer, som ble tatt av før prøven gikk til brudd. Det herdede prøvestykket B1 hadde en veldig hard overflate. Dette gjorde at prøvestykket gled i holderen på Instron 1255-maskinen. Prøven måtte derfor flyttes over i en kraftigere forsøksmaskin, Instron 8800. Også her ble bakkeforskyvning, kraftnivå og forskyvning ved hjelp av ekstensiometer logget. Da bruddtøyningen var såpass liten på prøve B1, ble ikke ekstensiometeret fjernet før brudd. Alle strekkprøvene ble utført med en strekkhastighet på 1 mm/min. Tabell 5.5 gir en oversikt over de viktigste dataene fra strekkforsøkene.

**Tabell 5.5:** Data fra strekkforsøk

	Herding [-]	Initial diameter [mm]	Sluttdiameter [mm]	Bruddlast [kN]	Sann bruddtøyning [-]
A1	Uherdet	20,22	11,27	115,2	1,16
B1	Herdet	20,09	19,65	215.6	0,02
B2	Uherdet	20,13	11,29	113.4	1,15



**Figur 5.23:** Strekkforsøk av prøve A1 i en Instron 1255 testmaskin

### 5.3.1 FORMELVERK

Ved hjelp av kraft-forskyvningsdataene fra forsøket, ble ingeniørtøyning/-spenning funnet ved hjelp av formlene (5.2) og (5.3)

$$e = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (5.2)$$

$$s = \frac{F}{A_0} \quad (5.3)$$

der  $L_0$  og  $A_0$  er henholdsvis initial lengde og areal,  $\Delta L$  er forskyvning og  $F$  er kraft. Siden ekstensiometeret ble tatt av før prøven gikk til brudd går det ikke an å plote hele kurven for ingeniørtøyning-spenning direkte. For å kunne konstruere hele kurven er det antatt at all deformasjon som ble logget i bakkeforskyvningen etter at ekstensiometeret ble tatt av, foregikk i den delen av prøven hvor ekstensiometeret var påsatt. Dermed kan hele kurven plottes ved å kombinere dataene fra ekstensiometeret med bakkeforskyvningen til forsøksmaskinen.

Svakheten til ingeniørtøyning/-spenning er at den ikke tar hensyn til reduksjonen i tverrsnittsarealet etter hvert som prøven strekkes. Dette gjør at ingeniørspenningen er

mindre enn den faktiske spenningen. For å ta hensyn til tverrsnittsreduksjon plottes sann tøyning-spenning gjennom relasjonene:

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (5.4)$$

$$\sigma = s(1 + e) \quad (5.5)$$

Formlene forutsetter at det er uniform tøyning i prøvestykket. Altså er den ikke gyldig idet innsnevring (*necking*) oppstår. Siden det ikke er mulig å si akkurat når dette oppstår, brukes kun dataene fra ekstensiometeret til å konstruere sann tøyning-spenningskurven. Det er imidlertid mulig å beregne bruddtøyning og bruddspenning ved å måle tverrsnittsarealet og kraften ved brudd. Dermed kan det legges til et siste punkt på sann tøyning-spenningskurven ved å bruke formlene (5.6) og (5.7)

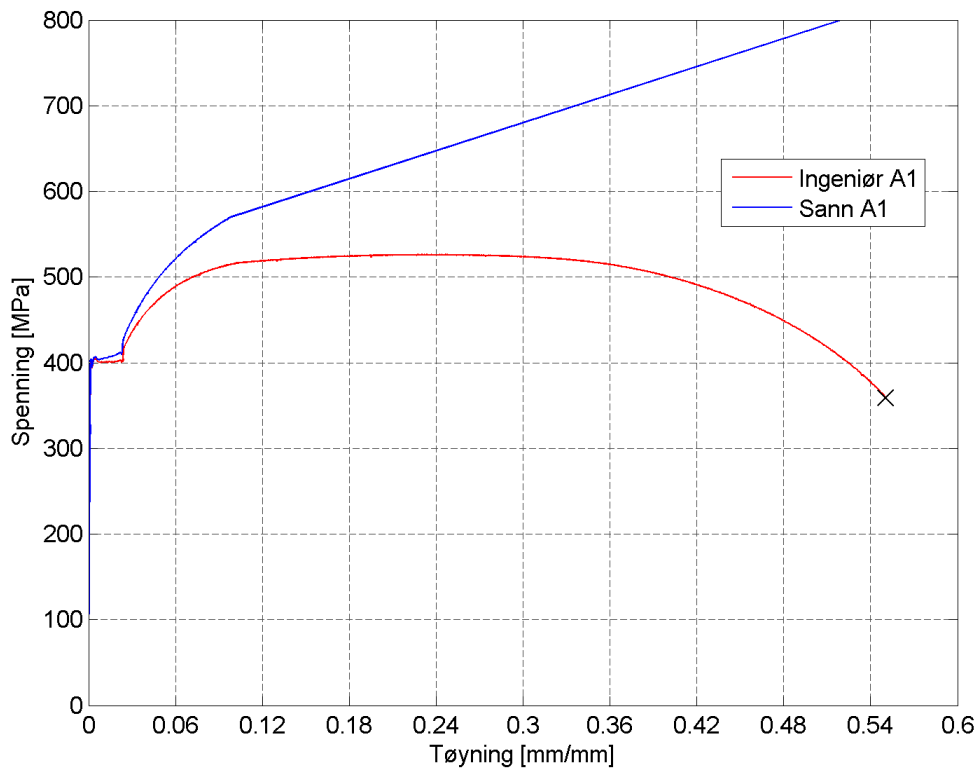
$$\sigma = \frac{F_{brudd}}{A_{brudd}} \quad (5.6)$$

$$\varepsilon = -\ln\left(\frac{A_{brudd}}{A_0}\right) \quad (5.7)$$

Til slutt er det antatt en lineær sammenheng fra punktet der ekstensiometeret ble tatt av til punktet beregnet med formlene (5.6) og (5.7).

### 5.3.2 RESULTAT PRØVE A1

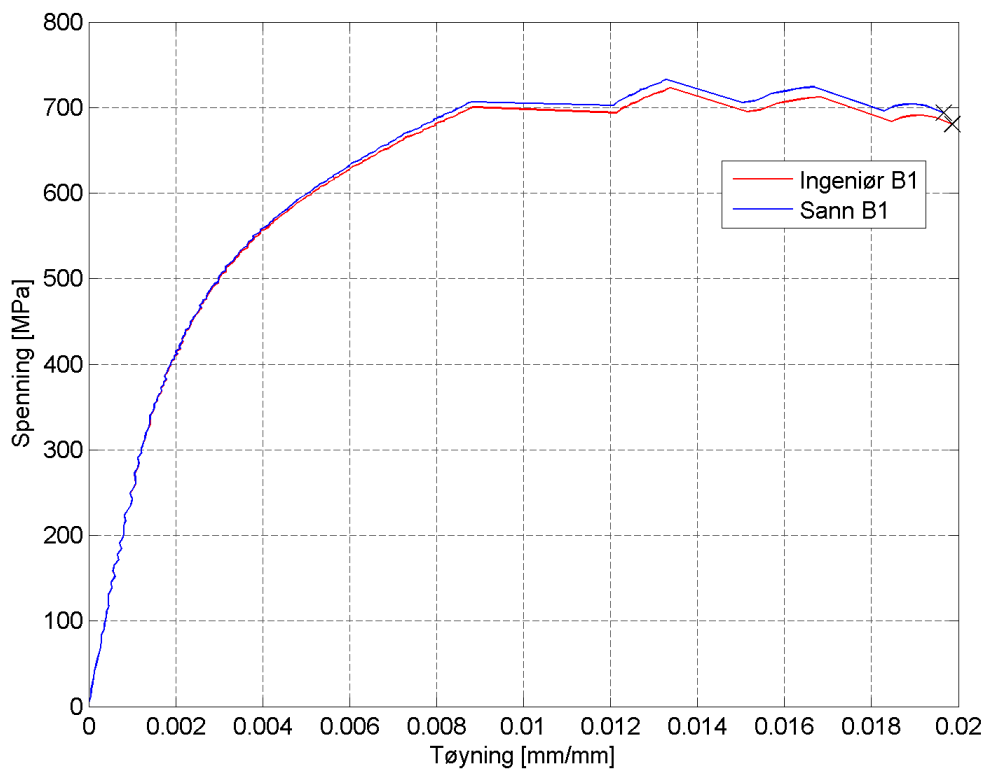
Figur 5.24 viser sammenhengen mellom ingeniørspenning-tøyning og sann spenning-tøyning. Prøve A1 var uherdet, og det observeres at ingeniørspenningen følger den normale spenning-tøyningssammenhengen for stål, med flyteplan og videre fasting. Ved å måle bruddareal og bruddspenning, ble det funnet et siste punkt for sann spenning,  $\varepsilon = 1,17$  og  $\sigma = 1155$ .



**Figur 5.24:** Spenning/-tøyningsdiagram prøve A1

### 5.3.3 RESULTAT PRØVE B1

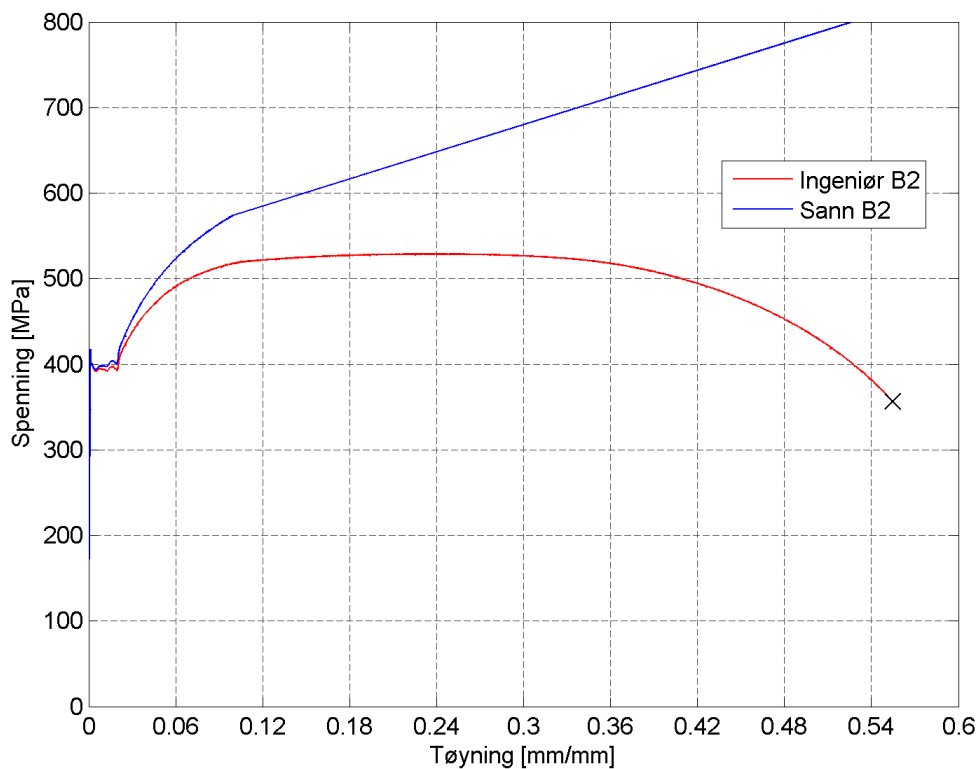
Prøve B1 var settherdet med karbonitrering. Figur 5.25 viser tydelig hvilken effekt dette hadde på stålet. I stedet for et tydelig flyteplan, skjer flytningen gradvis fra rundt 350 MPa. Ved en tøyning på rundt 0,009 observeres det at grafen flater ut, og får en irregulær form. Dette kommer av at det oppsto små brudd i den sprø overflaten. Dette gjør også at resultatene etter denne tøyningsverdien lyver noe siden det i de oppsprukkede områdene finnes spenningskonsentrasjoner der spenningene er høyere enn det grafen viser. På grunn av den sprø strukturen gikk prøven til brudd allerede ved en tøyning på 0,02, uten å nyttiggjøre seg av den duktile kjernens egenskaper.



**Figur 5.25:** Spenning/-tøyningsdiagram prøve B1

#### 5.3.4 RESULTAT PRØVE B2

Prøve B2 var uherdet og maskinert ut fra en annet 30 mm rundstål enn prøve A1. Prøvene er sannsynligvis fra samme parti og viser liten innbyrdes forskjell. Begge prøvene flyter ved rundt 400 MPa og går til brudd ved en sann tøyning rundt 1,15. Ved å lese av stigningen på grafen i det elastiske området, kan det finnes en verdi for E-modulen. Dette viste seg å gi en noe høy E-modul. Det kommer av plasseringen til ekstensiometeret. Når prøven settes i holderen, oppstår det fort små skeivheter i prøven som gjør at ekstensiometeret kan vise noe høye eller noe lave verdier på forskyvningen avhengig av hvilken side ekstensiometeret ble påsatt. Dette gjør igjen at E-modulen kan bli for høy eller for lav. Skal E-modulen måles nøyaktig, må det derfor plasseres to ekstensiometre som måler forskyvningen. En E-modul på rundt 210 000 MPa er mer riktig for vanlig konstruksjonsstål, og vil derfor bli brukt i de numeriske analysene og til å regne ut plastiske tøyninger.



Figur 5.26: Spenning/-tøyningsdiagram prøve B2

#### 5.4 FEILKILDER

I forbindelse med forsøket er det noen feilkilder som kan ha påvirket resultatene:

- Dropphøyden ble ikke justert etter hvert som pelspissen ble rammet nedover. Siden synk ikke var mer enn rundt 10-20 mm i de fleste forsøkene, er det liten sannsynlighet for at dette skal ha påvirket resultatene i noen stor grad.
- Siden dropphøyden ble stilt inn med en vinsj, var det vanskelig å få stilt inn denne med bedre enn 0,5 cm nøyaktighet. Dette betyr at i noen av forsøkene var dropphøyden 40,5 cm, mens i andre kun 39,5 cm.
- Siden det ble rammet mot naturstein, var ikke prøvene perfekte sylindre. Dette gjorde at overflatene var noe ujevne, og at prøvene ikke var like når det gjaldt sprekker.
- Noen av steinprøvene ble litt skråstilt under innstøping, noe som gjorde at rammingen foregikk mot en noe skråstilt overflate.
- Fastholding av den skråstilte prøven var noe dårlig da boltefestene ikke kunne brukes. Dette gjorde at prøven roterte litt under forsøket.



## 5.5 OPPSUMMERING OG DISKUSJON

I forsøket ble det rammet mot 3 ulike bergarter: granitt, grønnstein og kvartskaratofyr. I forhold til synk, var det liten forskjell mellom bergartene. Et forsøk med kvartskaratofyr viste større synk, men dette hadde sammenheng med at steinen ikke var helt flat og at den dermed fikk et noe annerledes brudd i steinen. Når det gjelder massefortrengning, kan det tyde på at det ble fortrent mer masse ved ramming mot de sprøere bergartene granitt og kvartskaratofyr, men resultatene er ikke entydige. Ramming mot granitt forårsaket minst skade på spissen, mens det ble størst skade på spissen som ble rammet mot grønnstein. Det er usikkert om spissene som ble rammet mot grønnstein ville tålt videre ramming.

For å se på effekten av forskjellige spissgeometrier, ble det valgt ut en spiss med 10 graders avfasing, en rett spiss og en massiv spiss. Både synk og massefortrengning var relativt lik for den rette og avfasede spissen, mens den massive spissen hadde både mindre synk og massefortrengning. Dette var forventet ettersom arealet på den massive spissen var større og siden peleveiledningen advarer mot at store massive pelspisser kan være vanskelig å meisle tilstrekkelig langt inn i fjell. Av spissene var det den massive spissen som fikk størst skade, mens den rette fikk minst. Den avfasede spissen fikk noe større skader enn den rette, men alle spissene ville tålt videre ramming.

I forsøket i Tveito, ble det stilt spørsmål hvorvidt forboring lettet nedtrengningen til pelen. Det ble derfor utført et forsøk på hver bergart der steinen ble forboret. Alle forsøkene viste at forboring letter innmeislingen og massefortrengningen. Dessuten ble skadene på spissene redusert i alle forsøkene. Det kunne virke som om synkmålet til de forborede steinene viste en tendens til å flate ut. Dette kommer av at rammingen etter hvert foregikk mot svært finkornede masser som tok opp en del energi fra støtet. To av forsøkene ble derfor utvidet med 50 ekstra slag. Ved å kurvetilpasse dataene fra forsøket, viste forsøkene med 50 ekstra slag at synkmålet flatet ut etter hvert.

Det ble også gjort to forsøk der en avfaset spiss ble rammet mot granitt med en helning på 22,8 grader. Det ene forsøket ble gjort uten forboring, mens det andre ble foretatt med forboring og dybel. I forsøket uten forboring begynte spissen å gli langs den skrå overflaten, noe som endte med at holderen ble slått løs. Forsøket med forboring gikk bedre, ved at spissen fikk bra anlegg mot steinoverflaten helt ifra starten av og ble rammet inn i steinprøven.

Til slutt ble det også undersøkt hvorvidt uherdede spisser egner seg for innmeisling i fjell. Det ble derfor foretatt to forsøk. Ett der en uherdet, avfaset spiss ble rammet mot granitt som ikke var forboret, og ett der en uherdet, avfaset spiss ble rammet mot granitt som var forboret. Etter fem slag ble begge forsøkene avbrutt etter at spissene hadde fått store plastiske deformasjoner og ikke hadde klart å trenge ned i fjellet. På en virkelig pel, er godstykkelsen mye større og effekten av herdning mindre. En uherdet fullskalapel vil dermed ha større sjanse for å tåle rammingen.

Strekkforsøkene med materialprøver av herdet og uherdet stål viste hvilken effekt herdingen hadde på stålet. Ut ifra bruddflaten på spissene og strekkprøvene virket det som 1 mm av ståloverflaten hadde latt seg herde. Dette er i samsvar med hva BANDAK oppgav som herdedybde.

## 6 NUMERISKE ANALYSER AV FORSØK

For å utføre numeriske analyser med hovedfokus på fjellet sin oppførsel er det nødvendig med en materialmodell som kan gjenskape fjellets egenskaper. I ABAQUS finnes blant annet materialmodellene Drucker-Prager, Mohr-Coulomb og enkelte modeller for betong. I tillegg kan det legges inn materialmodeller med kommandoen *UMAT*, *user material*. Problemet med *UMAT*-kommandoen er at brukeren selv må skrive datakoden for materialmodellen. Dette er svært krevende og tar lang tid. Siden granitten brukt i forsøket allerede hadde blitt studert numerisk ved bruk av materialmodellen Holmquist-Johnson-Cooks betongmodell var det ønskelig å bruke et program som hadde denne materialmodellen implementert. Det ble derfor besluttet å gjøre simuleringene av forsøket ved hjelp av programmet IMPETUS.

IMPETUS er et ikkelineært eksplisitt elementmetodeprogram, utviklet spesielt for å kunne håndtere store deformasjoner. Eksplisitt metode beregner forskyvningene i neste tidsskritt direkte fra tidligere tidsskritt. Dette gjør at de ukjente verdiene beregnes fra allerede kjente verdier, og forskyvningene kan beregnes uten å løse ligningssett med ukjente. Eksplisitt metode er imidlertid betinget stabil. Med dette menes det at det finnes et kritisk tidsskritt,  $\Delta t_{cr}$ , som ikke må overskrides. Hvis det velges et tidsskritt som er større enn det kritiske vil den numeriske analysen bli ustabil. I analysene som er utført, ligger det kritiske tidssteget på rundt  $\Delta t = 1 \cdot 10^{-7}$ . Dette gjør at det trengs mange tidsskritt for å utføre beregningene, men at hvert tidsskritt i seg selv tar relativt kort tid å beregne. Dette gjør at den eksplisitte metoden egner seg godt til støt, eksplosjoner og andre hendelser som foregår over et kort tidsrom, slik som ramming av peler [21].

Beregningene er gjort med versjon 2.0.463 av IMPETUS Afea Solver og prosessert med versjon 2.0.2.773 av IMPETUS Afea Post Processor.

### 6.1 OPPBYGNING AV MODELL

Det er laget i alt 4 ulike modeller: plant underlag uten forboring, plant underlag med forboring, skrått underlag uten forboring og skrått underlag med forboring. I hver modell er det mulig å variere om det skal rammes mot betong eller en steinprøve innstøpt i betong. Det er valgt å modellere halve oppsettet for å spare beregningstid. Ved å modellere halve og ikke bare en firedel, kan fortsatt usymmetriske hendelser om én akse studeres, f.eks. ramming mot skrått fjell.

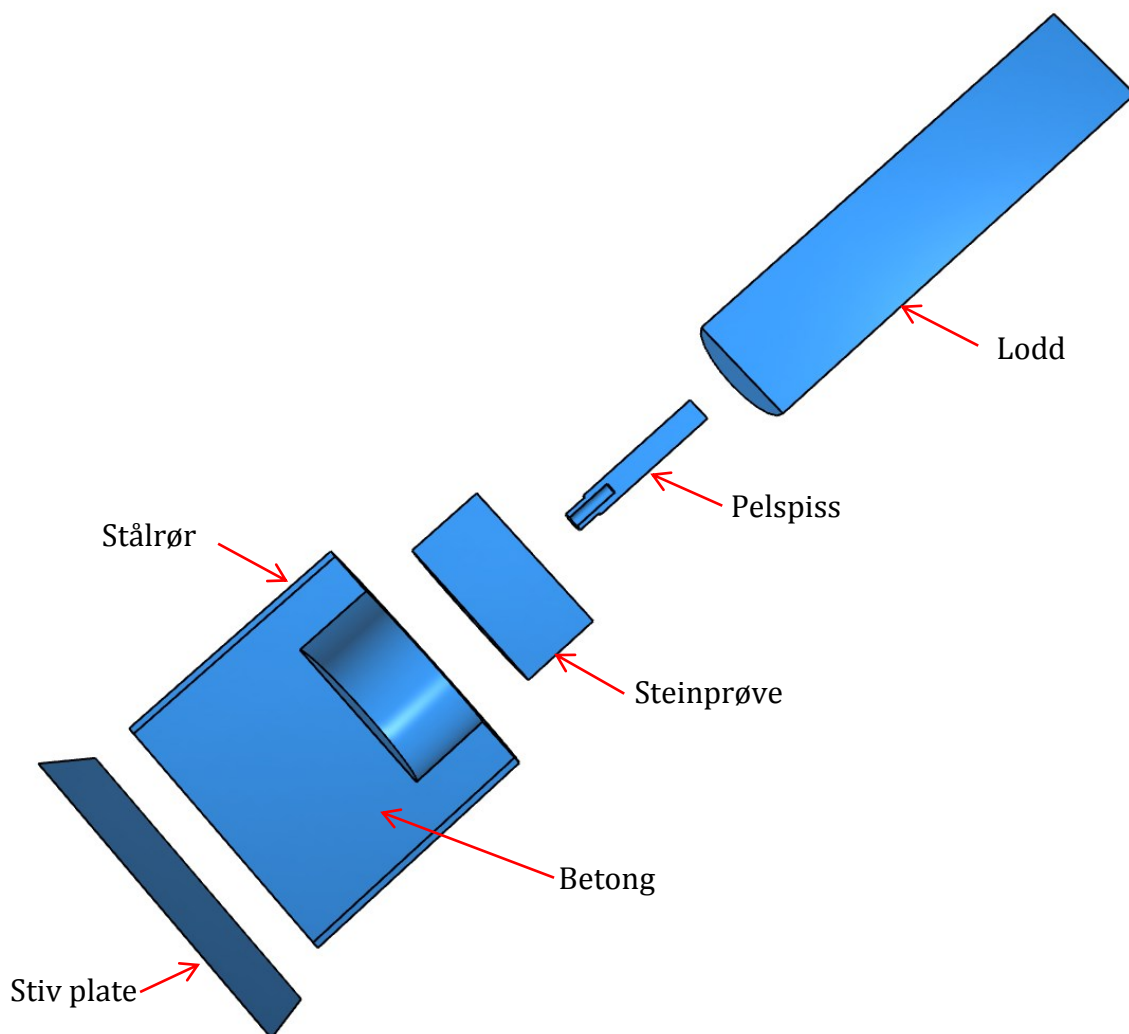
#### 6.1.1 DELER OG SAMMENSETNING

IMPETUS inneholder ingen egen preprosessor for å konstruere deler, sette disse sammen og konstruere mesh. Dette gjøres vanligvis med egne programmer, som NTNU

ikke har lisenser til. Masterstudentene Joakim Johnsen og Jens Kristian Holmen har derfor laget et skript i MATLAB som leser inn to tekstfiler med node- og elementinndeling fra ABAQUS og konverterer disse til et format som er kompatibelt med IMPETUS. En kopi av skriptet finnes i vedlegg F.1.

Basismodellen består av delene lodd, pelspiss, betong, stålrør, en stiv plate og eventuelt en steinprøve dersom det rammes mot granitt. Figur 6.1 viser delene i modellen. Alle delene har mål som i forsøket unntatt loddet som er forenklet til å være en sylinder med diameter 14 cm og lengde 59,6 cm. Dette gjør at loddet veier 72,0 kg.

For å koble de ulike delene sammen, brukes kommandoen *MERGE*, som tilsvarer å legge inn en "tie-constraint" i ABAQUS. Denne kobler også sammen deler hvor elementene ikke overlapper hverandre, slik som i overgangen mellom betong/stålrør og den stive platen.



**Figur 6.1:** Delene i basismodellen med granitt

### 6.1.2 MATERIALMODELLER

Ettersom modellen består av deler med ulike egenskaper, er det lagt inn ulike materialmodeller som tar hensyn til dette.

#### 6.1.2.1 Lodd og stålrør

Loddet og stålrøret er av mindre interesse. Funksjonen til disse delene er henholdsvis å få overført lasten til pelen og å sikre tilstrekkelig fastholding i radiell retning. De er derfor modellert med en elastisk materialmodell. Tabell 6.1 materialparameterne.

**Tabell 6.1:** Materialparametere brukt i modellen for lodd og stålrør

Del	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]	E [MPa]	$\nu$ -
Lodd	7850	210 000	0,3
Stålrør	7850	210 000	0,3

#### 6.1.2.2 Pelspiss

Materialmodellen for pelspissen må inneholde et flytekriterium og må ta med effekten at stålet tåler mer ved høyere tøyningshastigheter. Pelspissen er derfor modellert ved hjelp av materialmodellen Johnson-Cook. Flytespenningen i denne modellen er gitt ved (6.1):

$$\sigma_y = (A + B \cdot (\varepsilon_p)^n) \cdot \left( 1 + C \cdot \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \quad (6.1)$$

Der  $\sigma_y$  er von Mises flytspenning, A er initiell flytspenning. B og n er konstanter som definerer fastningen til materialet basert på sann plastisk tøyning  $\varepsilon_p$ . Den siste parentesen i uttrykket styrer effekten av tøyningshastigheten, hvor  $\dot{\varepsilon}_p$  er plastisk tøyningshastighet,  $\dot{\varepsilon}_0$  er referanse tøyningshastighet og C er en parameter som styrer effekten av tøyningshastigheten.

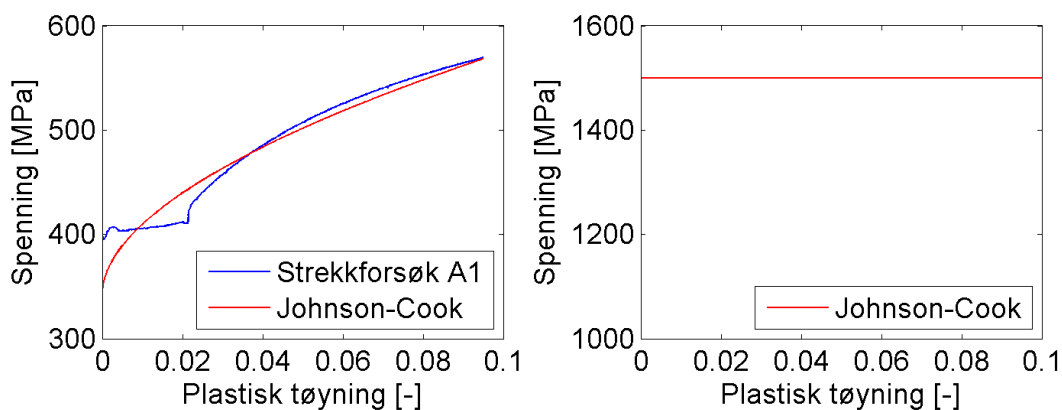
Ut fra formel (6.1) ses det at dersom  $\dot{\varepsilon}_p > \dot{\varepsilon}_0$ , vil von Mises flytspenning øke. Det samme gjelder for  $\varepsilon_p > 0$ , avhengig av parameterne B og n. Ved å sette B og C lik null, vil uttrykket reduseres til  $\sigma_y = A$ , altså en elastisk-perfekt plastisk sammenheng for flytning av stålet.

På bakgrunn av resultatene fra strekktestene og forsøket, synes det fornuftig å legge inn to materialmodeller. En for uherdet spiss og en for herdet spiss. For den uherdede spissen er dataene fra strekkforsøk A1 lagt til grunn for å kalibrere en materialmodell. Dette er gjort på følgende måte:

1. Beregne sann spenning fra ingeniørspenningen på bakgrunn av dataene fra strekkforsøket.

2. Finne sann plastisk tøyning-spenning ved å trekke ifra den elastiske delen. Dette er gjort ved å bruke relasjonen  $\varepsilon_p = \varepsilon - (\sigma/E)$ .
3. Kjøre en kurvetilpassing basert på minste kvadraters metode.
4. Legge til verdiene for tøyningshastigheten ved å bruke erfaringstall fra litteratur.

Materialmodellen for den herdede spissen er noe vanskeligere å kalibrere, siden spissen består av en hard overflate og en duktil kjerne. Den herdede spissen tok nesten ikke skade av ett slag i forsøket. Dessuten vil hovedfokuset i de numeriske analysene være på fjellet, for å få på plass en materialmodell for fjellet. Derfor er den herdede spissen lagt inn med en noe konservativ elastisk-perfekt plastisk materialmodell. Figur 6.2 gir en grafisk sammenligning av flytekriteriet for den uherdede og herdede spissen, mens Tabell 6.2 gir materialparameterne for spissene.



**Figur 6.2:** Flytespenning for uherdet (t.v.) og herdet spiss (t.h.)

**Tabell 6.2:** Materialparametere for Johnson-Cook modellen

Del	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]	E [MPa]	$\nu$ -	A [MPa]	B [MPa]	C -	n -	$\dot{\varepsilon}_0$ [s <sup>-1</sup> ]
Uherdet spiss	7850	210 000	0,3	344,7	817,4	0,012	0,55	$5 \cdot 10^{-4}$
Herdet spiss	7850	210 000	0,3	1500	0	0	0,55	$5 \cdot 10^{-4}$

### 6.1.2.3 Betong og granitt

Betongen og granitten er modellert ved hjelp av materialmodellen Holmquist-Johnson-Cooks betongmodell (HJC). Teorien bak denne er gjennomgått i kapittel 3.2. Denne modellen ble valgt fordi den ivaretar betongen og granitten sin trykkavhengige oppførsel, predikerer brudd og fordi granitten brukt i forsøket allerede hadde blitt kalibrert mot denne materialmodellen. Materialparameterne for granitten ble derfor hentet fra doktoravhandlingen til Seah [8], mens materialparameterne for betongen er hentet fra den opprinnelige artikkelen skrevet av Holmquist og Johnson [9]. Tabell 6.3

gir en oversikt over materialparameterne brukt i HJC-modellene. I tillegg er det definert at elementer som går til brudd ikke fjernes fra analysen.

**Tabell 6.3:** Materialparametere for Holmquist-Johnson-Cook modellen

	$\rho$ [Kg/m <sup>3</sup> ]	E [MPa]	$\nu$ -	$\sigma_c$ [MPa]	T [MPa]	$S_{max}^*$ -	$A^*$ -
Betong	2440	35700	0,2	48	4	7,0	0,79
Granitt	2626	54000	0,27	163	7,1	99	0,302
	$B^*$ -	$C^*$ -	$N^*$ -	$\dot{\epsilon}_0$ [s <sup>-1</sup> ]	$p_{crush}$ [MPa]	$p_{lock}$ [MPa]	$\epsilon_{vol,crush}$ -
Betong	1,6	0,007	0,61	1	16	800	0,001
Granitt	2,264	0,0022	1,0	10 <sup>-5</sup>	54,3	54,3	0,0014
	$\epsilon_{vol,lock}$ -	$K_1$ [MPa]	$K_2$ [MPa]	$K_3$ [MPa]	$\alpha$ -	$\beta$ -	$\epsilon_f^{min}$ -
Betong	0,1	85000	-171000	208000	0,04	1,0	0,01
Granitt	0,0	39130	26610	40180	0,143	1,0	0,07

#### 6.1.2.4 Stiv plate

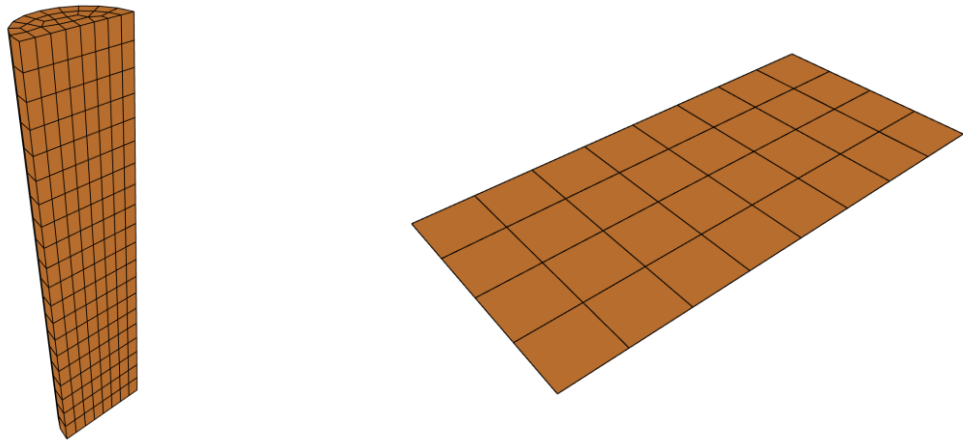
Den stive platen som skal representere bunnplaten i stålformen er lagt inn som et stivt legeme med tilhørende materialmodell. Det eneste som må defineres i denne modellen er massetettheten,  $\rho$ . Denne er satt til 7850 Kg/m<sup>3</sup> slik som for de andre stålmaterialene.

#### 6.1.3 ELEMENTER

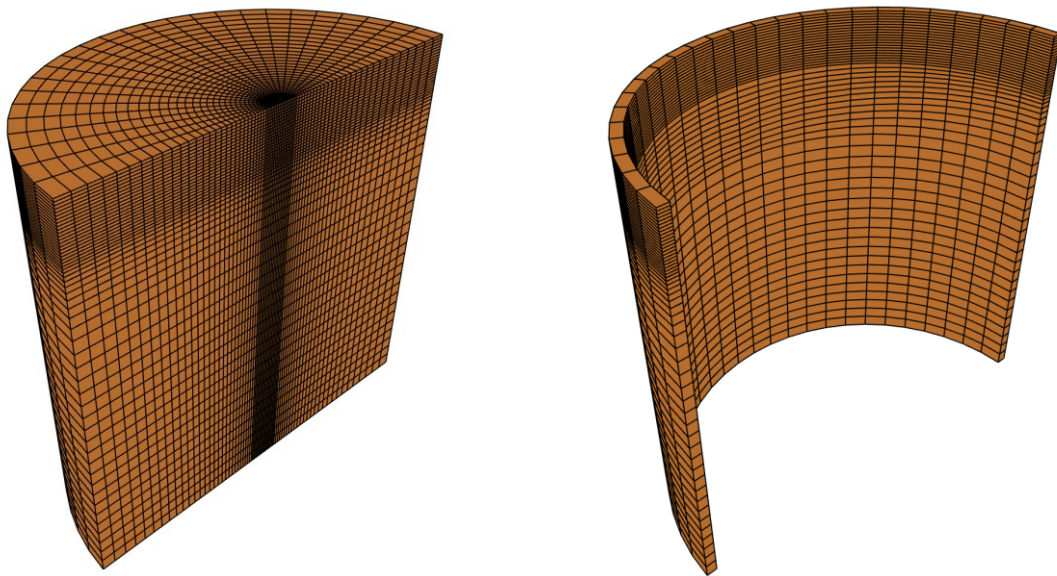
Alle delene med volum er modellert med lineære 8-noders volumelementer. Brukermanualen til IMPETUS er noe begrenset, så det står ikke så mye informasjon om elementene. Elementene skal ha timeglasskontroll for å oppdage nullenergimoder, og tilsvarende dermed C3D8R-elementene i ABAQUS. Det ble gjort forsøk med høyere ordens elementer, men disse ble svært forvrent. Dette gjorde at analysene stoppet opp. Resultatene fra disse analysene er derfor ikke inkludert i rapporten, men kun kommentert i enden av kapittelet.

Loddet og platen er modellert med henholdsvis 520 og 32 elementer. Betongen er modellert med 46592 elementer med 2 mm som minste elementstørrelse. Stålrøret har 1352 elementer, med ett over tykkelsen. De tre spissene avfaset, rett og massiv er modellert med henholdsvis 9304, 9148 og 7256 elementer, med 3 over tykkelsen av emnesrøret for den avfasede og rette spissen.

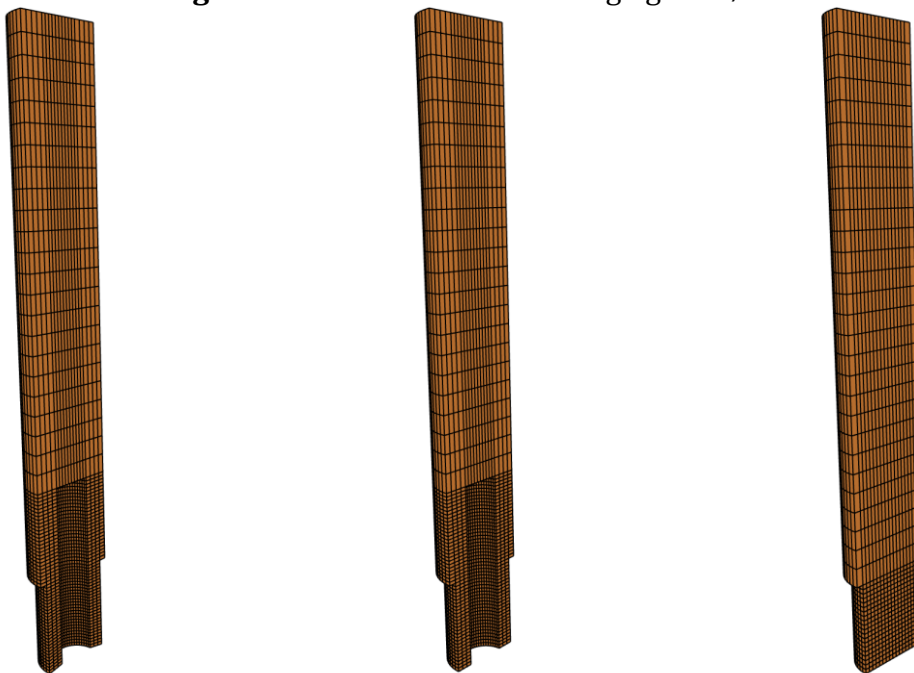
Den stive platen er modellert med 4-noders skallelementer. Disse elementene kan kun brukes i kombinasjon med en stiv materialmodell, og passer dermed godt til disse analysene.



**Figur 6.3:** Elementnett av lodd og platen i underkant



**Figur 6.4:** Elementnett av betong og stålrør



**Figur 6.5:** Elementnett av avfaset, rett og massiv spiss



#### 6.1.4 KONTAKT- OG RANDBETINGELSER

I IMPETUS må oppførsel for deler som kommer i kontakt med hverandre defineres gjennom en *contact*-kommando. Det betyr at det må defineres kontakt mellom lodd og pelspiss, pelspiss og fjell og mellom dybel og fjell. Friksjonskoeffisienten er satt til 0,5 slik som i de innledende analysene. Det må også defineres en *master surface* og en *slave surface*.

Disse to flatene velges etter følgende kriterier [21]:

- Nodene på *master surface* kan penetrere *slave surface*, men ikke omvendt.
- *Slave surface* har finest elementnett
- Hvis begge overflatene har samme densitet på elementnettet velges den delen med mykest materiale som *slave surface*.
- Stive overflater er alltid *master surface*.

Loddet er fastholdt mot sideveis bevegelse og er gitt en initiell hastighet lik  $v = \sqrt{2gh}$ . Spissene er fastholdt mot sideveis bevegelse i den delen av spissen som er 30 mm i diameter. Den stive platen er fastlåst i alle frihetsgradene i alle nodene. For å kunne sammenligne analysene med forsøket er loddet i analysene med betong sluppet fra 50 cm høyde, mens loddet i analysene med granitt er sluppet fra 40 cm høyde.

#### 6.1.5 UTDATA

Det er ikke like lett å styre utdata i IMPETUS som det er i ABAQUS. For at resultatfilene ikke skal bli alt for store er det valgt hente ut data fra 20 tidsskritt hvis ikke annet er oppgitt. Synk er hentet ut fra en node langs randen av spissen, mens spenningene er hentet ut fra to punkter: Når det refereres til bunnen av spissen menes det et punkt som ligger 2 mm fra kontaktpunktet mellom spiss og fjell, mens toppen av spissen er et punkt som ligger 10 mm fra treffpunktet mellom lodd og spiss. Figur 6.6 viser disse punktene.



**Figur 6.6:** Utdata fra pelspiss

## 6.2 ANALYSE 1: RETT OVERFLATE UTEN FORBORING

I den første modellen er det naturlig å kontrollere og eventuelt kalibrere de to materialmodellene for betong og granitt mot synkmålene og kraterutbredelsene fra forsøket.

### 6.2.1 VALIDERING AV MATERIALMODELL FOR BETONG

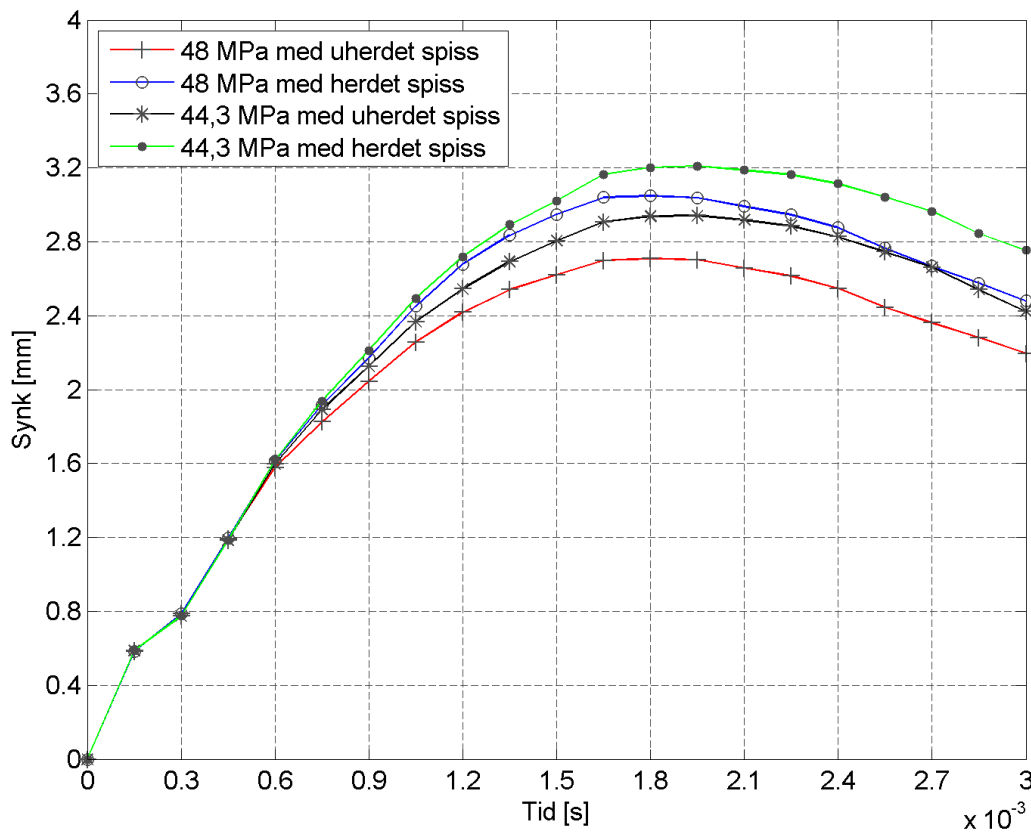
For betongen er det tatt utgangspunkt i en betong med trykkfasthet på 48 MPa, mens det ved trykktesting av betongen ble påvist en trykkfasthet på 44,3 MPa. Det er derfor utført fire analyser der de to fasthetene, 48 MPa og 44,3 MPa, er testet med og uten herdet, avfaset spiss. Verdiene for E-modulen, strekkstyrken og knusningstrykket,  $p_{crush}$ , henger sammen med trykkstyrken. E-modulen og strekkfastheten er derfor korrigert i henhold til formlene i eurokode 2 [22]. Knusningstrykket er endret ved å bruke formelen  $p_{crush} = \sigma_c/3$  [23]. Tabell 6.4 gir verdien på de endrede materialparameterne for betongen med trykkstyrke 44,3 MPa.

**Tabell 6.4:** Endrede materialparametere for betongen med trykkfasthet 44,3 MPa

	$\sigma_c$ [MPa]	E [MPa]	T [MPa]	$p_{crush}$ [MPa]
Betong $\sigma_c = 44,3$	44,3	14155	3,69	14,77

I forsøket ble det foretatt flere slipp mot betong og deretter målt synk. Synkmålet etter ett slag varierte fra 2,7 mm til 3,5 mm, med flest slag i området rundt 3,1 mm til 3,4 mm. Diameteren på krateret varierte fra 25 mm til 45 mm, og det ble registrert skadet betong ned til en dybde på 10 mm. I om lag halvparten av slippene ble det registrert sprekker i betongen.

Figur 6.7 viser synk i betong for en node som ligger på randen av den avfasede spissen. Figuren viser at herdingen av spissen har betydning for nedtrengningen i betongen. I tillegg observeres effekten av de endrede styrkeegenskapene. I forhold til hva som ble registrert i forsøket, treffer grafen med herdet spiss og trykkfasthet 44,3 MPa best. Resultatene fra analysene viser både sprekkevekst og brudd i betongen. I analysene finnes det skadet betong ned til en dybde på 14 mm og maksimal kraterdiameter er 38 mm.



**Figur 6.7:** Synk i betong med avfaset spiss

Med unntak av dybden på skadede elementer predikerer modellen fornuftige verdier. Resultatene viser også plutselige brudd i enkeltelementer. Det virker som om dette er en effekt av strekkbølger som propagerer over modellen og som dermed slår ut elementer.

Siden materialmodellen stemmer såpass bra med forsøkene er det ikke utført en større parameterstudie på modellen for betong. I en publikasjon fra Southwest Research Institute [24], ble det gjort en sensitivitetsstudie på penetrasjonsdybden ved bruk av HJC modellen. Der ble det konkludert med at trykkfastheten  $\sigma_c$  hadde mest å si for penetrasjonsdybden. Deretter følger parameterne  $N$ ,  $B$  og  $\varepsilon_f^{min}$ . Parameteren for minste bruddtøyning,  $\varepsilon_f^{min}$ , kunne bli brukt til å dempe effekten av brudd som oppstår på grunn av strekkbølger med lav styrke. Siden en noe stor del av elementene gikk til brudd, er det utført en liten parameterstudie på verdien for minste bruddtøyning.

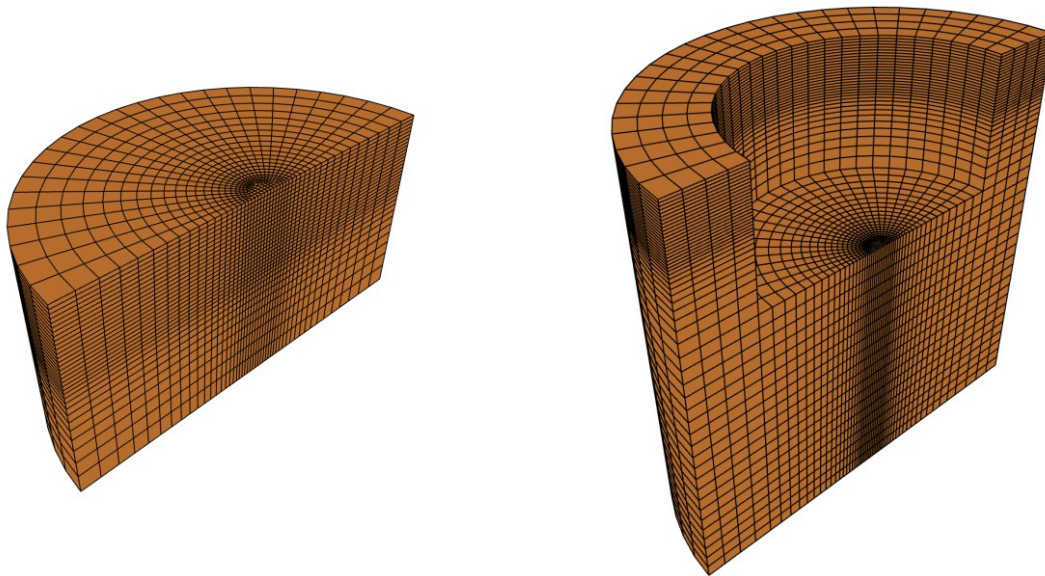
Totalt er det kontrollert fire verdier for  $\varepsilon_f^{min}$  fra 0,01 til 0,2. Ved å øke verdien på minste bruddtøyning er det mulig å minke kraterdybden, men enkeltelementene som går til brudd i basismodellen er der fortsatt. I tillegg går synken ned. Det er derfor besluttet å beholde verdien i basismodellen, og heller ha korrekt verdi på synkmålet.

I de videre analysene på betong vil modellen med trykkfasthet 44,3 MPa bli benyttet.

### 6.2.2 VALIDERING AV MATERIALMODELL FOR GRANITT

Modellen for granitt er allerede kalibrert i tidligere forsøk ved NTNU, og bør derfor kunne representere oppførselen til fjellet. I forsøket ble det observert at den uherdede spissen ikke klarte å trenge ned i granitten, mens den herdede spissen hadde en gjennomsnittlig synk på 0,83 mm i de tre forsøkene der den avfasede spissen ble rammet mot granitt. Med kun ett slag mot granitt oppsto det ikke noe krater, men kun et lite merke der spissen hadde blitt rammet mot fjell.

Figur 6.8 viser elementinndelingen av fjellet og den omkringliggende betongen i modellen med granitt. Granittsteinen er modellert med 18 208 elementer, mens betongen er modellert med 16 628 elementer. Minste elementstørrelse er 2 mm.



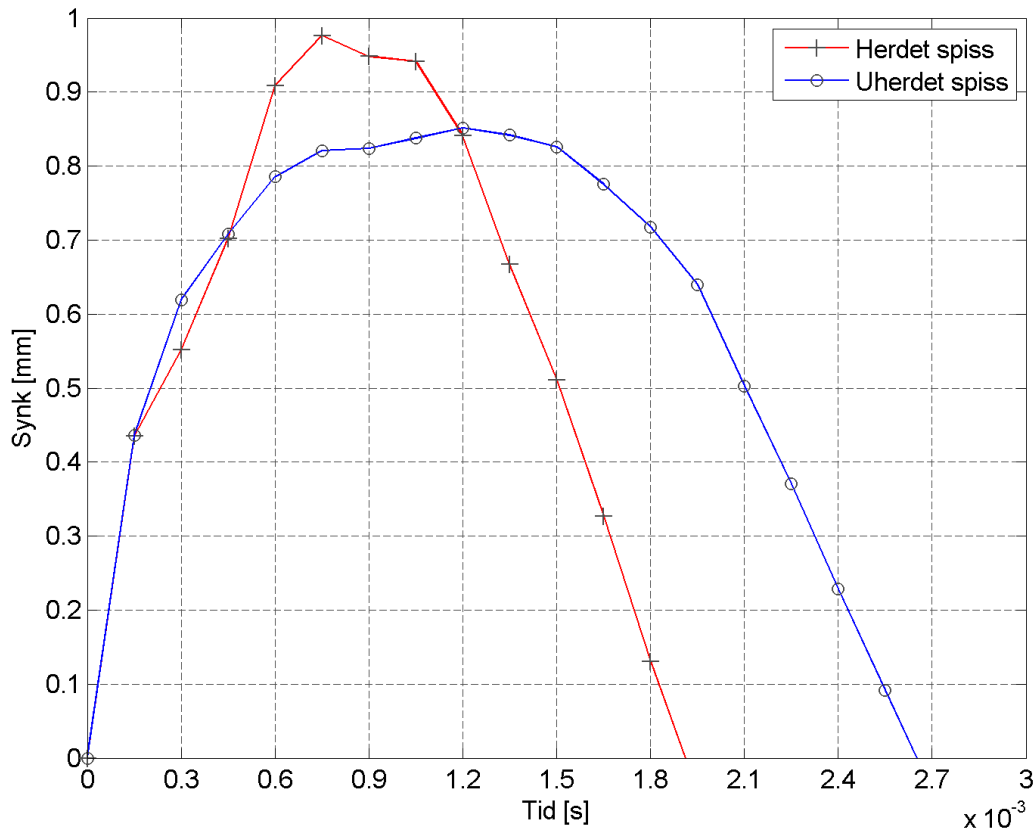
**Figur 6.8:** Elementnett av fjell og betong

Figur 6.9 viser synk i granitten med herdet og uherdet spiss. Analysene predikerer at begge spissene klarer å trenge ned i granitten, noe som ikke var tilfelle for den uherdede spissen i forsøket. For den herdede spissen stemmer synk imidlertid bra med data fra forsøk når det tas med at synk i forsøket ble avrundet til nærmeste halve millimeter. Grunnen til at forsøket med uherdet spiss tar lengre tid, er på grunn av at den uherdede spissen får store plastiske deformasjoner. Dette stemmer bra med observasjonene fra forsøket.

Figur 6.9 viser en noe irregulær form på synkkurven for den herdede spissen, ved at kurven for synk ligger under kurven til uherdet spiss i intervallet  $0,15 \cdot 10^{-3} \text{ s} - 0,45 \cdot 10^{-3} \text{ s}$ . Det kan virke som dette kommer av en noe uheldig kontakt mellom nodene i spiss og fjell, og at det oppstår forvrettede elementer veldig tidlig i analysen.

I begge analysene går en mindre del av fjellet til brudd. I analysen med uherdet spiss finnes det elementer som har gått til brudd ned til 4 mm, og antydninger til små sprekker. I analysen med herdet spiss finnes det også elementer med brudd ned til 4 mm, men noe større sprekkevekst 20 – 30 mm. Det ble ikke funnet noen synlige sprekker

i overflaten til steinen i forsøket. I begge analysene har bruddformene et noe irregulært mønster. Det kan derfor tyde på at det trengs et betydelig finere elementnett for å få fram korrekt bruddform. Dette er imidlertid noe tungvint å modellere med 3D-elementer siden det da trengs mange elementer, noe som igjen fører til at analysene tar lang tid å kjøre. En mulig løsning på dette problemet kan være å bruke aksesymmetriske elementer. Dette er imidlertid ikke implementert i IMPETUS, men er for eksempel tilgjengelig i LS-DYNA.

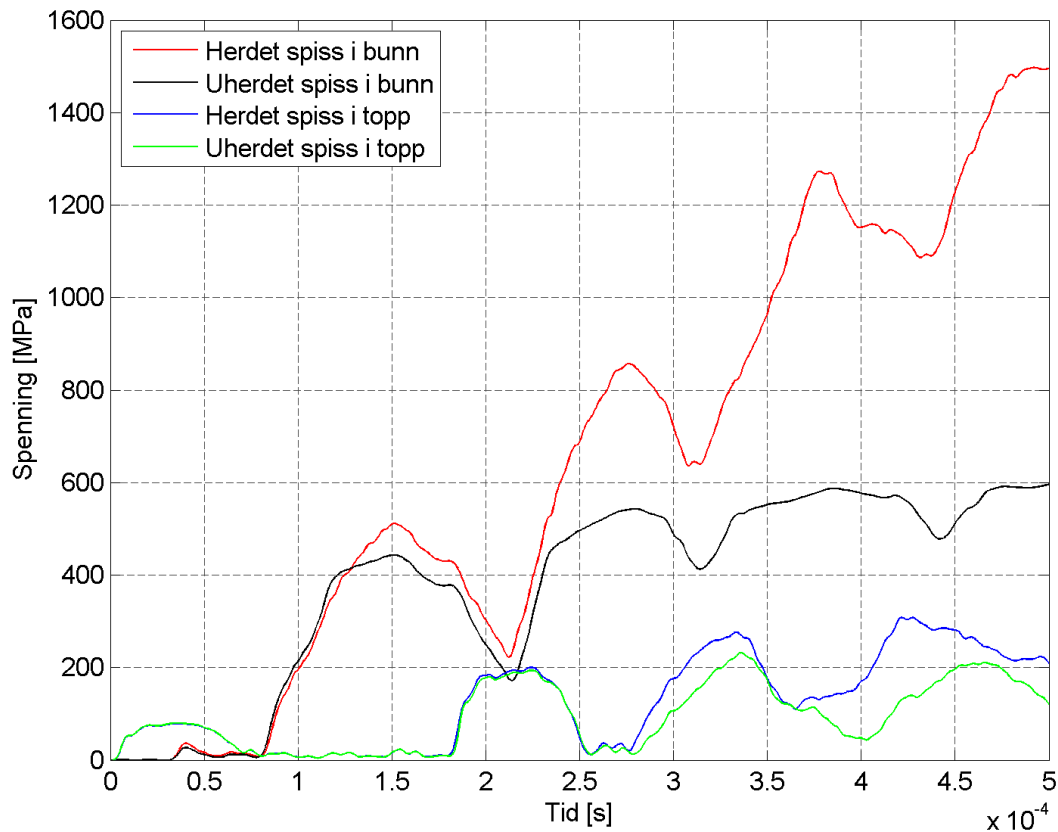


**Figur 6.9:** Synk i granitt med herdet og uherdet spiss

Siden synk stemmer rimelig bra med forsøksresultatene, og siden det finnes elementer som går til brudd i overflaten er det ikke utført en større parameterstudie eller ytterligere kalibrering av materialmodellen for granitt.

Det er vanskelig å gjøre sammenligninger mellom de numeriske analysene av fullskala-pelen til Tveito og forsøket med nedskalerte spisser. Til det varierer spissgeometri og pellingde for mye. I tillegg er tøyningshastigheten forskjellig. I fullskala-forsøket til Tveito ble det registrert tøyningshastigheter opp mot  $2 \text{ s}^{-1}$  ved ramming fra en meters høyde, mens i analysene av forsøket har tøyningshastigheten verdier på flere hundre  $\text{s}^{-1}$ . Det virker også som det er betydelig mer numerisk støy i resultatene fra forsøket sammenlignet med fullskala-analysene. Dette kan ha sammenheng med hvilket program som er brukt, og det kan være en effekt av nedskaleringen av pelspissene.

Figur 6.10 viser spenninger i topp og bunn av spissen for herdet og uherdet spiss. Den herdede spissen er inkludert for å tydeliggjøre når den herdede spissen flyter. Det er ikke lagt vekt på spenningene i den herdede spissen siden materialmodellen ikke stemmer med de egentlige egenskapene. For å redusere numerisk støy i resultatene er kurvene glattet ut ved å bruke *smoothing spline* som i de innledende analysene.



**Figur 6.10:** Spenninger i avfaset spiss med og uten herding

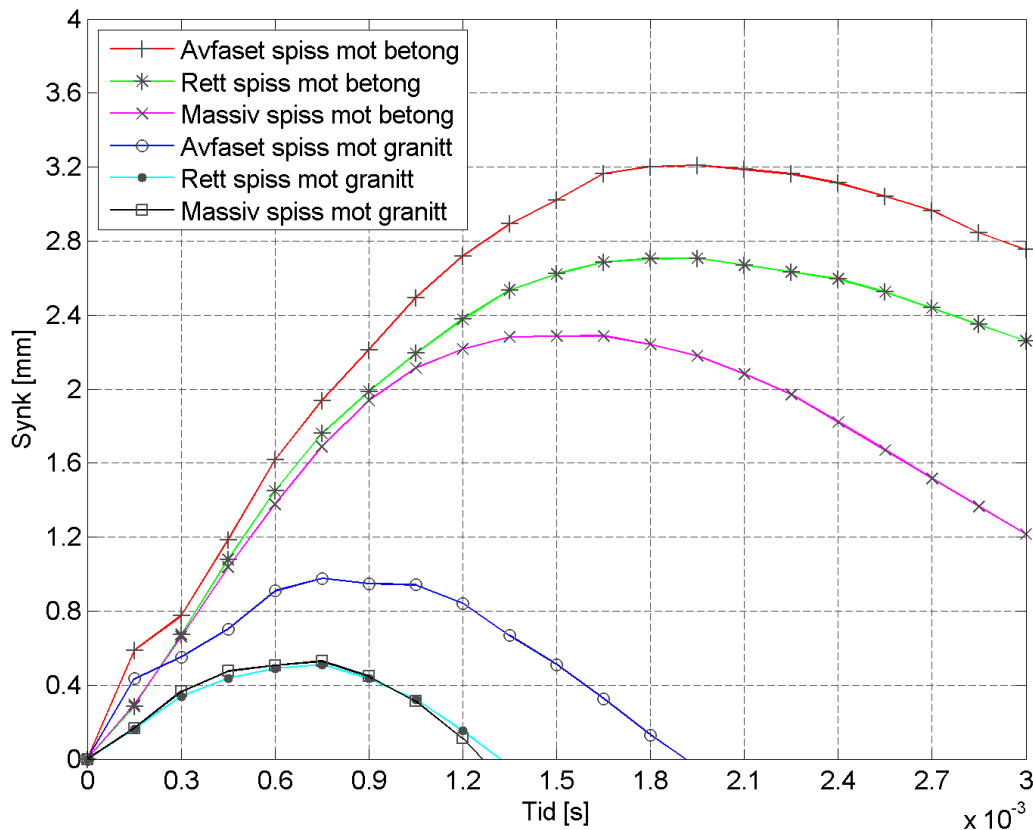
De to kurvene for spenningene i bunn følger hverandre tett helt til en spenning på ca. 400 MPa. Her begynner stålet i den uherdede spissen å flyte, mens den herdede spissen fortsatt er i sitt elastiske område. At den uherdede spissen tåler høyere spenninger kommer av at stålet fastner og fordi spissen får økt flytegrense ved økte tøyningshastigheter. Det observeres at spenningsbølgen treffer bunnpunktet på spissen etter ca.  $0,8 \cdot 10^{-4}$  s. Dette kommer av kraften fra loddet skal overføres til spissen, for deretter å bevege seg som trykkbølger ned til fjellet. Tiden mellom hver spenningsstopp, perioden  $T$ , stemmer godt overens med beregnet periode:

$$T = \frac{L}{c} = \frac{L}{\sqrt{E/\rho}} = \frac{2 \cdot 0,3 \text{ m}}{5172,2 \text{ m/s}} = 1,16 \cdot 10^{-4} \text{ s}$$

Spenningene av spissen i topp holder seg under flytegrensen for begge materialmodellene.

### 6.2.3 EFFEKT AV SPISSGEOMETRI

I forsøket ble det testet tre ulike spissgeometrier: avfaset, rett og massiv. Etter ett slag hadde de tre spissene en synk i granitt på henholdsvis 0,83 mm, 0,50 mm og 0,00 mm. Etter endt ramming hadde den avfasede og rette spissen tilnærmet lik synk, mens den massive spissen hadde rundt 30 % lavere synk. Derfor var det ikke mulig å si om avfaset eller rett spiss er mest effektivt når det rammes mot fjell. Figur 6.11 viser synk i betong og granitt med de ulike spissene.



**Figur 6.11:** Synk med ulike spissgeometrier

Analysene med betong stemmer bra overens med forsøket. Den avfasede spissen får størst synk, mens den massive får minst. Fra analysene kan det tyde på at den avfasede spissen forårsaker størst sprekkvekst, mens den massive spissen forårsaker minst. Den massive spissen lager et noe annerledes bruddmønster enn de to andre spissene ved at flere elementer går til brudd under selve spissen, se vedlegg G.1.

For granitt viser analysene nesten identisk synk for massiv og rett spiss. I forsøket ble det ikke registrert noen nedringning av den massive spissen for ett slag, mens den rette spissen fikk en synk på 0,5 mm. Siden synk forsøket ble avlest med 0,5 mm nøyaktighet kan det godt hende at analysene viser relativt korrekte verdier. Det virker imidlertid litt merkelig at den rette spissen ikke har større synk en den massive.

#### 6.2.4 *EFFEKT AV FALLHØYDE*

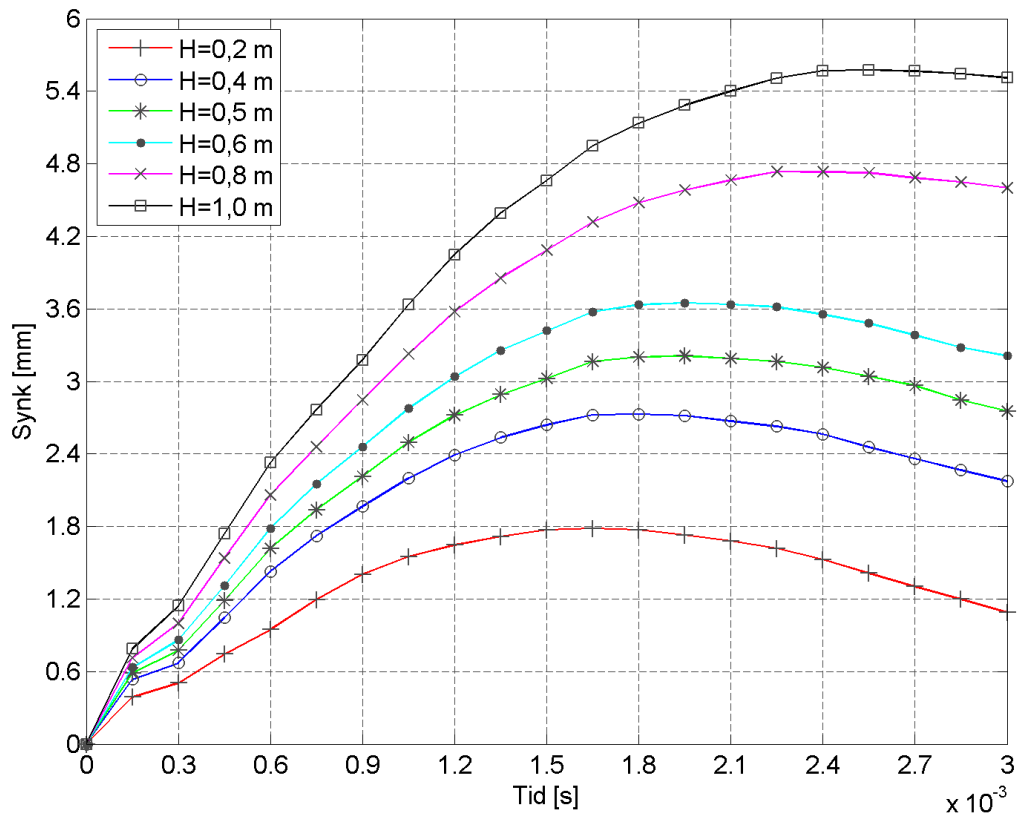
I forsøket ble det rammet fra samme høyde, 40 cm, i alle forsøkene. For mange av fallseriene viste grafen for synk en tendens til å flate ut. Det virker derfor som en god idé å ha en rammeinstruks å gå etter når det meisles i fjell. Rammeinstruksen sier hvilken fallhøyde loddet skal ha avhengig av synk. For å vurdere effekten av variabel fallhøyde er det foretatt analyser der fallhøyden er variert fra 20 cm til 100 cm på begge materialene. Figur 6.12 og Figur 6.13 viser synk i henholdsvis betong og granitt, og figurer av krateret ved de ulike dropphøydene finnes i vedlegg G.3 og G.4.

Synk øker naturligvis med økt fallhøyde. I tillegg observeres det at støtet tar lenger tid jo høyere dropphøyden er. Dette kommer av at loddet har større kinetisk energi og at det dermed tar lenger tid før støtet er tatt opp i fjellmaterialet. Observasjonen er tydeligst for betong. Granitten er hardere og det tar kortere tid å gjennomføre støtet.

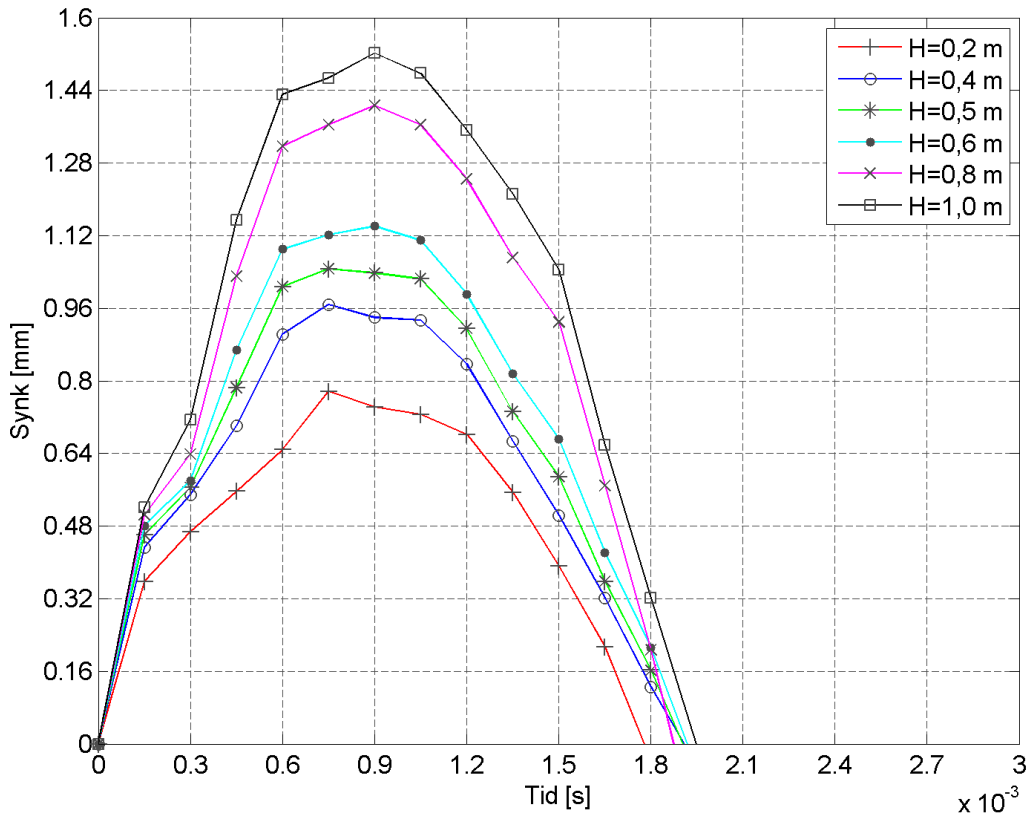
I vedlegget finnes bruddmønster ved varierende fallhøyder. I alle analysene med betong dannes det sprekker i materialet. Akkurat hvor disse sprekke oppstår er noe tilfeldig, da det observeres et flatere brudd ved fallhøydene 80 cm og 100 cm. For fallhøydene 80 cm og 100 cm har det dannet seg en sprekk akkurat i symmetriplanet. Dette gjør at figurene for disse høydene viser et noe stort bruddmønster.

For granitten er bruddmønsteret noe mer tilfeldig, men skadene på fjellet øker med økende fallhøyde. Vedlegget viser tydelig hvordan noen elementer blir forvrengt. Ved dropphøyder på 60 cm og høyere registreres det plastiske deformasjoner i spissen selv om den er lagt inn med en flytegrense på 1500 MPa. Det kan tyde på at høye dropphøyder i fallrigger bør unngås hvis materialet er veldig hardt, men dette er ikke testet i forsøket.





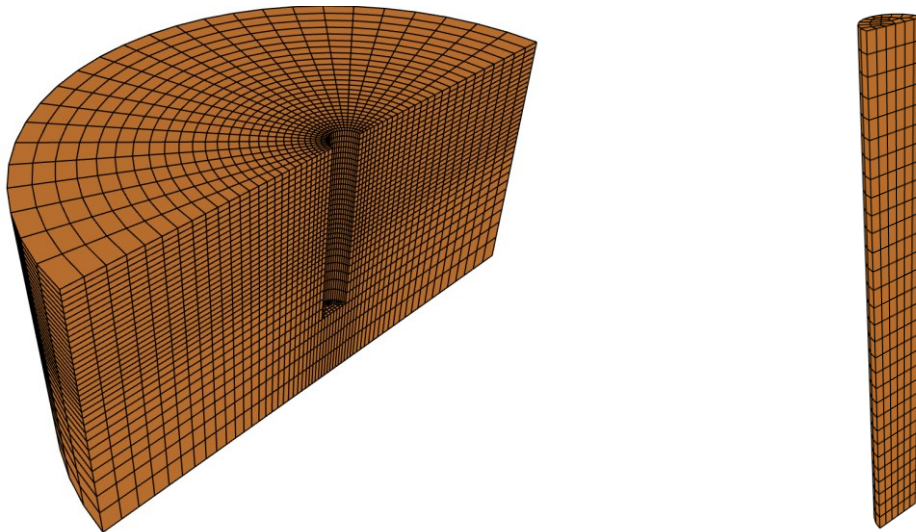
Figur 6.12: Synk ved variabel dropphøyde på betong



Figur 6.13: Synk ved variabel dropphøyde på granitt

### 6.3 ANALYSE 2: FORBORET MED OG UTEN DYBEL

I forsøket ble det både testet prøver med forboring med og uten dybel. Dette gav tydelig større synk sammenlignet med rammingen mot hel overflate. Modellen i analyse 2 er derfor utvidet ved å inkludere forboring og dybel for å se de om samme effektene er gjeldende i de numeriske analysene. For enkelhets skyld er dybelen lagt inn med samme materialmodell som den herdede spissen. Figur 6.14 viser elementnettet til steinprøven og dybelen. I modellen med betong er det laget et hull på samme måte som i steinprøven. Den forborede granittprøven har 22 620 elementer, mens dybelen har 660.



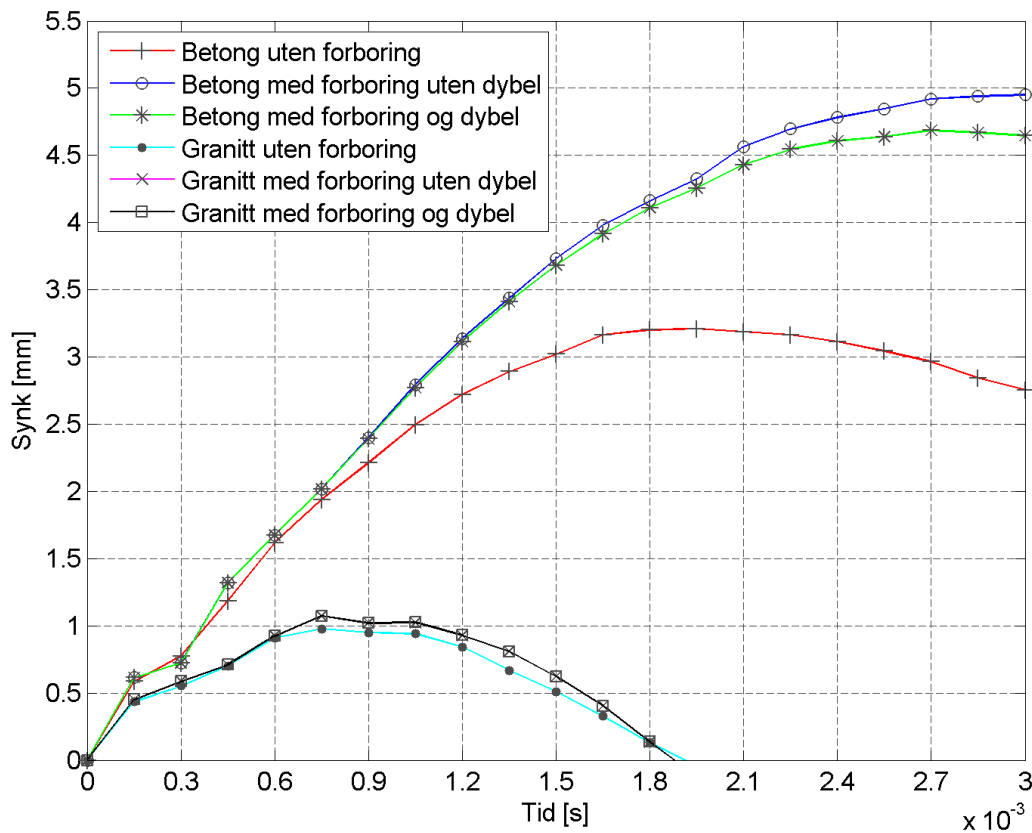
**Figur 6.14:** Elementnett av fjell og dybel

Det forborede hullet er 12 mm i diameter og 70 mm dypt. Dybelen er 10 mm i diameter og 100 mm lang.

Figur 6.15 viser resultatet fra analysene med forboring og eventuell dybel. For betong er det en klar tendens til at forboring letter nedtrengningen. Grafene med og uten dybel følger hverandre tett, og skiller seg kun mot slutten. Med forboring og dybel oppnås en maksimal synk på 4,69 mm, mens uten dybel oppnås 4,95 mm synk. Mot slutten av analysen med dybel begynner de skadede elementene å presse mot dybelen, mens de skadede elementene i analysen uten dybel fortsatt har plass til å deformere seg ytterligere. Derfor skiller grafene for betong med og uten dybel seg noe mot slutten.

I analysene med granitt er det veldig liten forskjell mellom kurvene med og uten forboring. Dette skiller seg klart ifra forsøket, og virker ikke helt sannsynlig. Kurvene med forboring er helt like. I forsøket ble det ikke registrert noen forskjell med eller uten dybel, så dette virker fornuftig. En mulig forklaring til at det ikke er større forskjell i resultatene med granitt kan være at materialmodellen ikke er optimalt kalibrert. Materialparameterne for granittmodellen ble kalibrert for ballistiske der granittplatene ble beskyttet med et stållegeme. Fysikken i dette forsøket er noe annerledes sammenlignet med forsøket med pelramming. Dermed kan det hende at materialmodellen bør kalibreres på nytt. Det virker blant annet som om materialet er for

stivt siden elementene ikke deformeres i noen særlig grad, og dermed ikke er i stand til å predikere riktig kratergeometri.



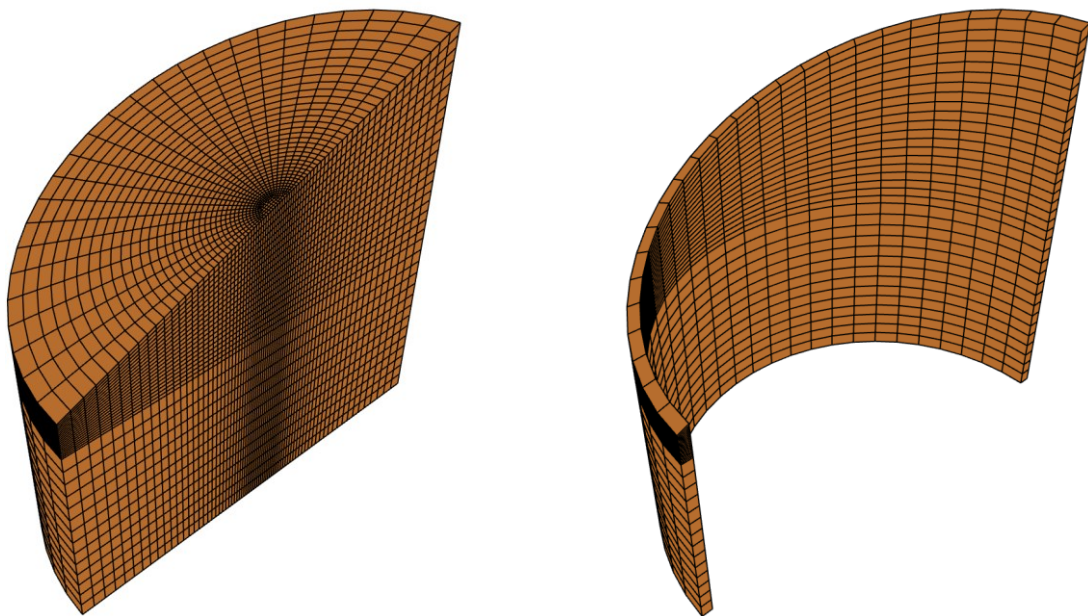
**Figur 6.15:** Synk ved forboring med og uten dybel med avfaset spiss

Analysene predikerer sprekkevekst for betongen, men i mindre grad enn i basismodellen som ikke var forboret. Dette kan tyde på at energien i støtet i større grad blir tatt opp av elementene som går til brudd rundt hullet, og at sprekkeveksten dermed reduseres. For analysene med granitt er det motsatt. Her er det flere elementer som har gått til brudd og mer sprekkevekst enn i basismodellen. For analysene med granitt er det også veldig få delvis skadede elementer. Det kan virke som det skal mer til før elementene blir skadet, men da går de ofte rett til brudd.

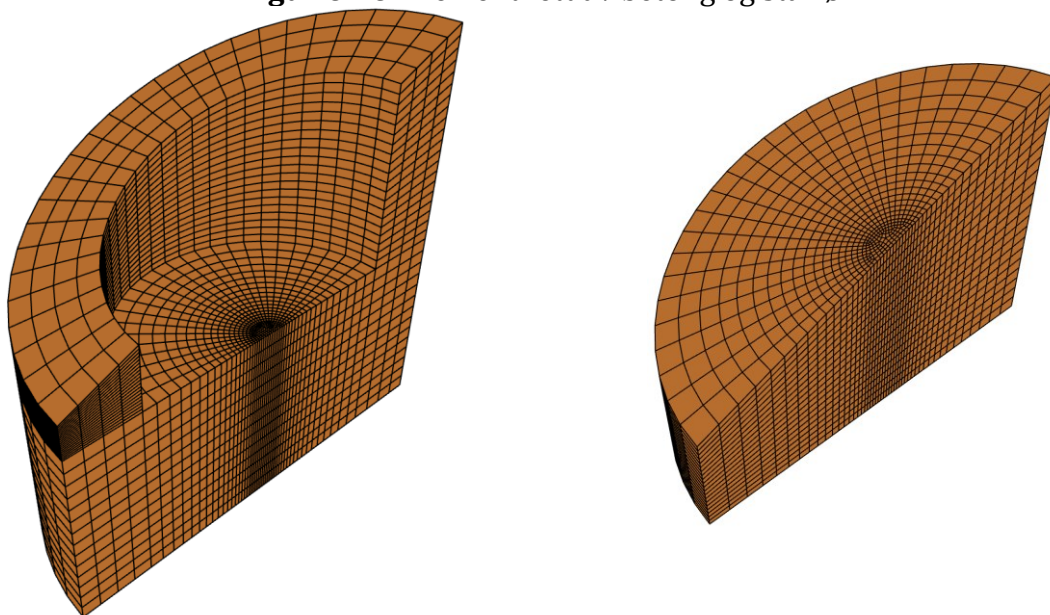
I alle analysene var det elementer som gikk til brudd i bunnen av det forborede hullet. Dette ble ikke kontrollert i forsøket, og virker ikke veldig sannsynlig. Grunnen til at elementene går til brudd akkurat her kan være at støtbølgene møter en plutselig tverrsnittsendring og en diskontinuitet i materialet.

#### 6.4 ANALYSE 3: SKRÅTT FJELL UTEN FORBORING

I forsøket ble det undersøkt hvordan spissen oppførte seg mot skrått fjell. Vinkelen på den innstøpte steinen i forsøket var 22,8 grader. Dette har blitt rundet av til 23 grader i den numeriske modellen av forsøket. I forsøket ble det skrå fjellet laget ved å kutte av bunnen på en allerede støpt stålform. Dette gjorde at steinen ikke måtte kuttes, men at stålformen ble rotert i forhold til de andre forsøkene. Den numeriske modellen er laget noe annerledes. Det er ønskelig å ha elementene rotert i samme retning. Modellen er derfor laget ved å lage et kutt i toppen. For å unngå problemer med generering av elementnettet er steinprøven laget noe større enn i virkeligheten. Betongen og stålrøret i Figur 6.16 har henholdsvis 31 382 og 884 elementer, mens betongen og steinprøven i Figur 6.17 har henholdsvis 11 376 og 11200 elementer. Loddet, spissene og den stive platen har samme elementinndeling som i analyse 1 og 2.



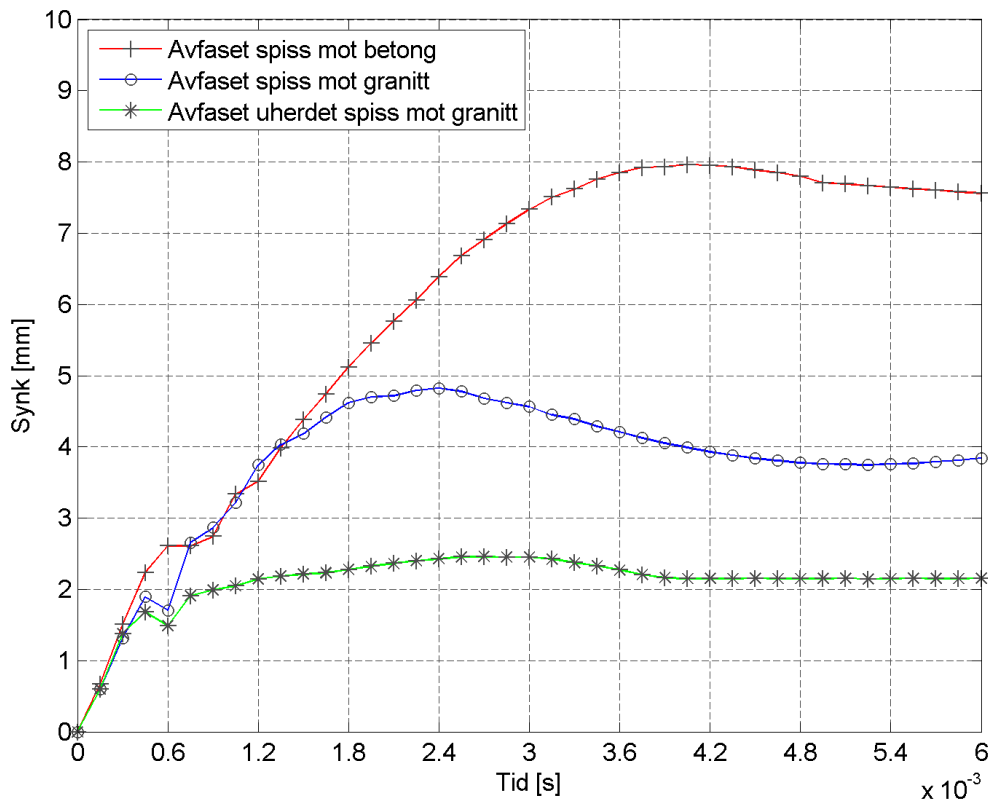
**Figur 6.16:** Elementnett av betong og stålrør



**Figur 6.17:** Elementnett av betong og steinprøve

Ramming mot skeivt fjell vil for det første slaget føre til større synk. Siden deformasjonen er større, vil også støtet ta lengre tid. Derfor er analysene forlenget til å vare i  $6 \cdot 10^{-3}$  s.

Figur 6.18 viser synk i betong og granitt. Uherdet spiss er tatt med for ramming mot granitt for å se hvor skadet denne blir. Ramming av uherdet spiss mot skrått fjell ble ikke foretatt i forsøket, men ut ifra skadene den uherdede spissen fikk ved ramming mot flatt fjell bør spissen absolutt få plastiske deformasjoner ved ramming mot skrått fjell.



**Figur 6.18:** Synk i skrått fjell og skrå betong uten forboring

Den herdede spissen fikk en synk på 1,5 mm i forsøket, mens analysen predikerer en synk på 4,83 mm. Det virker som om dette kommer av en noe uheldig kontakt mellom nodene i overflaten mellom spiss og fjell. Dette gjør at enkelt noder i spissen penetrerer elementer i fjellet, og skaper en for høy synk. Den uherdede spissen har en god del mindre synk, men penetrerer også inn i enkeltelementer slik som den herdede spissen. Den uherdede spissen får store plastiske deformasjoner. Analysene med betong får ikke de samme problemene i like stor grad, men det observeres at grafen for betong flater ut i området rundt  $t = 0,6 \cdot 10^{-3}$  s. Dette er på grunn av de nevnte kontaktproblemene.

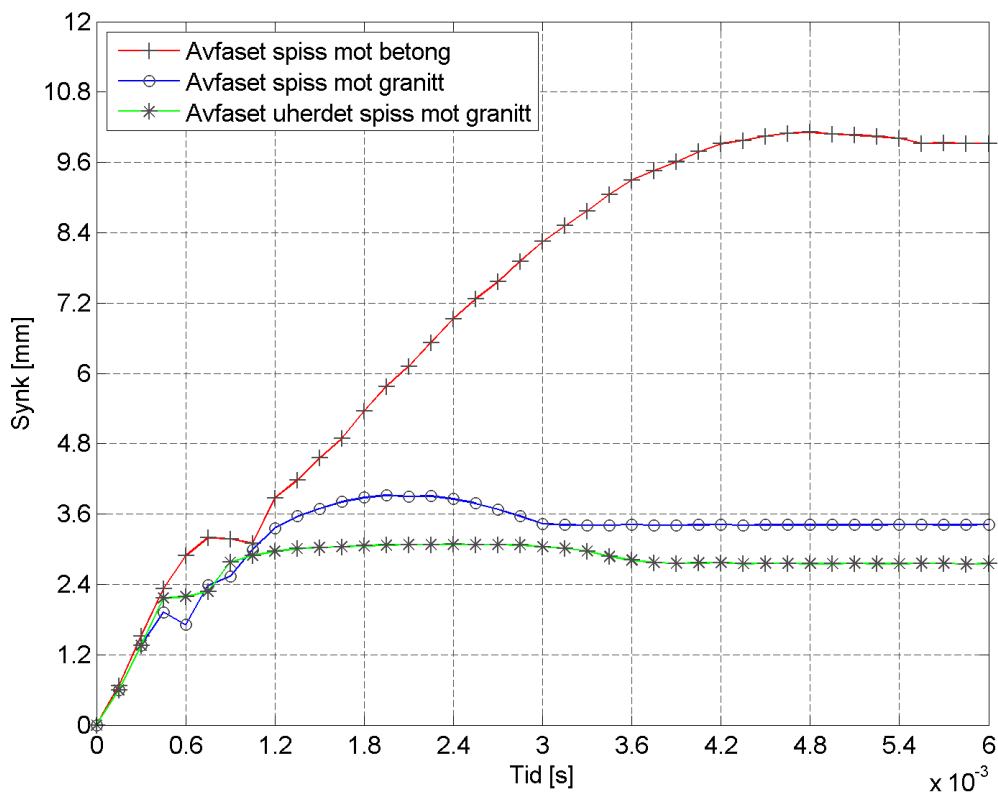
Alle analysene foreskriver brudd og sprekkvekst. I granitt er det kun elementene på kontaktflaten og elementene i sprekkene som går til brudd. For betongmodellen finnes det elementer som har gått til brudd ned til en dybde på 20 mm.

### 6.5 ANALYSE 4: SKRÅTT FJELL MED FORBORING

I forhold til analyse 3 er det i analyse 4 blitt laget et 70 mm dypt hull med diameter 12 mm. Dybelen er den samme som ble benyttet i analyse 2. På grunn av hullet er antallet elementer i de ulike delene redusert til 27 052 for betong, 9676 for steinprøven, 11 042 for betongen rundt steinprøven og 832 for stålrøret.

Figur 6.19 viser resultatene fra analysen med der både fjell og betong var forboret. Det observeres at kontaktproblemene diskutert i kapittel 6.4 også er gjeldende i disse analysene. I forhold til analyse 3, får den herdede spissen mindre synk, mens den uherdede spissen får økt synk. Det virker noe urealistisk at synk skulle gå ned ved å forbore, så det tyder på at analyse 3 ikke var realistisk. I forsøket ble det registrert en synk på 7,0 mm med herdet spiss mot granitt. Dette synkmålet er nok noe stort siden krateret fra slaget tok borti krateret fra et tidligere forsøk. Analysen predikerer 3,91 mm. Den faktiske synken for forboret granitt, vil sannsynligvis ligge et sted midt i mellom. Materialmodellen med granitt virker stiv ved at elementene deformeres i liten grad.

Analysen av ett slag mot betong gir en synk på 10,1 mm. Synkmålet og kraterutbredelsen virker fornuftige. Analysen med betong viser hvordan massen som har gått til brudd presser på dybelen. Dette gjør at toppen av dybelen presses mot innsiden av spissen. Dette stemmer godt overens med hva som ble observert i forsøket, der spissen satt fast, men fortsatt var mulig å rotere.



Figur 6.19: Synk i skrått fjell og skrå betong med forboring

## 6.6 OPPSUMMERING OG DISKUSJON

Poenget med de numeriske analysene var å få verifisert observasjonene fra forsøket ved å bruke en avansert materialmodell for bruk på porøse og sprø materialer. Holmquist-Johnson-Cooks betongmodell ble valgt fordi den tar hensyn til sprø materialers egenskaper og siden granittsteinen fra forsøket allerede var kalibrert med denne materialmodellen.

I forsøket tok de herdede spissene liten skade av kun ett slag. For å sikre at de herdede spissene ikke fikk for store skader i analysene, ble spissene lagt inn med en konservativ flytegrense på 1500 MPa. Det ble i tillegg kalibrert en materialmodell for uherdet spiss for å simulere forsøkene med uherdet spiss.

Analysene klarer i relativt stor grad å representere observasjonene i forsøkene. Modellen for granitt virker noe stiv. Grunnen til dette kan være at den ble kalibrert for ballistiske analyser, der elementer ble erodert vekk etter hvert som de fikk store plastiske tøyninger. En parameterstudie på modellen bør derfor vurderes. Modellen for betong gir imidlertid svært gode resultater. Materialmodellen for betong ble derfor kjørt parallelt med materialmodellen for granitt, siden det var lettere å påvise resultatene fra forsøket med denne modellen.

Analysen med høyere ordene elementer viser er mindre stiv oppførsel. Problemet er imidlertid at noen elementer etter hvert blir forvrengt. Dette gjør at analysene går tregt og må stoppes. Det samme skjer ved veldig fin inndeling av elementnettet. Problemet kan løses ved å få erodert bort de elementene som blir forvrengt. I elementprogrammet LS-DYNA kan elementer eroderes bort basert på et kriterium for plastisk tøyning. Denne muligheten finnes ikke i IMPETUS. Derfor er alle analysene kjørt med lineære 8-noders elementer med 2 mm elementstørrelse i kontaktflaten til fjellet.

I LS-DYNA finnes også muligheten til å bruke aksesymmetriske elementer sammen med HJC modellen. Dette gjør at det kan genereres et svært fint elementnett uten at beregningene tar alt for lang tid. Et fint elementnett er viktig for å kunne gjenskape en realistisk geometri på krateret.

Analysene viser også at spenningene i spissen er noe høyere enn de i fullskalaforsøket til Tveito. Deformasjonen av spissene varierte imidlertid fra uskadet til sterkt skadet. På bakgrunn av dette virker det som om dropphøyden på 40 cm og loddvekten på 72 kg som ble brukt i forsøket er fornuftige verdier.





## 7 KONKLUSJON

### 7.1 FORSØK

Siden forsøket ble gjennomført med modeller av virkelige pelspisser, og siden forsøksriggen ikke var en nøyaktig kopi av en pelerigg, kan ikke resultatene overføres direkte til anvendelse på fullskala peler. I tillegg har herdingen spilt en større rolle på spissene brukt i forsøket sammenlignet med en fullskala pelspiss. Forsøket gir imidlertid verdifull informasjon rundt oppførselen til ulike spissgeometrier og ulike fjelltyper når de blir utsatt for ramming med fallodd.

Forsøkene ga ikke noe entydig svar på hvilken bergart det er lettest å ramme i. Grønnsteinen gav imidlertid størst skade på spissene og skapte minst krater. Også kvartskeratofyrsteinen viste tegn til å være vanskelig å ramme i ved at den forårsaket større skade på spissen enn det granitten gjorde. Kun på granittsteinen er det gjort forsøk for å bestemme de mekaniske egenskapene nøyaktig. Dermed er det noe usikkert akkurat hvilke egenskaper grønnsteinen og kvartskeratofyren hadde i forsøket.

Av spissgeometriene hadde avfaset og rett spiss relativt lik oppførsel. Den massive spissen hadde både mindre synk og større deformasjon av spiss. Den massive spissen hadde imidlertid en god del større areal enn de andre spissene. En direkte sammenligning av resultatene gir derfor noe skeivt bilde, men den massive spissen hadde ingen positive egenskaper ovenfor en rett eller avfaset spiss. En avfaset eller rett spiss er derfor å anbefale.

Alle forsøkene med forboring og dybel lettet innmeisling av spissen. Dessuten gjorde forboringen og dybelen at spissene fikk mindre skade og hadde et gunstigere krater i forhold til fastholding av spissen ved endt ramming. Dybelen bidro også til fastholding av spissen ved ramming ved skrått fjell. Forboring med dybel anbefales derfor i alle tilfeller.

To av forsøkene ble utvidet med 50 slag for å se om synk avtok etter hvert som pelen rammes inn i fjell. Det kunne virke som om synk flatet ut noe etter hvert, så en rammeinstruks der det er spesifisert ulike fallhøyder avhengig av synk virker fornuftig.

Det ble også gjennomført to forsøk der spissen ikke var herdet. Dette gjorde at spissen ikke klarte å trenge ned i fjellet. Ved en fullskala pel vil imidlertid effekten av herding være mindre og godstykkelsen større. For å si noe sikkert vedrørende herding må dette sjekkes i større skala.

## 7.2 NUMERISKE ANALYSER

Materialmodellen for granitt virker noe stiv, og gav noe uklare resultater. Alle analysene med granitt prediktere brudd og nedtrengning av spissen, men det var lite plastiske deformasjoner i steinen. Siden materialmodellen har mange parametere, ble det ikke tid til å gjennomføre en parameterstudie for å kalibrere en bedre modell.

Materialmodellen for betong viste seg imidlertid å stemme svært bra. Den foreskriver brudd, sprekkvekst og en varig plastisk deformasjon av betongen.

Analysene stemmer i stor grad med resultatene fra forsøket. Den uherdede spissen fikk til dels svært store plastiske deformasjoner ved kun ett slag mot granitt, og vil ikke være egnet til mange slag.

Det er vanskelig å si nøyaktig hvilken spissgeometri som er mest effektiv. Både modellen med granitt og betong viste størst synk med avfaset spiss. Det kan derfor tyde på at avfasing av spissen letter nedtrengningen i det første slaget sammenlignet med en rett spiss. Analysene med betong stemte godt overens med forsøket ved at den avfasede spissen fikk størst synk, mens den massive fikk minst. Modellen med granitt viste lik synk for massiv og rett spiss.

Også effekten av forboring var målbar, og da spesielt for betongmodellen. Forboringen hjelper til med å fortrenge massene, og skaper større synk. Massene vil etter hvert pakke seg rundt dybelen, og dermed avtar effekten av forboringen.

Analysene med skrått fjell viste også effekten av forboringen med betong. I tillegg viste analysene hvordan de løse massene presser på dybelen, som igjen presser på spissen. Dette forklarer hvorfor spissen satt fast i holderen under forsøket. Granittmodellen gav noe urealistisk penetrasjon i fjellet ved skrått fjell.

## 8 FORSLAG TIL VIDERE ARBEID

### 8.1 FORSØK

I forsøket ble det rammet mot bergartene iddefjordgranitt, grønnstein og kvartskeratofyr. I neste omgang går det an å se på andre steintyper. Statens Vegvesen har tidligere opplevd problemer med å ramme i bergartene kalkfjell og rombeporfyr [1]. Det kunne derfor være interessant å gjøre videre forsøk med disse bergartene.

Det kan være aktuelt å gjøre forsøk med andre stålsorter enn S355 stål og i tillegg inkludere påleggssveis som den ene pelspissen i fullskalaforsøket til Tveito hadde.

Det ble kun utført to forsøksserier med skrått fjell. Flere forsøk med skrått fjell vil på en bedre måte kunne belyse hva som skjer når en pel treffer skrått fjell. I tillegg kan det være aktuelt å teste ut forskjellige vinkler på skrå stein, for å finne ut om det finnes en kritisk vinkel på fjellet som gjør at ramming ikke er mulig.

### 8.2 ANALYSER

Holmquist-Johnson-Cooks betongmodell viste seg å gi gode resultater med betong. Materialmodellen med granitt viste tilfredsstillende resultater, men ikke optimale. Ved å gjøre en parameterstudie av materialmodellen, bør det være mulig å få samme respons som i forsøket.

I avhandlingen til Seah [8], er det gitt en god innføring i hvordan materialmodellen kan tilpasses data fra forsøk. Ved å studere denne kan det kalibreres modeller for andre bergarter, når en god modell for granitten er på plass.

Når en god materialmodell for fjellet er på plass, kan denne implementeres i fullskalamodellen som ble laget av Tveito. Dermed er det mulig å få en bedre forståelse av hele systemet.

Noen analyser med aksesymmetriske elementer og erodering av elementer basert på plastisk tøyning kan gi bedre resultater. Denne muligheten er på plass i LS-DYNA og bør vurderes.



## 9 REFERANSER

1. Tvedt, G. , T.H. Tefera, *Standardiserte hule pelspisser for stålrørspel*, 2011, Statens vegvesen: Oslo.
2. Forseth, A.K., *Undersøkelser av stålrørspeler og standardiserte pelspisser*. Institutt for konstruksjonsteknikk. 2009, Trondheim: Norges teknisk-naturvitenskaplige universitet.
3. Tveito, S.J., *Ramming av stålrørspeler mot fjell*. Institutt for konstruksjonsteknikk. 2010, Trondheim: Norges teknisk-naturvitenskaplige universitet.
4. Den Norske pelekomit , *Peleveiledningen 2005*. 2005, Oslo: Norsk geoteknisk forening. s. 255.
5. Ruukki Sverige AB, *RD-borrp lar: Anvisningar f r projektering, dimensionering, utf rande och kontroll*, 2005: Borl nge.
6. Singh, B. , R.K. Goel, *Rock mass classification: a practical approach in civil engineering*. 1999, Amsterdam: Elsevier. XIII, s. 267
7. Hoek, E. , E.T. Brown, *Practical estimates of rock mass strength*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1997. **34**(8): s. 1165-1186.
8. Seah, C.C., *Penetration and perforation of granite targets by hard projectiles*, 2006, Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet: Trondheim.
9. Holmquist, T.J. , G.R. Johnson, *A Computational Constitutive Model for Concrete Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Pressures*. Proceedings of the 14th International Symposium on Ballistics, Quebec, Canada, 1993.
10. Pietruszczak, S., *Fundamentals of plasticity in geomechanics*. 2010, Boca Raton, Florida: CRC Press. X, s. 196.
11. Hopperstad, O.S. , T. B rvik, *Lecture Notes: TKT4135 Mechanics of materials*. 2012, Trondheim: NTNU.
12. Hansen, S.E., T. S rl kk , . J hannsson, *Bergarters mekaniske egenskaper*. SINTEF rapport. Vol. STF22 A98034. 1998, Trondheim: SINTEF.
13. *Friction and Coefficients of Friction*. Bes kt 2012 02.02; Hentet fra: [http://www.engineeringtoolbox.com/friction-coefficients-d\\_778.html](http://www.engineeringtoolbox.com/friction-coefficients-d_778.html).
14. Tefera, T.H., *E-post fra Tewodros Haile Tefera til Arne Aalberg*.
15. BANDAK Precision systems. *Settherding*. Bes kt 2012 18.04; Hentet fra: [http://www.bandakgroup.com/bandak\\_precision\\_systems/websider/no/hovedmeny/varmebehandling/Settherding](http://www.bandakgroup.com/bandak_precision_systems/websider/no/hovedmeny/varmebehandling/Settherding).

16. Kunnskapsforlagets papirleksikon. *Settherding*. Besøkt 2012 18.04; Hentet fra: <http://snl.no/settherding>.
17. Lundgård, F., *Personlig henvendelse vedrørende herding av pelspissene på e-post 04.06.2012*, Bandak Precision Systems.
18. Standard Norge, *NS-EN 10083: Seigherdingsstål - Del 2: Tekniske leveringsbetingelser for ulegerte stål*. 2006, Lysaker: Standard Norge.
19. Standard Norge, *NS-EN 10083: Seigherdingsstål - Del 3: Tekniske leveringsbetingelser for legerte stål*. 2006, Lysaker: Standard Norge.
20. Standard Norge, *NS-EN 10084: Settherdingsstål - Tekniske leveringsbetingelser*. 2008, Lysaker: Standard Norge.
21. Mathisen, K.M., *Forlesningsnotater: TKT 4197 Ikke-lineær elementanalyse*. Høst 2011, Trondheim.
22. Standard Norge, *Eurokode 2: Prosjektering av betongkonstruksjoner, Del 1-1, Allmenne regler og regler for bygninger*. 2008, Lysaker: Standard Norge.
23. Polanco-Loria, M., et al., *Numerical predictions of ballistic limits for concrete slabs using a modified version of the HJC concrete model*. International Journal of Impact Engineering, 2008. **35**(5): s. 290-303.
24. Thacker, B.H., *Probabilistic sensitivity analysis of the Holmquist-Johnson-Cook material model for concrete*, 2000, Southwest research institute: San Antonio.

## VEDLEGG





## A BILDER AV STEIN FØR INNSTØPING

### A.1 GRANITT



## A.2 GRØNNSTEIN



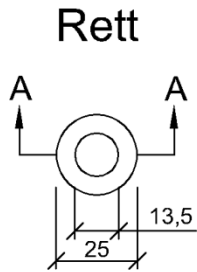
A.3 KVARTSKERATOFYR



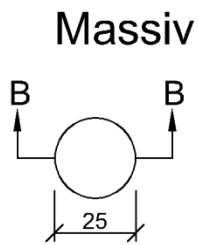


## B TEGNINGER FRA AUTOCAD

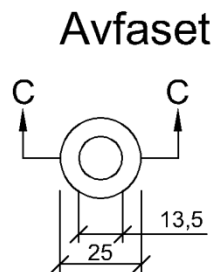
### B.1 SPISSGEOMETRIER



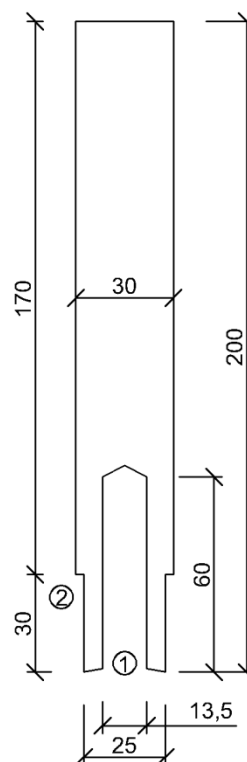
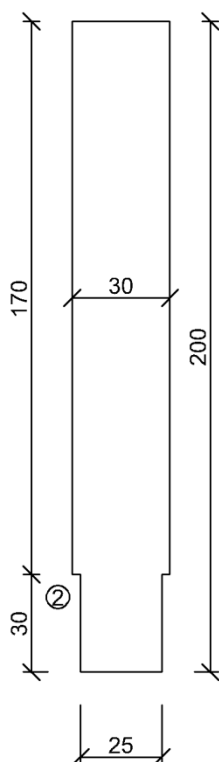
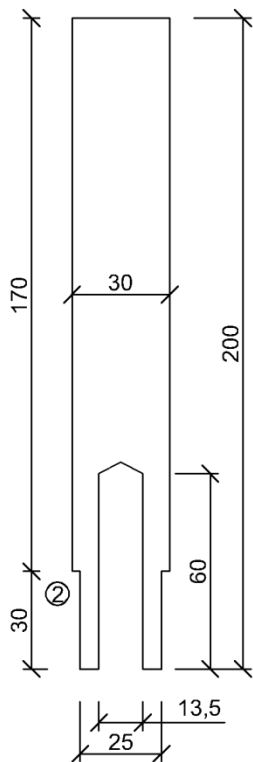
**Snitt A-A**



**Snitt B-B**



**Snitt C-C**



Merknad:

- ① Avfases med 10 grader
- ② Dreies til riktig størrelse



## C BILDER AV KRATER OG SKADE PÅ PELSPISS

### C.1 AVFASSET SPISS MOT GRANITT

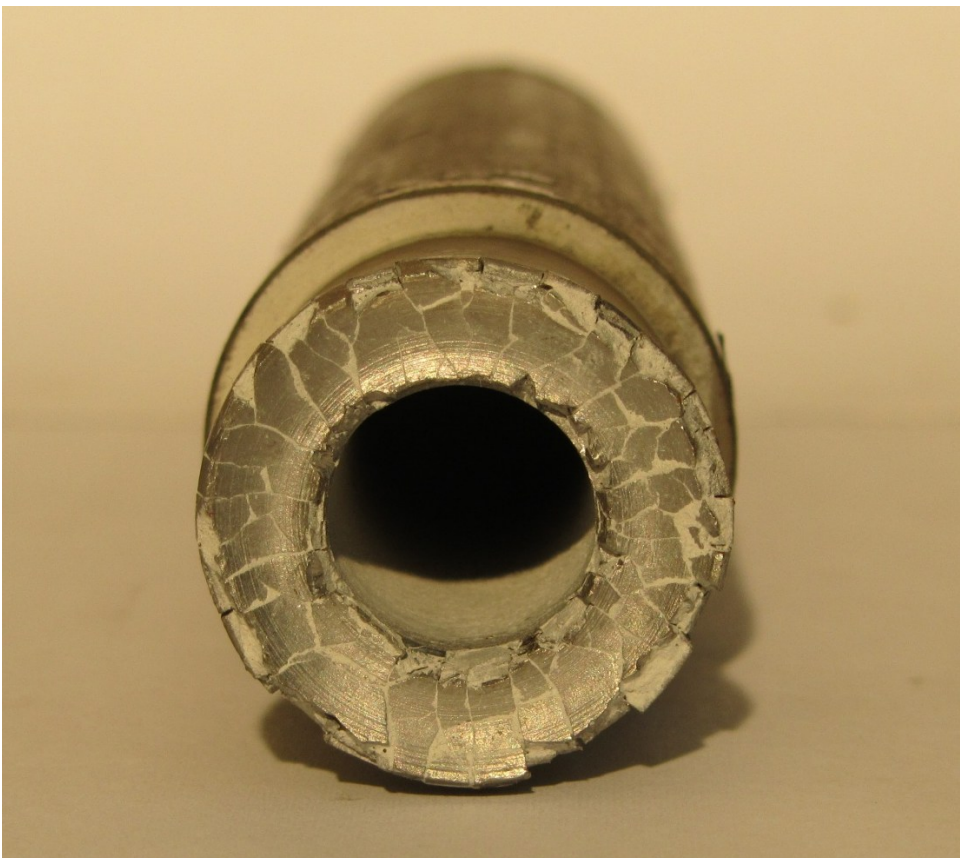


## C.2 AVFASSET SPISS MOT GRANITT 50 SLAG





## C.3 AVFASET SPISS MOT GRANITT 100 SLAG



## C.4 RETT SPISS MOT GRANITT



## C.5 AVFASET SPISS MOT FORBORET GRANITT 50 SLAG



## C.6 AVFASSET SPISS MOT FORBORET GRANITT 100 SLAG



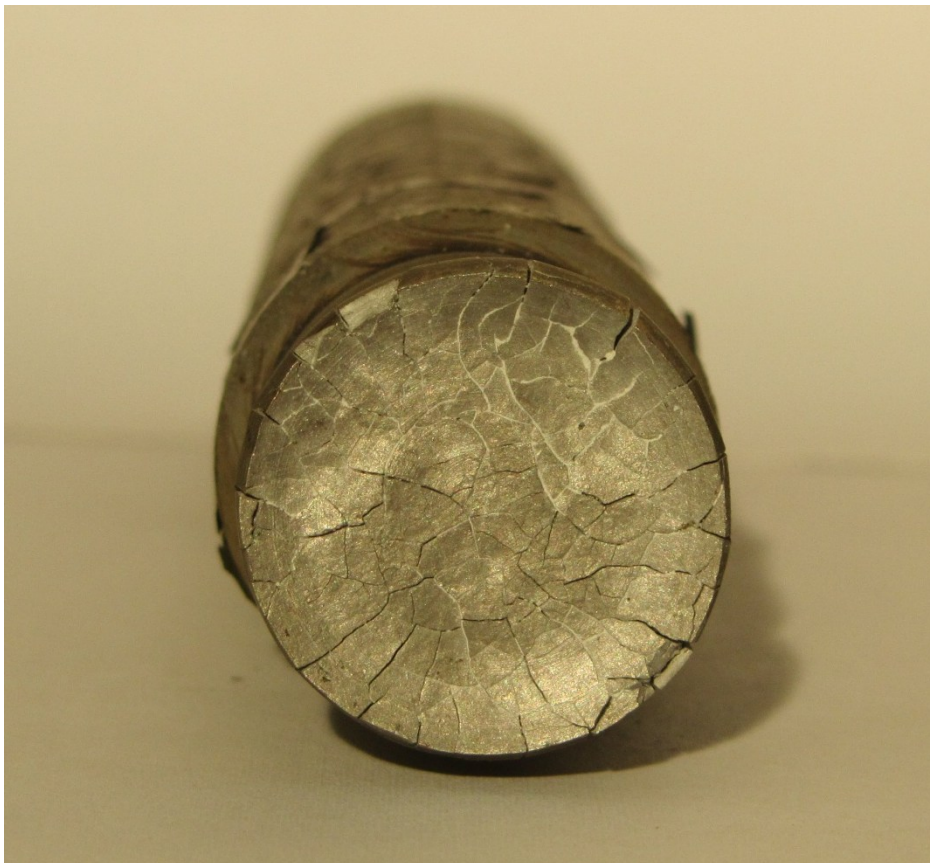
## C.7 AVFASET SPISS MOT GRØNNSTEIN



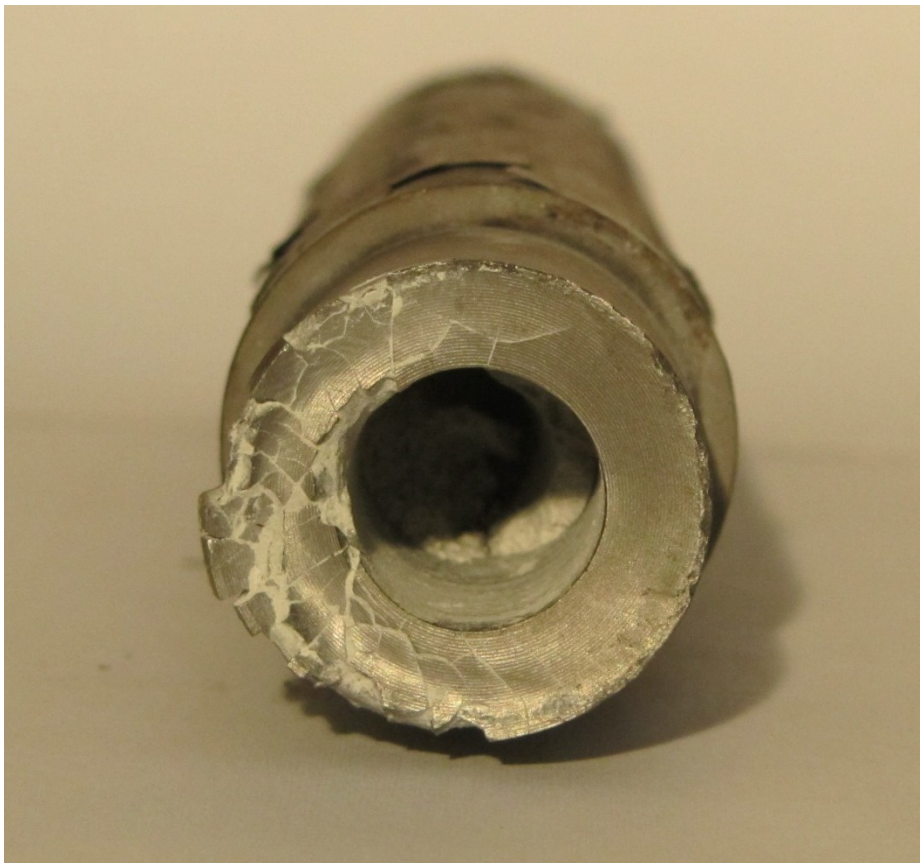
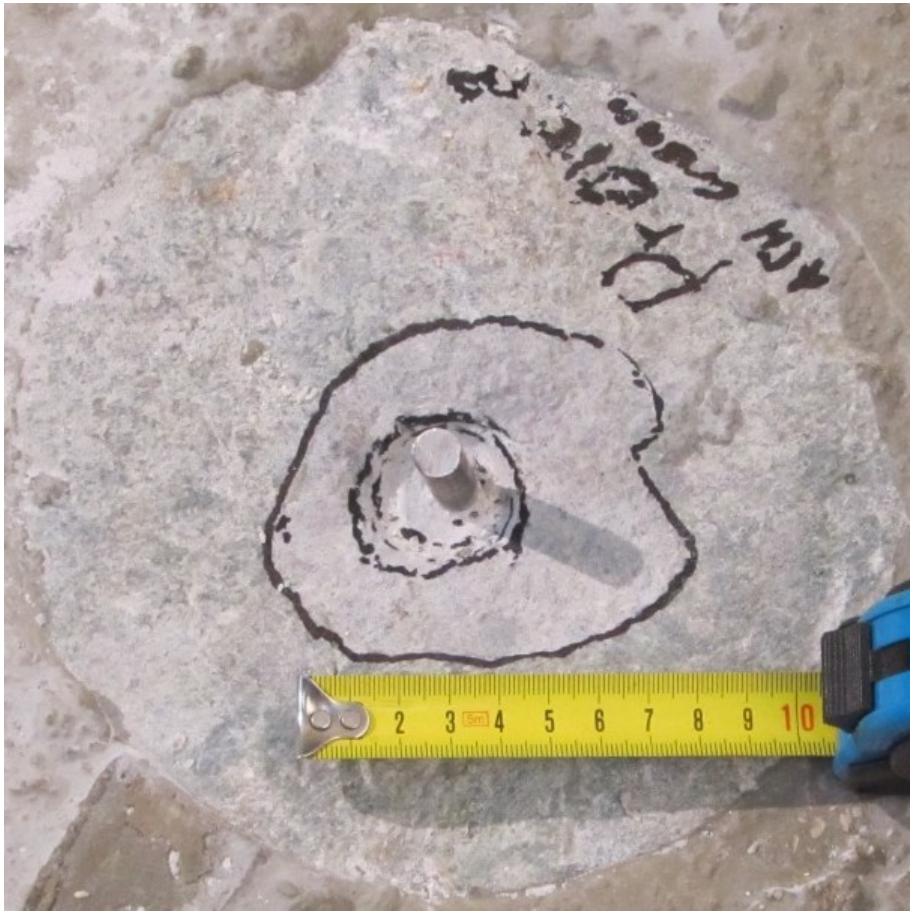
## C.8 AVFASSET SPISS MOT KVARTSKERATOFYR



C.9 MASSIV SPISS MOT GRANITT



## C.10 AVFASET SPISS MOT FORBORET GRØNNSTEIN





## C.11 AVFASET SPISS MOT GRANITT



## C.12 AVFASSET SPISS MOT FORBORET KVARTSKERATOFYR



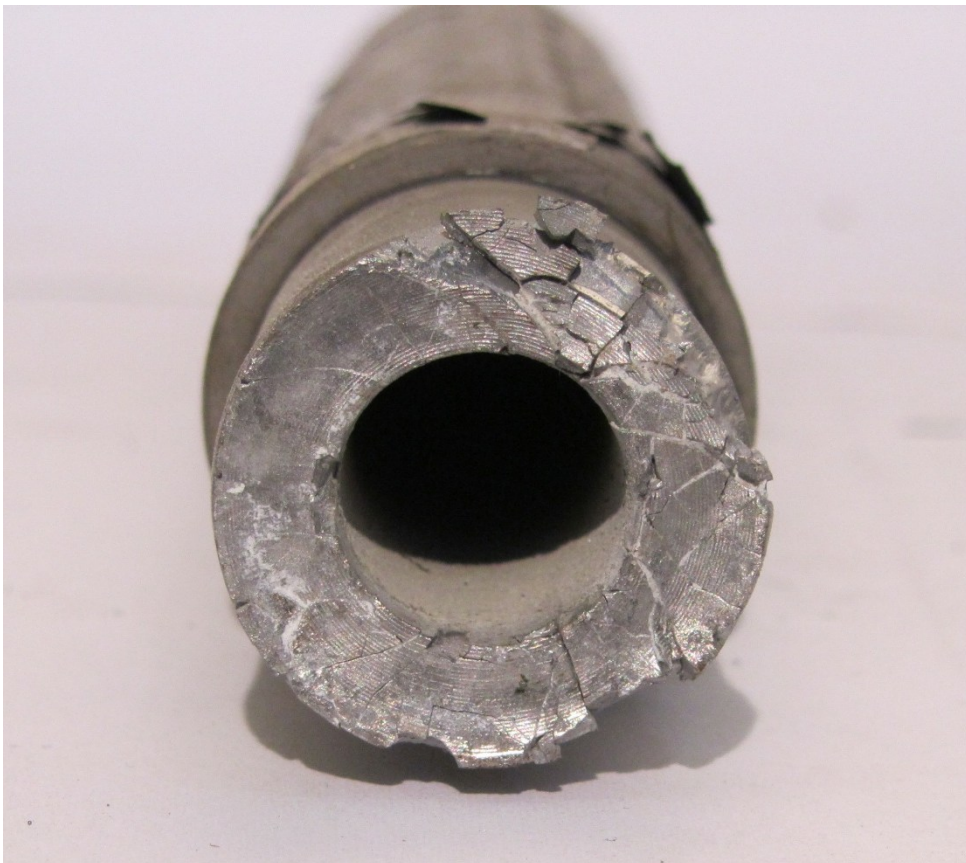
C.13 AVFASET SPISS MOT GRØNNSTEIN



## C.14 AVFASET SPISS MOT FORBORET GRANITT UTEN DYBEL



## C.15 AVFASET SPISS MOT SKRÅSTILT GRANITT



## C.16 AVFASET SPISS MOT FORBORET SKRÅSTILT GRANITT



## D MATERIALINFORMASJON

## D.1 MATERIALSERTIFIKAT PELSPISSER

page 1/1



## Inspection certificate 3.1

05.01.2011 343154 EN 10204 3.1

Customer's order number 0045773229-0060	Manufacturer's order number 504357 2
Customer/consignee TIBNOR AB ESKILSTUNA ABRAMSONS VÅG 1 SE-635 10 ESKILSTUNA SWEDEN	Buyer TIBNOR AB KÖPING BOX 909 SE-731 29 KÖPING SWEDEN
Customer reference number 0045773229-0060/82869	
Product ROUND BAR AS ROLLED HOT ROLLED	Steel grade 520M/S355J2+N Specification 520M/S355J2/TIB 18.09.09
Diameter/dimensions 30 mm	

1

Charge 77762

## CHEMICAL COMPOSITION

	C	SI	MN	P	S	CR	NI	MO	V	CU	CA	CEV
	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
Min					0.020						0.0020	
Result	0.14	0.33	1.09	0.010	0.033	0.16	0.13	0.05	0.06	0.21	0.0035	0.40
Max	0.20	0.55	1.60	0.035	0.040				0.09			0.45

## TEST RESULTS

## CHARPY V2/-20 C (J)

	KV1	KV2	KV3	KV AVER
Min				27
Result	172	141	142	152
Max				

## TENSILE TEST

	REH	Rp0.2	RM	A	5	Z
	MPa	MPa	MPa	%	%	%
Min	380	380	490	22.0		
Result	414	409	541	25.6	59	
Max			630			

Colour code: YELLOWGREEN

THE PRODUCTS SUPPLIED ARE IN COMPLIANCE WITH  
THE REQUIREMENTS OF THE ORDER

Heikki Hurmola  
QA-MANAGER

Ovako Bar Oy Ab  
Quality Control  
FI-58100 IMATRA, Finland  
Tel. +358 5 68021  
Fax. +358 5 6802 583

Ovako Bar Oy Ab  
Teollisuuskuja 1  
FI-14200 TURENKI, Finland  
Tel. +358 3 8702 800  
Fax. +358 3 8702 802

Certified Quality System to  
ISO/TS 16949 by DNV  
Business ID 2067278-0  
Domicile Imatra





## E TABELLER FRA FORSØKENE

## E.1 TABELL MASSEFORTRENGNING

	R [cm]	r [cm]	S <sub>1</sub> [cm]	S <sub>2</sub> [cm]	V <sub>1</sub> [cm <sup>3</sup> ]	V <sub>2</sub> [cm <sup>3</sup> ]	V <sub>Tot</sub> [cm <sup>3</sup> ]
1. Avfaset spiss mot granitt	3,60	1,43	0,93	-	19,60	-	19,60
2a. Avfaset spiss mot granitt	3,60	1,43	0,93	-	19,60	-	19,60
2b. Avfaset spiss mot granitt, 100 slag <sup>2</sup>	3,60	1,41	0,95	0,65	19,92	4,06	23,98
3. Rett spiss mot granitt	3,30	1,43	0,84	-	15,50	-	15,50
4a. Avfaset spiss mot forboret granitt	3,50	1,43	0,79	0,80	15,94	5,10	21,04
4b. Avfaset spiss mot forboret granitt, 100 slag	3,60	1,43	0,95	1,54	20,02	9,82	29,84
5. Avfaset spiss mot grønnstein	2,63	1,43	0,66	-	8,75	-	8,75
6. Avfaset spiss mot kvartskeratofyr	2,80	1,40	0,80	-	11,49	-	11,49
7. Massiv spiss mot granitt	2,85	1,48	0,61	-	9,26	-	9,26
8. Avfaset spiss mot forboret grønnstein	3,83	1,48	0,75	0,90	17,63	6,15	23,78
9. Avfaset spiss mot granitt	3,20	1,43	0,86	-	15,16	-	15,16
10. Avfaset spiss mot forboret kvartskeratofyr	4,50	1,45	1,10	0,96	33,26	6,34	39,61
11. Avfaset spiss mot grønnstein	3,00	1,43	0,80	-	12,82	-	12,82
12. Avfaset spiss mot forboret granitt uten dybel	6,60	1,43	2,37	-	136,49	-	136,49
13. Avfaset spiss mot skrå granitt <sup>3</sup>	2,00	-	1,02	-	6,96	-	6,96
14. Avfaset spiss mot skrå granitt med forboring <sup>4</sup>	2,80	1,42	0,85	1,08	12,29	6,76	19,05

<sup>2</sup> Bruddformen etter 100 slag hadde fått form som de forborede etter 50 slag.

<sup>3</sup> Bruddformen hadde en noe irregulære geometri. Den er derfor tilnærmet ved å anta at den har form som et kulesegment med  $V = \frac{\pi \cdot S_1}{6} (3 \cdot R^2 + S_1^2)$

<sup>4</sup> Siden bruddflaten er skrå, er S<sub>2</sub> tatt som gjennomsnittet av sidekantene.

## E.2 TABELL MED SKADE PÅ SPISS

	Skade [1-10]	Anmerkninger
1. Avfaset spiss mot granitt	3	Lite skadet, noe avskalling og oppsprekking i overflaten
2a. Avfaset spiss mot granitt	3	Lite skadet, noe avskalling og oppsprekking i overflaten
2b. Avfaset spiss mot granitt, 100 slag	5	Større oppsprekking i overflaten sammenlignet med 2a. Radiell utvidelse og aksial deformasjon.
3. Rett spiss mot granitt	2	Et par avskallinger, og nesten ikke sprekker i overflaten. Liten utvidelse i radiell retning.
4a. Avfaset spiss mot forboret granitt	2	Nesten ikke sprekker, og kun et par avskallinger. Minst radiell utvidelse av alle prøvene.
4b. Avfaset spiss mot forboret granitt, 100 slag	3	Noe mer avskalling langs den ene kanten. Lite aksiell og radiell deformasjon.
5. Avfaset spiss mot grønnstein	8	Sterkt deformert, med mye avskalling og mye sprekker. Deformert i både radiell og aksiell retning.
6. Avfaset spiss mot kvartskeratofyr	7	En god del sprekker og avskalling. Middels utvidelse i radiell retning.
7. Massiv spiss mot granitt	5	Liten grad av avskalling, men til dels store sprekker i overflaten. Relativt stor radielle deformasjoner.
8. Avfaset spiss mot forboret grønnstein	6	Rammet noe skeivt. Lite skadet på den ene siden, men til dels mye avskalling og sprekker på den andre.
9. Avfaset spiss mot granitt	3	Lite skadet, noe avskalling og oppsprekking i overflaten
10. Avfaset spiss mot forboret kvartskeratofyr	3	Noe avskalling, men lite sprekker. Liten radiell utvidelse.
11. Avfaset spiss mot grønnstein	9	Sterkt deformert. Mye avskalling og sprekker i overflaten. Usikkert om den tåler videre ramming.
12. Avfaset spiss mot forboret granitt uten dybel	5	Lite skadet i overflaten. Noe avskalling. Gjennomgående sprekk i godset.
13. Avfaset spiss mot skrå granitt	7	Stor skade der spissen har truffet skrått fjell. Både avskalling og sprekker i overflaten.
14. Avfaset spiss mot skrå granitt med forboring	1	Tilnærmet uskadet. Nesten ikke aksiell eller radiell deformasjon.

## F MATLAB-SCRIPT

### F.1 SCRIPT FOR KONVERTERING MELLOM ABAQUS OG IMPETUS

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%  Script for konvertering av node- og  %%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% elementinndeling fra ABAQUS til IMPETUS  %%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Disse kommandoene sletter evt data i minnet
clc
clear all
close all

% Her tar skriptet inn node og elementinndelingen fra ABAQUS fra
% tekstfilene nodes.txt og element.txt og legger dem i matrisene A og B.
% ',' forteller at skilletegnet i inputfilene er et komma og 0 betyr at det
% 0 linjer med tekst i starten av inputfilene

A = importdata('nodes.txt',' ',0);
B = importdata('elements.txt',' ',0);

% fopen kommandoen lager filen som står inne i parentes, og w betyr at
% filen som åpnes kan redigeres og skrives (write)

fidnode = fopen('nodesstructured.k','w')
fidelem = fopen('elementstructured.k','w')

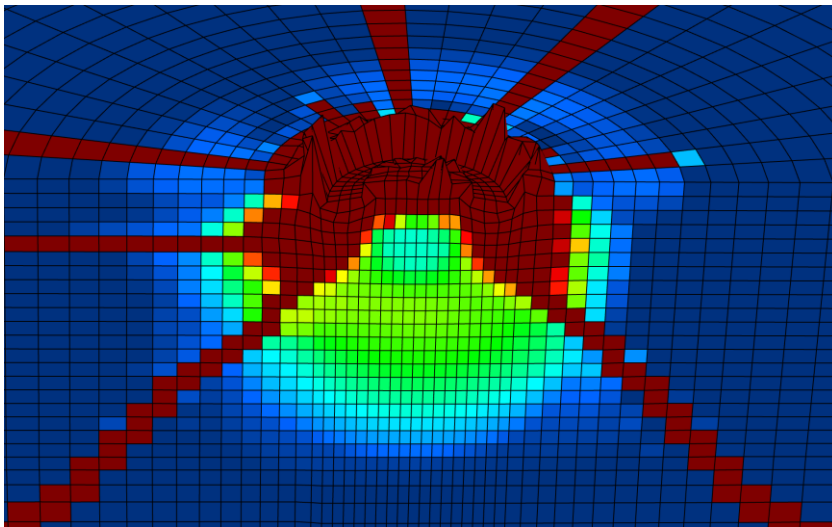
% fprintf er en kommando som styrer formatet i filene som opprettes. i
% betyr heltall, mens f betyr desimaltall. Tallet 13 angir antallet desimaler
% Tallet 3 i utdata for elementinndelingen betyr at elementene i filen for
% elementinndelingen tilfører part 3

fprintf(fidnode,'%i,%.13f,%.13f,%.13f,0\n',A')
fprintf(fidelem,'%i,3,%i,%i,%i,%i,%i,%i,%i,%i\n',B')
```

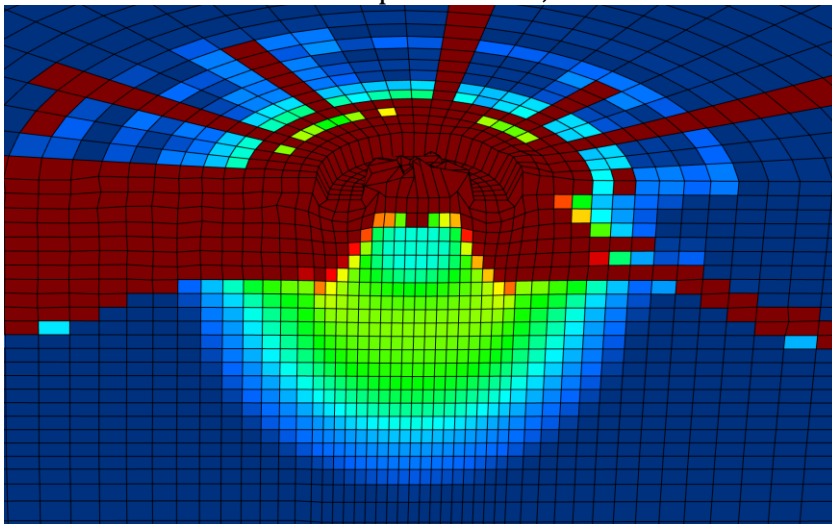


## G KONTURPLOTT AV FJELL FRA IMPETUS

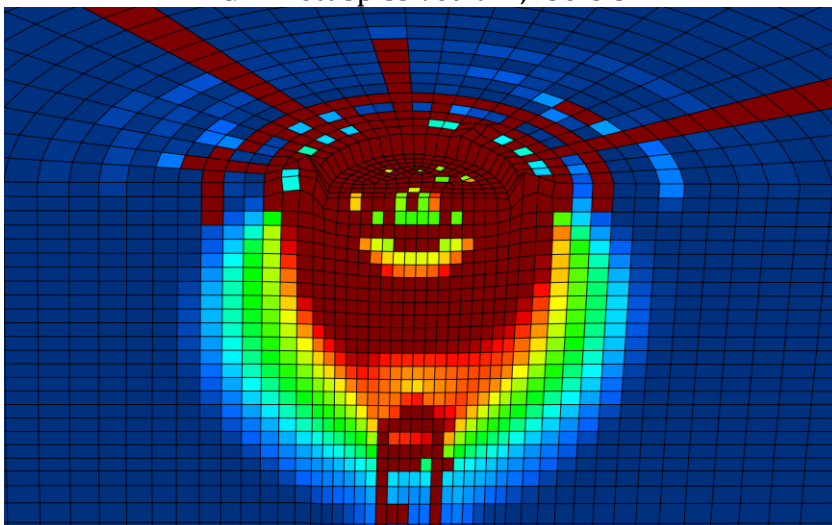
### G.1 EFFEKTEN AV VARIASJON AV SPISSGEOMETRI PÅ BETONG



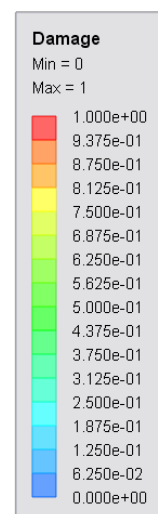
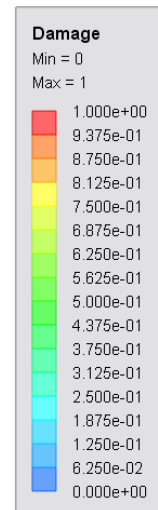
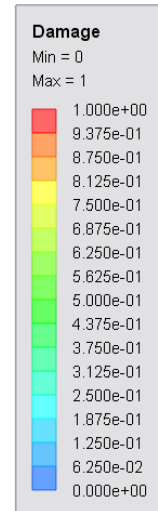
G.1: Avfaset spiss ved  $t=2,25e-3$  s



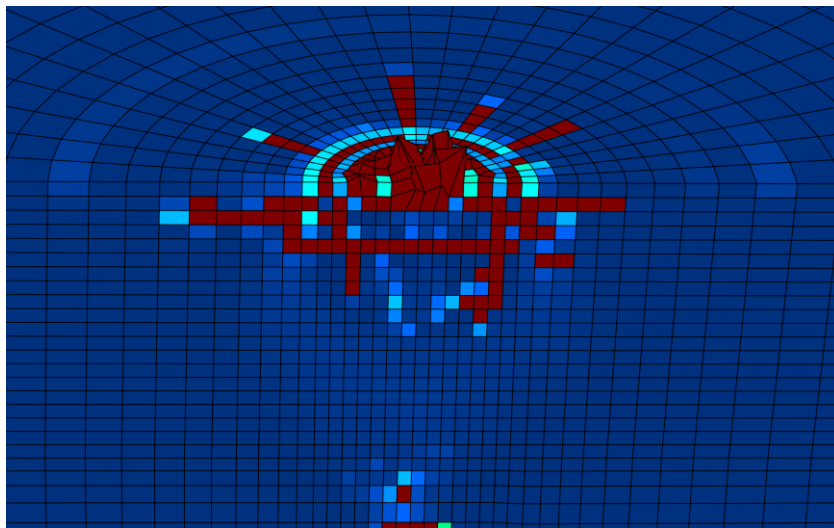
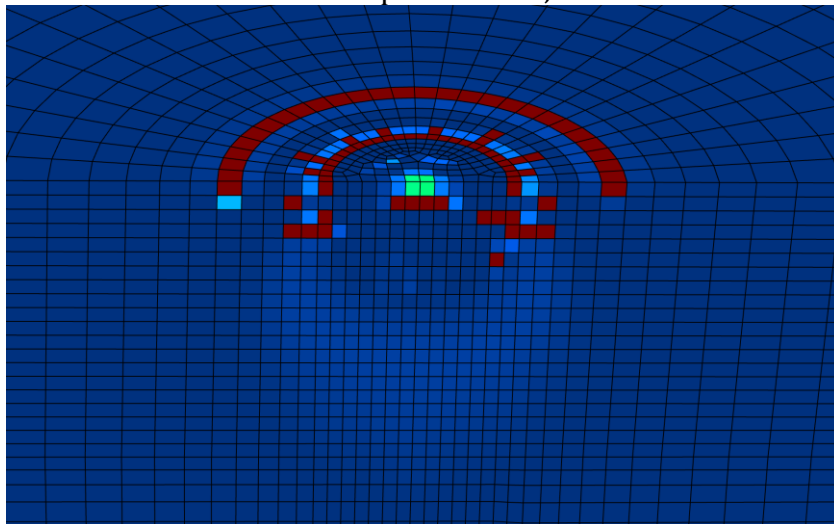
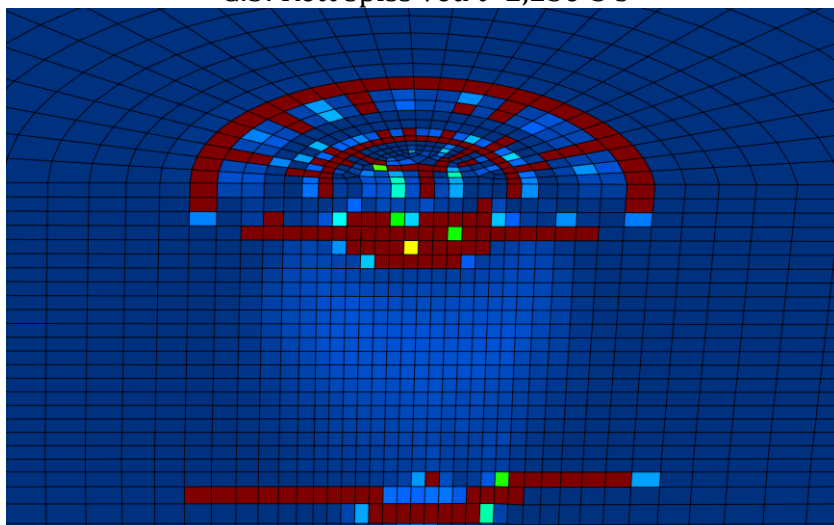
G.2: Rett spiss ved  $t=2,25e-3$  s



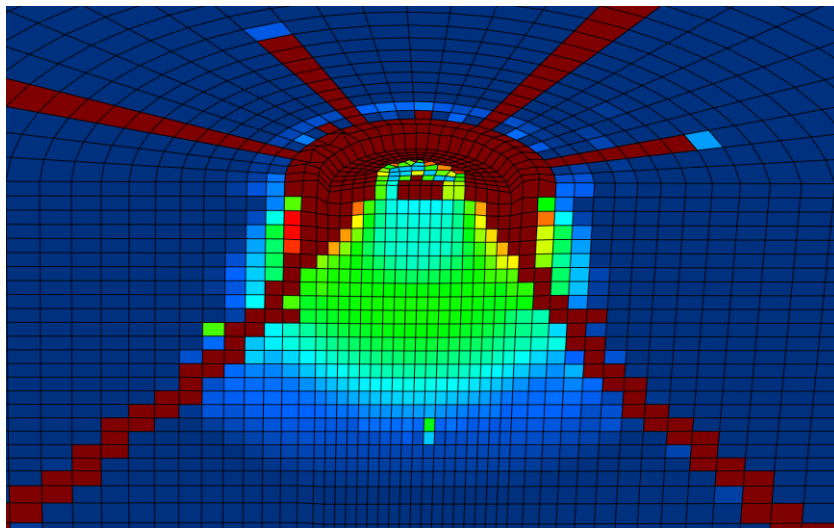
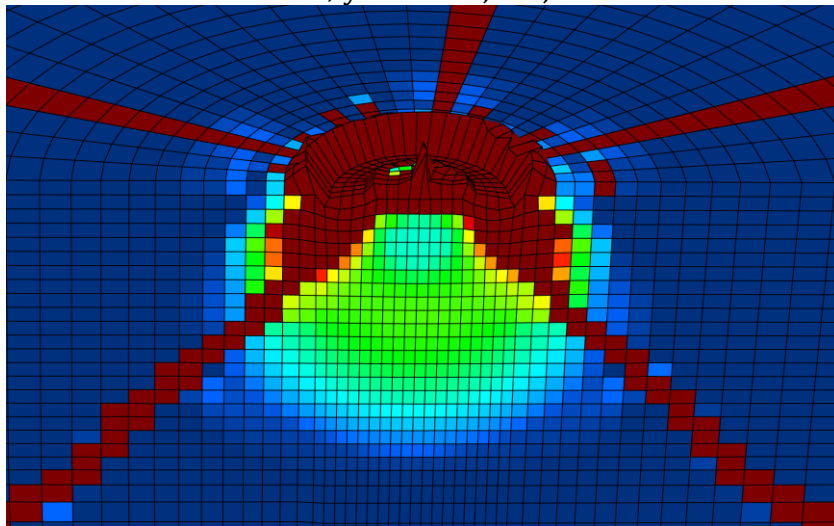
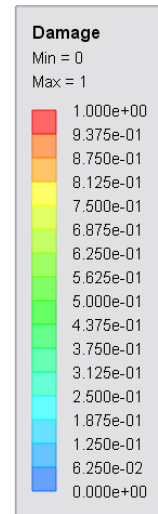
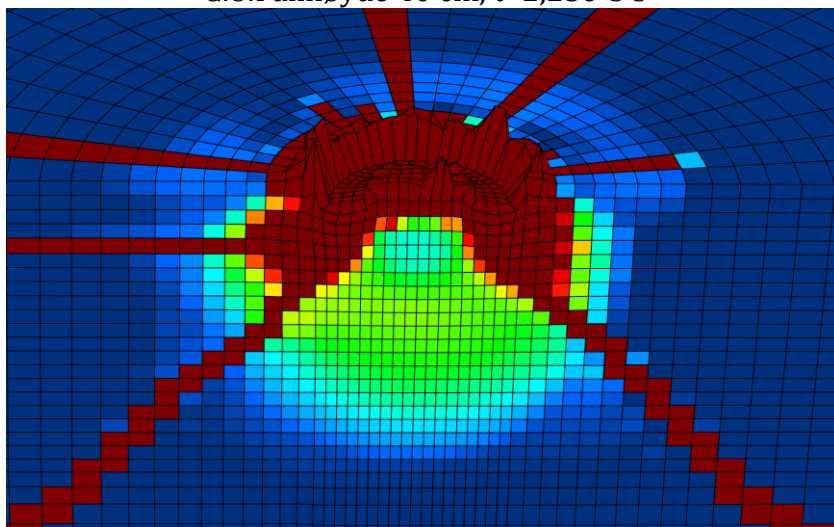
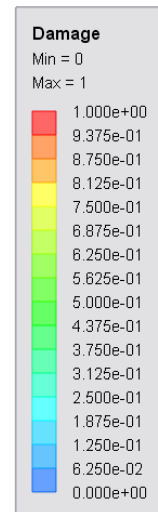
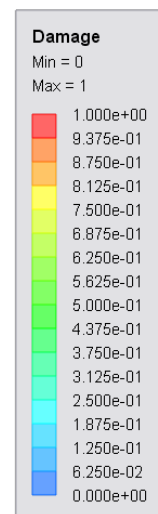
G.3: Massiv spiss ved  $t=2,25e-3$  s

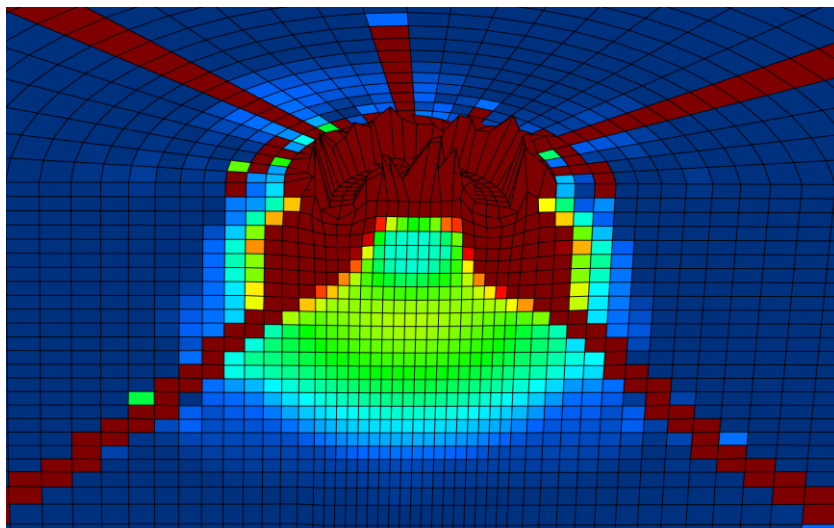
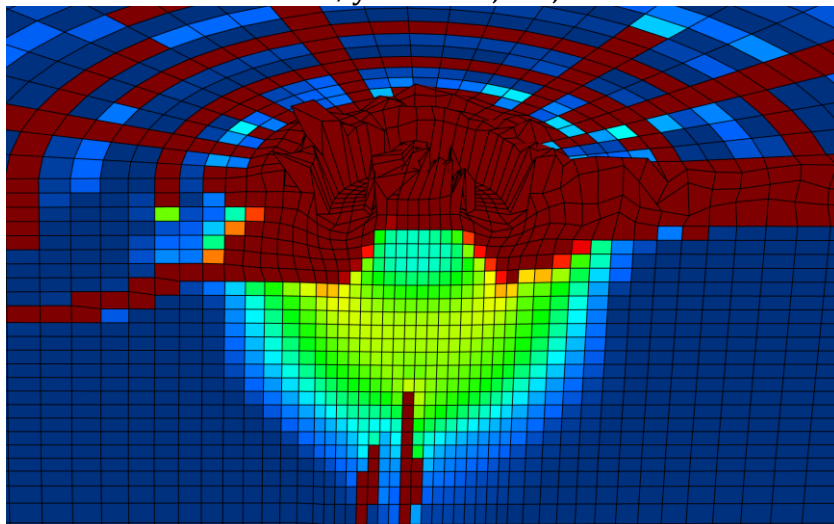
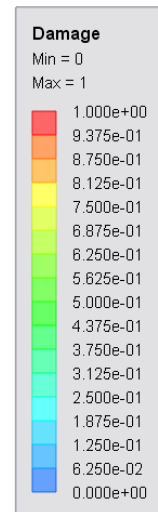
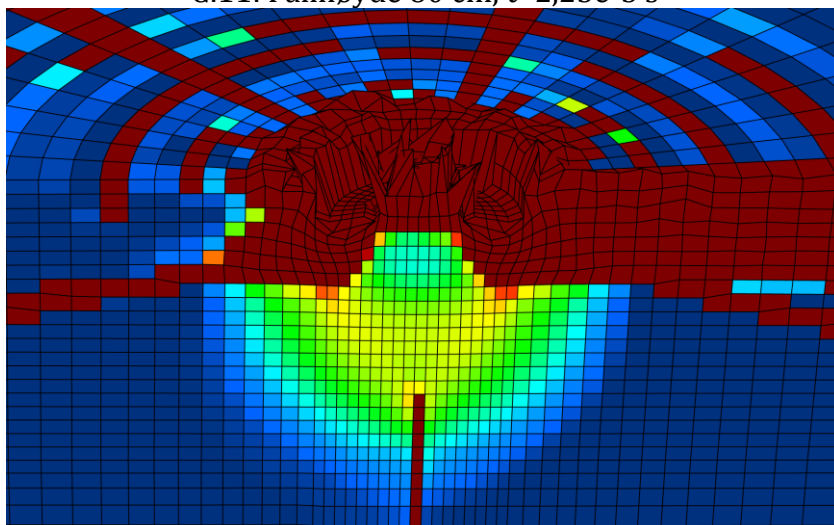
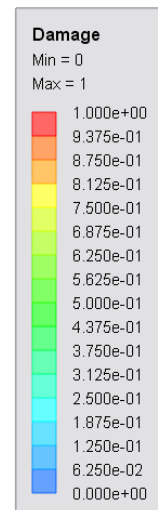
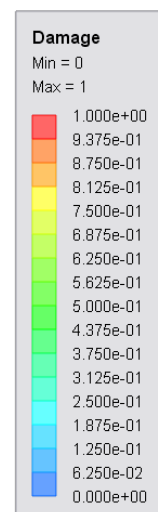


## G.2 EFFEKTEN AV VARIASJON AV SPISSGEOMETRI PÅ GRANITT

G.4: Avfaset spiss ved  $t=2,25e-3$  sG.5: Rett spiss ved  $t=2,25e-3$  sG.6: Massiv spiss ved  $t=2,25e-3$  s

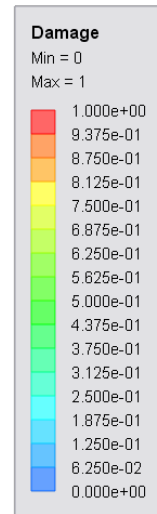
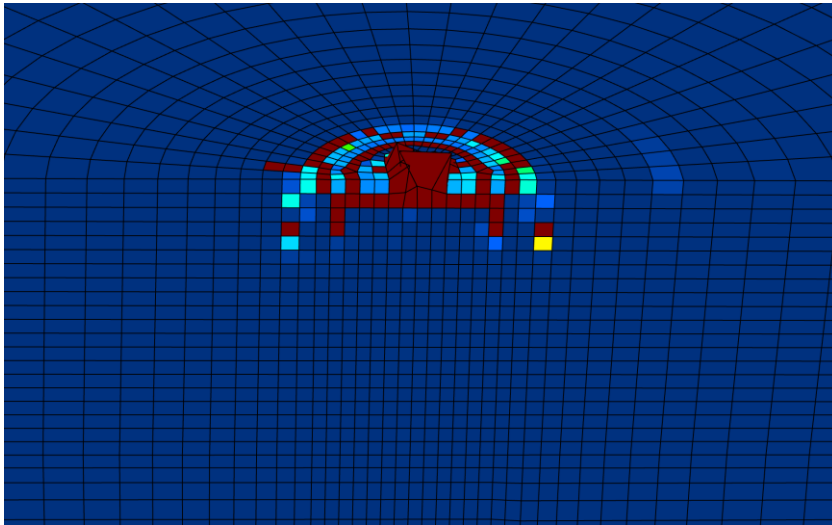
## G.3 EFFEKTEN AV VARIERENDE DROPPHØYDE PÅ BETONG

G.7: Fallhøyde 20 cm,  $t=2,25e-3$  sG.8: Fallhøyde 40 cm,  $t=2,25e-3$  sG.9: Fallhøyde 50 cm,  $t=2,25e-3$  s

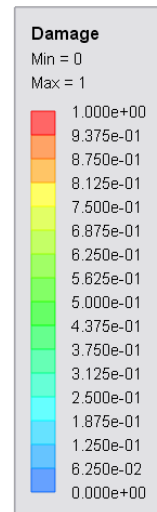
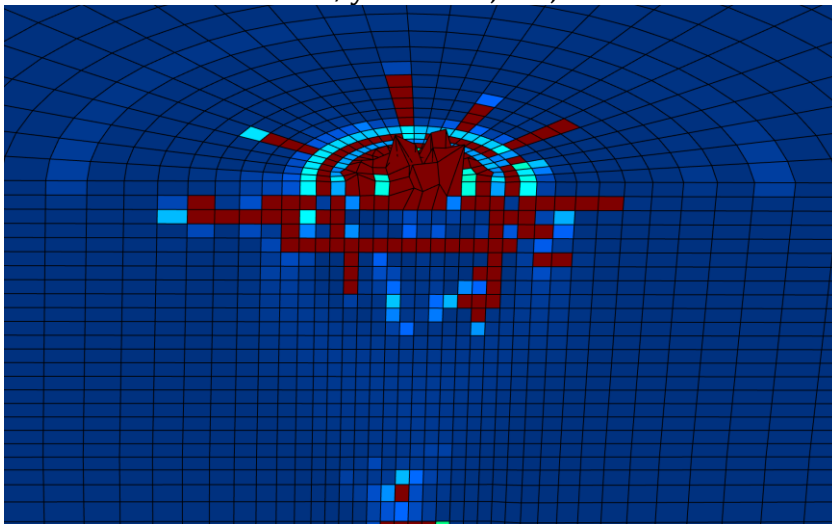
G.10: Fallhøyde 60 cm,  $t=2,25e-3$  sG.11: Fallhøyde 80 cm,  $t=2,25e-3$  sG.12: Fallhøyde 100 cm,  $t=2,25e-3$  s



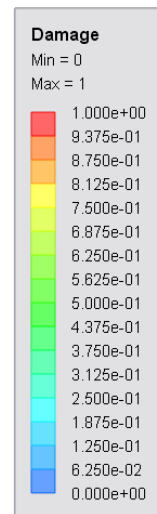
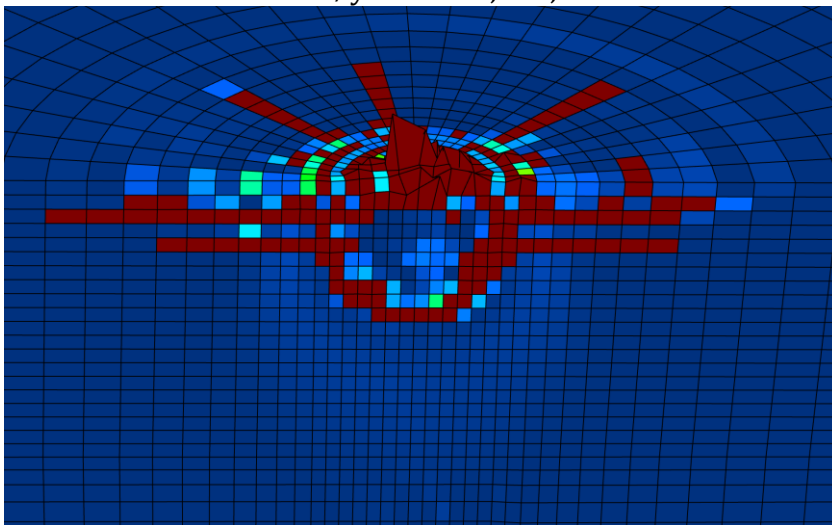
G.4 EFFEKTEN AV VARIERENDE DROPPHØYDE PÅ GRANITT



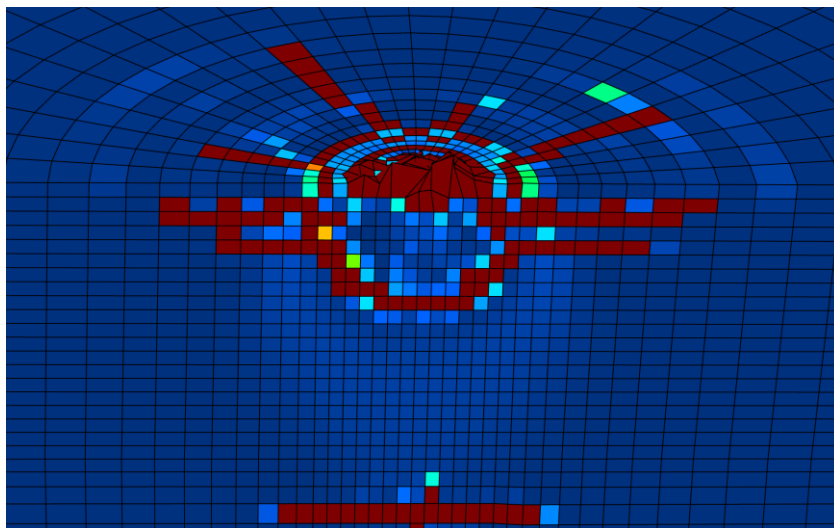
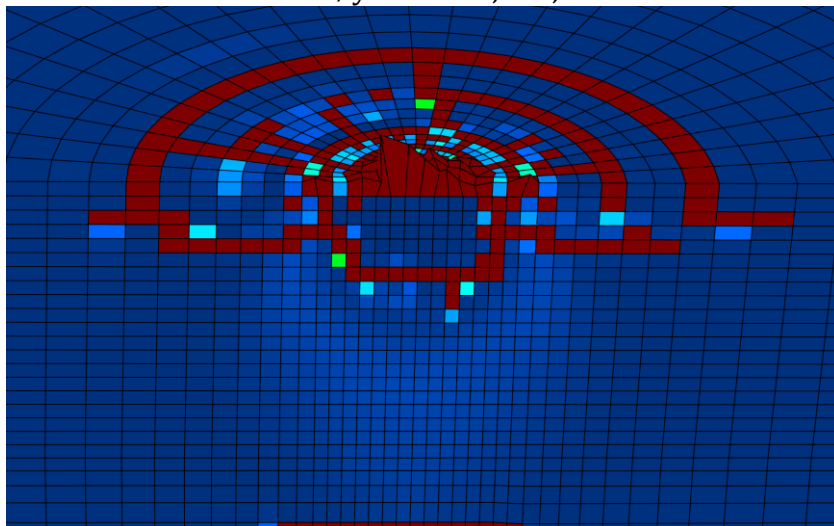
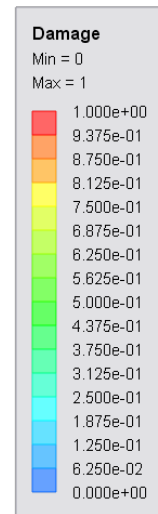
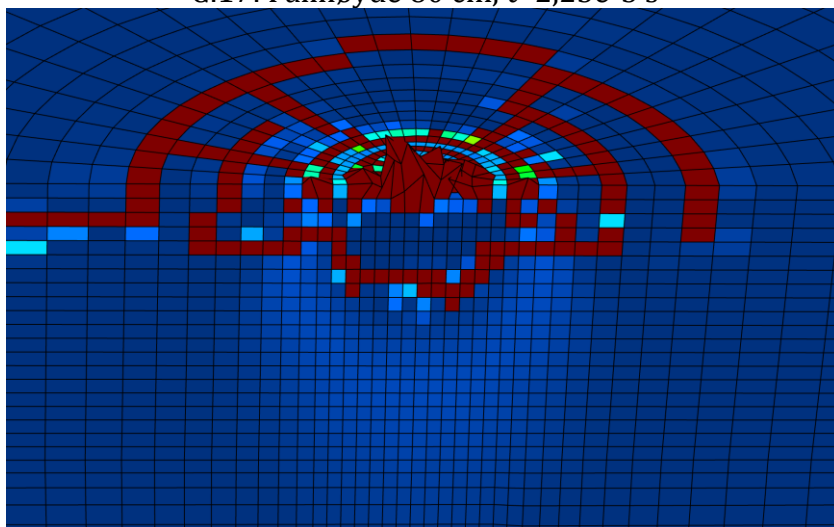
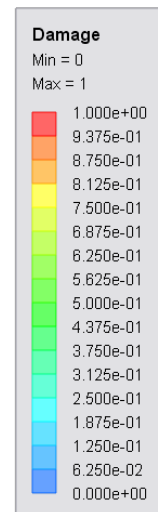
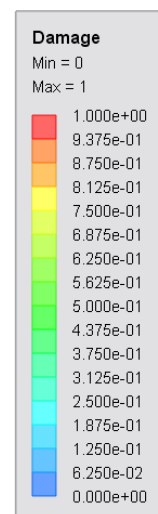
G.13: Fallhøyde 20 cm,  $t=2,25e-3$  s



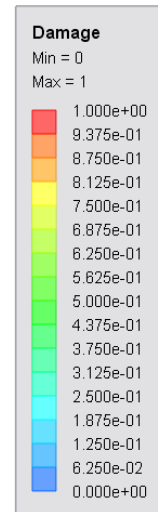
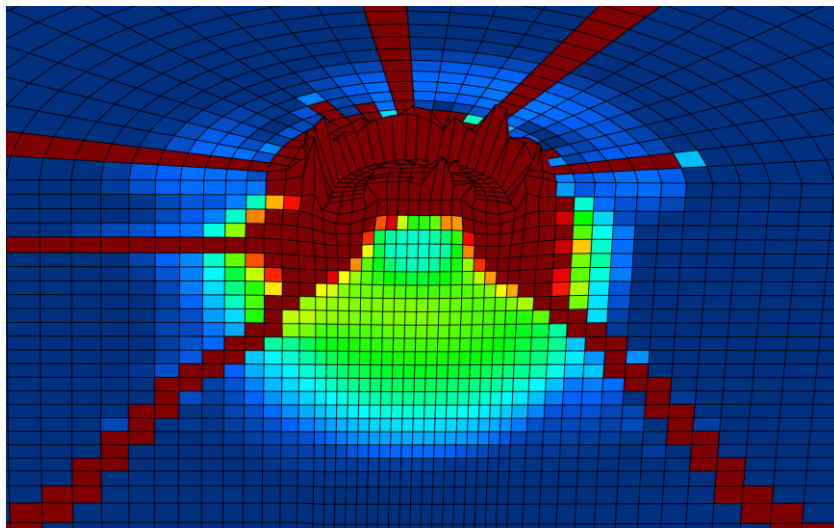
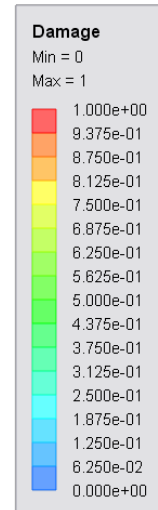
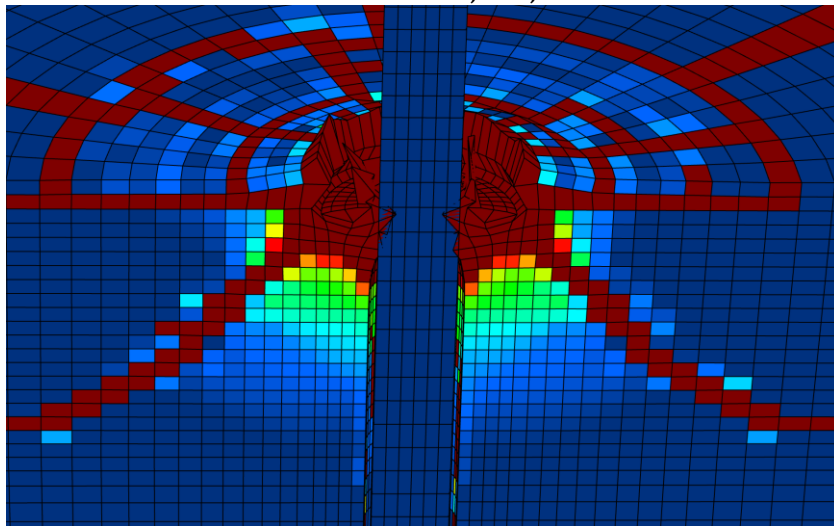
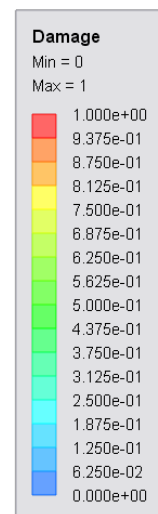
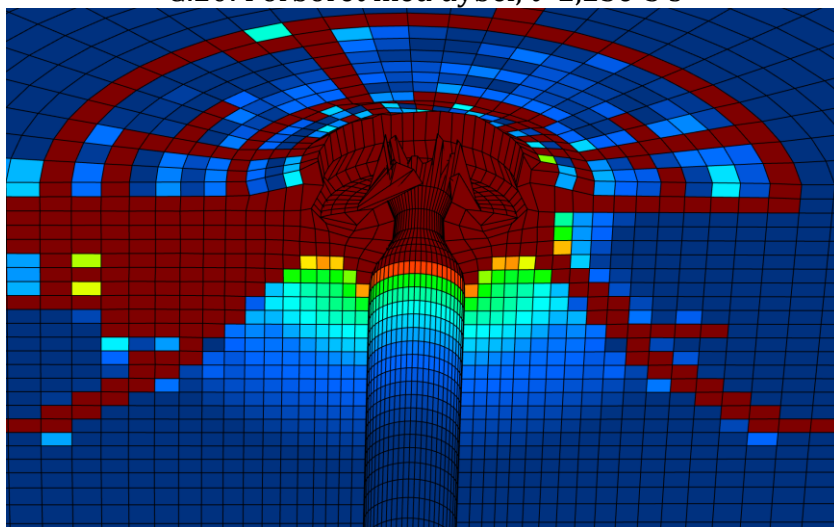
G.14: Fallhøyde 40 cm,  $t=2,25e-3$  s



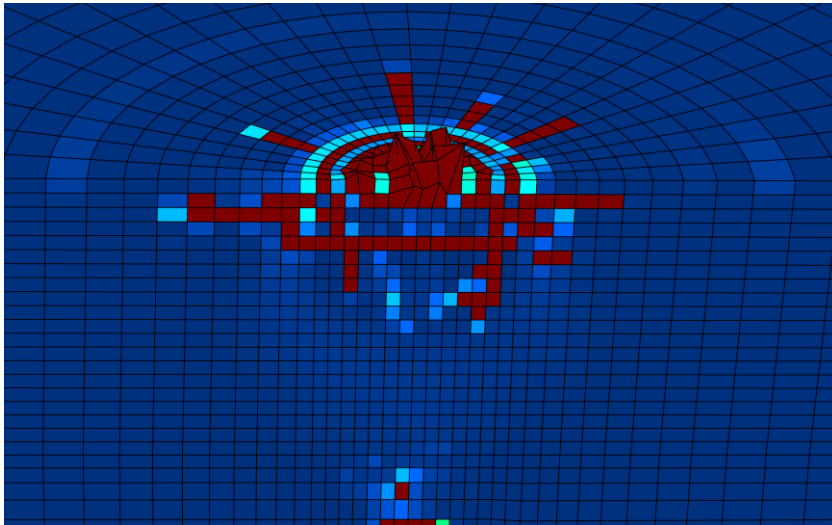
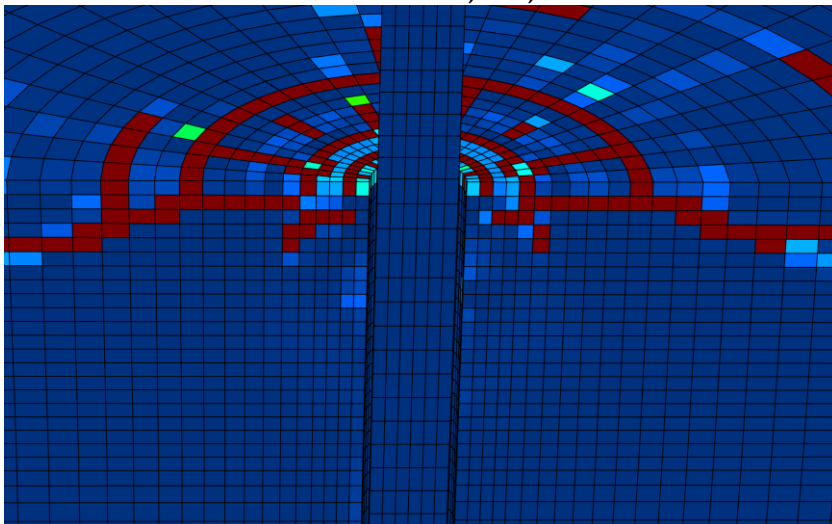
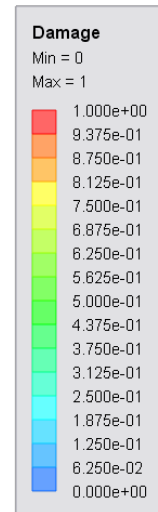
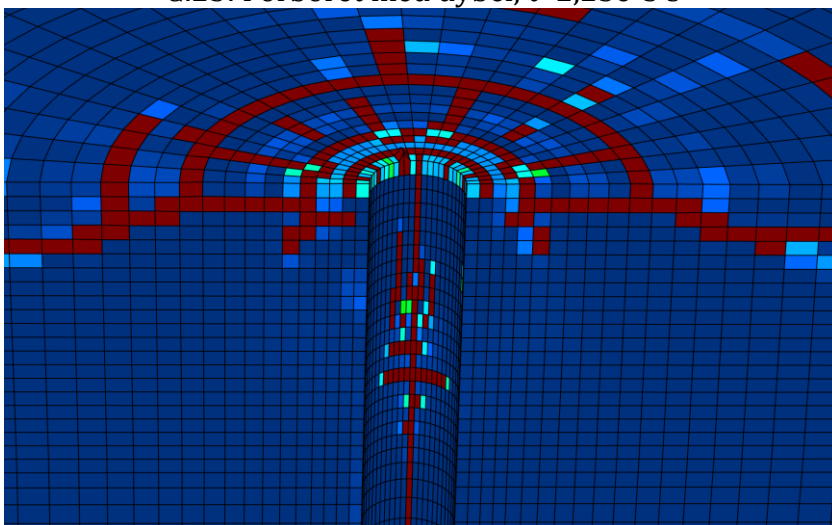
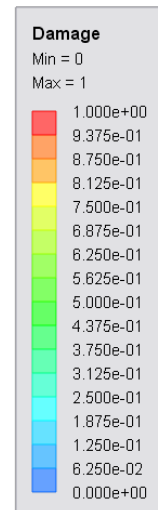
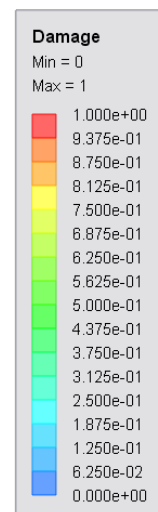
G.15: Fallhøyde 50 cm,  $t=2,25e-3$  s

G.16: Fallhøyde 60 cm,  $t=2,25e-3$  sG.17: Fallhøyde 80 cm,  $t=2,25e-3$  sG.18: Fallhøyde 100 cm,  $t=2,25e-3$  s

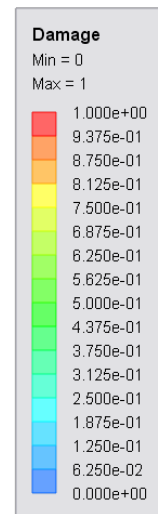
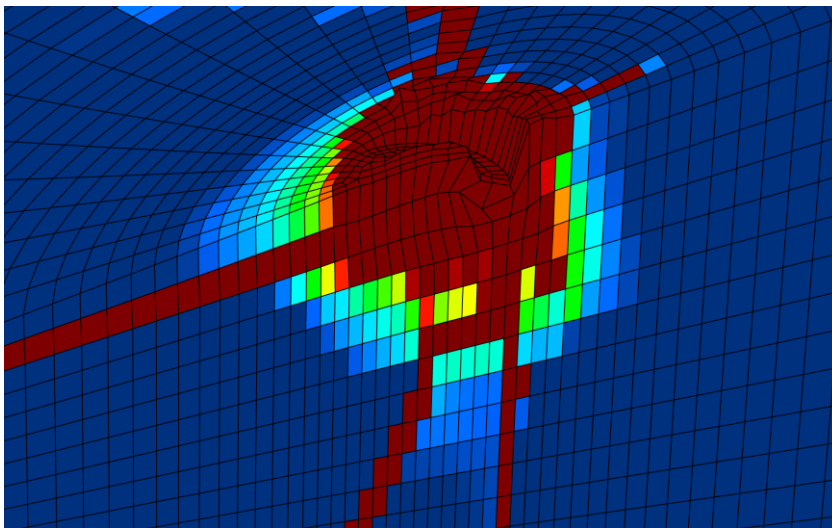
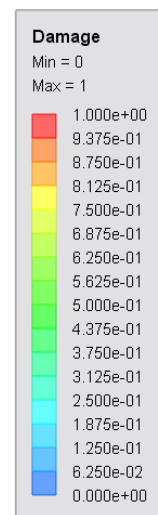
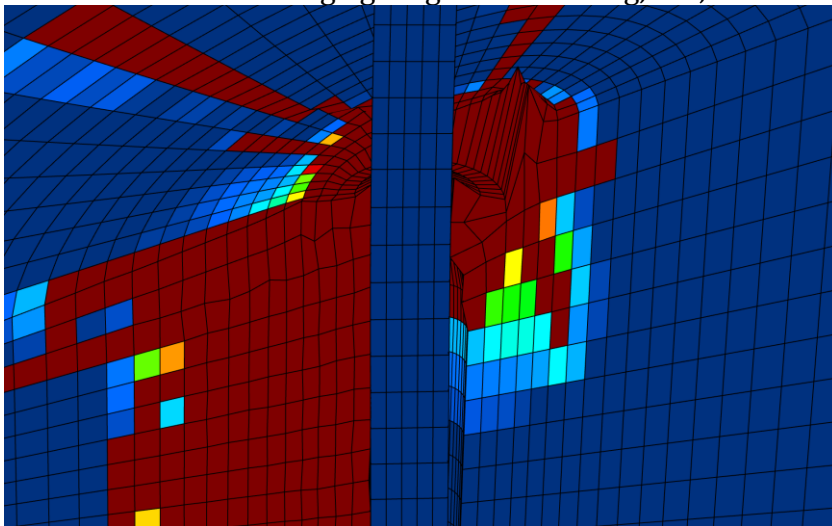
## G.5 EFFEKTEN AV FORBORING MED OG UTEN DYBEL PÅ BETONG

G.19: Ikke forboret,  $t=2,25e-3$  sG.20: Forboret med dybel,  $t=2,25e-3$  sG.21: Forboret uten dybel,  $t=2,25e-3$  s

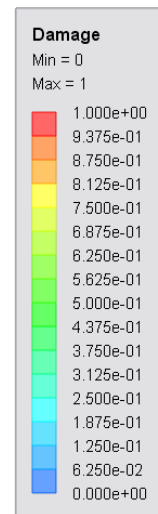
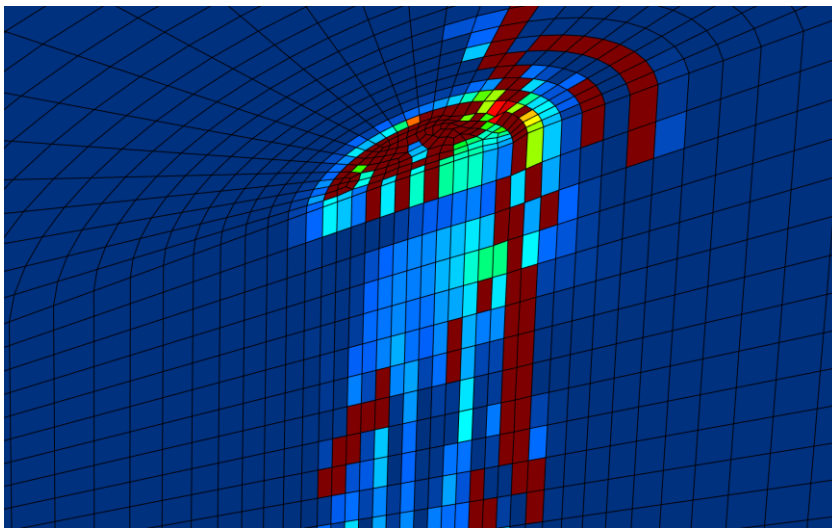
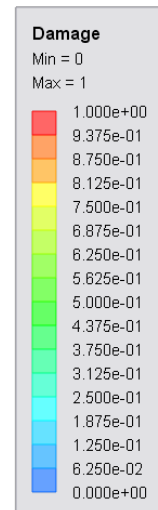
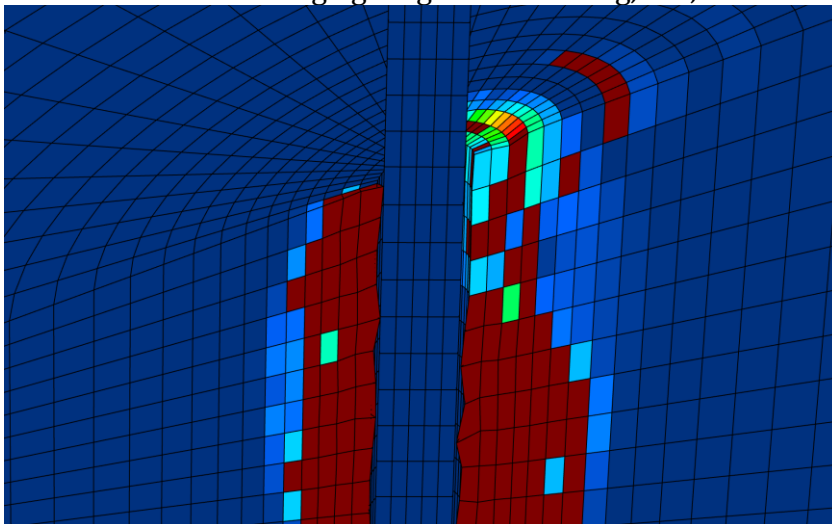
## G.6 EFFEKTEN AV FORBORING MED OG UTEN DYBEL PÅ GRANITT

G.22: Ikke forboret,  $t=2,25e-3$  sG.23: Forboret med dybel,  $t=2,25e-3$  sG.24: Forboret uten dybel,  $t=2,25e-3$  s

## G.7 EFFEKTEN AV SKRÅSTILT BETONG

G.25: Uten forboring og 23 graders helning,  $t=4,5e-3$  sG.26: Forboring og 23 graders helning,  $t=4,5e-3$  s

## G.8 EFFEKTEN AV SKRÅSTILT GRANITT

G.27: Uten forboring og 23 graders helning,  $t=2,25e-3$  sG.28: Forboring og 23 graders helning,  $t=2,25e-3$  s