



Statens vegvesen

Standardiserte hule pelspisser for stålrørspel

Status FOU-prosjekt juni 2011

VD rapport

Vegdirektoratet

Nr. 34



Vegdirektoratet
Trafikksikkerhet, miljø- og teknologiavdelingen
Geoteknikk og skred
Juni 2011

VD rapport

Tittel

Standardiserte hule pelspisser for stålrørspel

Undertittel

Status FOU-prosjekt juni 2011

Forfatter

Grete Tvedt og Tewodros Tefera

Avdeling

Trafikksikkerhet, miljø- og teknologiavdelingen

Seksjon

Geoteknikk og skred

Prosjektnummer

601863

Rapportnummer

Nr. 34

Prosjektleder

Grete Tvedt

Godkjent av

Frode Oset og Eldar Høysæter

Emneord

Oslo spiss, stålrørspel, pelspiss, sveising, fullskalaforsøk, dynamisk beregning, støtbølge, rammespenning, diskontinuitet

Sammendrag

Statens vegvesen er blant de største byggherrene i Norge som fundamenterer konstruksjoner på stålrørspeler. Ettersom bergspissene er kostbare og viktig for pelens bæreevne har Statens vegvesen startet FOU-prosjektet. Dette i håp om å kunne redusere pris, redusere antall vrakpeler og øke kunnskapen om problemstillinger knyttet til bergspissene og oppnå en optimalisert dimensjonering med sikte på standardiserte spisser som kan anvendes i de fleste tilfeller. Dette pågående FOU-prosjektet har skjedd i samarbeid med Aas-Jakobsen, Geovita og Ruukki. NTNU, Institutt for konstruksjonsteknikk har gjennomført to mastergradsoppgaver i FOU-prosjektet. Fullskalaforsøket som omtales i denne rapport er foreløpig det siste i dette pågående FOU-prosjektet, og det er en del av en masteroppgave til Svein Jørgensen Tveito NTNU, Institutt for konstruksjonsteknikk, i våren 2010.

Antall sider 108

Dato Juni 2011

VD report

Title

Standardized pile shoes on steel pipe piles

Subtitle

Status of R&D project June 2011

Author

Grete Tvedt and Tewodros Tefera

Department

Traffic safety, environment and technology

Section

Geotechnical

Project number

601863

Report number

No. 34

Project manager

Grete Tvedt

Approved by

Frode Oset and Eldar Høysæter

Key words

Oslo point, steel pipe pile, pile shoe, welding, full scale test, dynamic calculation, stress wave, driving stress, discontinuity

Summary

The Norwegian Public Roads Administration is among the largest clients in Norway who have structures founded on steel pipe piles. Since the pile shoes are expensive and important part of the steel pipe piles on rock, the Norwegian Public Roads Administration has started this R&D project. This ongoing R&D Project with the purpose of standardizing the pile shoes for steel pipe piles aims to increase the knowledge related to steel pipe pile shoes on rock and optimise the design in order to standardize the dimensions. This ongoing R&D Project is carried out in collaboration with the Norwegian C.E. consultants; Aas-Jacobsen, Geovita and the Finnish steel supplier Ruukki. In collaboration with NTNU, Department of Structural Engineering, two master projects were conducted. The full-scale experiment in this report is the current stage of this R&D project and is part of the master thesis by Sveinung Jørgensen Tveito at NTNU, spring 2010.

Pages 108

Date June 2011

Innholdsfortegnelse versjon

0	Symboler og betegnelser	4
1	Hensikt og bakgrunn for prosjektet	5
2	Historisk tilbakeblikk på Oslo-spissen (Oslo point)	5
3	Beregning av pelespiss etter Peleveiledningen	7
3.1	Forutsetninger for beregningene	7
3.2	Vurdering av størrelse på dybel og innvendig diameter emnesør	8
3.3	Dimensjonering av emnesør	9
3.4	Dimensjonering for statisk langtidslast (etter 100 år)	10
4	Dynamiske laster og spenninger i peler og spiss	11
4.1	Støtbølge teori	11
4.2	Vurdering av dynamisk last under ramming	15
4.3	Dimensjonering av dynamisk last fra PDA-måling	16
4.4	Dimensjonering av dynamisk last fra Peleveiledningen	18
5	Fullskalaforsøk med peler rammet på berg	20
5.1	Forsøkssted og involverte firma	20
5.2	Type spisser	22
5.3	Instrumentering	25
5.4	Utførelse	25
5.5	Resultater fullskalaforsøk	26
5.6	Kostnader ved et fullskalaforsøk	40
6	Teoretisk beregning med elementmetoden	41
6.1	Materialmodeller	41
6.2	Resultatene sammenlignet med forsøket	44
7	Laboratorieforsøk med nedskalerte stålspisser	50
8	Oppsummering av alle forsøk	58
8.1	Rammespenninger i pelespissens delelementer	58
8.2	Dynamisk forsterkningsfaktor	59
8.3	Spenninger i stål ved rask lastpåføring som ved peleramming	62
9	Konklusjoner og anbefalinger	63
9.1	Forslag til endringer i Peleveiledningen:	65
9.2	Peleavstand	66
10	Forslag til videre arbeid	66
10.1	Spissens utforming for peler med diameter 800 mm	66
10.1.1	Parameterstudie i Abaqus	66
10.1.2	Sveisenes a-mål	66
10.1.3	Vurdering av herding, maskinering og påleggssveis på bergspissen	67
10.1.4	Hva er best avslutning på emnesøret, konkav eller rett endeflate?	67
10.2	Bergets innvirkning på opptredende spenninger i spissen	67
10.3	Fullskalaforsøk med massiv spiss	68
10.3.1	Andre peledimensjoner – kan vi bare opp- og nedskalere?	68
11	Referanser	68

Vedlegg

- A. PDA rapport
- B. Rammeprosedyre og rammeprotokoll

0 Symboler og betegnelser

Symbol	Forklaring
A	Areal
c	Enaksiell bølgehastighet (for stål er $c = 5172$ m/s)
d	Dybeldiameter
d_i	Spissens /emnesrørets innvendige diameter
d_y	Spissens / emnesrørets utvendige diameter
D	Pelens diameter
E	Elastisitetsmodul (for stål $E = 210\,000$ N/mm ²)
f_o	Impedanskonstant
f_a	Reduksjonsfaktor
f_{di}	Diskontinuitetsfaktor for initial bølge
f_{dr}	Diskontinuitetsfaktor for reflektert bølge
f_u	Brudspenning
f_y	Flytespenning
f_w	Forsterkningsfaktor for støtbølger
F_d	Dimensjonerende lastvirkning
g	gravitasjon
h	Fallhøyde
L	Samlet lengde spisskonstruksjon
N_d	Dimensjonerende tverrsnittskapasitet
$N_d^{\text{korrodert}}$	Dimensjonerende tverrsnittskapasitet redusert pga. korrosjon
$N_{\gamma}^{\text{RAMMING}}$	Dynamisk kraft (last)
N_i	Installert tverrsnittskapasitet
R	Lengde støtteribber
R_{ck}	Karakteristisk bæreevne
t	Tykkelse
v	hastighet
S	Fri lengde pelespiss
t_r	Tykkelse støtteribber
T	Tykkelse bunnplate
W	Motstandsmoment
Z	Akustisk impedans
Ø	Pelens diameter
γ_t	Partialfaktor for total motstand på en pel
γ_m	Materialfaktor
ρ	Densitet (for stål er $\rho = 7850$ kg/m ³)
σ_{dr}	Dynamisk spenning
σ_o	Frontspenning (støtbølge teori)
σ_{max}	Maksimal spenning ved støtbølge

1 Hensikt og bakgrunn for prosjektet

Statens vegvesen har for tiden et FOU-prosjekt under arbeid angående stålrørspeler med hule bergspisser rammet mot berg. Denne rapporten sammenfatter resultatene til nå med spesielt fokus på de siste resultatene fra masteroppgaven til Sveinung Jørgensen Tveito utført ved NTNU, Institutt for konstruksjonsteknikk i 2010.

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

FOU-prosjektet kan deles i flere faser og i tidligere faser er pelespissen beregnet på ulike metoder:

- Fase 1: Beregning etter empiriske modeller i Peleveiledningen 2005 og 1991 [2] og [3]. Beregningene ble utført av Geovita i 2007/2008. [1]
- Fase 2: Statisk beregning i elementprogrammet Ansys. Beregningene ble utført av Aas-Jakobsen i 2007/2008. [1]
- Fase 3: Dynamisk beregning i Abaqus. Beregninger utført av NTNU i masteroppgave av Andreas K. Forseth i 2009 [4] og Sveinung J. Tveito i 2010 [5].
- Fase 4: Fullskalaforsøk og laboratorieforsøk ble utført av SVV i samarbeidet med RUUKKI og NTNU i masteroppgave av Sveinung J. Tveito i 2010 [5].
- Fase 5: Etterberegning av fullskalaforsøk delvis utført av NTNU i masteroppgave av Sveinung J. Tveito i 2010 [5].

2 Historisk tilbakeblikk på Oslo-spissen (Oslo point)

I 1957 utga L. Bjerrum NGI publikasjon nr 23 [7]. Den handlet om norske erfaringer med stålpeler til berg. Han oppsummerte 25 års erfaring med stålpeler til berg. De første bygg i Oslo med fundamentering på stålpeler ble bygget rundt 1930.

Allerede de første pelene som ble rammet i 1931, var forsynt med en spesielt utformet spiss som skulle hindre at pelen gled mot skrått berg. Den endelige løsningen ble en spiss av rundstål der den nederste enden ble hulslipt. Den skarpe kanten skulle på denne måten sikre hold i berget rett etter første bergkontakt. Denne typen pelespiss er siden kalt Oslo-spiss.

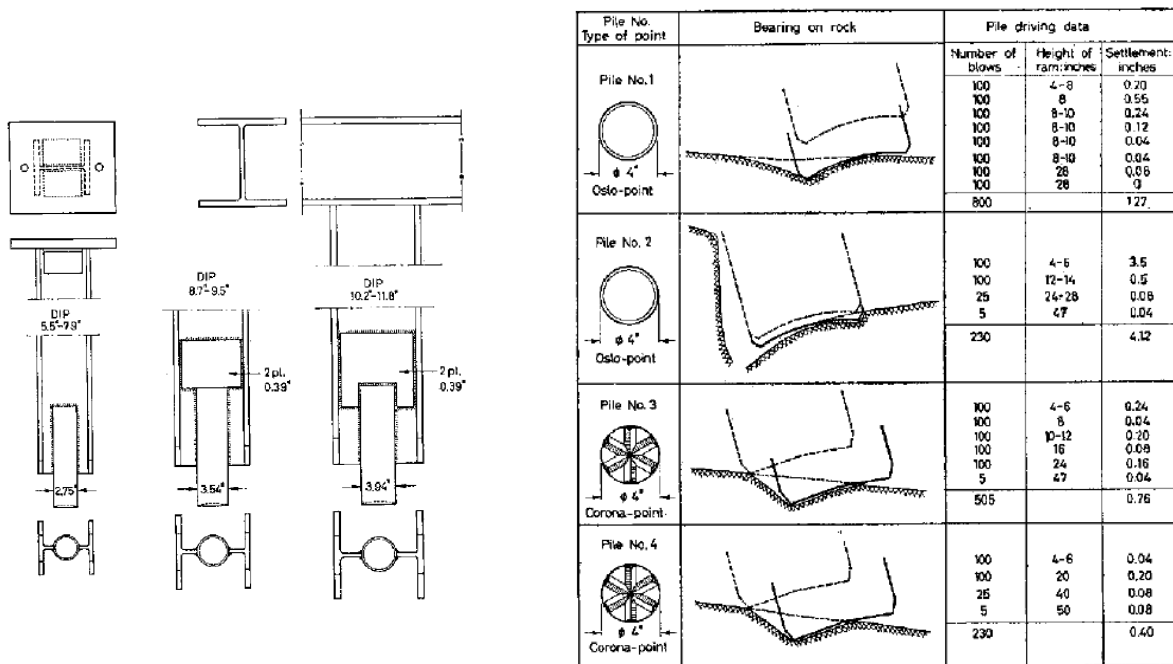
Det var i første omgang H-bjelker og jernbaneskinner som ble brukt som peler.

Figur 2-1 a) viser godkjente spisser og som en ser er diameteren på rundstålet mellom 70 mm og 100 mm.

Figur 2-1 b) viser et fullskalaforsøk der de rammet ned 4 peler og grov opp etterpå for å vurdere penetreringen berg.

For det harde berget spissene møtte i Oslo, var en hulslipt (hollow ground) spiss best egnet. Den hulslipte spissen tilsvarer det vi kaller spiss med konkav endeflate. Oslospissene var massive stålstenger og de spissene som var best i test var de der de nederste 100 mm (4 in.) var herdet til mellom 400 og 600 Brinell.

Det er referert til Oslo point i en rekke senere internasjonale publikasjoner. Forsøkene og analysene som er sammenfattet i NGI publ. Nr. 23 [7], er en videreutvikling av Oslospissen med å lage den hul for montering av dybel.



(a) H-peler med spiss godkjent av Oslo bygningråd i 1957

(b) Spissbæring til tre pelespiss rammet ned og utgravd etterpå.

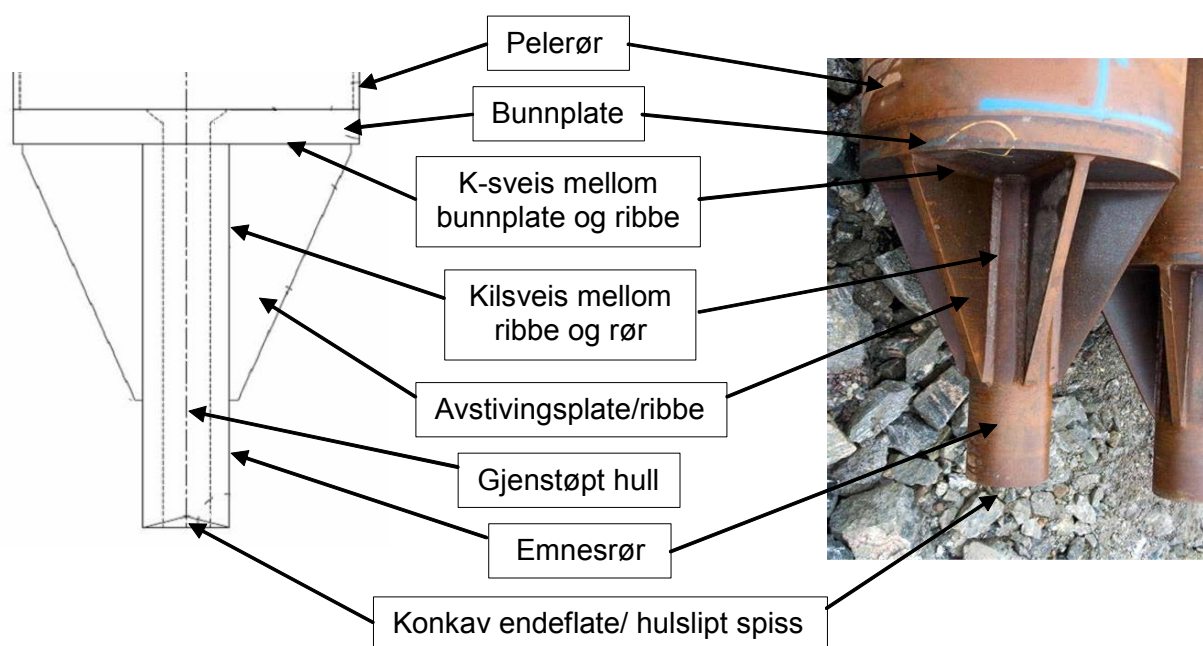
Figur 2-1 Eksempler på bruk og forsøk med Oslo-spissen fra 1957 [7]

I 1950 var maksimalt tillatt spenninger 100 kPa for peler kortere enn 12 -15 m. For lengre peler var tillatt spenning lavere. Siden den gang har lastene blitt større og større, peledimensjonene har økt tilsvarende. Stålmateriale er forbedret, og har fått høyere bruddspenning. Det er på tide å stoppe opp og dra nye erfaringer.

3 Beregning av pelespiss etter Peleveiledningen

Geovita og Aas-Jakobsen utførte statiske beregninger av pel og pelespiss [1] etter figur 1 i Peleveiledningen 2005 [2]. I forkant av beregningene ble det gitt noen praktiske valg av for eksempel dimensjoner på pel og dybel, og det ga noen forutsetninger og rammebetingelser for beregningene. Beregningene i denne rapporten er justert i forhold til dimensjonene på pelene i fullskalafosøket.

For en entydig forståelse av betegnelser benyttet i denne rapporten har vi vist konstruksjonsdelenes navn i Figur 3-1.



Figur 3-1: Betegnelser på delene av pelespissens bestanddeler benyttet i denne rapporten

3.1 Forutsetninger for beregningene

Dimensjonerende lastvirkning overført til pelespiss etter installering skal være $F_d = 5000$ kN. Dimensjonerende last skal inkludere eventuell påhengslast og pelens egenvekt. Stålrørspelen skal ha diameter 814 mm og godstykkelse 14,2 mm. Stålrøret $\text{Ø}813 \times 14,2$ har $A = 35\,635$ mm²

Reduksjonsfaktor (f_a -faktor) er for prosjektet valgt til $f_a = 0,85$.

Partialfaktoren skal ivareta usikkerhet knyttet til bestemmelse av karakteristisk bæreevne. Partialfaktoren er her satt til $\gamma_t = 1,6$. Med dimensjonerende lastvirkning $F_d = 5000$ kN, blir bæreevnen som skal verifiseres $R_{ck} = F_d * \gamma_t = 5000$ kN * 1,6 = 8000 kN.

Det er allment kjent at flytegrensen er avhengig av godstykkelsen, mer spesifisert i Tabell 3-1. Dette må tas hensyn til ved dimensjonering av de enkelte konstruksjonsdeler av spissen.

Godstykkelse, t (mm)	Flytegrense, f_y (MPa)
$t < 16$	355
$16 < t \leq 40$	345
$40 < t \leq 63$	335
$63 < t \leq 80$	325
$80 < t \leq 100$	315
$100 < t \leq 150$	295

Tabell 3-1: Minimum flytegrense for stålet avhenger av godstykkelse (EN 10025-2: 2004)

3.2 Vurdering av størrelse på dybel og innvendig diameter emnesrør

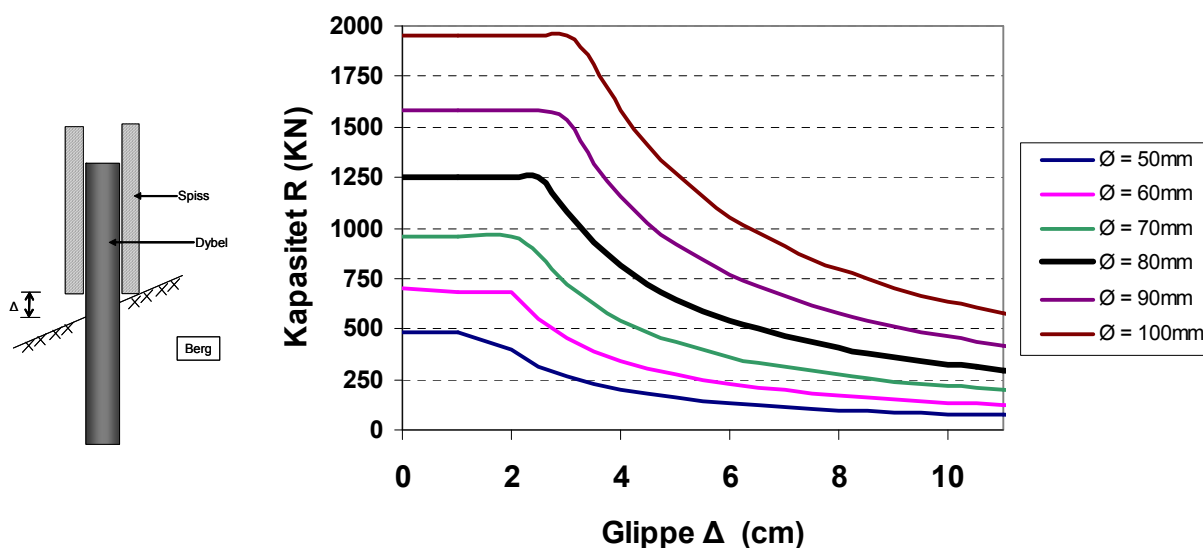
I prosjektbestillingen ble det valgt dybel med diameter, $d = 80$ mm. Vurderingen som ligger til grunn for dette er at dybelen skal være så kraftig at den står for en trøkk, men jo større den blir jo større blir spissen som må fortrenge berget. Velger bergborkrone med diameter 96 mm etter samtaler med NSP ved/ Dagfinn Dybvik.

Maks skjærkapasitet på dybel er $R \approx 0,7 \cdot f_y \cdot A$. Når det er glippe mellom spissen og berget vil kapasiteten på dybelen reduseres grunnet moment i dybelen. Dybelens motstandskapasitet R bestemmes da ut ifra følgende formel.

$$R = \frac{2 \cdot W \cdot f_y}{\Delta \cdot \gamma_M} \quad \text{kfr. [16] Geoteknikk i vegbygging}$$

der: W = boltens motstandsmoment, f_y = stålets flytespenning, Δ = glippe ved berg, og γ_M = partialfaktor for materialfasthet for stål.

Ved å kombinere de to formlene får vi et dimensjoneringsdiagram for dybelen vist i Figur 2-1. Da har vi forutsatt at stålet har flytespenning $f_y = 355$ N/mm². Hvis berget har 45° vinkel med horisontalplanet, vil det for forsøksspissen være en glippe ved dybelen på 58 – 108 mm.



Figur 3-2: Dybelen motstandskapasitet

Emner til hule stålspisser har store toleranseavvik, typisk mer enn 5 mm både for innvendig og utvendig diameter. Stålararealet er imidlertid alltid lik eller større enn teoretisk. Ved spesifikasjon av emnerør til spiss settes derfor krav til minimumsmål for indre diameter (da skal toleranseavvik være inkludert) og stålarreal.

Videre må det være noen millimeter klaring mellom innvendig emnesrør og bergborkrone, regner med minimum 5 mm klaring rundt hele.

⇒ Minimum innvendig diameter emnesrør:

$d_{\min} = 80 \text{ (dybel)} + 10 \text{ (avvik emnesrør)} + 20 \text{ (klaring dybel/emnesrør)} = 110 \text{ mm}$
 Innvendig diameter emnesrør brukt i fullskala forsøket $d_i = 119 \text{ mm}$.

I utgangspunktet kreves det ikke at emnerøret til spissen skal ha samme areal (kapasitet) som pelerøret. Dette begrunnes med at ståltykkelsen på pelerøret for lange peler ofte økes av rammetekniske grunner, dvs. for å kunne verifisere nødvendig karakteristisk bæreevne. Kapasiteten på spissen styres derfor av dimensjonerende lastvirkning (F_d):

3.3 Dimensjonering av emnesrør

$R_{ck} = F_d * \gamma_t = 5000 \text{ kN} * 1,6 = 8000 \text{ kN}$.

Det ble i fase 1 beregnet en stålrørspel med dimensjon $\text{Ø}814 \times 14,2 \text{ mm}$ [1] etter figur 1.1 i Peleveiledningen (2005) [2].

Peleveiledningen (1991) [3] kapittel 9.5:

”For opptil ca. 10 kontrollslag i den hensikt å foreta en dynamisk prøvebelastning, kan normalt σ_{dr} overskrides med opptil 25 %.” Dette punktet er utelatt i Peleveiledning 2005, og vi har sett nærmere på det med en litteraturstudie i denne rapporten i kapittel 8.3.

KRAV: $\sigma_{\max} \leq 1,25 \cdot \sigma_{dr} = 1,25 \cdot \frac{f_y}{1,05}$

Basert på det ovennevnte skal da pel og spiss tåle:

$$R_{c;k} = 8000 \text{ kN} \leq 1,25 \cdot N_d \quad (\text{"Dynamisk kraft"})$$

Rammespenninger kontrolleres uten bruk av f_a -faktor og $\gamma_m = 1,05$.

Spenningen tillates å overskride flytespenning med 25 %, og nødvendig spissareal blir da:

$$R_{c;k} \leq A_{spiss} \cdot \frac{f_y}{\gamma_m} \cdot 1,25$$

$$\Rightarrow A_{spiss} \geq \frac{1}{1,25} \cdot R_{c;k} \cdot \frac{\gamma_m}{f_y} = \frac{1}{1,25} \cdot 8000 \cdot \frac{1,05}{335} \cdot 10^3 = 20060 \text{ mm}^2$$

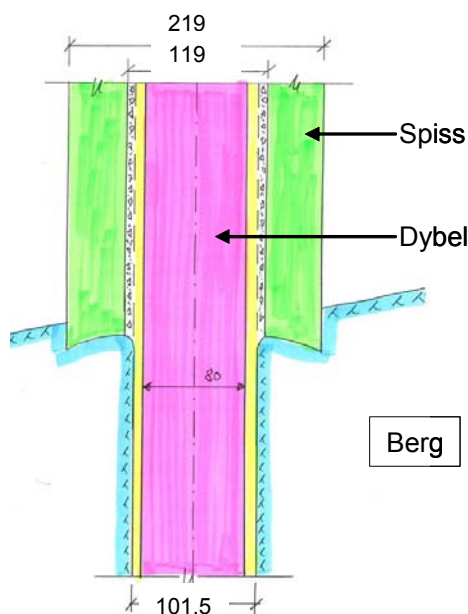
Med $d_i \geq 110 \text{ mm}$ er minimum $d_y = 195 \text{ mm}$

Hvis spenningen ikke tillates å overskrides blir nødvendig spissareal:

$$\Rightarrow A_{spiss} \geq \frac{1}{1,0} \cdot R_{c;k} \cdot \frac{\gamma_m}{f_y} = \frac{1}{1,0} \cdot 8000 \cdot \frac{1,05}{335} \cdot 10^3 = 25074 \text{ mm}^2$$

Valgt emnerør i fullskalaforsøket for SVV-spiss:

$$d_y = 219 \text{ mm}, d_i = 119 \text{ mm} \quad \Rightarrow \quad A = \frac{\pi}{4} \cdot (d_y^2 - d_i^2) = 26\,546 \text{ mm}^2$$



Figur 3-3: Snitt av spiss og dybel i berg med dimensjoner som brukt i fullskalaforsøk

3.4 Dimensjonering for statisk langtidslast (etter 100 år)

Kontrollerer valgt emnerør ($d_y = 219 \text{ mm}$, $d_i = 119 \text{ mm}$) mot statisk last etter 100 år. Bruer beregnes med levetid 100 år.

- ⇒ Selve pelen armeres og støpes ut slik at armering og betong tar lasten alene.
- ⇒ Det gyses mellom emnerør og dybel. Korrosjon regnes derfor kun utvendig.

Anbefalt korrosjonshastighet angitt i Peleveiledningen 2005 pkt 6.1.5 [2] er $0,015 \text{ mm/år}$. Vi har valgt noe høyere korrosjonshastighet: $0,025 \text{ mm/år} \cdot 100 \text{ år} = 2,5 \text{ mm}$.

$$A_{spiss}^{korrodert} = \frac{\pi}{4} \cdot (214^2 - 119^2) = 24846 \text{ mm}^2$$

Dimensjonerende tverrsnittskapasitet for korrodert tverrsnitt av emnesrøret:

$$N_d^{korrodert} = A^{korrodert} \cdot \frac{f_y}{\gamma_m} \quad ; \quad \gamma_m = 1,05 \quad \text{etter NS-EN 1993-1-1 2005/NA-2008}$$

$$N_d^{korrodert} = 24846 \cdot \frac{335}{1,05} \cdot 10^{-3} = 7926 \text{ kN}$$

Installert kapasitet blir da:

$$N_i^{korrodert} = f_a \cdot N_d^{korrodert} = 0,85 \cdot 7566 = 6737 \text{ kN}$$

$$N_i^{korrodert} > F_d = 5000 \text{ kN} \quad \text{dvs. OK}$$

Belastning under ramming blir dimensjonerende.

4 Dynamiske laster og spenninger i peler og spiss

4.1 Støtbølgeteori

I masteroppgaven fra 2010 [5] er det oppsummert teori for støtbølger for peler. Ettersom peler er lange slanke legemer antas følgende:

1. Spenningstilstanden er en enaksiell stav
2. Alle partikler i samme snitt har samme deformasjon $u(x,t)$
3. Materialet er isotropt og lineært elastisk

Enaksiell bølgehastighet er definert som: $c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$

Spenningen ved en støtbølge er:

$$\sigma(x,t) = \frac{E}{c} v(x,t) = c\rho v(x,t)$$

Ved peleramming vil $v(x,t)$ erstattes av $v = \sqrt{2gh}$, dvs hastigheten av det innkommende loddet. Kraften blir da:

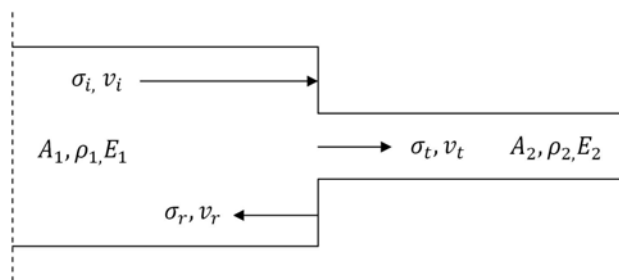
$$F = \sigma(x,t) \cdot A = \frac{EA}{c} v(x,t) = Zv(x,t) \quad \text{hvor } Z = \frac{EA}{c} \text{ er definert som akustisk impedans.}$$

Dette viser at for en bølge som propagerer i positiv retning er kraften direkte proporsjonal med partikkelhastighet.

Spenningen fordobles ved en innspent ende. Avhengig av fastheten av materialet pelespissen penetrerer ned i, vil graden av innspenning være et sted mellom fast innspent ende og fri ende.

For en pelespiss som trenger ned i berg vil berget yte motstand og dermed reflektere en trykkbølge med noe lavere amplitude enn den innkommende.

Det vil oppstå refleksjoner i områder hvor tverrsnittet eller materialegenskaper endrer seg. Dette er aktuelt ved for eksempel overgang fra pelerør til pelespiss, eller på emnesrøret over eller under avlastningsplatene ende. Når en spenningsbølge (σ_i) treffer en diskontinuitet (se Figur 4-1), vil en del propagere videre (σ_t), en del reflekteres (σ_r).



Figur 4-1: Diskontinuitet i tverrsnitt

Ved en tverrsnittsendring må det være kraftlikevekt og partikkelhastigheten over overgangen må være lik:

$$A_1 \cdot (\sigma_i + \sigma_r) = A_2 \cdot \sigma_t \quad \text{og} \quad v_i - v_r = v_t$$

I tilfelle når densiteten ρ og elastisitetsmodulen E er lik for de to materialene kan man ved noe mellomregning komme fram til følgende forhold:

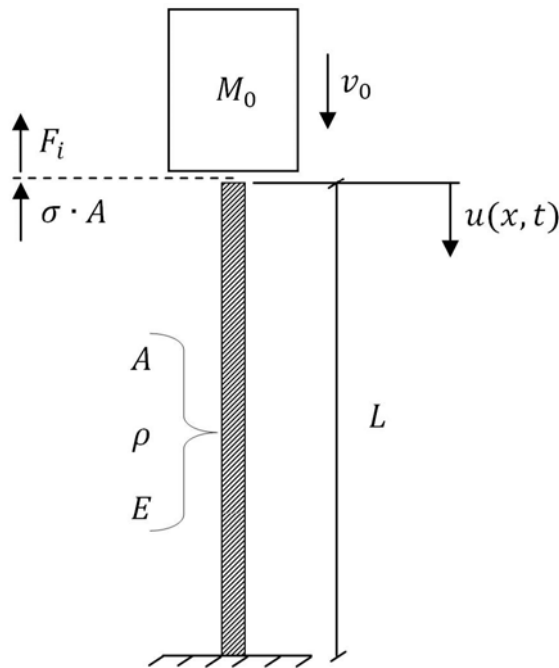
$$\sigma_t = \frac{2A_1}{A_1 + A_2} \cdot \sigma_i = f_{di} \cdot \sigma_i \quad \text{og} \quad \sigma_r = \frac{A_2 - A_1}{A_1 + A_2} \cdot \sigma_i = f_{dr} \cdot \sigma_i$$

f_{di} er diskontinuitetsfaktor for initialbølge og f_{dr} er diskontinuitetsfaktor for returbølge.

For å kunne gjøre beregninger på peleramming for hånd må visse forenklinger gjøres. Loddet er her betraktet som et stivt legeme med masse M_0 og fallhastighet v_0 i det den treffer pelen. Pelen antas å ha et rørtverrsnitt med materialegenskapene E , A og ρ , hvor enden mot berget oppleves som fast innspent. Pelespissen sees bort i fra. Modellen er skissert i

Figur 4-2. Ved å stille opp dynamisk kraftlikevekt av loddet kan man etablere spenningsforløpet over tid i toppen av pelen, det vil si i $x = 0$:

Beregningene vi har gjort med diskontinuitet i denne rapporten er forenklet. Vi har sett på arealet på spissen og røret. Vi har for enkelthets skyld kuttet ut diskontinuiteten over bunnplaten. Vi har også kun sett på initialbølge og ikke returbølge.



Figur 4-2: Idealisert modell av peleramming

$$\sigma A + F_i = c\rho v A + M_0 \frac{dv}{dt} = 0$$

Etter noe mellomregning kommer en fram til:

$$\sigma = \sigma_0 e^{-\frac{\rho c A}{M_0} t} \quad \text{hvor } \sigma_0 = \rho c v_0 \text{ er verdien til den initielle spenningsfronten.}$$

Til slutt kan man benytte at massen til pelen er $M = \rho A L$:

$$\sigma = \sigma_0 e^{-\frac{M}{M_0} \frac{c}{L} t}$$

Ligningen over gir spenning i punktet $x = 0$ for varierende $t < 2L/c$. Men siden spenningene går som en bølge nedover i pelen vil spenningen σ_0 som var i punktet $x = 0$ ved $t = 0$ ha beveget seg til $x = c\Delta t$ etter $t = \Delta t$.

Ved tidspunktet $t = \Delta t$ er spenningen i $x = 0$ blitt til: $\sigma = \sigma_0 e^{-\frac{M}{M_0} \frac{c}{L} \Delta t}$

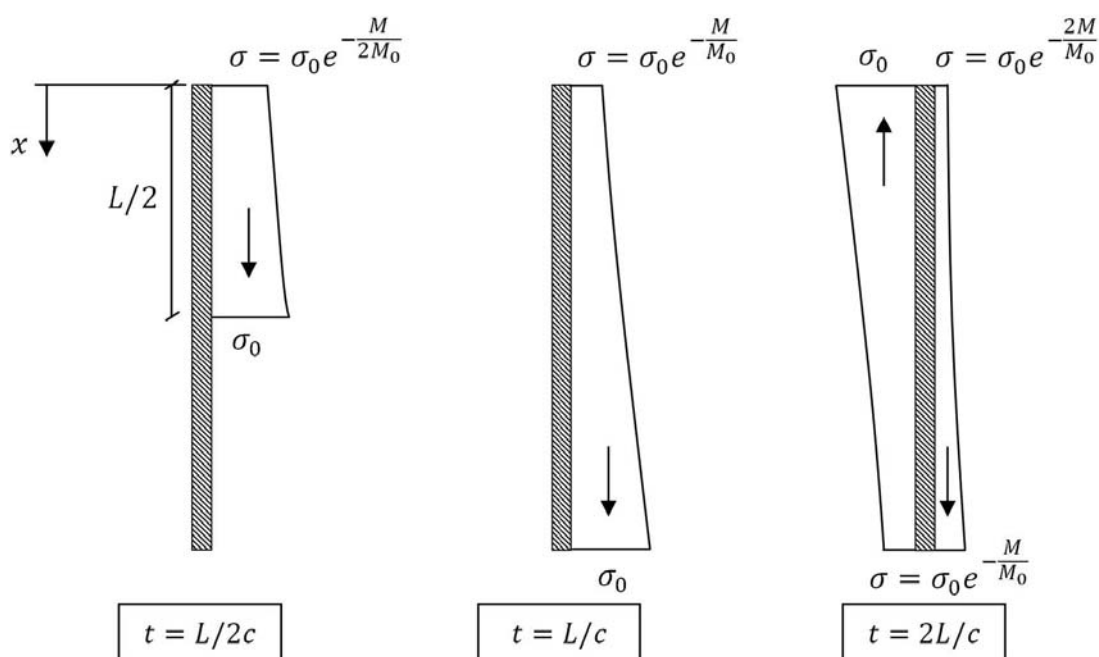
På denne måten beveger bølgen seg nedover pelen med σ_0 i front, mens den trekker etter seg spenningshistorien fra punkt $x = 0$ som en hale, som i Figur 4-3. Når $t = L/c$ har bølgen beveget seg ned til bunn av pelen. Der vil bølgen bli reflektert og fortsette opp igjen med samme fortegn ettersom enden er fast innspent. Den totale spenningen i et snitt er gitt ved summen av framoverbølgen og den reflekterte bølgen. Ved $t = 2L/c$ har bølgefronten beveget seg til toppen av pelen igjen og spenningen blir:

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_0 e^{-\frac{2M}{M_0} t}$$

I Tabell 4-1 er det satt inn tall for de forskjellige parametrene i modellen i Figur 4-2. Vi har valgt parametre som benyttet i fullskalaforsøket. Massen til pelen er $M = \rho AL$. Initialhastigheten til loddet settes til $v = \sqrt{2gh} = 2,43$ m/s med $h = 0,3$ m.

L (m)	D_y (mm)	t (mm)	ρ (kg/m ³)	E (N/mm ²)	c (m/s)	M_0 (kg)	M (kg)
7,52	813	14,2	7850	210 000	5172	9000	2104

Tabell 4-1: Geometri og materialegenskaper som er benyttet for teoretiske beregninger er tilsvarende verdier som i fullskalaforsøket.



Figur 4-3: Spenningstilstand ved ulike tidspunkt

Vi ser hvordan spenningen ved peltopp i stålrøret endrer seg over tid (godt illustrert i Figur 4-3):

$$\text{Ved } t = 0: \quad \sigma(x=0) = \sigma_0 e^{\frac{M}{M_0} \frac{c}{L} t} = \sigma_0 = c\rho v = 98,5 \text{ MPa}$$

$$\text{Ved } t = L/c = 0,0015 \text{ s}: \quad \sigma(x=0) = \sigma_0 e^{\frac{M}{M_0}} = 78,0 \text{ MPa}$$

$$\text{Ved } t = 2L/c = 0,0029 \text{ s}: \quad \sigma(x=0) = \sigma_0 e^{\frac{2M}{M_0}} = 61,7 \text{ MPa}$$

Total spenning ved $t = 2L/c$ ved fast innspenning ved spiss blir da:

$$\sigma_{\text{maks}}(t=2L/c, x=0) = 98,5 + 61,7 = 160,2 \text{ MPa}$$

$$\sigma_t = \frac{2A_1}{A_1 + A_2} \cdot \sigma_0 = \frac{2 \cdot 35635}{26546 + 35635} \cdot \sigma_0 = 1,14 \cdot \sigma_0 = 1,14 \cdot 160,2 \text{ MPa} = 182,6 \text{ MPa}$$

De samme beregningene utføres for forskjellige fallhøyder, og resultatene er gitt i Tabell 4-2 og Tabell 4-3.

h (m)	v (m/s)	σ ved t = 0 (MPa)	σ ved t = L/c (MPa)	σ ved t = 2L/c (MPa)	σ_{maks} ved t = 2L/c (MPa)
0,3	2,43	99	78	62	160
0,6	3,43	139	110	87	226
1,0	4,43	180	142	113	292
1,4	5,24	213	168	133	346

Tabell 4-2: Beregning av teoretisk maksimal spenning i stålrør ved peltopp etter støtbølgeteorien

h (m)	Pelerør σ_{maks} ved t = 2L/c (MPa)	Pelespiss σ_{maks} ved t = 2L/c (MPa)
0,3	160	183
0,6	226	258
1,0	292	333
1,4	346	395

Tabell 4-3: Beregning av teoretisk maksimal spenning i pelerør og pelspiss ved bruk av diskontinuitetsformelen ($f_{di} = 1,14$)

Spenningsbølgen har en bølgelengde mange ganger lengre enn lengden av pelen. Dette styres av forholdet $M/M_0 = \rho AL/M_0$. Jo større masseforholdet er, jo kortere blir bølgelengen. Forholdet er også med på å styre lengden av støtet. Jo lavere forholdet er, desto lengre tid tar det før støtet avsluttes.

Til orientering rammer et hydraulisk lodd vanligvis et slag hvert 0,1 sekund.

Til sammenligning vil spenningsbølgen i 75 m lange peler vil propagere og reflektere i løpet av 0,03 sekunder.

4.2 Vurdering av dynamisk last under ramming

For å sikre at pelen oppnår karakteristisk bæreevne eller sikre bergfeste verifiseres dette med noen få slag (typisk 2 – 10 slag). I dette tilfelle skal det verifiseres $R_{ck} = 8000$ kN.

For å sikre at pelen eller spissen ikke overrammes kan man beregne spenningen i spissen ved hjelp av følgende metoder:

- Støtbølgeteorien
- Bølgeligningen
- PDA-målinger
- Bevegelsesmålinger

⇒ Metodene gir et estimat på σ_0

σ_0 kan til en viss grad styres ut i fra valg av lodd. Gunstig er høyt, slankt og tungt lodd.

I det støtbølgen når pelespissen, reflekteres bølgen opp gjennom pelen som en trykkbølge. Ved stor spissmotstand oppstår en trykkspenningstopp ved pelespiss (σ_{\max}) når nedadgående og oppadgående bølge overlages:

$$\sigma_{\max} = f_w \cdot \sigma_0 \text{ der } f_w \text{ er forsterkningsfaktor for støtbølger}$$

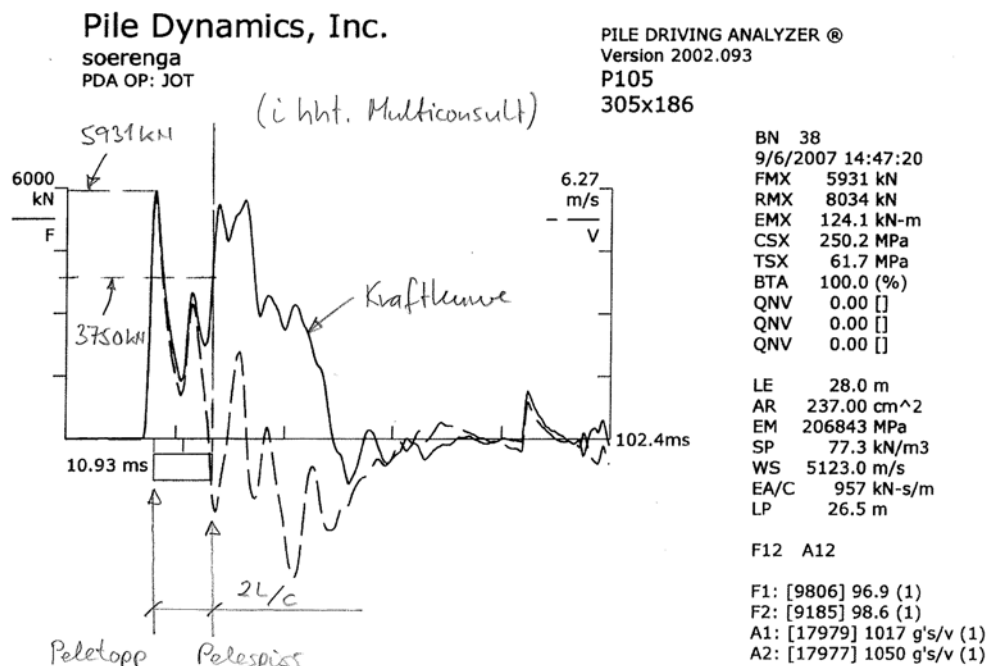
f_w varierer fra 1,0 – 1,8 (mest typisk mellom 1,3 og 1,5) avhengig av metode, spissmotstand og pelelengde. Det gis retningslinjer for valg av f_w i Tabell 4-4.

f_w kan også estimeres ut fra PDA-kurver, men dette er ikke en offisielt anerkjent metode. Det er heller ikke alle PDA-kurver som kan tolkes på denne måten, for eksempel viser det seg vanskelig for relativt korte peler.

4.3 Dimensjonering av dynamisk last fra PDA-måling

Vårt fullskalaforsøk har skjedd på korte peler og PDA-målingen er vanskelig å tolke.

Vi viser derfor et eksempel på bestemmelse av f_w ut fra PDA-kurve fra prosjektet "Bjørvika – Sørenga". Der er det rammet en HP 305 x 186 med stålqualität S460M. Det er benyttet 120 kN lodd med virkningsgrad ca. 1,0 og fallhøyde 1,0 meter.



Figur 4-4: Bestemmelse av f_w ut fra PDA-kurve for HP-pel på Bjørvika-prosjektet [1]

Målt kraft i peletopp, FMX = 5931 kN (korresponderer til CSX, spenning i peletopp).

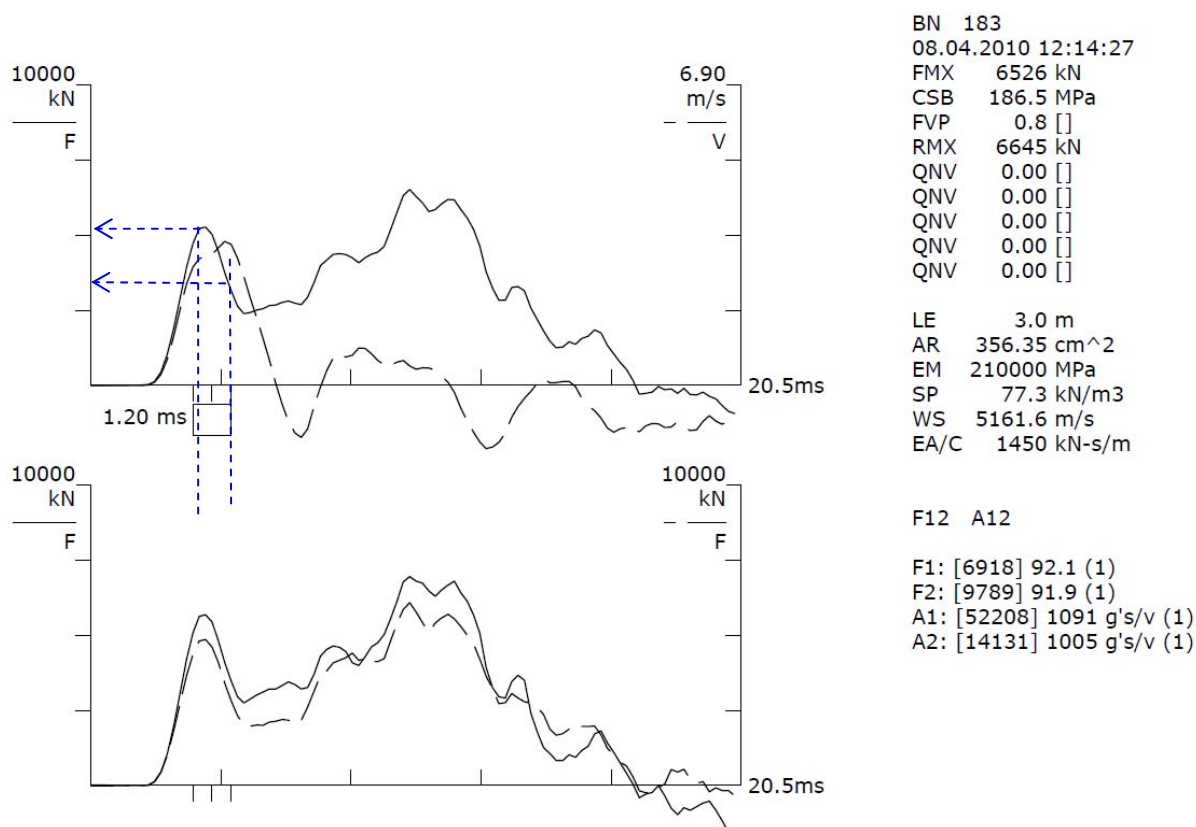
$$f_w = \frac{5931 + 3750}{5931} = 1,63$$

Spenning i pelespiss ved dynamisk testing blir da:

$$\sigma_{\max} = f_w \cdot \sigma_0 = 1,63 \cdot 250,2 = \underline{408 \text{ MPa}}$$

NB! Trykkspenningen σ_{\max} er spenningstoppen på grunn av overlaging av nedadgående og reflektert bølge i nedre del av pelør / pelespiss.

Selv om det er vanskelig å tolke vårt forsøk siden pelene er korte, har vi likevel vist et eksempel på det under:



Figur 4-5: Bestemmelse av f_w ut fra PDA-kurve for fullskalaforsøk på stålrørspel 1 på prosjekt Dal- Boksrud

Målt kraft i peletopp, FMX = 6526 kN

$$f_w = \frac{6526 + 2750}{6526} = 1,42$$

4.4 Dimensjonering av dynamisk last fra Peleveiledningen

Når loddet treffer peletoppen, oppstår en støtbølge med frontspenning:

$$\sigma_0 = f_0 \cdot \sqrt{\rho \cdot g \cdot h \cdot E} \quad \text{der} \quad f_0 = f_i \cdot \eta \cdot \sqrt{2} \approx 0,9 \cdot 1,0 \cdot \sqrt{2} = \underline{1,27}$$

$f_i = 0,9$ (impedanseforholdet mellom lodd og pel der 0,9 er vanlig benyttet faktor)

$$\sigma_0 = 1,27 \cdot \sqrt{7,85 \cdot 9,81 \cdot h \cdot 2,1 \cdot 10^8 \cdot 10^{-3}} = 161,5 \cdot \sqrt{h}$$

I det støtbølgen når pelespissen, reflekteres bølgen gjennom pelen som en trykkbølge hvis spissmotstanden er stor.

$$\sigma_{\max} = f_w \cdot \sigma_0$$

Forsterkningsfaktor for støtbølger f_w gir en økning av spenningen σ_0 til σ_{\max} avhengig av sidefriksjon på pelen og synken i berget. Ut fra fullskalaforsøket i kapittel 5 velger vi verdier for f_w i forhold til synk etter Peleveiledningen [2] Tabell 4-4. Pelen i forsøket er kort med liten sidefriksjon, men synken er rundt 1 mm.

Tabellen i Peleveiledningen gir verdier for synk større enn 5 mm og mindre enn 1 mm. Ved stoppslagning er vanligvis synken mellom 1 og 3 mm. Tabellen er derfor litt vanskelig å tolke i dette området. Vi har sett på variasjon av f_w fra liten til stor spissmotstanden, og beregnet spenningen i pelerrøret og i emnesrøret i Tabell 4-5.

	Under nedramming Moderat rammemotstand $s > 5$ mm/slag			Under sluttramming Betydelig spissmemotstand $s < 1$ mm/slag		
	Liten	Middel	Stor	Middels	Liten	
Friksjonsmotstand	Liten	Middels	Stor	Moderat	Stor	Meget stor
Trykk	1,0	1,0	1,0	1,2 til 1,3	1,3 til 1,5	1,5 til 1,8
Strekk	-1,0 til -0,8	-0,8 til -0,4	-0,4 til -0,3	Strekk kan oppstå i det reflektert bølge når peletopp. Se 4.6.3 [2]		

Tabell 4-4: Anbefalte verdier for f_w – faktoren i Peleveiledningen [2]

Beregner frontspenningen σ_0 og de maksimale spenningene $\sigma_{\max(\text{rør})}$ i pelerrøret på grunn av overlaging av oppadgående og nedadgående bølge, se Tabell 4-5.

På grunn av at arealet i SVV-spissen er mindre enn arealet i røret vil det oppstå større spenninger i spissen etter diskontinuitetsformelen:

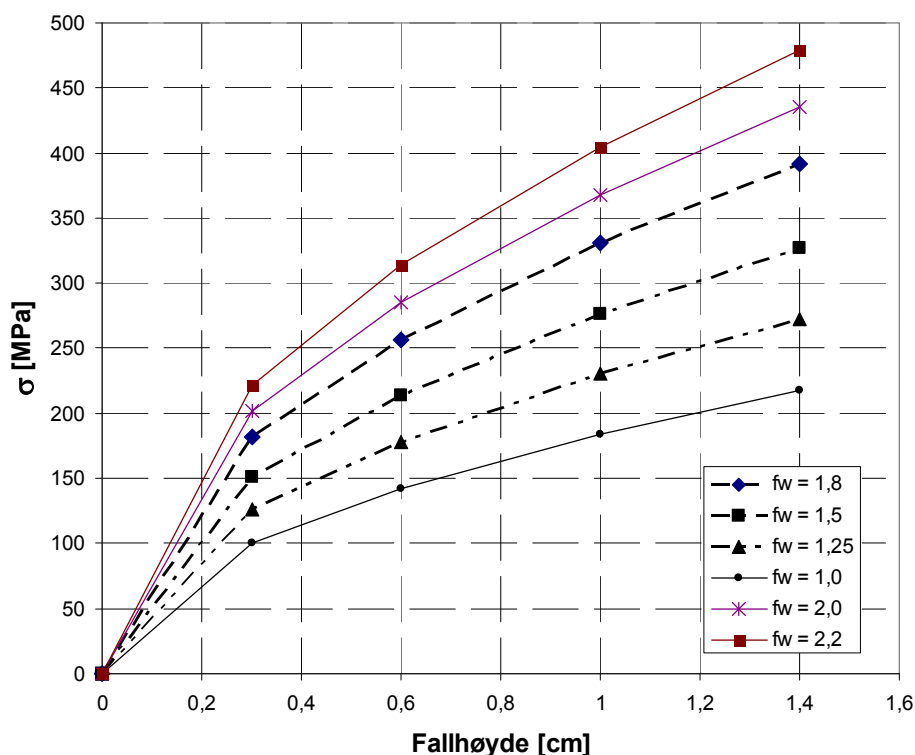
$$\sigma_t = \frac{2A_1}{A_1 + A_2} \cdot \sigma_0 = \frac{2 \cdot 35635}{26546 + 35635} \cdot \sigma_0 = 1,14 \cdot \sigma_0$$

der σ_0 er initialspenning i pelerrøret og σ_t er spenningen i emnesrøret. Maksimalspenningen i emnesrøret forsterkes tilsvarende.

$$\sigma_{\text{maks (spiss)}} = 1,14 \cdot \sigma_{\text{maks (rør)}} \text{ dvs at } f_{\text{di}} = 1,14$$

h (m)	målte s (mm/slag)	f_w	σ_0 MPa	$\sigma_{\text{maks(rør)}}$ MPa	$\sigma_{\text{maks(spiss)}}$ MPa
0,3	1,0	1,0	88	88	101
0,6	0,7	1,0	125	125	143
1,0	1,1	1,0	161	161	184
1,4	1,3	1,0	191	191	218
0,3	1,0	1,25	88	110	126
0,6	0,7	1,25	125	156	178
1,0	1,1	1,25	161	202	230
1,4	1,3	1,25	191	239	272
0,3	1,0	1,5	88	133	151
0,6	0,7	1,5	125	188	214
1,0	1,1	1,5	161	242	276
1,4	1,3	1,5	191	287	327
0,3	1,0	1,8	88	159	181
0,6	0,7	1,8	125	225	257
1,0	1,1	1,8	161	291	331
1,4	1,3	1,8	191	344	392

Tabell 4-5: Beregnet frontspenning og maksimal spenning for SVV-spiss etter Peleveiledningen punkt 4.6.2



Figur 4-6: Plottet viser beregnet maksimal spenning i SVV-spiss etter Peleveiledningen [2] punkt 4.6.2 med varierende forsterkningsfaktor for støtbølger f_w .

$$\text{KRAV: } \sigma_{\max} \leq 1,25 \cdot \sigma_{dr} = 1,25 \cdot \frac{f_y}{1,05} = 1,25 \cdot \frac{355}{1,05} = 422,6 \text{ MPa}$$

$\sigma_{\text{maks (rør)}} = 344 \text{ MPa} \Rightarrow \text{OK for pelerør}$

$$\text{KRAV: } \sigma_{\max} \leq 1,25 \cdot \sigma_{dr} = 1,25 \cdot \frac{f_y}{1,05} = 1,25 \cdot \frac{335}{1,05} = 398,8 \text{ MPa}$$

$\sigma_{\text{maks (spiss)}} = 392,1 \text{ MPa} \Rightarrow \text{OK for pelespiss}$

Stålets flytegrense er bestemt ut fra godstykkelsen. En rammer ofte produksjonsramming med 70 % energi, det vil si med fallhøyde 1,0 m hvis det er en del motstand i grunnen.

På de siste slagene rammes med full energi, vanligvis maks 2 – 10 slag.

SVV-pelespissen tåler maks belastning med forsterkningsfaktor 1,8 hvis en tillater 25 % overskridelse av flytegrensen på grunn stor tøynings hastighet (ref. Figur 8-7). Hvis det rammes på pelespissen med full energi (1,4 m fallhøyde) uten at pelespissen har fullt anlegg mot berget, vil en få eksentrisk belastning. Da vil flytespenningen bli overskredet. RUUKKI-spissen har større areal enn SVV-spissen og vil dermed også ha tilstrekkelig kapasitet.

5 Fullskalaforsøk med peler rammet på berg

Et fullskalaforsøk med peleramming ble utført av SVV i samarbeide med RUUKKI og NTNU. En sentral del av masteroppgaven ved NTNU2010 [5] var et fullskalaforsøk med peleramming på berg utført i Akershus i regi av Statens vegvesen.

5.1 Forsøkssted og involverte firma

Statens vegvesen rammet tre peler på anlegget E6 Dal – Boksrud. Vi vil takke E6-prosjektet for velvilligheten de viste i forkant og under forsøkets gang.

Statens vegvesen var byggherre med Hans Inge Kristiansen som byggeleder. De var også representert fra Vegdirektoratet med Tewodros Haile Tefera. Entreprenør var Entreprenør-service representert ved Harald Amble; Egil Arntzen; Thomas Hansen. Multiconsult ved Joar Tistel utførte PDA-målinger. NTNU stilte med faglærer Arne Aalberg og ansvarlig for instrumentering Trond Auestad og masteroppgavekandidat Sveinung Jørgensen Tveito. Ruukkis representant var Harald Ihler og Jan Andreassen.

Pelene ble rammet i forbindelse med fundamentering av Holmsjordet bru, kfr figur 2. Det ble funnet et sted med berg i dagen rett ved brustedet. Berget bestod av gneis (korrigert i forhold til masteroppgave) og det var tydelige sprekke mønstre. Blokkene var anslagsvis 2 x 2 x 1 m. E-modul til gneis er 50 000 MPa, kfr NFF Handbook 2 "Engineering geology and rock engineering"

Statens vegvesen Vegdirektoratet ved Tewodros Haile Tefera har tatt prøve av berget og fått analysert det i laboratoriet. Testene viste følgende parametre [8] :

Ekvivalent prøve diameter, D_e [mm]	Målt last på brudd, P [kN]	Punktlast styrke, I_s ($I_s = P / D_e^2$)	Faktor, k	Trykkfasthet, σ_c ($\sigma_c = k \times I_s$) [MPa]
50	26,5	10,6	20	212
30	9,0	10,0	20	200
30	8,0	8,9	20	178
30	5,2	5,8	16	92
30	17,0	18,9	25	472
50	31,0	12,4	25	310
50	20,0	8,0	20	160
50	31,0	12,4	25	310
Middel				242

Tabell 5-1: Målt trykkfasthet av prøve av beregnet ' point load test'.

I Peleveildningen er det ikke bergparametre for Gneis i figur 12.2 [2], men granitt har 150 – 250 MPa i trykkfasthet.

Stedet lå på toppen av en bergskjæring som var sprengt i sammenheng med vegarbeidet. I Figur 5-2 ses skjæringen fra nedsiden. Sprengningen kan ha laget svakheter i berget i forkant av rammingen.



Figur 5-1: Stedet hvor forsøket ble utført (Norgeskart)



Figur 5-2: Haugen hvor rammingen ble utført.

5.2 Type spisser

Det ble rammet tre peler med hver sin spiss, kfr Figur 5-3.

Spiss nr 1 og nr 2 var utformet i henhold til retningslinjer Peleveiledningen. Materialet i ribber og bunnplate var i kvalitet S355J2N. Spissemnet var i kvalitet S355J2H. Alle a-mål på sveiser var på 10 mm og var kontrollert visuelt og med ultralyd. Spissemnet var herdet ved karburering til 60 HRC (Hardhet Rockwell) i overflaten avtagende til 50,4 HRC 1,2 mm dypt inn i emnet, se figur 4. Tuppen til spissene var avfaset med 10 % vinkel. Pelspissene var påsveist 2 m lange stålrør med godstykkelse 14,2 mm da de kom på plassen. Pelskaftet ble forlenget til en total pellingde fra spiss til topp som skrevet i Tabell 5-3 under kolonne L_{tot} .

Spiss nr 3 fra var en modell tegnet av RUUKKI, men tilpasset med lengre spissemne enn opprinnelig. Ribber og bunnplate i pelspissen var i stål kvalitet S355J2N. Spissemnet var i kvalitet S355J2G. Alle a-mål på sveiser var på 6 mm. I stedet for avfasing og herding var spissemnet utført med påleggssveis med høyde på 1 cm og bredde i roten på 2 cm, se figur 3. Resten av spissflaten var flat. Ruukkis spiss kom med påsveist rør fra fabrikk i den oppgitte lengden. Pelrørets godstykkelse var på 12,5 mm.

Stålareal til SVV-spissen er 26 546 mm² ved emnesrøret og 47 066 mm² ved øvre strekkklapper. Areal av SVV-pelrør er 35 653 mm². Stålareal til RUUKKI-spissen er 37 385 mm² ved emnesrøret og 40 823 mm² ved øvre strekkklapper. Areal RUUKKI-pelrør er 31 420 mm².

Dybler ble satt ned i forborede hull de stedene pelene skulle rammes. Dette for å fastholde pelen sideveis. Dyblene var 3 m lange rundstål med diameter på 80 mm og i stål kvalitet S355J2G3. Forboringen ble gjort med 101,5 mm bordiameter.



Spiss nr. 1 og 2 med spissareal $0,027 \text{ m}^2$



Spiss nr. 3 med spissareal $0,037 \text{ m}^2$



Spiss nr. 1 og 2 har bunnplatetykkelse på 80 mm



Spiss nr. 3 har bunnplatetykkelse på 70 mm

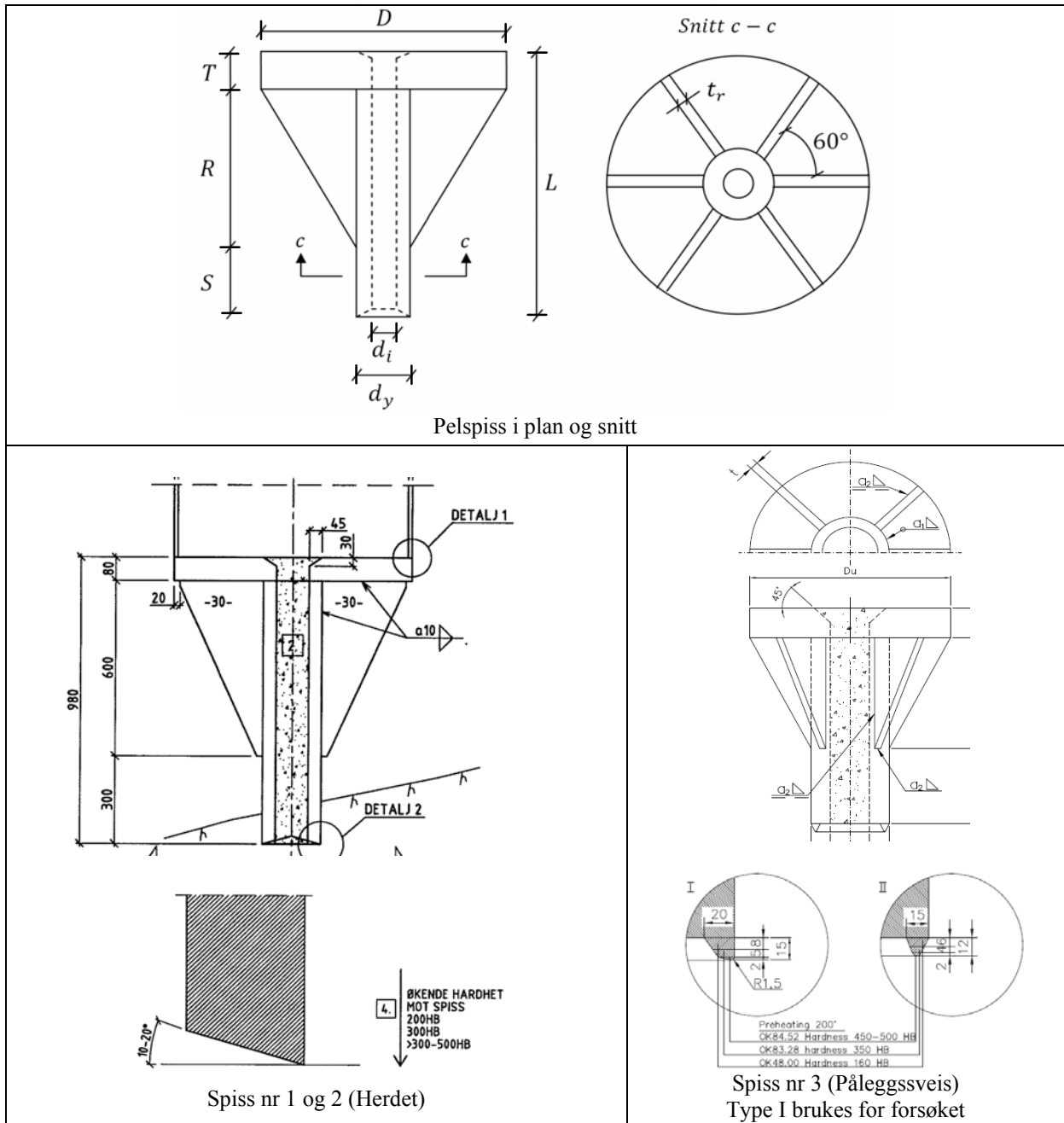


Herdede spisser nr. 1 og 2 med konkav endeflate



Spiss nr. 3 med påleggssveis på en flat endeflate

Figur 5-3: De tre pelene som ble benyttet i forsøket.



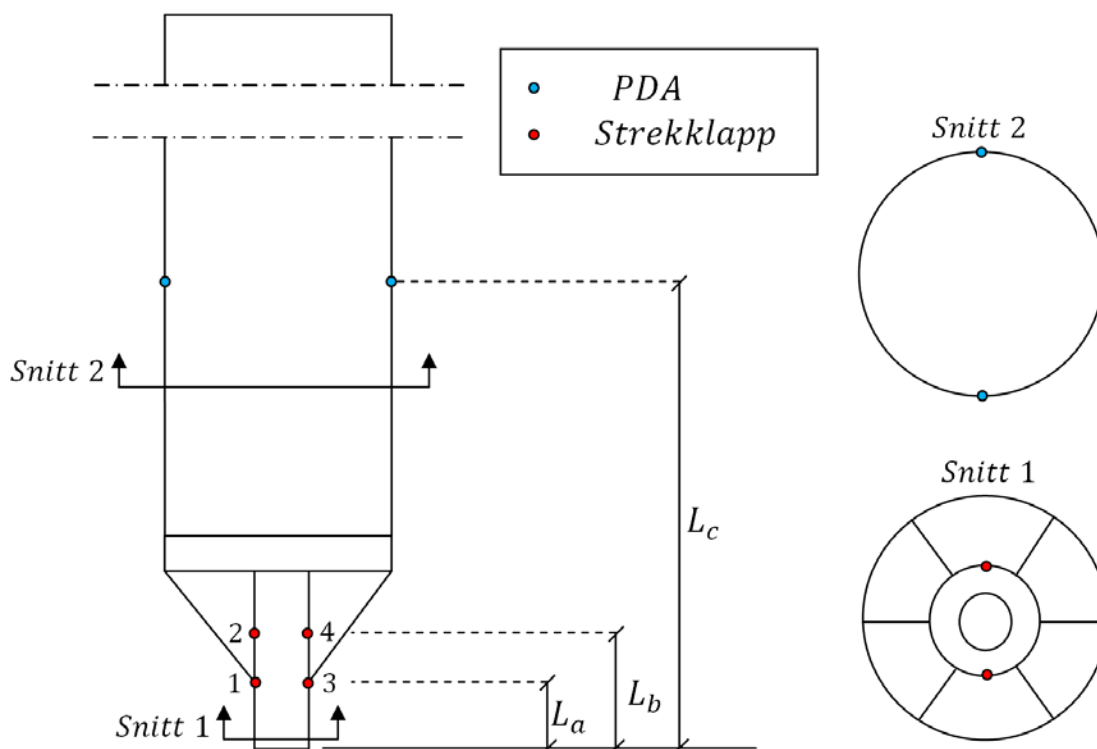
Figur 5-4: Pelspissenes geometri.

Pel	D (mm)	T (mm)	R (mm)	S (mm)	L (mm)	d _y (mm)	d _i (mm)	t _r (mm)	a-mål (mm)	L _{tot} (mm)
Peleveiledningen 2005	Ø	0,1*Ø	Ø-d _y	1,5*Ø	T+R+S			0,035*Ø	Ingen anbefaling	
SVV-spiss nr 1 (Herdet)	813	80	600	300	980	219	119	30	10	7520
SVV-spiss nr 2 (Herdet)	813	80	600	300	980	219	119	30	10	6980
RUUKKI-spiss nr 3 (Påleggssveis)	813	70	600	260	930	240	100	20	6	7450

Tabell 5-2: Mål på pelspiss og total lengde av pel og spiss (L_{tot})

5.3 Instrumentering

Alle tre pelene ble utstyrt med tøyningmålere (strekkklapper) og PDA-målere. Plasseringen av målerne er vist i Figur 5-1 og Tabell 5-3. Spissens bevegelser ble også filmet med høyhastighetskamera under noen av slagene.



Figur 5-5: Plassering av strekkklapper og PDA-målere på pelene. Se tabell 5-2 for verdier til L_a , L_b og L_c .

Pel	L_a (mm)	L_b (mm)	L_c (mm)
Spiss nr. 1	270	500	3000
Spiss nr. 2	270	500	3000
Spiss nr. 3	240	490	3000

Tabell 5-3: Plassering av strekkklapper og PDA-målere. L_a , L_b og L_c relateres til målene i figur 5-5.

5.4 Utførelse

Pelene ble rammet en og en, noen meter fra hverandre. Til rammingen ble det benyttet en pelerigg av typen Junttan PM 25 med hydraulisk dobbeltvirkende hammer med ni tonns lodd. Ingen sprekker i berget ble observert mellom rammepunktene verken før eller etter ramming. Hver pel ble først løftet opp i vertikal stilling over det forborede hullet som dybelen var satt i. I den posisjonen ble PDA-målerne skrudd fast i de forborede hullene og strekkklapper og PDA-målere ble koblet til loggeutstyr, høyhastighetskamera ble stilt opp og koblet til PC, og utstyr for å måle synk ble montert og stilt opp. Ettersom pelene ble rammet mot bart berg hadde de ikke den sidestøtten som normalt omkringliggende masser ville gitt. Dyblene var derfor nødvendig for å hindre sideveis forskyvning. De forborede hullene for dyblene var 2 m dypt. Når en trådde i de 3m lange dyblene, stakk de 1 m over bakken og inn i pelspissene. Pelene ble da støttet nede av dybelen og i toppen av peleriggen.



Figur 5-6: Instrumenteringen av pelene.

5.5 Resultater fullskalaforsøk

Det er betydelig forskjell på synkhistorikken mellom de ulike pelene, noe som kommer frem i Tabell 5-4 Tabell 5-3. Dette kan komme av lokale forskjeller i berget og bergets oppspekkingsmekanismer, men også av ulik spissoppførsel og rammehistorikk. For Spiss nr. 1 dannet det seg sprekker allerede etter de første slagene. Dette førte til at den fikk svært mye synk i starten i motsetning til de andre to. Det er vanskelig å si noe om hvilken spissutforming som gir raskest nedtrengning ut fra kun 3 forsøk.

Fallhøyde (cm)	Antall slag			Synk (mm)			Synk/slag (mm)		
	Spiss 1	Spiss 2	Spiss 3	Spiss 1	Spiss 2	Spiss 3	Spiss 1	Spiss 2	Spiss 3
10	90	240	40	207	160	28	2,3	0,7	0,7
20	30	20	70	10	7	48	0,3	0,3	0,7
30	130	130	170	125	98	195	1,0	0,7	1,1
40	60	80	90	9	33	29	0,1	0,4	0,3
50	60	10	20	38	1	6	0,6	1,0	0,3
60	20	10	30	14	14	6	0,7	1,4	0,2
100	10	20	20	11	19	32	1,1	1,0	1,6
140	20	10	10	26	16	54	1,3	1,6	5,4

Tabell 5-4: Rammedata for pelers.



Berget før spissen ble rammet.



Oppsprukket berg etter at spissen ble rammet ned.

Figur 5-7: Bilder av berget i forskjellige stadier før og etter spiss nr. 1 ramming.



Berget med forboret hull med dybel før Spiss nr. 1 ble rammet.



Berget etter at Spiss nr. 1 har vært meislet inn og deretter fjernet.

Figur 5-8: Bilder av berget og dyblen i forskjellige stadier før og etter spiss nr. 1 ramming.



Underkant av spisseemne før spissen ble rammet.



Underkant av spisseemne etter at spissen ble rammet.

Figur 5-9: Bilder av Spiss nr. 1 før og etter ramming.



Underkant av spisseømne før spissen ble rammet.



Underkant av spisseømne etter at spissen ble rammet.

Figur 5-10: Bilder av Spiss nr. 2 før og etter ramming.



Figur 5-11: Bilder av berget i forskjellige stadier før og etter spiss nr. 3 ramming.



Underkant av spissenne før spissen ble rammet.



Underkant av spissenne etter at spissen ble rammet.

Figur 5-12: Bilder av Spiss nr. 3 i før og etter ramming.



Plastiske deformasjoner av SVV- spiss 1



Plastiske deformasjoner av SVV- spiss 2

Figur 5-13: Visuelle inspeksjon av plastiske deformasjoner.

Det er i hovedsak to mekanismer som foregår når spissene jobber seg ned i berget: Oppsprekking og knusing, kfr. Figur 5-7 og Figur 5-11. I starten av innmeislingen slås biter av bergets overflate løs og tynne sprekker begynner å spre seg. I områdene med direkte kontakt med spissen blir det dannet soner hvor berget blir knust til pulver. Sprekkene beveger seg videre mot svakheter i berget omkring som andre sprekker, overflaten, kanter eller svakere soner i berget.

Det ble logget data fra til sammen 15 slagserier, 9 fra spiss nr. 1, og 6 fra spiss nr. 3. Dataene viser noe variert respons ikke bare fra serie til serie, men også fra slag til slag innad i hver serie. Forskjellene kommer av ulik tilført energi fra lodd, ulik oppførsel i berget, og eventuell flyt i materialet i spissen. Strekkklappene ble også forstyrret av omkringliggende knust berg.

Strekkklapper 1 og 3 er de nedre plassert ca 0,3 m fra enden, og 2 og 4 er de øvre plassert ca 0,5 m fra enden, som vist i Figur 5-5 og Tabell 5-3. Det er naturlig at nummer 2 og 4 registrerer lavere spenningsnivåer ettersom de ligger mellom avstivningsplatene på pelspissen, og de kan dermed fordele kraften over et større areal enn hva tilfelle er for nummer 1 og 3. Fra resultatene til spiss nr. 1 ble det funnet at spenningene er ca. 42 - 57 % lavere i området rundt ribbene i forhold til i spissen.

Måleresultatene til strekkklappene er vist i Tabell 5-5. Strekkklappene for SVV-spiss 1 ga gode resultater for alle fallhøyder. Spenningen steg i strekkklappene tilsvarende fallhøyden på loddet. Strekkklappene for RUUKKI-spissen fungerte ikke så bra. Spenningen for strekkklappene økte trinnvis for de laveste trinnene. Når fallhøyden ble 60 cm og høyere virker ikke resultatene troverdig hverken for øvre eller nedre strekkklapp. Spenningene sank ved fallhøyder over 50 cm, og vi oppnådde ikke spenninger over 100 MPa. Det virker lite sannsynlig i forhold til det vi målte på SVV-spiss 1 og teoretiske beregninger.

Vi foretar videre analyser og konklusjoner på bruk av målinger foretatt på SVV-spiss 1. Vi viser resultatene for de laveste fallhøydene for RUUKKI-spissen.

Siden strekkklappene er plassert ca 0,3 og 0,5 m fra enden på spissen vil returbølgen komme svært fort, faktisk på mindre enn 0,0001 sekund hvis en beregner teoretisk med $L/c = 0,5/5172$. Vi greier ikke å skille mellom tur og returbølge ved målingene på strekkklappene, og vi får dermed ikke analysert forsterkningsfaktoren bare ved å se på strekkklappene montert på spissen. Det første toppunktet vi har på spenning-tidskurven er dermed maksimalspenning σ_{maks} .

Spenningen i emnesrøret nedenfor avstivningsplatene overstiger flytespenning for fallhøyde 1,0 og 1,4 m. Den overstiger både ordinær flytespenning på 335 MPa og korrigert flytespenning for tøyningshastighet på 450 MPa. Den visuelle inspeksjonen viser likevel lite plastiske deformasjoner av spissen Figur 5-14.

Hvis en sammenligner de øvre og nedre strekkklappene på de to øverste fallhøydene ser vi at spenningen i de øvre strekkklappene flater ut. Det kan tyde på at det blir større deformasjoner i emnesrøret slik at avlastningsplatene får større andel av belastningene enn ved de lavere fallhøydene. Avlastningsplatene var ikke instrumentert, slik at denne teorien er ikke verifisert.

Fallhøyde (cm)	SVV- spiss 1 σ (MPa)		RUUKKI - spiss σ (MPa)	
	øvre strekkklapper	nedre strekkklapper	øvre strekkklapper	nedre strekkklapper
10	69	120	122	196
20	112	199	138	223
30	129	223	-	-
40	153	267	-	-
60	191	317	-	-
100	223	460	-	-
140	218	503	-	-

Tabell 5-5: Maksimalspenning i spissen målt for hver fallhøyde ved øvre og nedre strekkklapper

Fallhøyde (cm)	SVV- spiss 1		RUUKKI – spiss		SVV- spiss 2	
	Virkningsgrad η	$\sigma_{(rør)}$ MPa	Virkningsgrad η	$\sigma_{(rør)}$ MPa	Virkningsgrad η	$\sigma_{(rør)}$ MPa
10	0,96	106,2	1,17	143,8	1,10	116,7
20	0,91	138,1	1,02	181,0	1,40	159,8
30	1,29	184,7	1,08	218,1	1,12	172,3
60	1,06	253,1	0,90	237,3	0,79	211,3
140	1,04	341,1	0,79	292,3	0,89	312,7

Tabell 5-6: Registrerte verdier for spenninger målt ved PDA målinger.
Virkningsgrad er beregnet ut fra oppgitt fallhøyde mot målte spenning fra PDA.

Vi viser til kapittel 4.4 angående beregninger av spenninger fra støtbølger etter Peleveilendingen [2]. Vi har beregnet $\sigma_0 = 161,5 \cdot \eta \cdot \sqrt{h}$. Vi har deretter tatt ut verdier fra strekkklappmålinger og PDA-målinger. Strekkklappspenningene er omregnet fra spisspenninger til rørspenninger med en teoretisk diskontinuitetsfaktor $f_{di} = 1,14$ for SVV-spiss og $f_{di} = 0,91$ for Rukki-spiss.

Målt diskontinuitetsfaktor beregnes fra målte verdier: $f_d = \sigma_{\text{strekkklapp(spiss)}} / \sigma_{\text{PDA(rør)}}$
 Beregnet total forsterkningsfaktor i rør beregnes: $f_{\text{wtot}} = \sigma_{\text{PDA(rør)}} / \sigma_0(rør)$
 Forsterkningsfaktor for støtbølge blir da: $f_w = f_{\text{wtot}} / f_d$

Total forsterkningsfaktor er her definert som: $f_{\text{wtot}} = f_w \cdot f_d$
 Hvis en setter inn $f_w = 1,4 - 1,9$ og $f_{di} = 1,14$ vil $f_{\text{wtot}} = 1,6 - 2,2$

Fall- høyde (cm)	Synk/ slag (mm)	Virknings- grad η	$\sigma_0(rør)$ MPa	Strekkklapper		PDA- måling $\sigma_{\text{PDA(rør)}}$ MPa	Beregnet fra målte verdier		
				$\sigma_{\text{maks(spiss)}}$ MPa	$\sigma_{\text{maks(rør)}}$ MPa		f_d	f_{wtot}	f_w
10	4,5	0,96	49	120	105	106,2	1,12	2,2	1,93
20	0,07	0,91	66	199	174	138,1	1,44	2,1	1,45
30	2,0	1,29	114	223	195	184,7	1,21	1,6	1,34
60	1,0	1,06	132	317	278	253,1	1,25	1,9	1,53
140	1,0	1,04	199	503	441	341,1	1,47	1,7	1,17

Tabell 5-7: Beregnet f_w fra målt maksimalspenning fra strekkklapper og PDA-målinger for SVV-spiss 1

Tabell 5-7 viser at total forsterkning av støtbølge i røret for SVV-spiss ligger mellom 1,6 og 2,2. Dette ligger i tilsvarende området som teoretiske beregninger. Diskontinuitetsfaktoren varierer mellom 1,12 og 1,47. Diskontinuitetsfaktoren ligger stort sett noe høyere enn det vi har beregnet teoretisk, og dette kan forklares med at vi har ikke tatt med returbølgen.

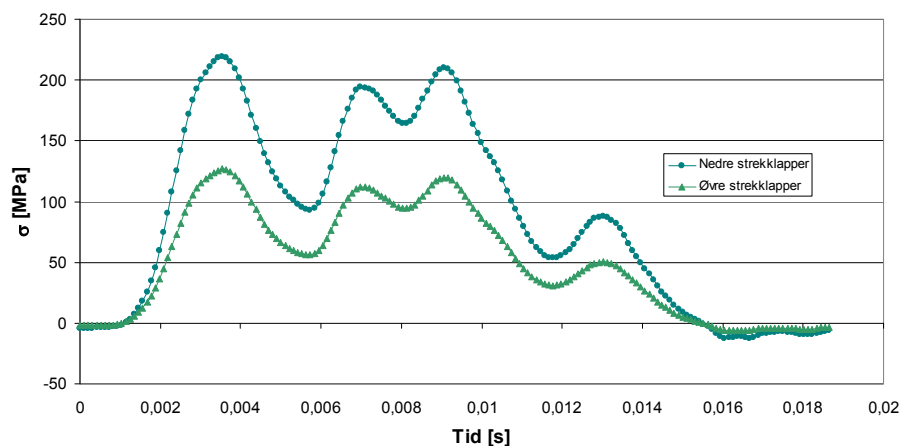
De beregnede forsterkningsfaktorene ut fra målte verdier viser at den totale forsterkningsfaktoren ligger mellom 1,7 og 2,2. Det er noe underlig at det er høyest forsterkningsfaktor ved lavest fallhøyde og størst synk. Tendensen er at forsterkningsfaktoren er synkende med økende energi. Dette var et uventet resultat.

En feilkilde kan være at PDA-måling og strekkklappmåling ikke avlest for samme slag.

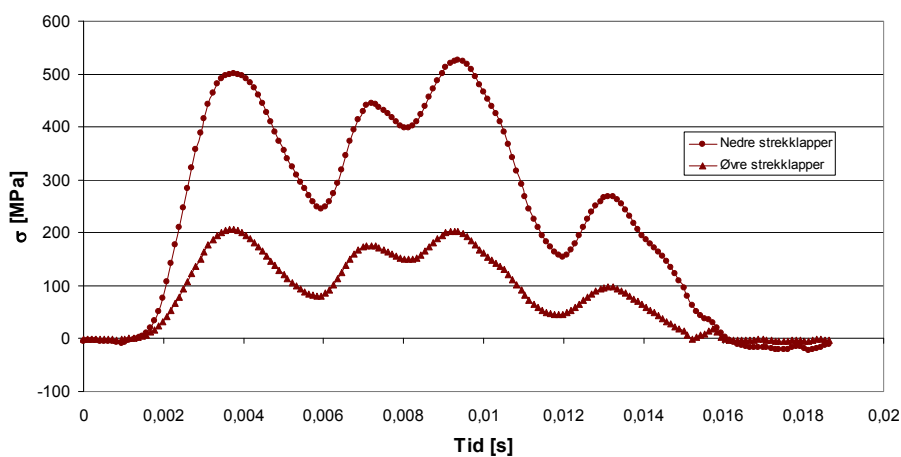
Fall- høyde (cm)	Synk/ slag (mm)	Virknings- grad η	$\sigma_{0(\text{rør})}$ MPa	Strekkklapper		PDA- måling $\sigma_{\text{PDA}(\text{rør})}$ MPa	Beregnet fra målte verdier		
				$\sigma_{\text{maks}(\text{spiss})}$ MPa	$\sigma_{\text{maks}(\text{rør})}$ MPa		f_d	f_{wtot}	f_w
10	2,3	1,17	56	196	215	143,8	1,36	2,56	1,89
20	0,3	1,02	73	223	245	181,0	1,23	2,47	2,01

Tabell 5-8: Beregnet f_w fra målt maksimalspenning fra strekkklapper og PDA-målinger for RUUKKI-spiss

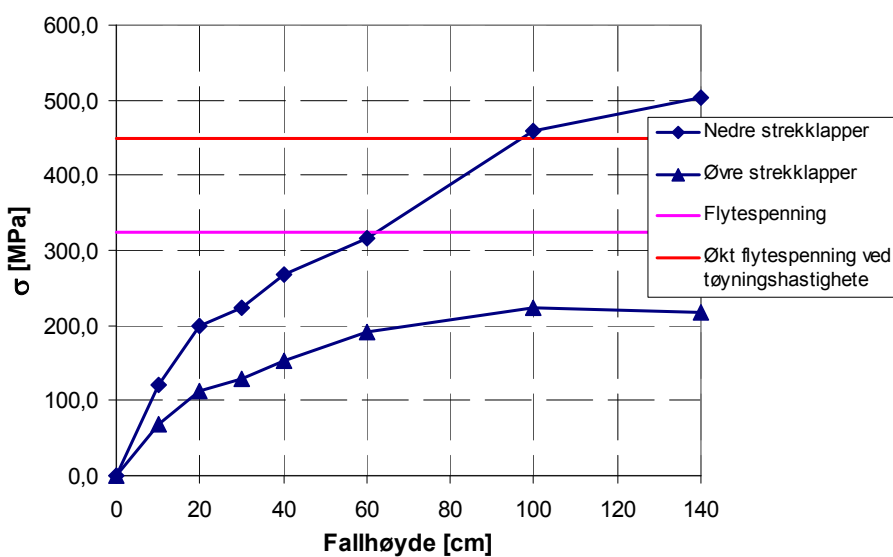
For RUUKKI-spissen er ikke de beregnede verdiene for forsterkningsfaktor i samsvar med de teoretiske. Årsaken kan være feil på strekkklappmålingene også ved de laveste fallhøydene. Det kan se ut som diskontinuitetsformelen ikke gjelder når arealet av spissen er større enn røret.



(a) Spennings-tidskurve for et slag med fallhøyde $H=0,3$ m for SVV- spiss 1

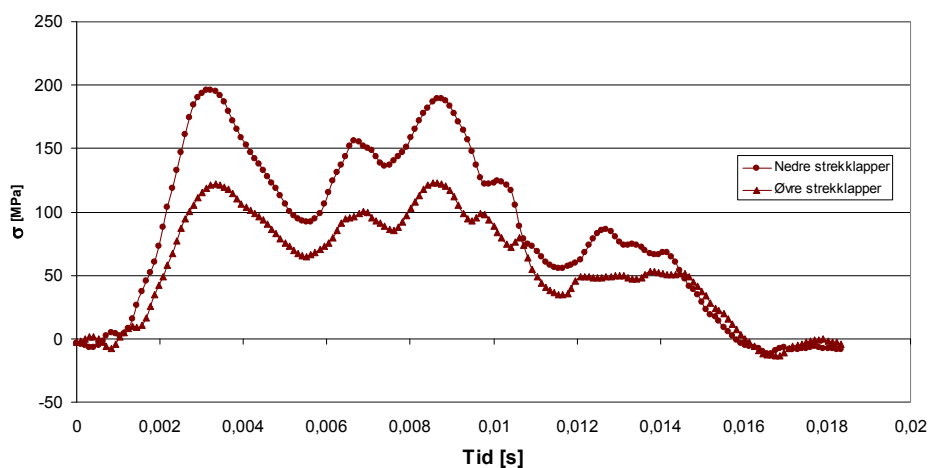


(b) Spennings-tidskurve for et slag med fallhøyde $H=1,4$ m for SVV- spiss 1.

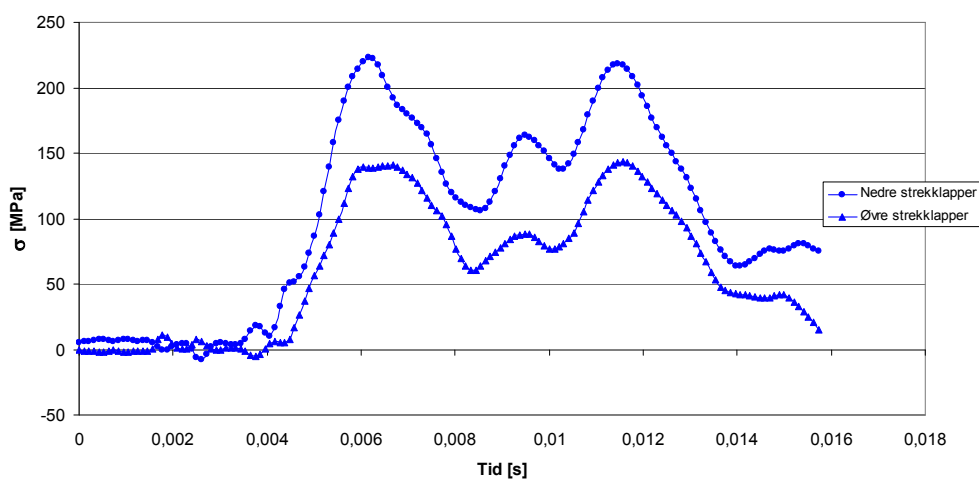


(c) Maksimalspenning fra hver serie plottet mot fallhøyde

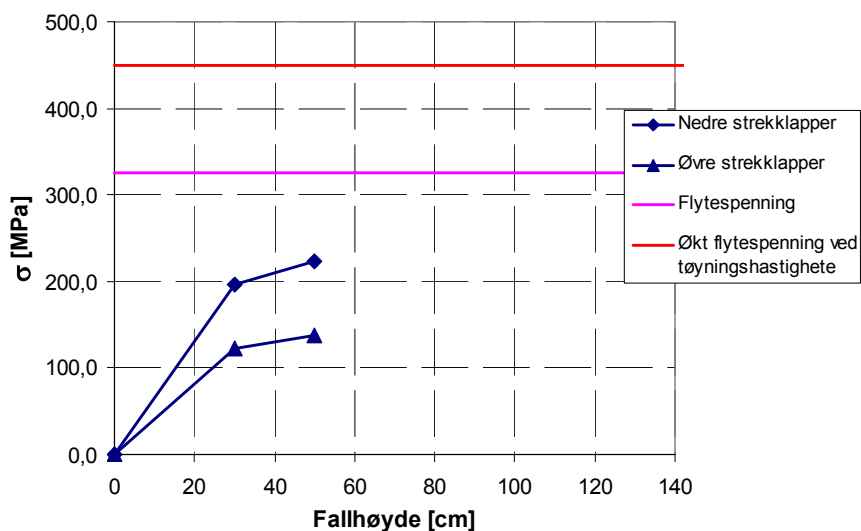
Figur 5-14: Figurene viser målte spenninger ved 0,3 m og 1,4 m fallhøyde (a og b) og maksimalspenning målt for hver fallhøyde (c). Data fra SVV-spiss nr. 1. (Stålareal til spissen ved nedre strekkklapper er $26\,546\text{ mm}^2$ og øvre strekkklapper $47\,066\text{ mm}^2$.)



(a) Spennings-tidskurve for et slag med fallhøyde $H=0,3$ m for RUUKKI - spiss

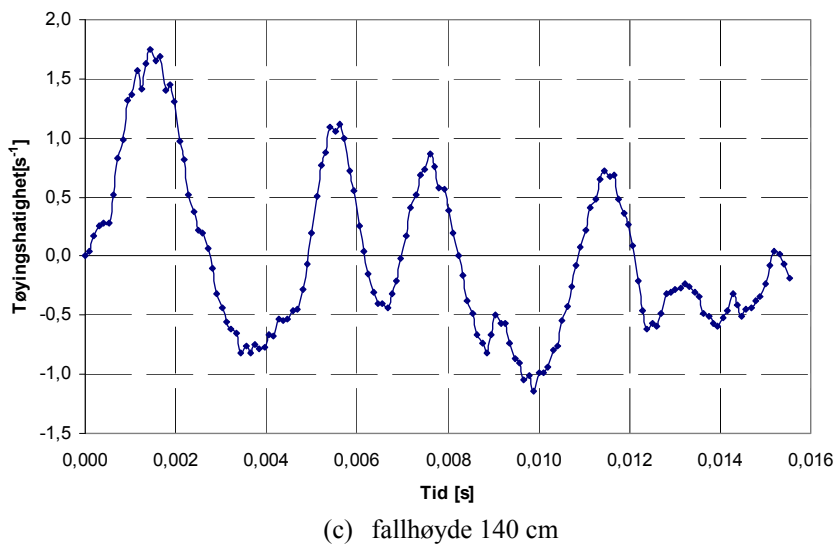
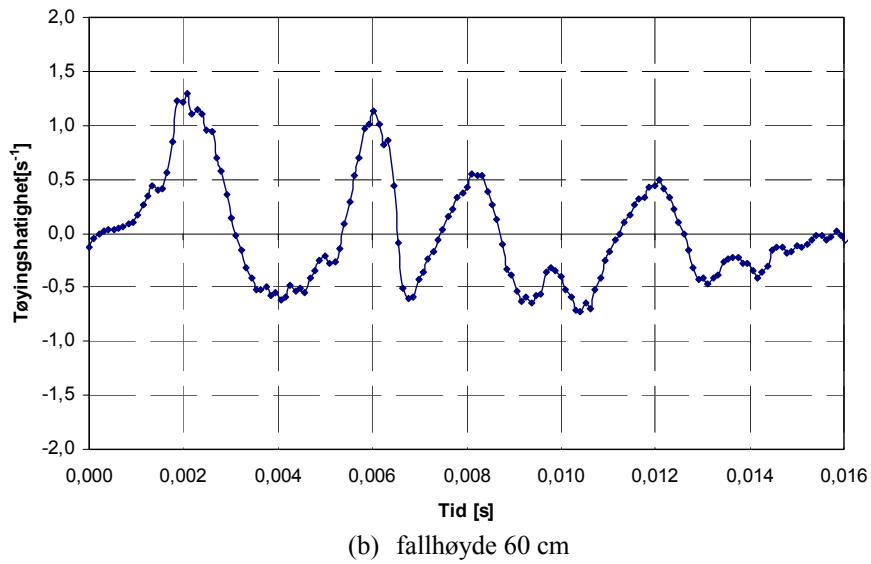
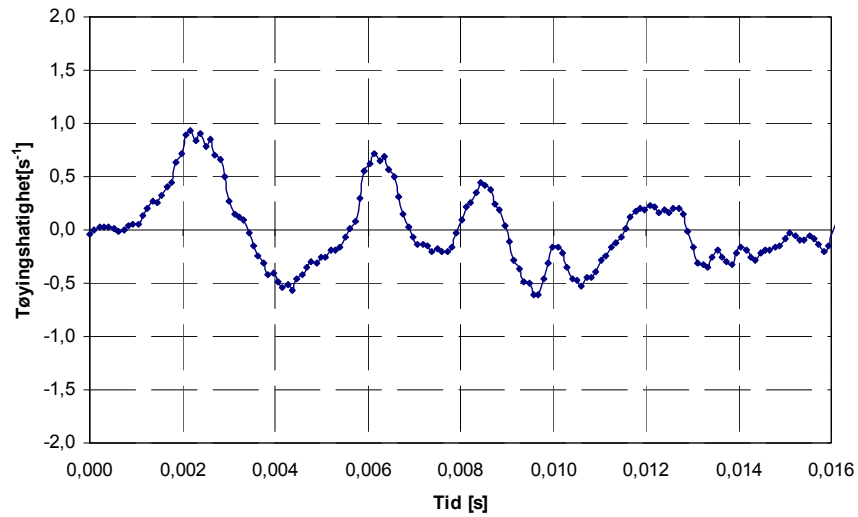


(b) Spennings-tidskurve for et slag med fallhøyde $H=0,5$ m for RUUKKI - spiss

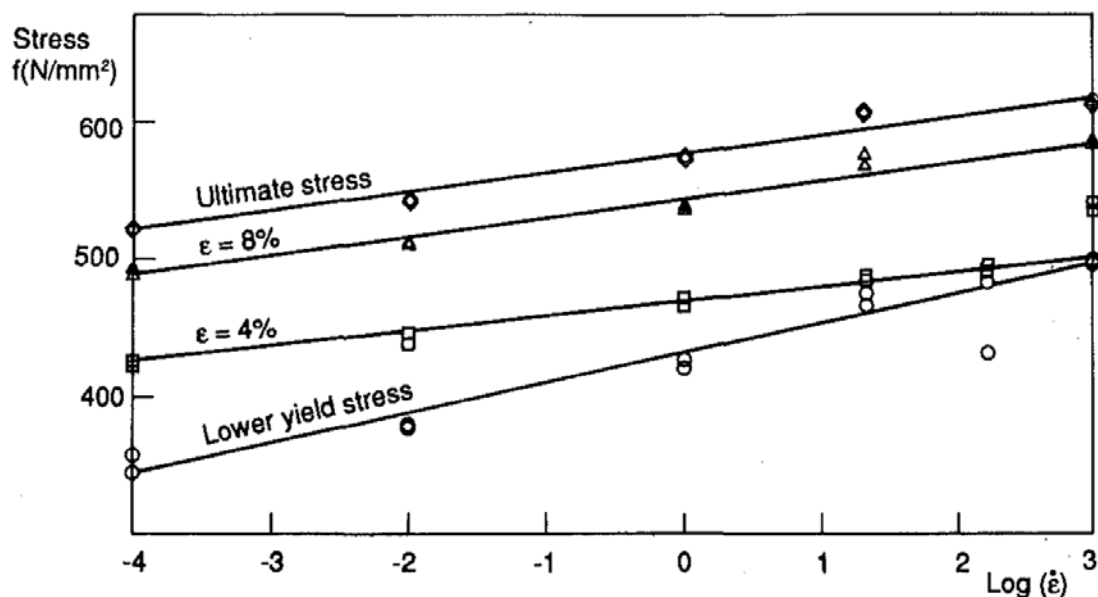


(c) Maksimalspenning fra hver serie plottet mot fallhøyde (ved høyere fallhøyde enn 0,5 m er ikke spenningsmålingene til å stole på)

Figur 5-15: Figurene viser målte spenninger ved 0,3 m og 0,5 m fallhøyde (a og b) og målt maksimalspenning for hver fallhøyde (c). Data fra RUUKKI-spiss nr. 3. (Stålareal til spissen ved nedre strekkklapper er $37\,385\text{ mm}^2$ og øvre strekkklapper $40\,823\text{ mm}^2$)



Figur 5-16: Tøyingshastighet målt ved ulike fallhøyder.



Figur 5-17: Trender funnet ved testing av tøyningshastigheter på St52-3N stål, merk at den ene aksen er logaritmisk [11].

Tøyningshastighet for tre ulike slag vises i Figur 5-16. Det legges merke til at verdiene er høye nok til å ha effekt på stålets flytespenning, samt at verdien stiger med økende fallhøyde. Det siste kommer av at spenningen øker mer på samme tidsintervall jo høyere fallhøyden er. I Figur 5-17 vises trender funnet ved eksperimenter gjort på St52-3N stål som er sammenlignbart med stålet brukt i pelene, merk at den ene aksen er logaritmisk. Fra figuren sees det at flytespenningen (Lower yield stress) er den som øker raskest ved økende tøyningshastighet.

5.6 Kostnader ved et fullskalaforsøk

Det ble rammet tre forsøk i form av tre peler med hver sin spiss. Spiss nr 1 og nr 2, SVV-spiss, var utformet i henhold til retningslinjer i Peleveiledningen. Spiss nr 3 fra var en modell tegnet av RUUKKI og levert kostnadsfritt av RUUKKI.

Materialkostnader spiss nr 1 og nr 2.

- Hul bergspiss for fordybning, 2 stk à kr. 4 345.....	kr.	8 690
- Peleelementer, ø813x14,2 mm, 9 m à kr. 1 207.....	kr.	10 863
- Levering av dybel, 2 stk à kr. 1 000.....	kr.	2 000
- SUM.....	kr.	<u>21 553</u>

Ramming av stålpeler , PDA-målinger av spiss nr 1, nr 2 og nr 3.

- Entreprenør-Service	kr.	80 000
- Multiconsult	kr.	38 000
- Mesta	kr.	9 000
- SUM.....	kr.	<u>127 000</u>

6 Teoretisk beregning med elementmetoden

6.1 Materialmodeller

Alle elementanalyser av fullskala forsøket er utført med programmet ABAQUS versjon 6,92 [5]. Basismodellen består av ulike deler: lodd, slagpute, slaghette, ribber, samt pel og spisseemne i ett. Se Figur 6-1. Berget er i basismodellen modellert som en stiv flate med tilsvarende form som spisseemnets endeflate og med en kant for sidestøtte. Alle mål til pel og pelspiss er hentet fra målinger gjort fysisk under forsøk. Etersom modellen består av deler med ulike egenskaper er det laget ulike materialmodeller for de ulike komponentene.

Pelrør og pelspiss

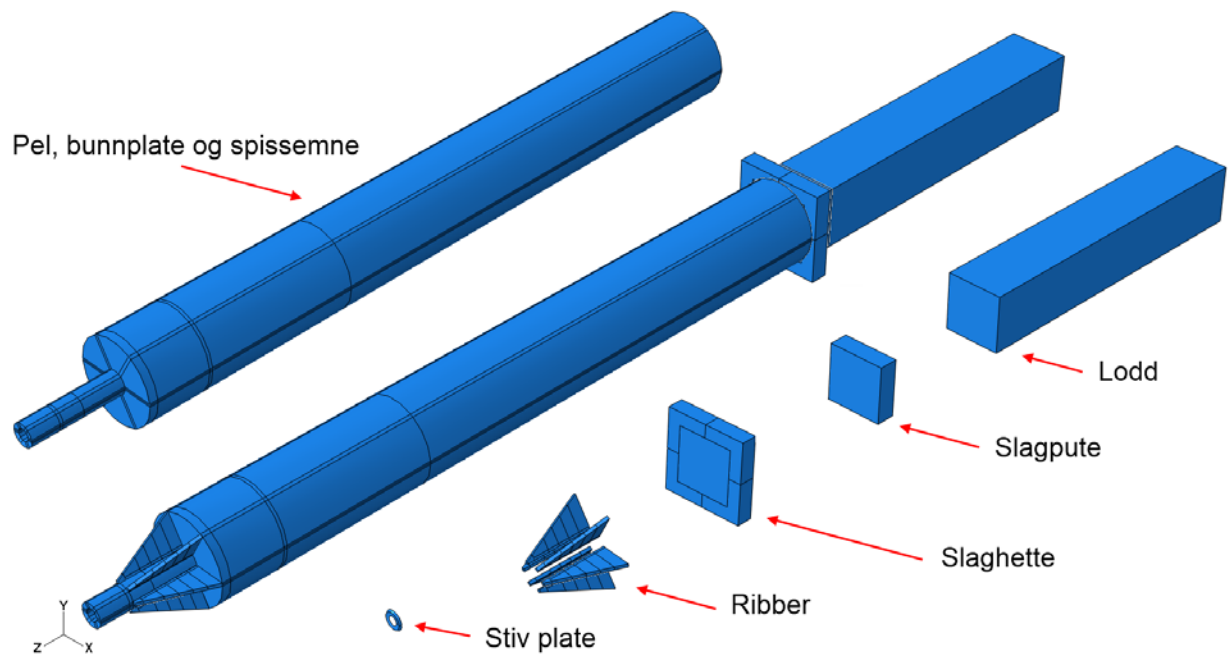
Siden pelrammingen medførte tøyningshastigheter opp til ca $1,8 \text{ s}^{-1}$ har det blitt benyttet en Johnson-Cook modell [11] som tar hensyn til dette. Johnson-Cook modellen kalibreres vanligvis mot materialforsøk for å bestemme parametrene som inngår i modellen, men dette ble ikke gjort og modellen er tilpasset ved hjelp av forsøk på tilsvarende materialer fra litteraturen og fra materialsertifikatet til pel 1. Flytespenning i Johnson-Cook modellen er generelt gitt ved:

$$\sigma_y = \left[A + B(\varepsilon_p)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_o} \right) \right]$$

A, B, n og C er materialkonstantene i modellen. A er flytespenning, B og n avgjør fastningen til materialet og C styrer effekt av tøyningshastighet. ε_p og $\dot{\varepsilon}_p$ er henholdsvis ekvivalent plastisk tøyning og ekvivalent plastisk tøyningshastighet. $\dot{\varepsilon}_o$ er ekvivalent plastisk tøyningshastighet som benyttes i forsøkene som definerer A, B og n. Normalt gjøres materialforsøk i forskjellige hastigheter hvor den laveste hastigheten, vanligvis kvasistatisk, gir $\dot{\varepsilon}_o$.

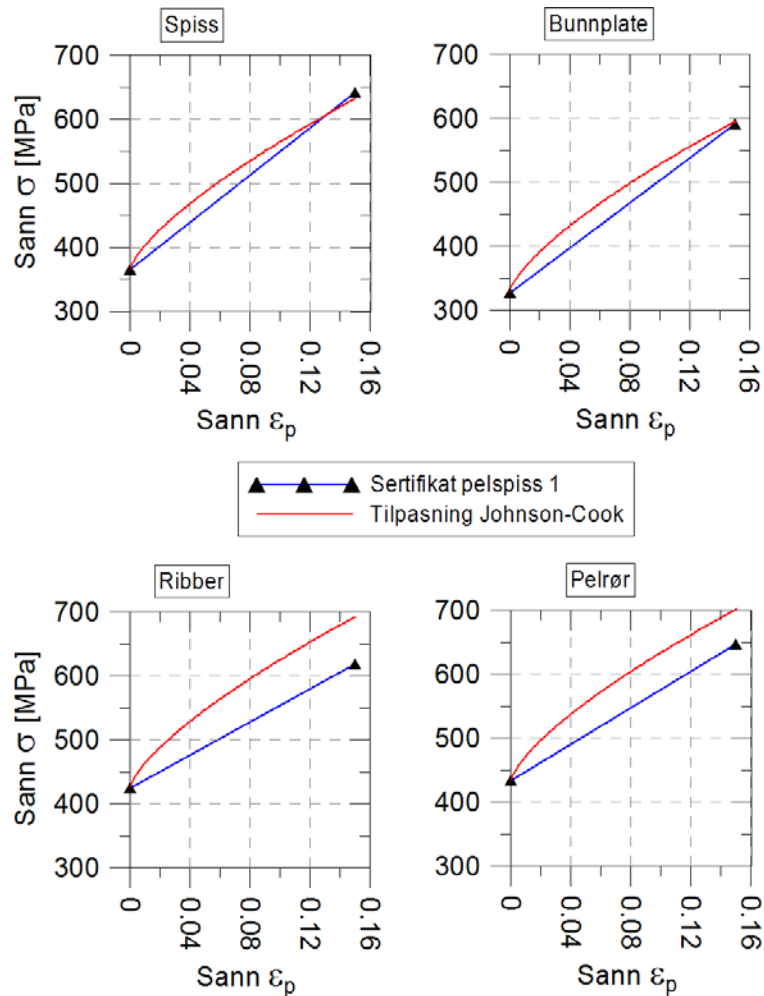
Del	E GPa	ρ Kg/m ³	ν	A MPa	B MPa	C	n	$\dot{\varepsilon}_o$ s ⁻¹
Bunnplate	210	7850	0,3	328	1037,32	0,012	0,71	$5 \cdot 10^{-4}$
Ribbe	210	7850	0,3	425	1037,32	0,012	0,71	$5 \cdot 10^{-4}$
Spiss	210	7850	0,3	365	1037,32	0,012	0,71	$5 \cdot 10^{-4}$
Pelrør	210	7850	0,3	434	1037,32	0,012	0,71	$5 \cdot 10^{-4}$

Tabell 6-1: Parametre brukt i Johnson-Cook modellen i ABAQUS [5].



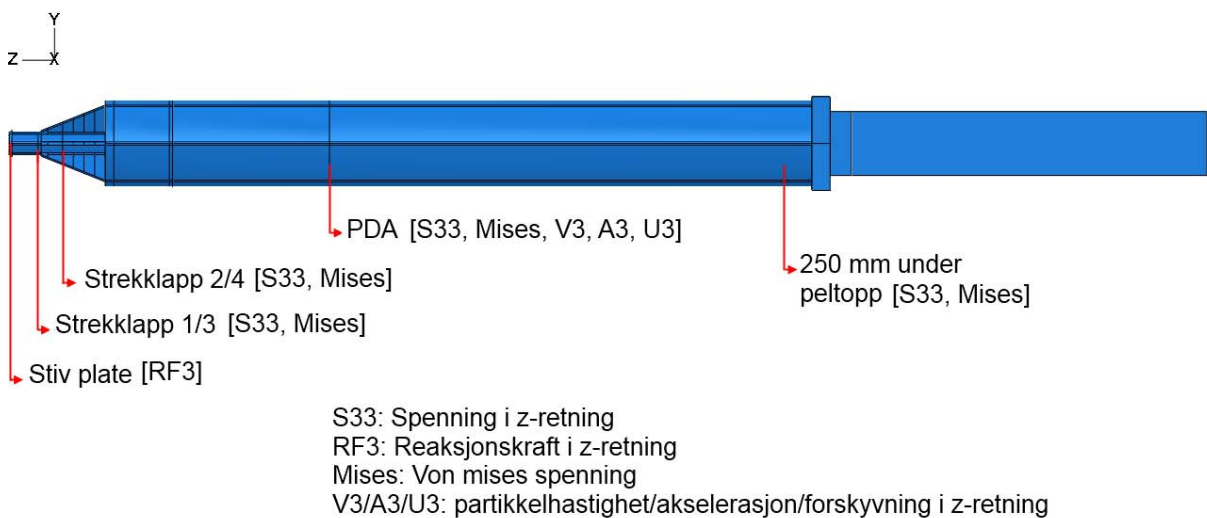
Figur 6-1: Ulike enkeltdeler av modellen, i midten vises den sammensatte modellen [5]

Fra Figur 6-2 ser man at for spissen og bunnplaten treffer modellen nært sertifikatets f_u , noe som tyder på at den konstruerte kurven trolig er en god representasjon av den reelle kurven. Det er antatt at tøyningen ved f_u i materialsertifikatene er på 0,015. Kurven for ribbene ender med en f_u 12 % høyere enn den oppgitte. Dette kommer av at forholdet f_y / f_u er betraktelig høyere for ribben enn de andre komponentene, men modellen er fortsatt en tilstrekkelig god tilnærming. Tilsvarende gjelder for pelrøret.



Figur 6-2: Materialdata gitt av sertifikat i forhold til Johnson-Cook modell [5].

I praksis kan man ta ut spenninger eller andre verdier hvor som helst i analysen, men som et utgangspunkt det er hentet ut data i samme punkter som det ble målt fysisk fra pelen under forsøket. I tillegg tas verdier fra den stive platen ut og verdier nær toppen av pelen, se Figur 6-3. Kraften i den stive platen er representert rammemotstanden.



Figur 6-3: Hvor og hva som logges av data i basismodellen[5].

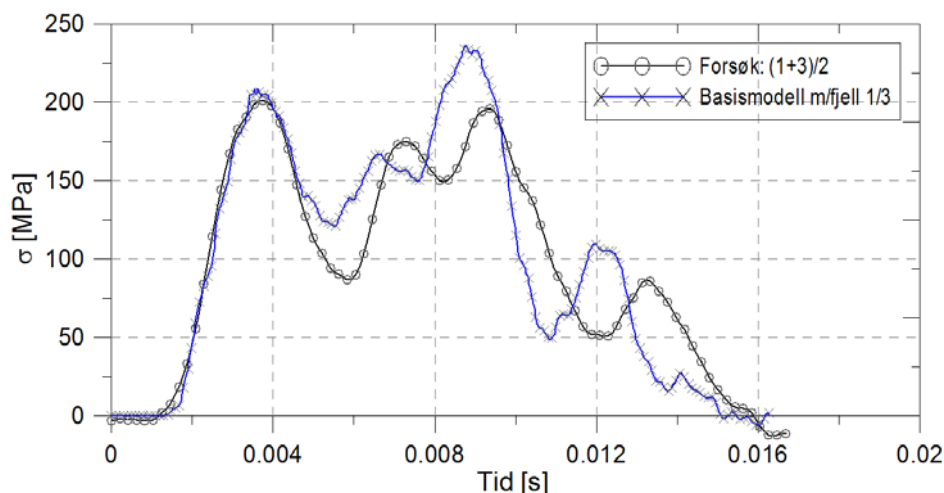
Berget er modellert som en sylinder med diameter 1 m og høyde 1 m. Det ble kjørt mange ulike analyser for å få finne ut hvilke materialparametre som ga best mulig samsvar mellom forsøk og analyse. Densitet og tverrkontraksjon ble ikke variert og var satt til $\rho = 2850 \text{ kg/m}^3$ og $\nu = 0,2$ for alle analyser. Resultater fra disse analysene sammen med erfaringene fra analysene gjort med berget modellert som fjær ble benyttet til å optimalisere materialparametre. De parametrene som ble funnet å gi best resultater er følgende:

$E=16\,500 \text{ MPa}$, $\nu = 0,2$, $\rho = 2850 \text{ kg/m}^3$.

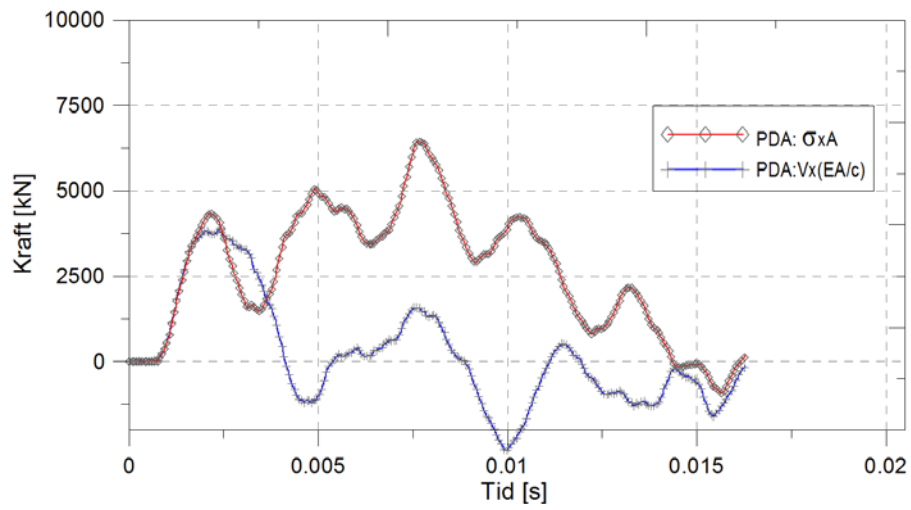
Materialet ble gitt $f_y = 100 \text{ MPa}$, deretter oppfører det seg perfekt plastisk.

6.2 Resultatene sammenlignet med forsøket

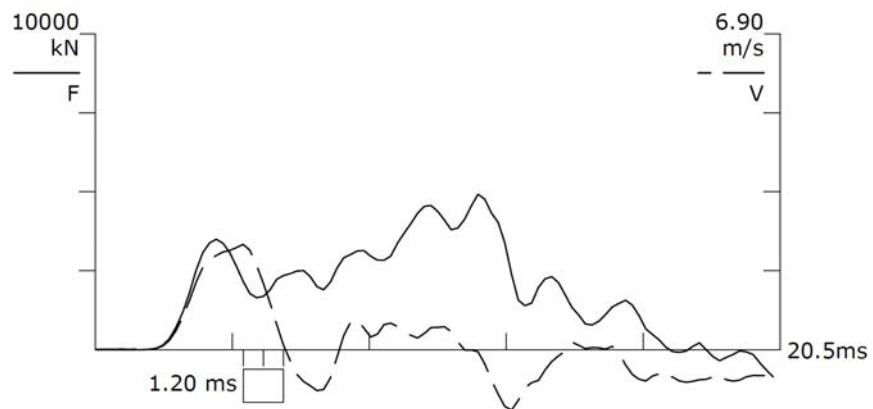
Det oppnås godt samsvar mellom forsøksdata og analyse særlig i spissområdet. Det er noen forskjeller mellom plottene, blant annet synker kurven fra forsøket dypere etter første spenningstopp, mens analysen går noe høyere ved andre spenningstopp. Forskjellene er små, og antas å komme fra unøyaktigheter i modelleringen. Resultatene sammenlignet med forsøket blir da som i Figur 6-4 til Figur 6-8.



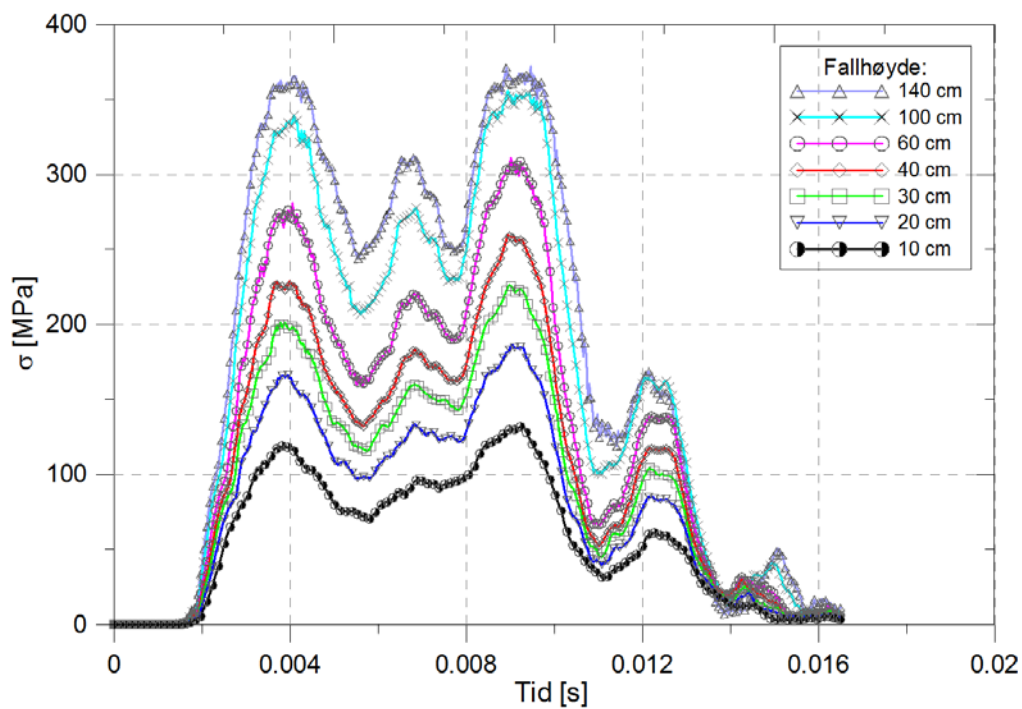
Figur 6-4: Sammenligning mellom forsøk og analyse, spenninger i nedre strekklapp. Fra forsøk: Fallhøyde 30cm, serie 2, slag 10 [5].



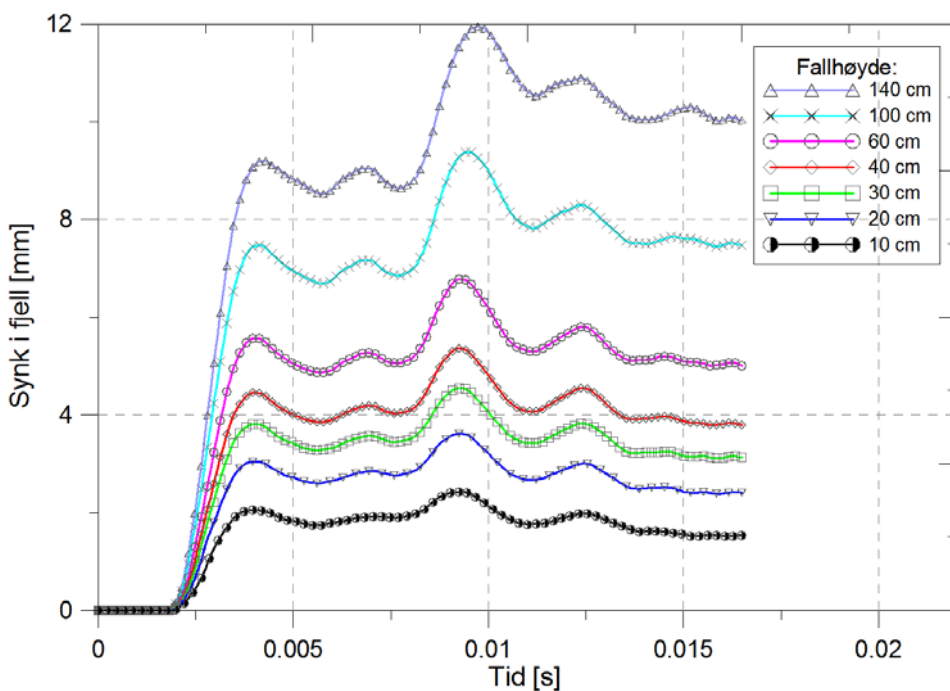
Figur 6-5: Kraft fra spenningsmåling, og fra partikkelhastighet multiplisert med Z. Alle målinger i PDA-posisjon [5].



Figur 6-6: PDA-plott nummer BN 179 fra forsøk for sammenligning med Figur 6-5 [5].



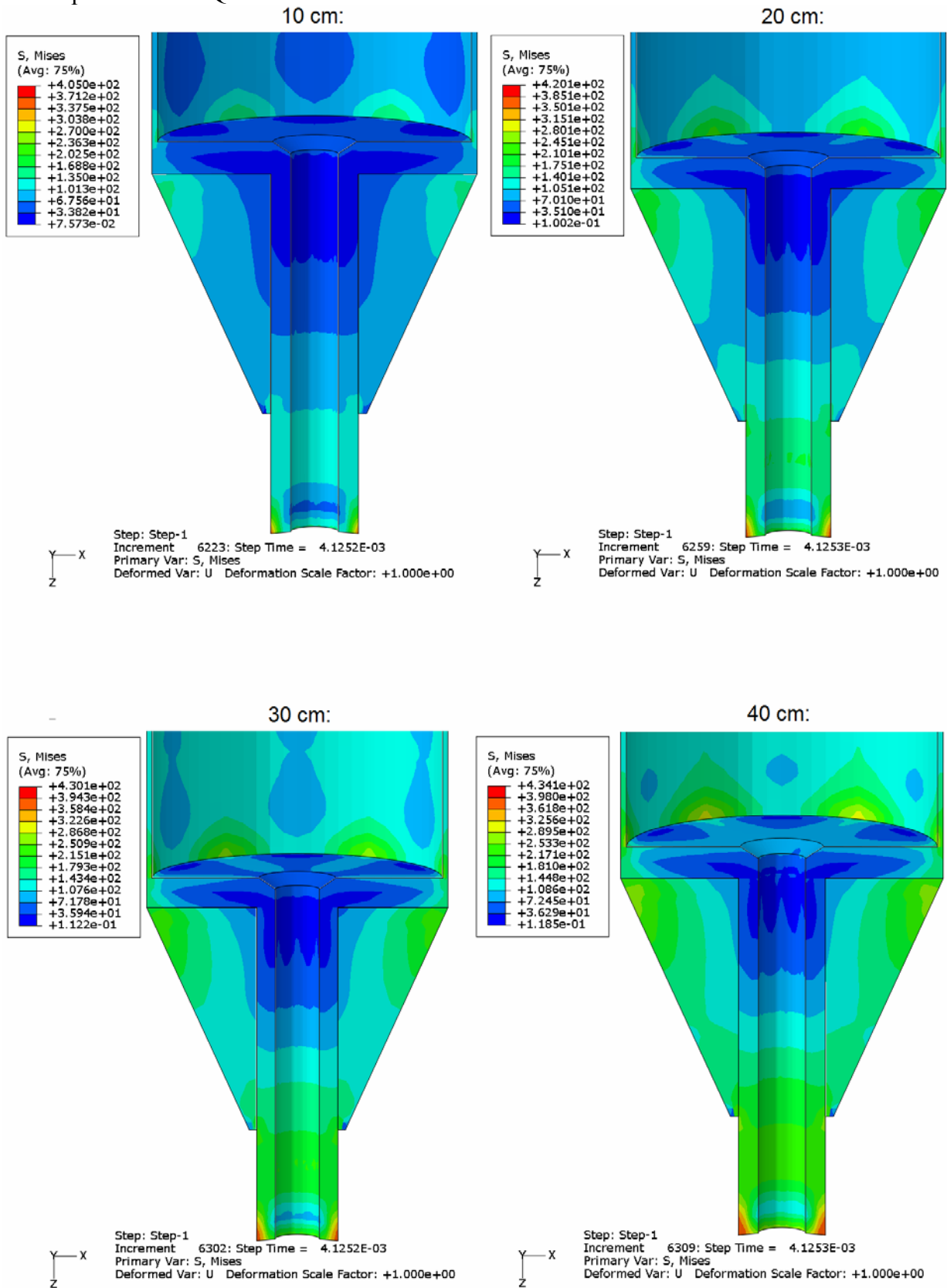
Figur 6-7: Spenninger i spiss ved ulike fallhøyder med bergvolum [5].



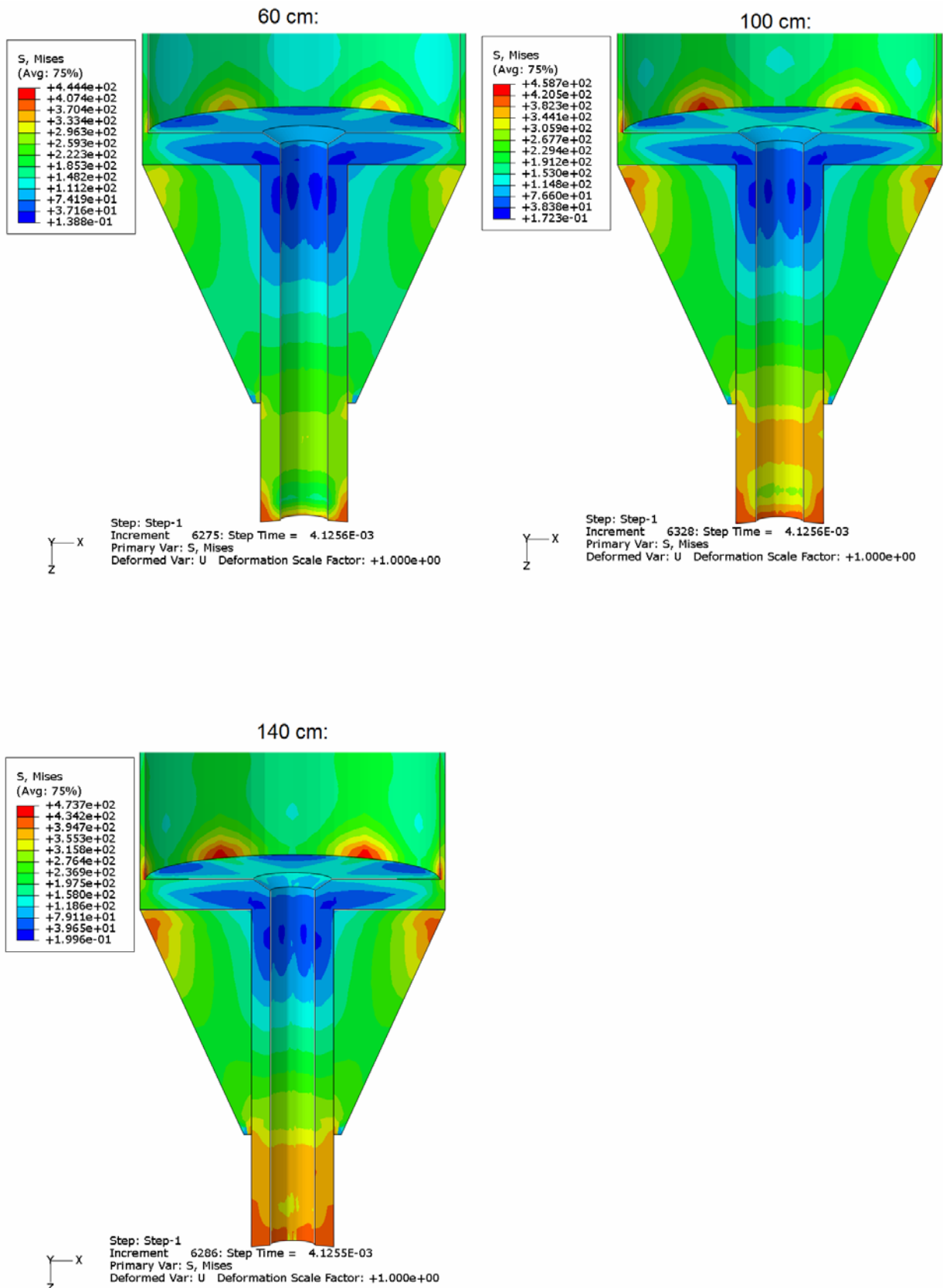
Figur 6-8: Synk i berget for ulike fallhøyder [5].

Synken i berget er for høyt, spesielt for de høyeste fallhøydene. For fallhøyde 1,4 er det beregnet synk i ABAQUS på 8 – 12 mm men målt synk er ca 1 mm.

Konturplott fra ABAQUS

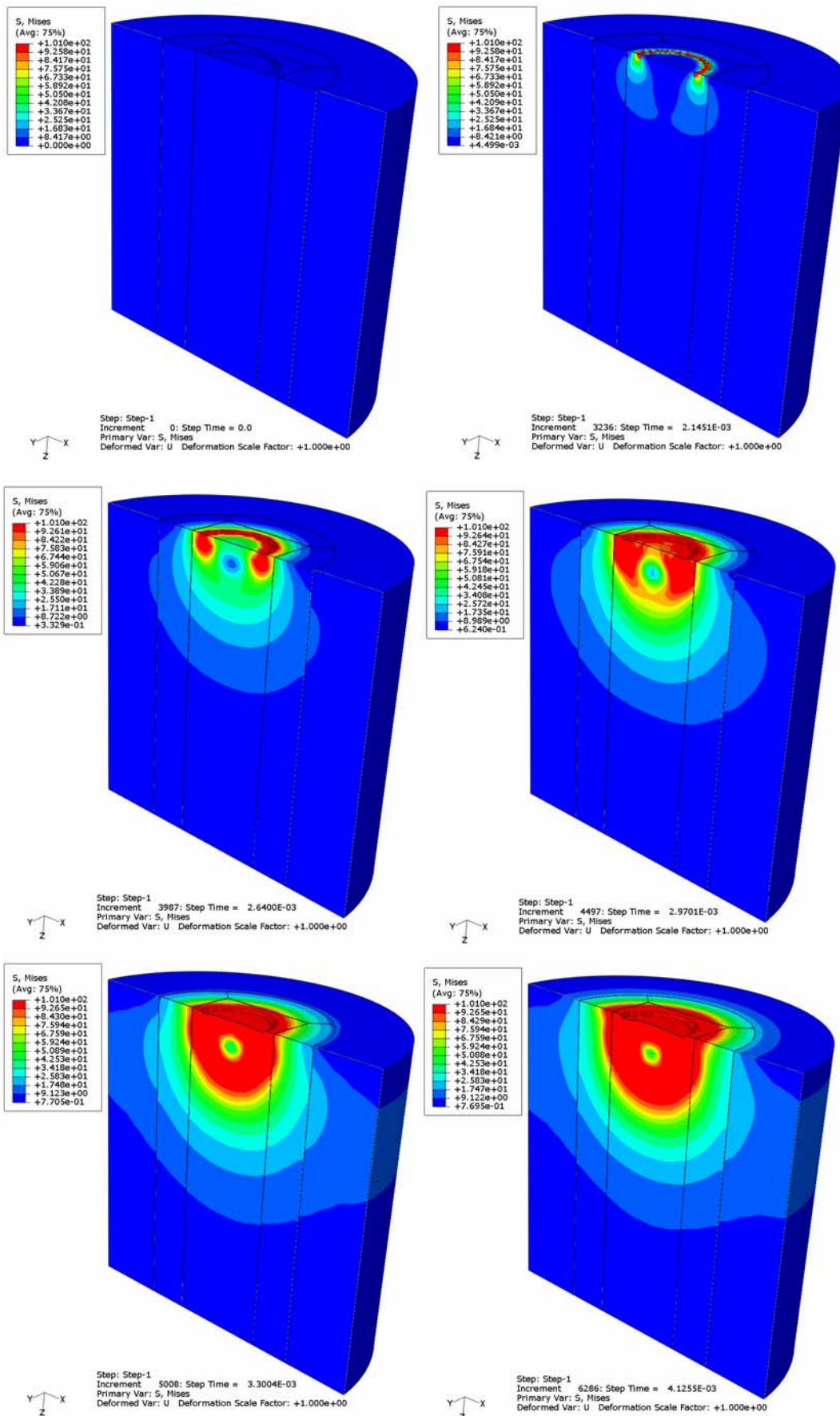


Figur 6-9: Spenninger i spiss ved første spenningstopp [5]

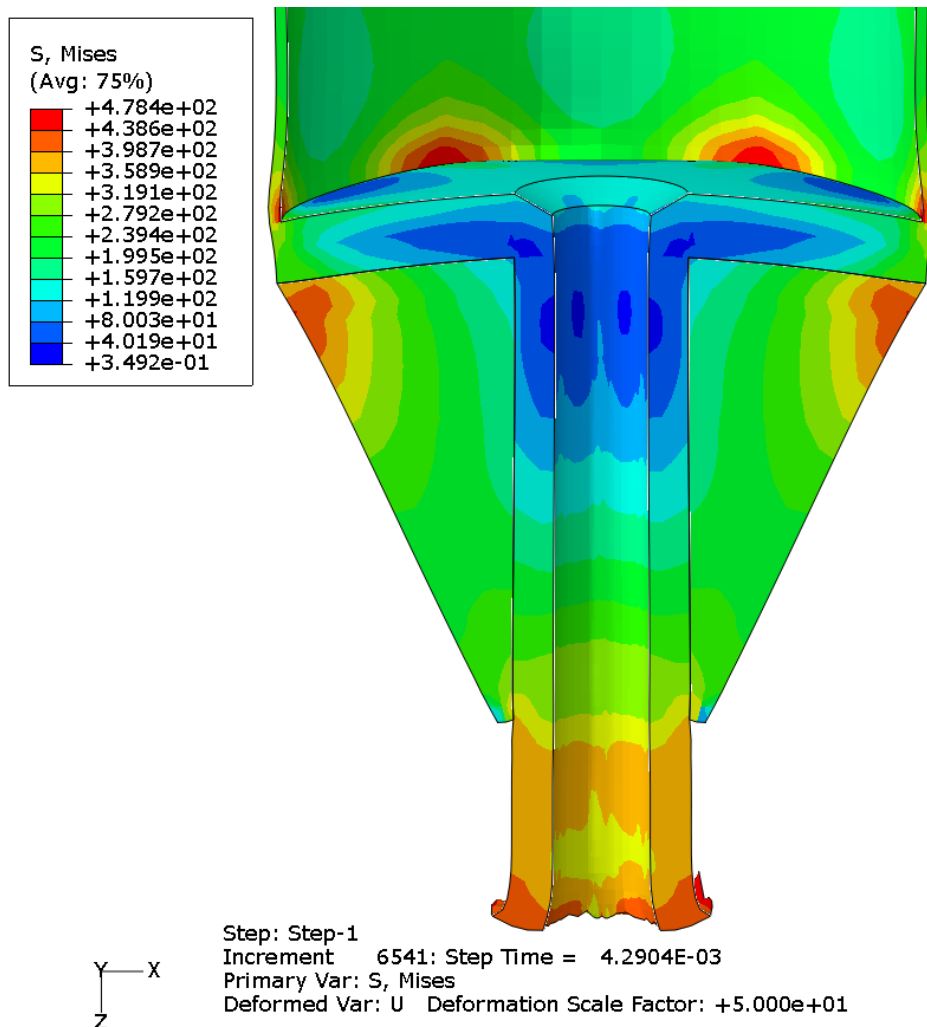


Figur 6-10: Spenning i spiss ved første spenningstopp [5].

Det er spenningskonsentrasjoner i pelerøret der avstivningsplatene er festet i bunnplaten. Det er også spenningskonsentrasjoner i avstivningsplaten øverst nær pelerøret og nederst nær emnesrøret. I emnesrøret under avstivningsplatene er også spenningen høy.



Figur 6-11: Spenninger i berg ved fallhøyde 140 cm [5]



Figur 6-12: Oppskalerte deformasjoner, fallhøyde 140 cm, Skalering: 50x [5]

7 Laborieforsøk med nedskalerte stålspisser

I masteroppgave til Sveinung J. Tveito [5] ble det utført nedskalerte forsøk på SIMLab ved NTNU. Structural Impact Laboratory (SIMLab) arbeider med å utvikle metoder og verktøy for utvikling av konstruksjoner utsatt for støt og kollisjoner. SIMLabs utstyr brukes til testing av materialer og komponenter ved raske pålastningshastigheter og spenningsendringer. Andre testtrigget brukes til testing av strukturer for å etterprøve numeriske modeller.

Forsøkene ble foretatt for å undersøke om emnesrørets endeflate hadde betydning for nedtrengning i berget, og for å undersøke effekten av forboring i berget.

Det ble benyttet en forenklet modell av pelespissen med emnesrør som hadde samme forhold mellom diameter og tykkelse som de in situ. Berget ble erstattet med betong for å få homogene forhold for alle spissene. Det er en egen vitenskap det å nedskalere stål og belaste dette, og denne skaleringen ble utført av SIMLab. Lastnivå, spenningshastighet og emnesrør ble nedskalert tilsvarende in situ test.

Forsøket ble utført ved at et lodd på 251,5 kg med fast fallhøyde på 1,5 m ble sluppet mot et emnesrør plassert på en betongblokk. Synk ble målt med målebånd for hvert slag.

En rigg ble laget hvor loddet, som var en stålsylinder med stålqualität S355J2, ble holdt oppe av en elektromagnet. Elektromagneten hang i en kran. Ved utkobling av strømmen til magneten slapp den taket og loddet falt ned. Etter hvert slag ble magneten koblet til igjen, senket ned og festet til loddet. Deretter ble loddet løftet opp til korrekt fallhøyde på 1,5 m.

For å holde loddet stabilt under fallet ble det festet føringslister til loddet. Disse hadde bare noen få millimeters klaring til føringsrøret til loddet. Føringsrøret ble holdt fast vertikalt og horisontalt av en gaffeltruck og en treramme. Føringsrøret hvilte på trelekter som igjen stod på betongblokken. Selve emnesrøret ble holdt fast sideveis av to sirkelformede finerplater som var plassert oppe på trelektene inne i røret.

Betongblokken hadde bredde, lengde og høyde: $B = 306$ mm, $L = 2000$ mm og $H = 805$ mm. Betongen hadde en sylindrefasthet $f_{ck} = 60$ MPa og elastisitetsmodul $E = 39\,000$ MPa. Samme betongblokk ble benyttet til alle 4 slagseriene. Betongblokken lå på en gummimatte på 10 mm.

Det ble for to av spissene forboret et hull med diameter $\varnothing 30$ mm hvor det ble plassert en dybel som var et armeringsjern med diameter $\varnothing 28$ mm.

Emnesrørene var fra samme rørlengde. Stålqualiteten til emnesrøret var S355J2G3. Emnesrørene ble sagt i 200 mm lengder. Deretter ble de dreiet til ønsket geometri. Geometri er vist i Figur 7-1 og mål er vist i Tabell 7-1:.

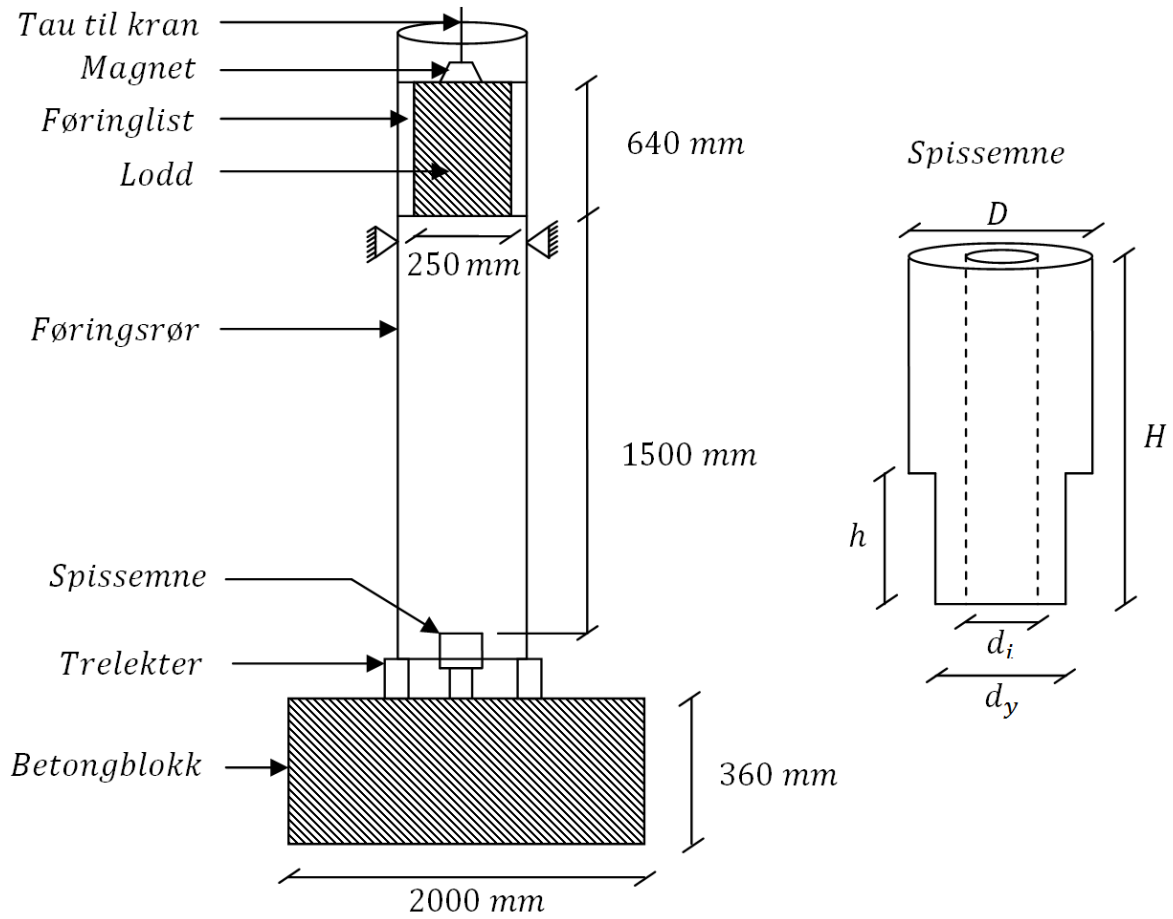
	Form på endeflate	H [mm]	h [mm]	D [mm]	d_y [mm]	d_i [mm]	t	d_y/t
Spiss 1	Rett	200	50,1	71,4	58,1	32,2	12,95	4,49
Spiss 2	Konkav	200	49,7	71,4	58,1	32,2	12,95	4,49
Spiss 3	Konkav	200	49,7	71,4	58,1	32,2	12,95	4,49
Spiss 4	Rett	200	50,1	71,4	58,0	32,2	12,90	4,50
SV-spiss	Konkav				219	119	50	4,38
Ruukki-spiss	Rett m/ påleggsv.				240	100	70	3,43

Tabell 7-1: Mål på nedskalerte emnesrørene

Areal nedskalert spiss: $1\,835$ mm²
 Areal SVV-spiss: $26\,533$ mm² Det gir en nedskalering på ca 1/14
 Areal RUUKKI-spiss: $37\,366$ mm² Det gir en nedskalering på ca 1/20

Det ble utført fire slagserier:

1. Emnesrør med rett endeflate rammes mot hel betong
2. Emnesrør med konkav endeflate rammes mot hel betong
3. Emnesrør med rett endeflate rammes mot betong med forboret hull med dybel
4. Emnesrør med konkav endeflate rammes mot betong med forboret hull med dybel



Figur 7-1: Til venstre oppsett av forsøksrigg og til høyre emnesrørets geometri.

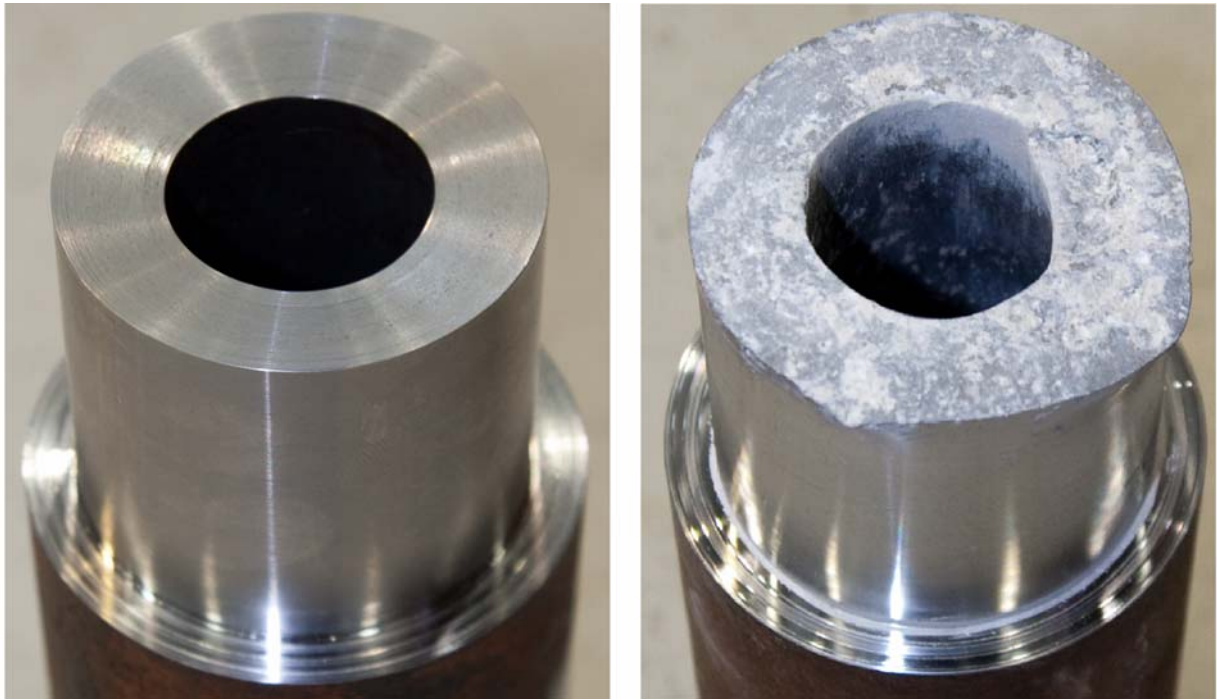


Figur 7-2: Forsøksriggen for nedskalerte forsøk.

Resultater

Emnesrør 1 og 4 med rett endeflate fikk store deformasjoner under rammingen. På emnesrør 1 ble en side ble særlig utbøyd og noen steder ble biter av. På emnesrør 4 ble store biter slått av og det var noen plastiske inntrykninger.

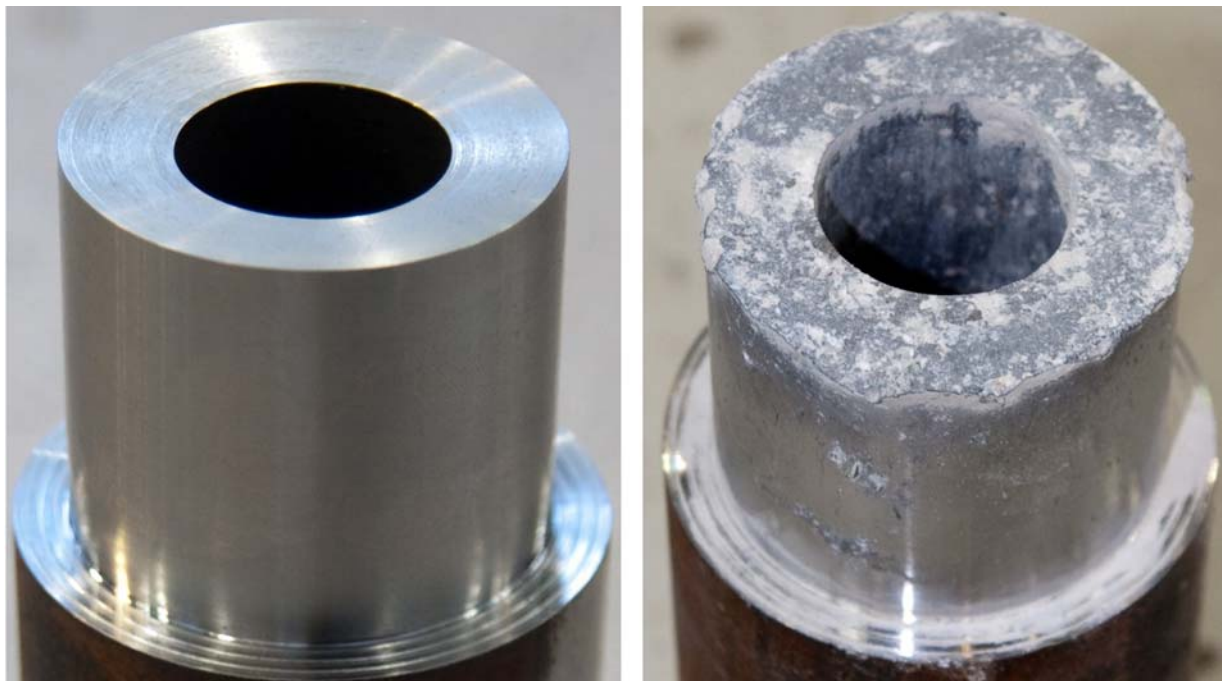
Emnesrør 2 og 3 med konkav endeflate ble i mindre og liten grad deformert. På emnesrør 2 var det noe stål revet av langs kanten.



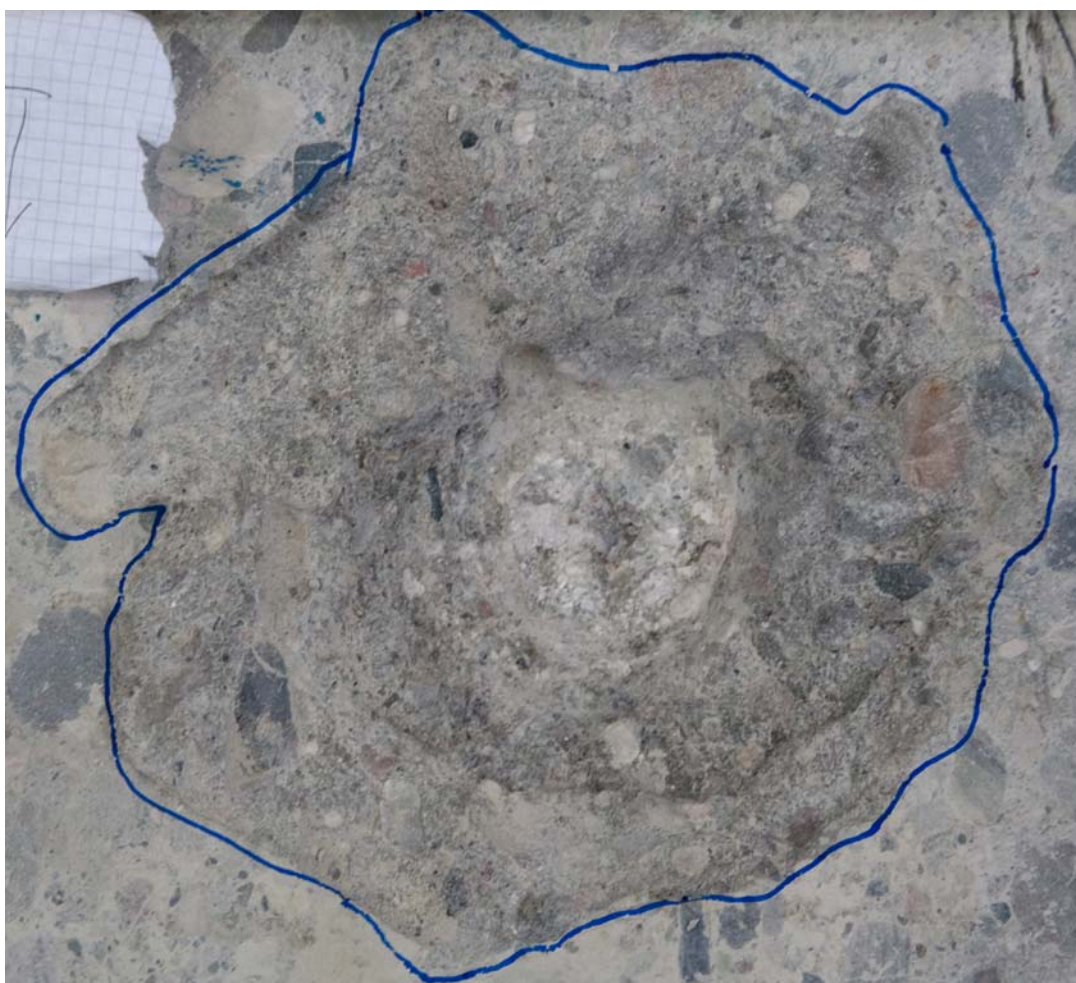
Figur 7-3: Før og etter bilde av den rett spissen, slagserie 1.



Figur 7-4: Krateret til den rett spissen, slagserie 1.



Figur 7-5: Før og etter bilde av spissen med konkav endeflate, slagserie 2.



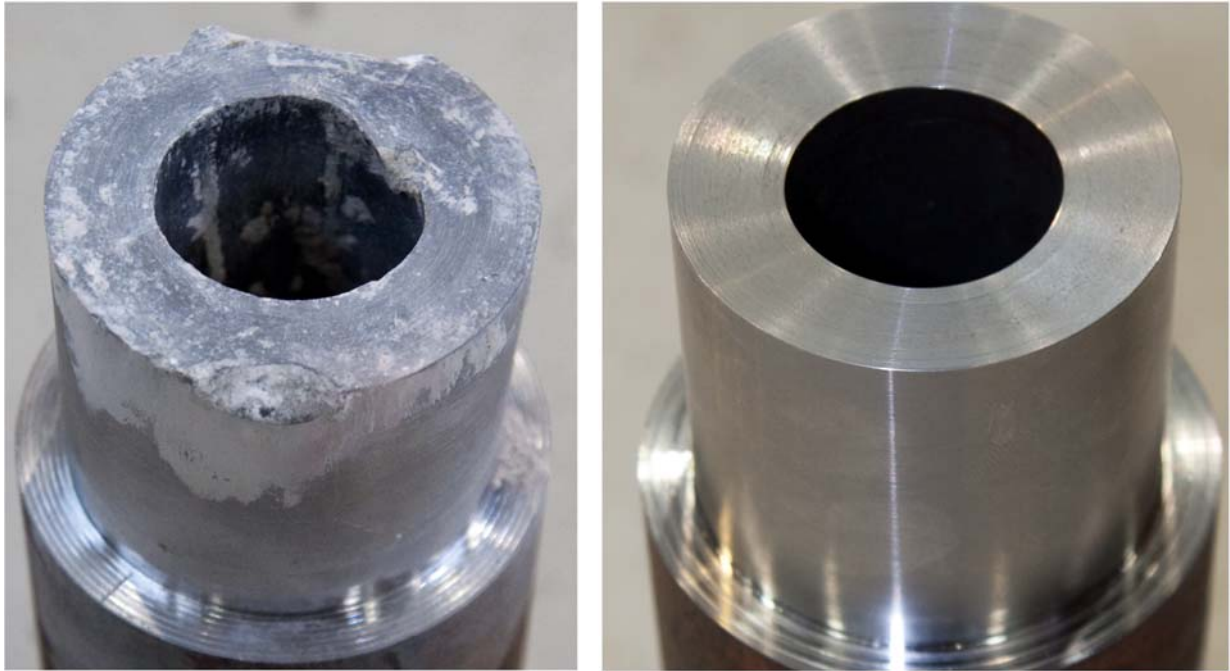
Figur 7-6: Krateret til den spissen med konkav endeflate, slagserie 2.



Figur 7-7: Før og etter bilde av spissen med konkav endeflate og forboring, slagserie 3.



Figur 7-8: Krateret til spissen med konkav endeflate med forboring, slagserie 3.



Figur 7-9: Før og etter bilde av den rette spissen med forboring, slagserie 4.



Figur 7-10: Krateret til den rette spissen med forboring, slagserie 4.

Tabell 7-2: Oppsummering av nedskalerte forsøk

	Emnesrør 1 Rett [mm]	Emnesrør 2 Konkav [mm]	Emnesrør 3 Konkav med dybel [mm]	Emnesrør 4 Rett med dybel [mm]
dy etter ramming	62	60	58,8	60
Δ dy	3,9	1,9	0,7	1,9
h etter ramming	49,5	48	49,5	47 til 49
Δ h	-0,6	-1,7	-0,2	-1,1 til -3,1
Krater Dmax	200	230	220	270
Krater Dmin	160	130	200	190
Krater Dmiddel	180	195	210	230
Krater dybde	45	55	60	62

Spissen med klart minst skader var emnesrør 3. Den hadde konkav endeflate og ble rammet i forboret hull med dybel. Spissene som ble rammet med dybel hadde best nedtrengning og betongen var knust med størst midlere diameter.

Spissene tillates å danse i laboratoriet enn i grunnen siden det ikke er sidestøtte av løsmasse her. Det kan likevel observeres at pelene roterer under nedramming også ved ordinære rammejobber på pelers.

Det er noen feilkilder som kan ha påvirket resultatene. Alle spissene ble rammet i samme betongblokk. Synken i betongblokken ble større og større for hver spiss. Til slutt delte betongblokken seg i to. De siste forsøkene kan være påvirket av tidligere ramming og svakheter i betongen som kan ha oppstått da.

Fallhøyden ble ikke justert i forhold til synken, dvs at fallhøyde varierte mellom 1,5 og 1,56 m. Det er heller ikke tatt hensyn til friksjon og valgt en virkningsgrad på loddet på under 1,0.

8 Oppsummering av alle forsøk

8.1 Rammespenninger i pelespissens delelementer

Vi har beregnet spenninger ved hjelp av Abaqus, men spenninger i de ulike konstruksjonsdeler har vi i mindre grad fått verifisert ved hjelp av fullskalaforsøket.

Fullskalaforsøket var vellykket, men i ettertid av fullskalaforsøket kan vi se at det hadde vært en fordel å ha montert flere strekkklapper. Vi savner strekkklapper på avstivningsplatene, bunnplaten og på pelrøret rett i overkant av pelrøret.

Vi hadde hatt glede av følgende ekstra strekkklapper:

- 3 strekkklapper plassert i trekant på to avstivningsplater (2 nær emnesrør oppe og nede og 1 nær ytterkant av rør oppe), dvs 6 totalt
- 4 strekkklapper på bunnplate (2 over avstivningsplate og 2 i felt mellom avstivningsplatene) – plassert slik at de registrerte vertikale spenninger.
- 4 strekkklapper på rør rett over bunnplate plassert på tilsvarende sted som på bunnplate.

Da hadde vi kunnet vurdert spenningen ytterligere. Det hadde også vært en fordel å målt høyde innvendig emnesrør før og etter ramming for å se på eventuell stukning av emnesrøret.

Målinger med strekkklapper av SVV-spissen viser at emnesrøret 270 mm fra spissen (under avlastningsplatene) går til flytning. Emnesrøret 500 mm spissen går ikke til flytning.

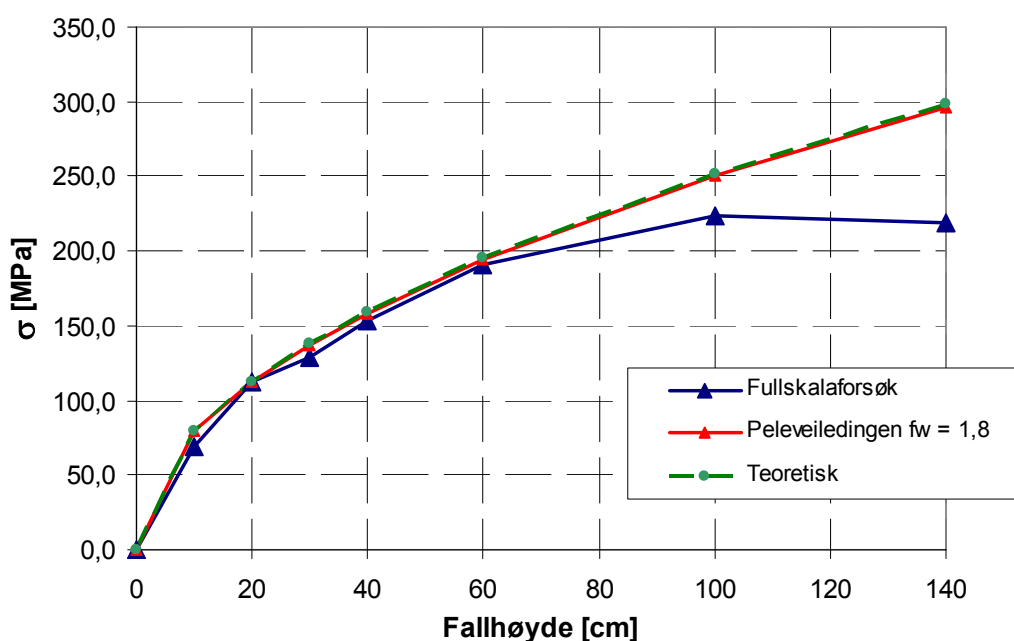
Hvis en sammenligner de øvre og nedre strekkklappene på de to øverste fallhøydene ser vi at spenningen i de øvre strekkklappene flater ut. Det kan tyde på at det blir større deformasjoner i emnesrøret slik at avlastningsplatene får større andel av belastningene enn ved de lavere fallhøydene. Avlastningsplatene var ikke instrumentert, slik at denne teorien er ikke verifisert.

For RUUKKI-spissen finnes ikke gode målinger ved fallhøyder over 0,5 m. Vi har dermed ikke fått målt om stålet flyter eller ikke. Stålearealet i RUUKKI-spissen er noe større enn SVV-spissen, så spenningsnivået ligger naturlig nok noe lavere målt ved samme fallhøyde.

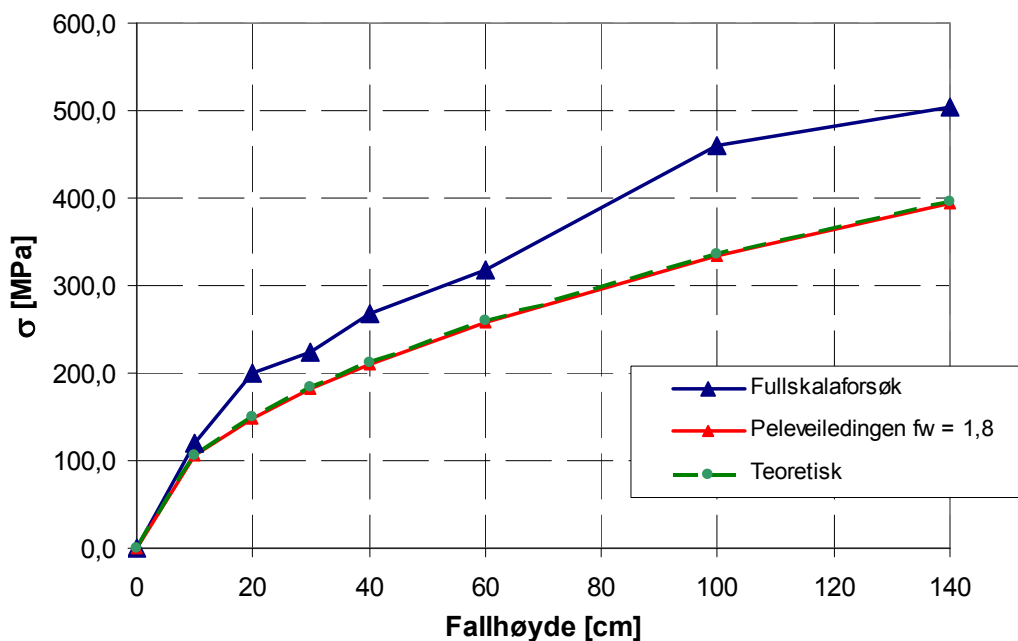
SVV-spissen er beregnet, ikke RUUKKI-spissen. Spenningsplottene viser at emnesrøret oppnår flytespenning under avstivningsplatene.

8.2 Dynamisk forsterkningsfaktor

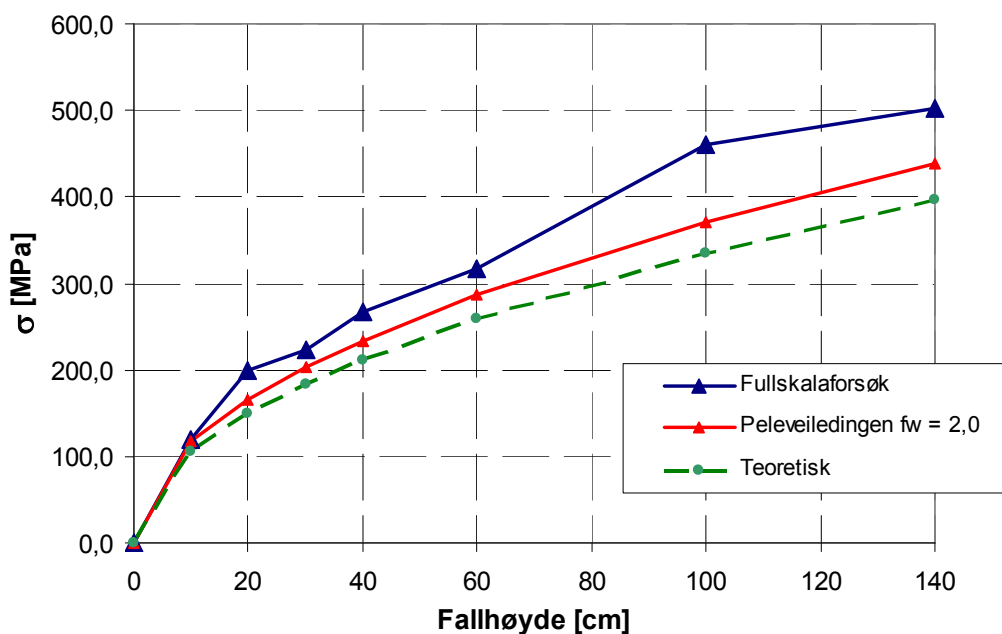
Dynamisk forsterkningsfaktor kfr Peleveiledningen 2001 [2] pkt 4.6.2.



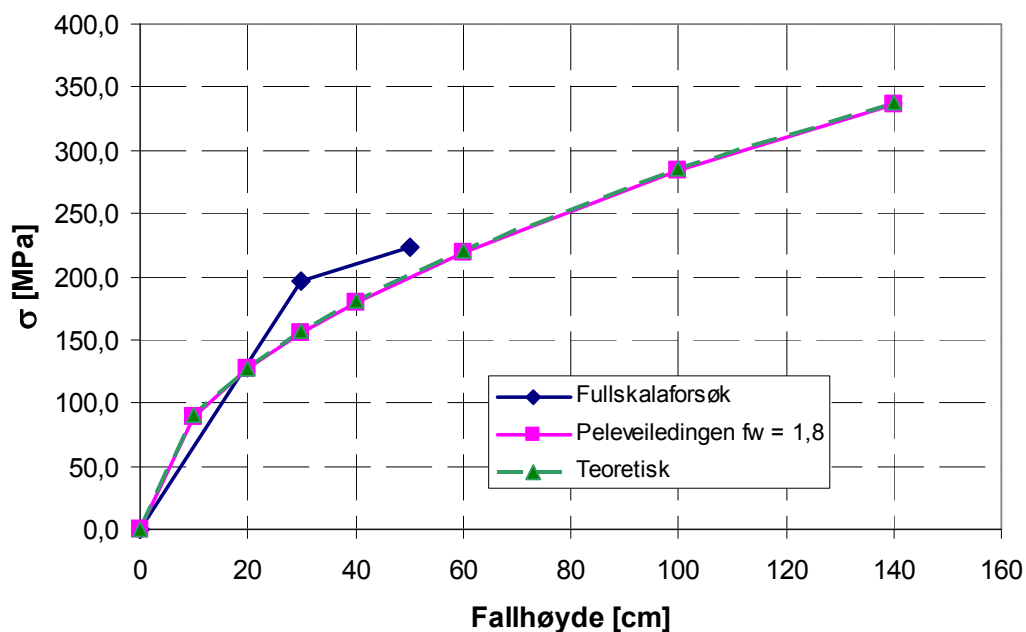
8-1: Sammenligning av teoretisk spenning og fullskalaforsøk spenning ved 1,8 forsterkningsfaktorer. Data fra SVV-spiss nr. 1 og øvre strekkklapper.



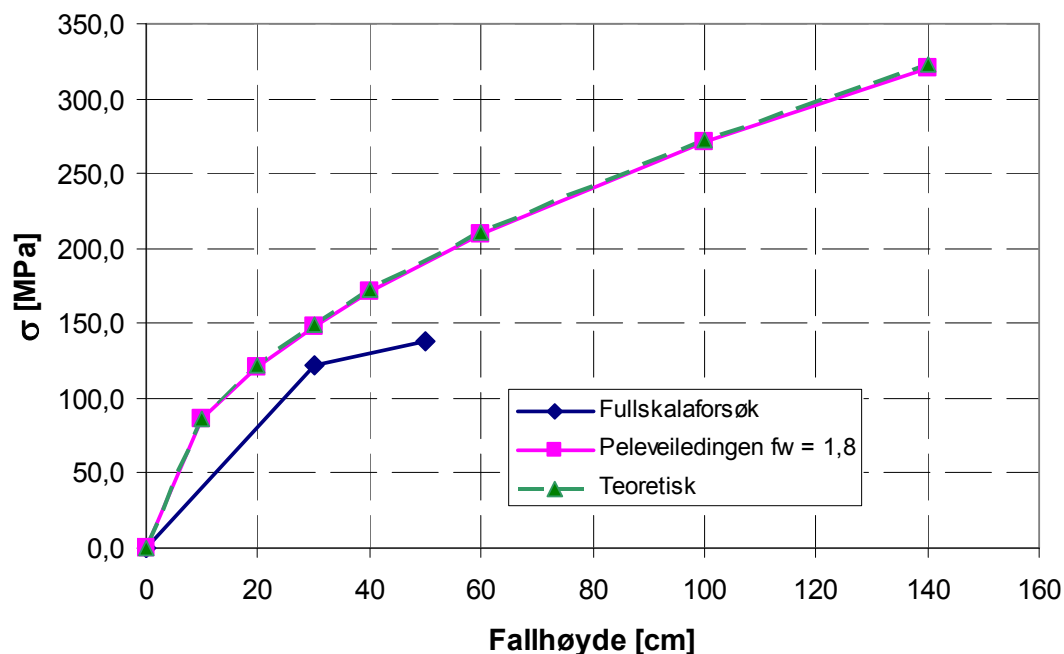
8-2: Sammenligning av teoretisk spenning og fullskalaforsøk spenning ved 1,8 forsterkningsfaktorer. Data fra SVV-piss nr. 1 og nedre strekkklapper.



8-3: Sammenligning av teoretisk spenning og fullskalaforsøk spenning ved 2,0 forsterkningsfaktorer. Data fra SVV-spiss nr. 1 og nedre strekkklapper



8-4: Sammenligning av teoretisk spenning og fullskalaforsøk spenning ved 1,8 forsterkningsfaktorer. Data fra RUUKKI-spiss nr. 3 og nedre strekkklapper.



8-5: Sammenligning av teoretisk spenning og fullskalaforsøk spenning ved 1,8 forsterkningsfaktorer. Data fra RUUKKI-spiss nr. 3 og øvre strekkklapper.

Fullskalaforsøket er i yttergrense i forhold til naturlige rammebetingelser. Vi har en svært kort stålpele som ikke står i løsmasser. Det er derfor ingen demping i forhold til friksjon mot løsmasser. Peloddet slås under svært kontrollerte former på en vertikal pele. Vi har målt

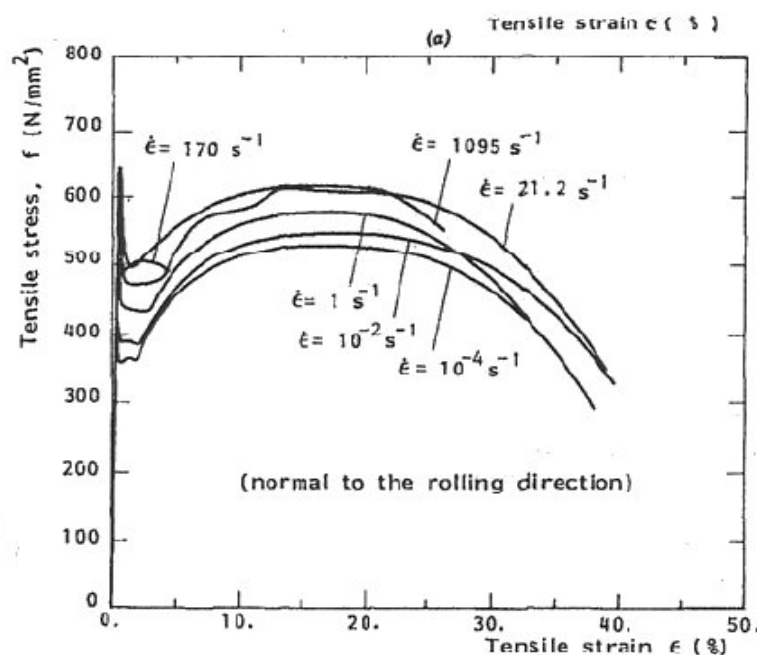
virkningsgrad på loddet opp til 1,4. Det er derfor naturlig at spenningen har en høy forsterkning, også høyere enn det som er beskrevet i Peleveiledningen [2].

Vi ser i figur 8-1 til 8-5 at både RUUKKI-spissen og SVV-spissen overstiger verdiene for forsterkning i peleveiledningen. Hvordan ulikt areal mellom pelespiss og pelerør innvirker på resultatet er ikke vurdert.

8.3 Spenninger i stål ved rask lastpåføring som ved peleramming

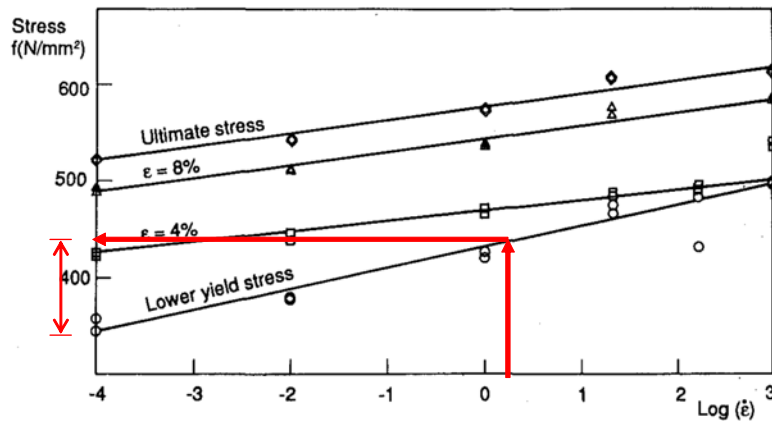
I Peleveiledningen (1991) [3] pkt. 9.5 er det beskrevet at stålets spenning kan overskrides med 25 % ved rask lastpåføring så som sluttramming av peler. Dette er ikke kommet med i ny peleveiledning (2005) [2]. Det er hold i å tillate spenningsoverskridelser i forhold til foretatte litteraturstudier.

Ramming med hydraulisk fallodd skjer over et meget kort tidsrom. Pålastningen foregår mellom 0 og 0,02 s. På dette korte tidsrommet blir pelen og spissen utsatt for en kraftig impulsbelastning, og det oppstår tøyning i stålet over ekstremt kort tid. Når stål deformeres ved høy tøyningshastighet, øker fastheten til stålet. Det er derfor mulig å akseptere en høyere von Mises spenning i resultatene enn stålets vanlige flytespenning. Figurene nedenfor er et resultat av forskning på temaet ved NTNU [10]. I Figur 8-6 er det vist spennings- tøyingsdiagram for stål ved forskjellige tøyningshastigheter.



Figur 8-6 - Spennings- tøyingsdiagram ved forskjellige tøyningshastigheter [10]

Spennings- tøyingsdiagrammet viser at både flytespenningen og bruddspenningen til stålet blir høyere med økt tøyningshastighet. Denne økningen skjer lineært med logaritmen til tøyningshastigheten, som vist i Figur 8-7.

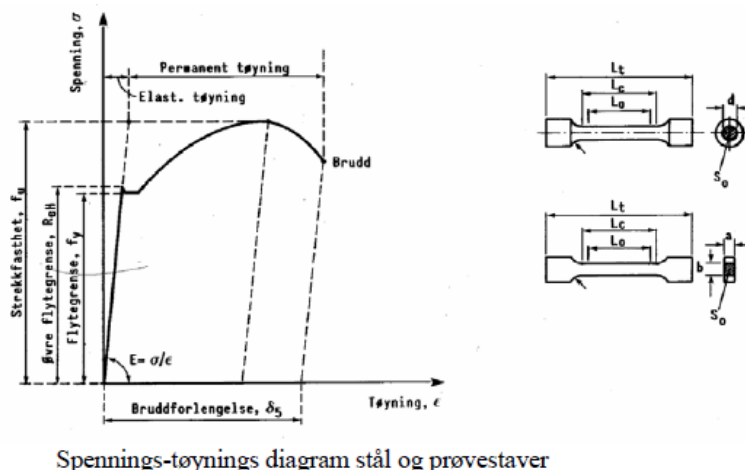


Figur 8-7: Trender funnet ved testing av tøyingshastigheter på St52-3N stål, merk at den ene aksen er logaritmisk [11].

Når en dimensjonerer en pel, bør en tenke gjennom hvor en ønsker at kreftene skal gå. Når en del av pelspissen begynner å flyte, vil den deformere seg og kreftene vil omlagres. Hvis en ønsker å benytte slanke avstivingsplater, vil det være fornuftig å bruke tilstrekkelig areal i emnesrøret i spissen og ikke benytte seg av den ekstra kapasiteten som en får ved rask pålastning som kurvene over viser.

9 Konklusjoner og anbefalinger

En pelspiss mot berg bærer på trykk. Den tåler derfor mye deformasjon og vil fremdeles være fullgod konstruktiv. Så lenge det ikke blir brudd mellom emnesrør og bunnplate vil den fungere i permanent tilstand når stålrøret blir utstøpt med betong. For geotekniske konstruksjoner har det vært vanlig å dimensjonere stålet elastisk, og ikke benytte seg av den plastiske kapasiteten av stålet. En spiss med liten plastisk deformasjon har etter vår vurdering bedre nedtrengningsevne i berget.



Spennings-tøynings diagram stål og prøvestaver

Figur 9-1: Spenningsdiagram for strekkstaver viser at selv om stålet oppnår plastisk tøyning vil stålet fremdeles være bæredyktig fram til brudd. Elastisk tøyning $\xi = E \cdot \sigma$ legges til den plastiske tøyningen ved gjentagende belastning.

Det er ikke ønskelig med mye plastisk deformasjon under nedramming, og vår vurdering er at SVV-spissen hadde en bedre utforming enn RUUKKI-spissen i fullskalaforsøket. Når vi måler elastisk og plastisk stukning ved bevegelsesmålinger, vil det være en feilkilde hvis det er mye

plastisk deformasjon av stålet. Hvis påleggssveisen bretter seg ut og legger seg utenpå emnesrøret vil ikke bevegesmålingene for beregning av bæreevne bli korrekte.

Konstruktøren av pelen kan påvirke kreftenes gang i pelspissen ved hjelp av de ulike dimensjonene på konstruksjonsdelene. Vi vil anbefale at det går mye krefter gjennom emnesrøret. Da må det benyttes en kraftig bunnplate og emnesrør. Når bunnplaten deformerer seg lite vil det komme mindre krefter ut i avstivningsplatene.

Store sveiser er kostbare å produsere, og det er derfor ønskelig å minimere sveisen mellom avstivningsplater og bunnplate og mellom avstivningsplate og emnesrør. Mellom avstivningsplate og bunnplate må det være en K-sveis (full gjennomsvøising) siden det er overføring av krefter på trykk. For å redusere a-målet på sveisen her må derfor avstivningsplaten tykkelse reduseres. Det var ikke bukling på avstivningsplatene på Ruukkis pel i fullskalaforsøket. Når vi ser på spenningen som opptrer På Figur 9-2 er det vist et eksempel der avstivningsplatene har buklet på en pel med diameter $\text{Ø}=610$ mm, her er avstivningsplaten tykkelse $t = 15$ mm og bunnplaten tykkelse 60 mm. Dette gir $t = 0,025 \text{ Ø}$ og $T = 0,1 \text{ Ø}$.

For diameter $\text{Ø}800$ mm anbefaler vi $t = 25$ mm og $T = 80$ mm. Det gir $t = 0,030 \text{ Ø}$ og $T=0,1 \text{ Ø}$. Anbefaling i Peleveiledningen i dag er $t = 0,035 \text{ Ø}$ og $T = 0,1\text{Ø}$.

Vi anbefaler avfasing av hjørnene på avstivningsplatene. Der trekanten i hjørnene går ut mot null vil det oppstå store spenningskonsentrasjoner. En avfasing av hjørner på 20 mm er derfor å anbefale. Se Figur 9-3 der dette er gjort.



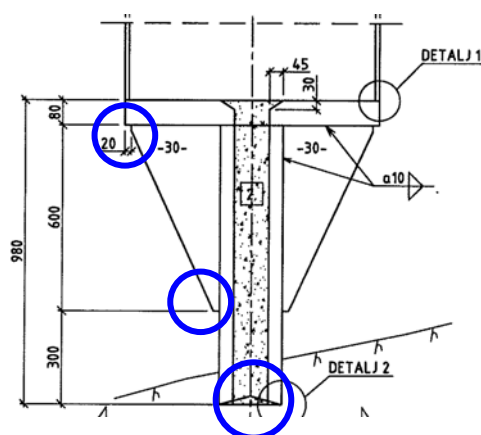
Figur 9-2: Bukling av avstivningsplater med tykkelse $t=15$ mm Foto: Hannu Jokiniemi

9.1 Forslag til endringer i Peleveiledningen:

Peleveiledningen [2] tabell 4.8: Tabellen for forsterkningsfaktor for støtbølger f_w gir verdier for synk større enn 5 mm og mindre enn 1 mm. Ved stoppslagning er vanligvis synken mellom 1 og 3 mm. Tabellen er derfor litt vanskelig å tolke i dette området. Vi har døpt faktoren f_w ”forsterkningsfaktor for støtbølger” i denne rapporten, men den kan godt få et navn i Peleveiledningen også.

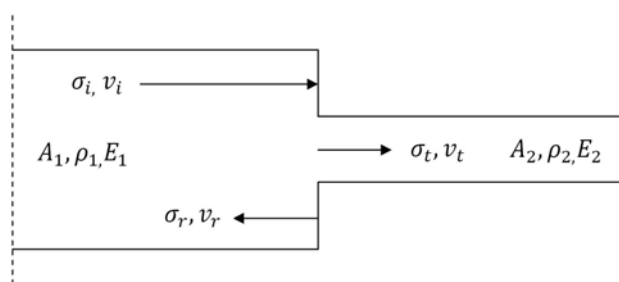
Vi har sett at endeflatens utforming har betydning. Vi vil anbefale at Peleveiledningen gir råd om at endeflaten er konkav (hulslipt). Dette er allerede beskrevet i Bjerrums NGI-publikasjon i 1957[7].

Det er spenningskonsentrasjoner i avstivingsplaten øvre og nedre hjørnet der platen er festet til emnesrøret og topplaten. Vi vil foreslå at det kommer en anbefaling om å avfase hjørnene på avstivingsplaten med 20 mm, kfr Figur 9-3.



Figur 9-3: Pelespiss med hulslipt endeflate og avfasing av hjørner på avstivingsplate

Under støtbølger bør det også omtales spenningsendringer ved dimensjonsforskjeller. Det er ulik spenning i spiss og rør hvis det er ulikt areal i spiss og rør, kfr kapittel 4.1 om støtbølge teori.



Figur 9-4: Diskontinuitet i tverrsnitt

I tilfelle når densiteten ρ og elastisitetsmodulen E er lik for de to materialene kan spenningen beskrives med følgende forhold:

$$\sigma_t = \frac{2A_1}{A_1 + A_2} \cdot \sigma_i \quad \text{og} \quad \sigma_r = \frac{A_2 - A_1}{A_1 + A_2} \cdot \sigma_i$$

Økning av flytegrensen ved store tøyningshastigheter bør legges inn i Peleveiledningen igjen, kfr kapittel 8.3.

9.2 Peleavstand

I fullskalaforsøket registrerte vi at spissen påvirket i en diameter i berget på ca 800 – 1000 mm. Emnesrørdiameteren var 220 – 240 mm. Det vil si at berget ble påvirket i en diameter 3 – 4 ganger ytre diameteren til spissen.

Vi så det tilsvarende skjødde ved nedskalerte forsøket. Der registrerte vi krater i betongen 180 – 230 mm, og ytre diameter på spiss var 58 mm. Betongen ble dermed påvirket tilsvarende som fullskalaforsøket, 3 – 4 ganger ytre diameter til spissen.

Konklusjonen er at med dagens krav i Peleveiledningen 3 - 5 ganger pelediameteren, vil en ha god nok avstand mellom pelene. Pelespissens nedtrengning i berg vil ikke påvirke berget til nabopelen.

10 Forslag til videre arbeid

10.1 Spissens utforming for peler med diameter 800 mm

10.1.1 Parameterstudie i Abaqus

Beregningene i Abaqus har deformasjonene i berget blitt for store. Det bør gjøres nye beregninger der en justerer parametrene i berget slik at deformasjonen blir korrekt.

En vurdering av diskontinuitetsformelen i Abaqus. Hvordan er spenningen i de ulike konstruksjonsdelene avhengig av areal. Reflekteres det mye i bunnplaten som har et stort areal?

Deretter bør det foretas en parameterstudie der en endrer dimensjonene på pelsspissens deler:

- Bunnplate er beregnet med $T = 80$ mm. $T = 60$ og 100 mm ville vært interessant, kanskje også trinn i mellom.
- Avstivningsplate $t_r = 30$ mm. Det kan være interessant å se på $t_r = 20$ mm med varierende tykkelse på bunnplaten.
- Varierende areal på emnesrøret. Vi har beregnet med ca $26\,000\text{ mm}^2$. Det kan være interessant å se på $37\,000\text{ mm}^2$ og $20\,000\text{ mm}^2$.

Det bør gjøres en vurdering av sikkerhet i forhold til ugunstige forhold så som skrått berg.

10.1.2 Sveisenens a-mål

Det bør gjøres en tilbakeregning av spenninger beregnet i Abaqus og/eller målt i fullskalaforsøk for å gi dimensjoner på sveisene mellom emnesrør og avstivningsplate.

10.1.3 Vurdering av herding, maskinering og påleggssveis på bergspissen

Fullskalaforsøket viste at spissen med konkav endeflate og herding var tilnærmet upåvirket av den harde rammingen. Det var svært små skader og deformasjoner. Hva er årsaken til dette?

For å studere dette nærmere foreslår vi videre vurderinger:

- En metallurgisk litteraturstudie og vurdering av herdingens innvirkning på stålet. Dette kan inkludere en befaring på et herdeverksted.
- Kan man oppnå tilstrekkelig brinell-hardhet ved å benytte andre stålsorter og på den måten unngå herding?
- I første trinn et nedskalerte forsøk med spisser med konkav endeflate der de har ulik behandling:
 - a. Vanlig S355-stål
 - b. Herdet S355-stål
 - c. Maskinert spiss med påleggssveis slik at den får en tilsvarende geometri som en spiss med konkav endeflate.
 - d. Vanlig S460-stål
- I de nedskalerte forsøkene bør en redusere ulikheter med naturen. Ved senere forsøk kan en tilstrebe å støpe inn gneis i betongen og ramme spissene mot gneis i stedet for betong.
- I neste trinn kan det være aktuelt med et nytt fullskalaforsøk.

10.1.4 Hva er best avslutning på emnesrøret, konkav eller rett endeflate?

Ved en visuell vurdering av spissene etter ramming er det klart at spissene med konkav endeflate har minst deformasjon og skader. I det nedskalerte forsøket var alle spissene likt behandlet. Ingen av spissene er her herdet.

Vi ser det samme i fullskalaforsøket. Her er spissene med konkave endeflater nesten helt uskadet. Spissene er herdet og dette vil påvirke resultatet.

Spissene med rett endeflate og påleggssveis kommer dårligst ut visuelt. Her er spissen deformert og påleggssveisen brettet ut etter ramming.

For videre arbeid vil vi foreslå i første trinn foreta flere nedskalerte forsøk med spisser med konkav endeflate. Neste trinn kan være fullskalaforsøk.

10.2 Bergets innvirkning på opptredende spenninger i spissen

Vi har foretatt et fullskalaforsøk med bergarten gneis. Andre bergarter vil ha annen motstandsevne mot inntregning. Ved senere fullskalaforsøk eller nedskalerte forsøk vil det være interessant å vurdere andre bergarter enn gneis.

Vi har erfaring at følgende bergarter er vanskelig å ramme i:

- Kalkfjell i Porsgrunn (Steinar Giske)
- Rombeporfyr Drammen (Grete Tvedt)

10.3 Fullskalaforsøk med massiv spiss

Ved ramming av massive spisser er ytre diameter mindre enn ved hule bergspisser. Vi får ikke forboret i berget før en rammer spissen ned. Det kan være interessant å se eventuell forskjellig oppførsel hule og massive spisser.

10.3.1 Andre peledimensjoner – kan vi bare opp- og nedskalere?

Fram til nå i FOU-prosjektet har vi kun sett på stålrørspeler med diameter 814 mm. Vi har ikke nok informasjon til å vurdere hvordan spenningene endrer seg ved andre dimensjoner av peler. Dette ville vært interessant å se på numerisk, når vi har fått en god modell.

Pelediametre som kan være aktuelle er: 600 mm, 1000 mm og 1200 mm.

11 Referanser

- /1/ Geovita og Aas-Jakonsen (Frank Fredriksen og Dag Ivar Ytreberg) *Standardiserte hule bergspisser – Statisk analyse og dimensjonering*. 14.3.2008
- /2/ Norsk geoteknisk forening og den norske pelekomite, *Peleveiledningen 2005*
- /3/ Den norske pelekomite og NBR, *Peleveiledningen 2. utgave 1991*
- /4/ Forseth A. K. *Undersøkelser av stålrørspeler og standardiserte pelspisser*. Masteroppgave juni 2009. Institutt for konstruksjonsteknikk, NTNU
- /5/ Tveito S.J. *Ramming av stålrørspeler med bergspiss mot fjell. Forsøk og numeriske analyser*. Masteroppgave juni 2010. Institutt for konstruksjonsteknikk, NTNU
- /6/ Håndbok 016 Geoteknikk i vegbygging
- /7/ NGI-publikasjon nr 23 Experiences with steel piles to rock
- /8/ NBG Norwegian Group for Rock Mechanics. *Engineering Geology and Rock Engineering*. Handbook No 2. 2000
- /9/ Eiksund G, *Dynamic testing of piles*. Doktor ingeniøravhandling 1994:31, institutt for geoteknikk, Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet (NTNU), 1994.
- /10/ Langseth, M., Lindholm, U.S., Larsen, P.K. og Lian, B. Strain Rate Sensitivity of Mild Steel Grade, St52-3N. *Journal of Engineering Mechanics*. 1991, Vol.117.
- /11/ Johnson GR, Cook WH, *A constitutive model and data for subjected to large strains, high strains, high strain rates and high temperatures*. Proc. 7th Int. Symp. on Ballistics. pp 541 – 547. The Hague, The Netherlands, April 1983

Vedlegg

A. PDA rapport

Entreprenørservice AS
 Att.: Harald Amble
 Rudssletta 24
 1309 RUD

Deres ref.: 25283

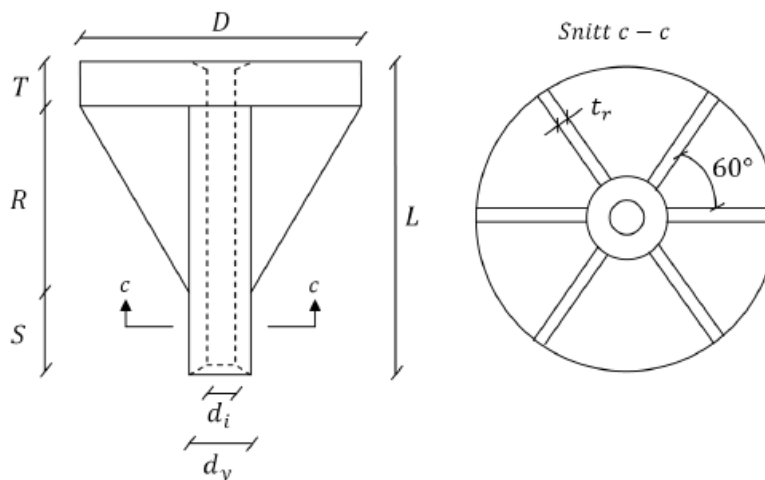
Vår ref.: 120535/JOT

Oslo, 13. april 2010

PDA FoU Pelespiss Rapportering av PDA målinger

Vi viser til utførte PDA-målinger i uke 14 i forbindelse med Forskning på pelespiss ved E6 Dal, Multiconsult AS ble forespurt av Entreprenørservice AS om å utføre målingene og oversender herved resultatene fra målingene rapportert i brev form.

Det er utført målinger på tre stålrørspeler, P10A, Ruukki og P10B. Dimensjoner for pel og spiss er presentert i figur 1. Pelene er rammet på fjell i dagen. Pelerammingen er utført av Entreprenørservice. Pelemaskinen som slo på pelen har et Junttan 9t akselererende lodd.



Figur 1: Pelspissenes mål

Tabell 1: Mål på pelspisser og total lengde av pel og spiss (L_{tot})

	D	T	R	S	L	d_y	d_i	t_r	L_{tot}	t_{pel}
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
Pel 10 A	813	80	600	300	980	219	119	30	7450	14,2
Pel 10B	813	80	600	300	980	219	119	30	7520	14,2
Pel RUUKKI	813	70	600	260	930	240	100	20	6980	12,5

Figur 1. Dimensjoner for pel og spiss. (ref.III)

Rammingen ble utført i forbindelse med et forskningsprosjekt i regi av Vegvesenet/NTNU.

Pelen ble instrumentert med PAK PDA-utstyr (ref. /I/) av Multiconsult AS torsdag 8.april 2010. Det ble utført PDA målinger kontinuerlig ved ramming på pelene.

I tillegg ble nederste del av pel og pelespiss (steg) instrumentert med strekkklapper for å måle spenninger i stålet (NTNU). Ved utvalgte slag ble det logget data fra strekkklappene og også filmet med høyfrekvent kamera. For å sammenstille resultater fra strekkklapper og PDA blir PDA rådata filer oversendt til NTNU i etterkant.

Det er presentert et plot fra PDA målinger for hver pel, plottene er gitt for følgende fallhøyder:

- Ett utvalgt slag med 10 cm fallhøyde
- Ett utvalgt slag med 20 cm fallhøyde
- Ett utvalgt slag med 30 cm fallhøyde
- Ett utvalgt slag med 60 cm fallhøyde
- Ett utvalgt slag med 140 cm fallhøyde

Hensikten med PDA-målingene var å dokumentere spenninger i stålet, energitilførselen fra pelehammer (virkningsgrad på loddet), og bæreevnen til pelene. I tillegg vil PDA målingene bli sammenstilt med resultatene fra strekkklappene montert av NTNU.

Tabell 1 viser verdier som er tatt ut fra PDA målingene.

Bæreevne gitt fra PDA målingene skal kun betraktes som veiledende. Grunnet kort avstand til spiss gir målingene et litt vanskelig grunnlag for nøyaktig tolkning av refleksjonsbølgene. Resultatene fra PDA målingene gir følgende maksimum bæreevne:

P 10A = 13005 kN, P Ruukki = 9907 kN og P10 B 9818 kN.

PDA-målingene har dokumentert maksimalt tilført energi fra pelehammeren tilsvarende 128,9 kNm. Dette tilsvarer en virkningsgrad på 1,04 for fallhøyde 1.4 m. Det bemerkes at det ikke nødvendigvis er godt samsvar mellom fallhøyde gitt i tabellen og faktisk fallhøyde for slaget, dette gir i noen tilfeller svært høy virkningsgrad, og i andre tilfeller en lav virkningsgrad.

Det bemerkes også at anslag på en ujevnt kappet peletopp kan medføre redusert tilført energi og dermed redusert virkningsgrad på falloddet.

Tabell 1. *Registrerte verdier for PDA målinger.*

Måling P 10A						
Fallhøyde HHK90	[m]	0.1m	0.2m	0.3m	0.6m	1.4m
Total lengde, L	[m]	7.450	7.450	7.450	7.450	7.450
Målelengde (givere til pelespiss), L _E	[m]	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0
Lengde i jord, L _p	[m]	0,05	0,1	0,2	0,35	0,4
Loddvekt, W	[kN]	90	90	90	90	90
Tilført energi, E	[kJ]	8,5	16,0	34,1	56	128,9
Maks kraft (FMX) PDA	[kN]	3783	4922	6583	9020	12154
Virkningsgrad, η	[-]	0,96	0,91	1,29	1,06	1,04
Karakteristisk bæreevne, Q _k fra PDA med J _C = 0,0	[kN]	3757	5036	6775	9450	13005
Rammepenning, σ ¹⁾	[MPa]	106,2	138,1	184,7	253,1	341,1
Registrert synk pr.slag	[mm]	4,5	0,07	2	1	1
Slag nummer registrert i PDA ²⁾	[-]	27	105	179	467	498
Filnavn		10A	10A	10A	10A	10A

¹⁾ Rammepenning registrert 3 m fra pelespiss.

²⁾ Det er utført flere slag/ registreringer for å teste PDA-utstyr i forkant. Registrerte tall kan derfor avvike fra peleprotokoller.

Tabell 2. Registrerte verdier for PDA målinger.

Måling P Ruukki						
Fallhøyde HHK90	[m]	0.1m	0.2m	0.3m	0.6m	1.4m
Total lengde, L	[m]	7450	7450	7450	7450	7450
Målelengde (givere til pelespiss), L_E	[m]	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0
Lengde i jord, L_P	[m]	0,05	0,1	0,2	0,35	0,4
Loddvekt, W	[kN]	90	90	90	90	90
Tilført energi, E	[kJ]	10,3	18,1	28,7	47,5	97,7
Maks kraft (FMX) PDA	[kN]	4522	5690	6858	7461	9188
Virkningsgrad, η	[-]	1,17	1,02	1,08	0,90	0,79
Karakteristisk bæreevne, Q_k fra PDA med $J_C = 0,0$	[kN]	4324	5640	6898	7811	9907
Rammepenning, σ ¹⁾	[MPa]	143,8	181	218,1	237,3	292,3
Registrert synk pr.slag	[mm]	1	1	0,4	0,2	5,4
Slag nummer registrert i PDA ²⁾	[-]	16	27	280	389	415
Filnavn		Ruukki	Ruukki	Ruukki	Ruukki	Ruukki

¹⁾ Rammepenning registrert 3 m fra pelespiss.

²⁾ Det er utført flere slag/ registreringer for å teste PDA-utstyr i forkant. Registrerte tall kan derfor avvike fra peleprotokoller.

Tabell 3. *Registrerte verdier for PDA målinger.*

Måling P 10B						
Fallhøyde HHK90	[m]	0.1m	0.2m	0.3m	0.6m	1.4m
Total lengde, L	[m]	7.525	7.525	7.525	7.525	7.525
Målelengde (givere til pelespiss), L _E	[m]	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0
Lengde i jord, L _p	[m]	0,05	0,1	0,2	0,35	0,4
Loddvekt, W	[kN]	90	90	90	90	90
Tilført energi, E	[kJ]	9,7	24,8	29,6	41,9	109,7
Maks kraft (FMX) PDA	[kN]	4159	5693	6141	7529	11142
Virkningsgrad, η	[-]	1,1	1,4	1,12	0,79	0,89
Karakteristisk bæreevne, Q _k fra PDA med J _C = 0,0	[kN]	4356	5674	6070	7153	9818
Rammepenning, σ ¹⁾	[MPa]	116,7	159,8	172,3	211,3	312,7
Registrert synk pr.slag	[mm]	3,6	0,4	0,7	0,5	1,6
Slag nummer registrert i PDA ²⁾	[-]	16	162	274	360	386
Filnavn		10B	10B	10B	10B	10B

¹⁾ Rammepenning registrert 3 m fra pelespiss.

²⁾ Det er utført flere slag/ registreringer for å teste PDA-utstyr i forkant. Registrerte tall kan derfor avvike fra peleprotokoller.

For videre tolkning av resultat og oversendelse av rådata etc. anbefales direkte kontakt mellom Multiconsult og NTNU for diskusjoner, supplerende CAPWAP analyser (hvis ønskelig). Dersom ønskelig kan også Sigbjørn Rønning ved vårt kontor i Trondheim bistå ved diskusjon av resultater osv.

Referanser


- /I/ Pile Driving Analyzer version 2004.096.003. *PDA-W Manual of Operation*. Pile Dynamics Inc., Ohio, USA
- /II/ CAPWAP version 2000-1. *Case Pile Wave Analysis Program*. Pile Dynamics Inc., Ohio, USA.
- /III/ e-post korrespondanse med Sveinung Jørgensen Tveito, NTNU.

Vennlig hilsen
for Multiconsult AS


Leif Olav Bogen


Joar Tistel

Vedlegg: PDA utskrift P 10A
PDA utskrift P Ruukki
PDA utskrift P 10B

Kontrollert av:


PDA utskrift P10A
0,1 m

Noteby A/S

FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

10A

813

BN 27

08.04.2010 11:55:15

FMX 3783 kN

CSB 105.4 MPa

FVP 0.7 []

RMX 3757 kN

QNV 0.00 []

QNV 0.00 []

QNV 0.00 []

QNV 0.00 []

QNV 0.00 []

LE 3.0 m

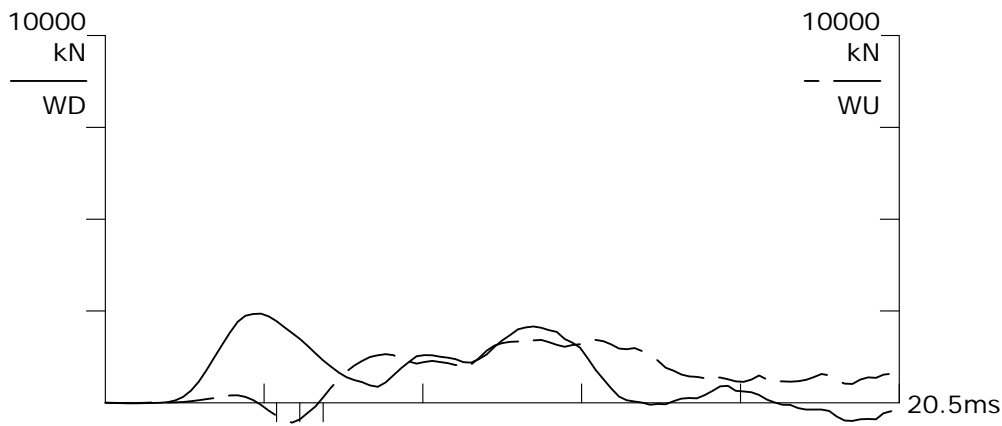
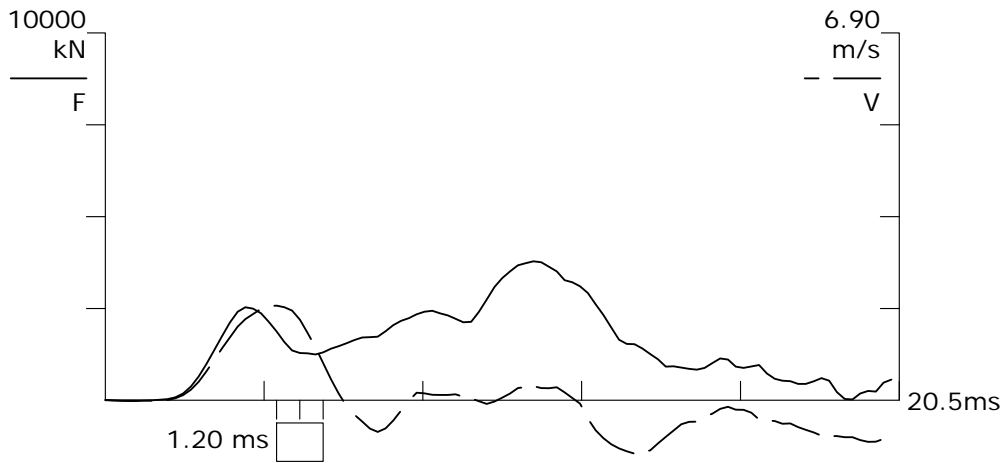
AR 356.35 cm²

EM 210000 MPa

SP 77.3 kN/m³

WS 5161.6 m/s

EA/C 1450 kN-s/m



F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)

F2: [9789] 91.9 (1)

A1: [52208] 1091 g's/v (1)

A2: [14131] 1005 g's/v (1)

PDA utskrift P10A
0,2 m

Noteby A/S

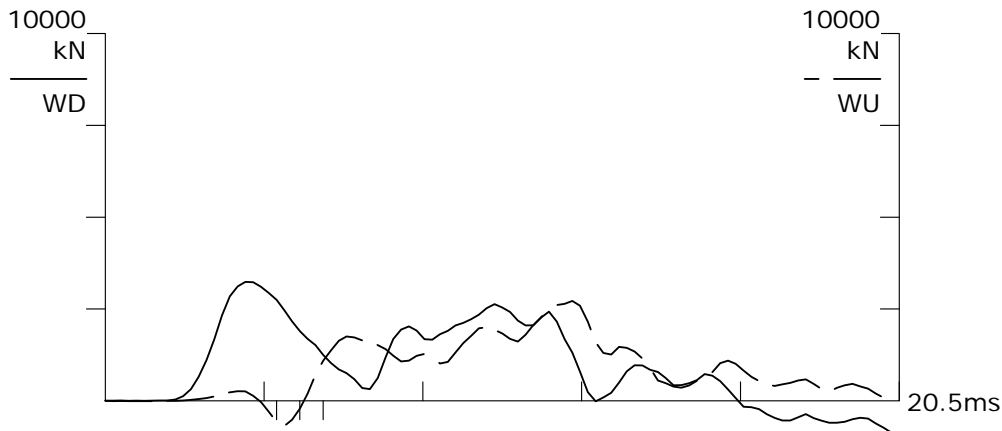
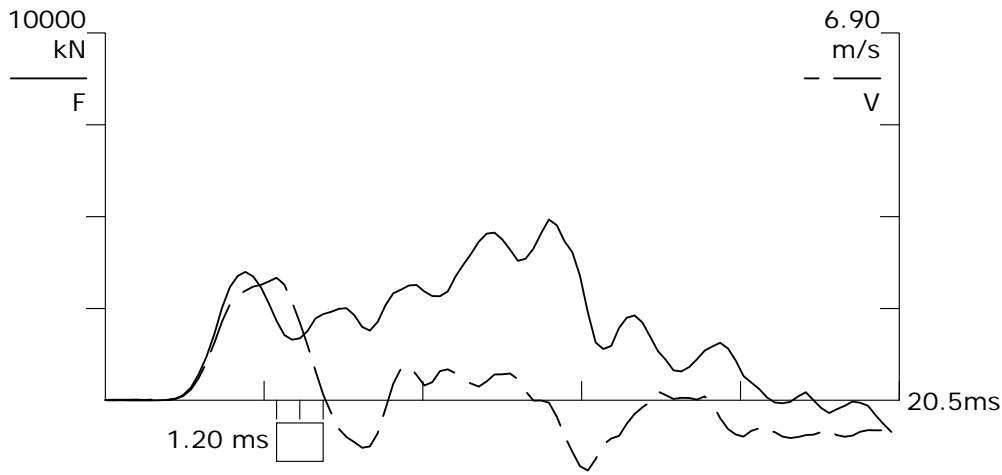
FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

10A

813



BN 105
08.04.2010 12:03:17

FMX 4922 kN
CSB 141.3 MPa
FVP 0.7 []
RMX 5036 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 356.35 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1450 kN-s/m

F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)

PDA utskrift P10A
0,3 m

Noteby A/S

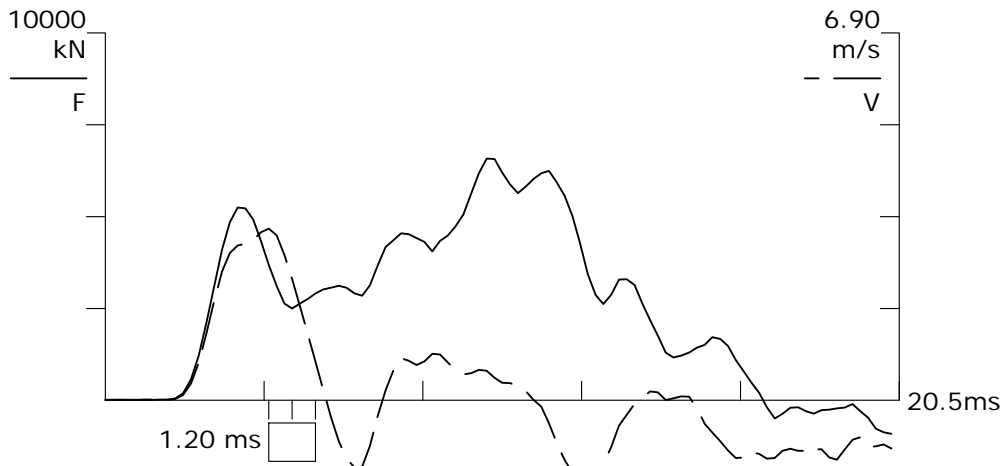
FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

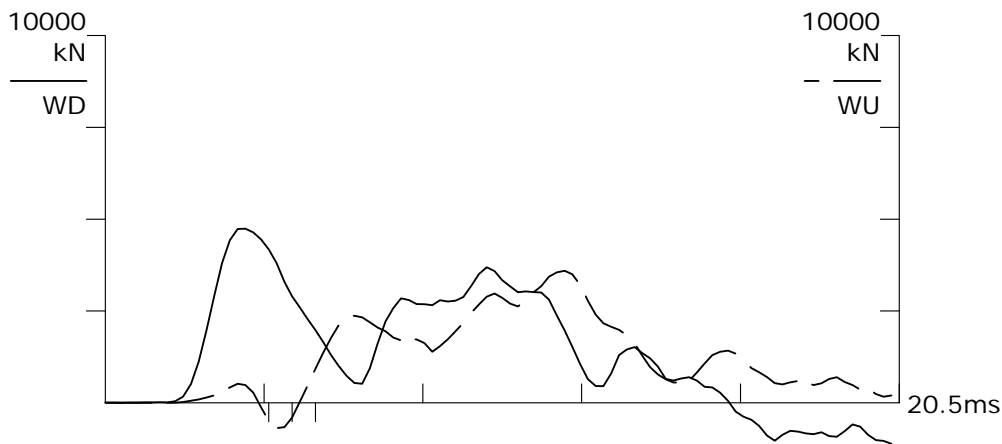
10A

813



BN 179
08.04.2010 12:14:21
FMX 6583 kN
CSB 190.1 MPa
FVP 0.8 []
RMX 6775 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 356.35 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1450 kN-s/m



F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)

PDA utskrift P10A
0,6 m

Noteby A/S

FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

10A

813

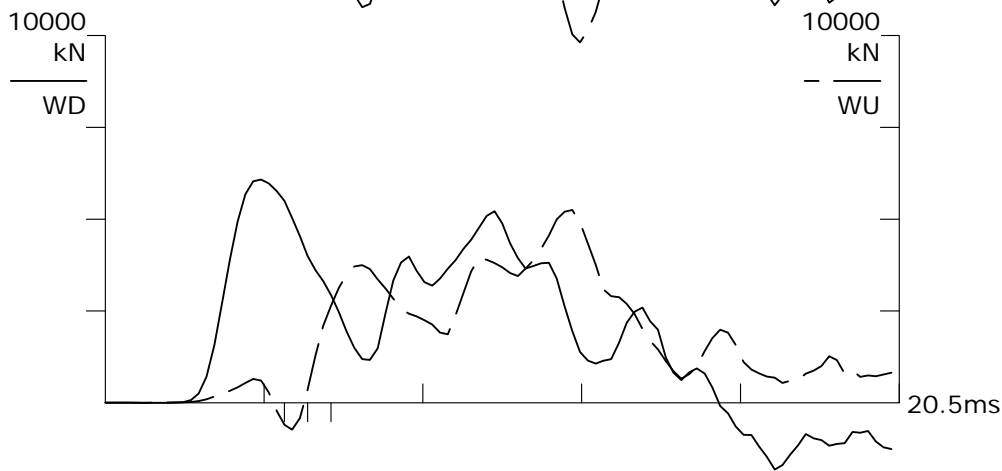
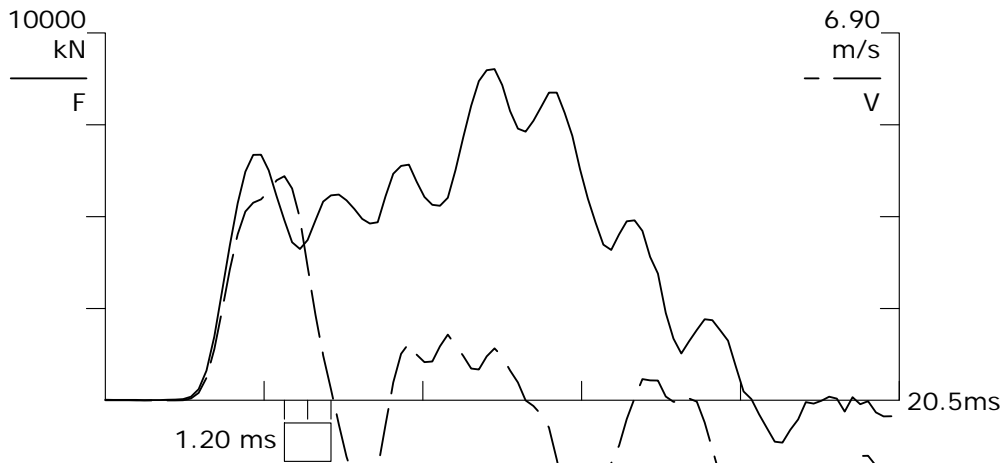
BN 467
08.04.2010 12:35:58

FMX 9020 kN
CSB 265.2 MPa
FVP 0.8 []
RMX 9450 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 356.35 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1450 kN-s/m

F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)



PDA utskrift P10A
1,4 m

Noteby A/S

FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

10A

813

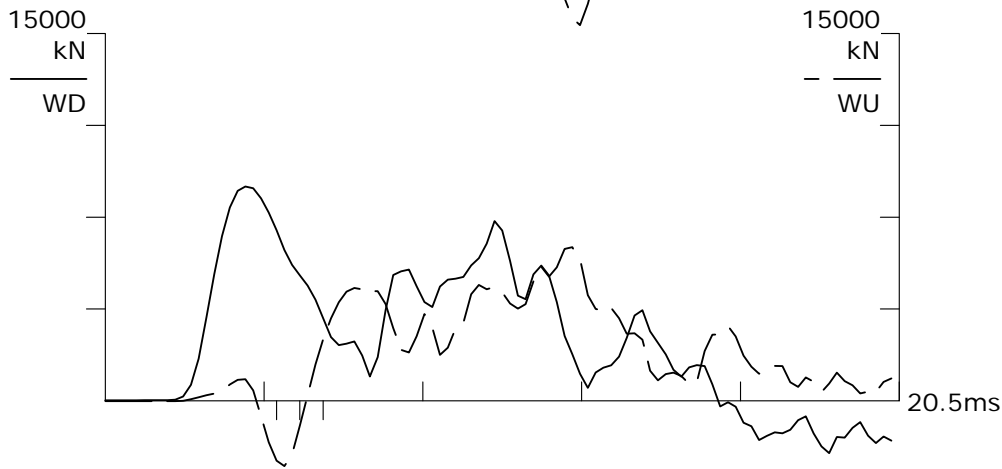
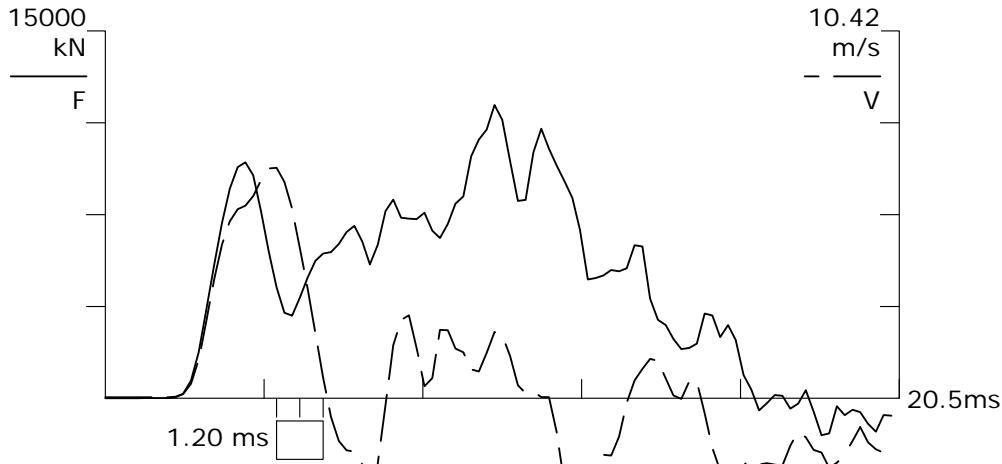
BN 498
08.04.2010 12:46:14

FMX 11980 kN
CSB 360.0 MPa
FVP 0.5 []
RMX 12829 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 356.35 cm²
EM 207000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5124.6 m/s
EA/C 1439 kN-s/m

F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)



**PDA utskrift P Ruukki
0,1 m**

Noteby A/S

FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

RUUKKI

813

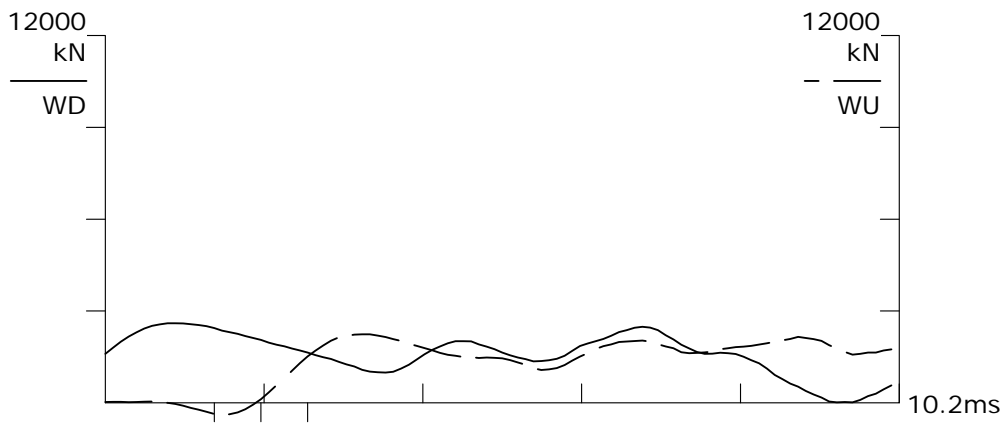
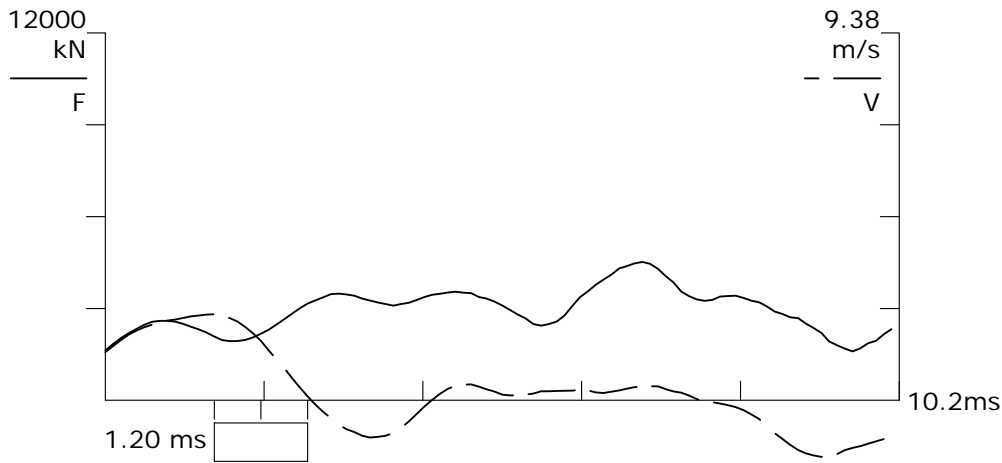
BN 16
08.04.2010 14:03:23

FMX 4522 kN
CSB 137.6 MPa
FVP 0.7 []
RMX 4324 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 314.36 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1279 kN-s/m

F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)



**PDA utskrift P Ruukki
0,2 m**

Noteby A/S

FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

RUUKKI

813

BN 27

08.04.2010 14:04:51

FMX 5690 kN

CSB 179.4 MPa

FVP 0.8 []

RMX 5640 kN

QNV 0.00 []

QNV 0.00 []

QNV 0.00 []

QNV 0.00 []

QNV 0.00 []

LE 3.0 m

AR 314.36 cm²

EM 210000 MPa

SP 77.3 kN/m³

WS 5161.6 m/s

EA/C 1279 kN-s/m

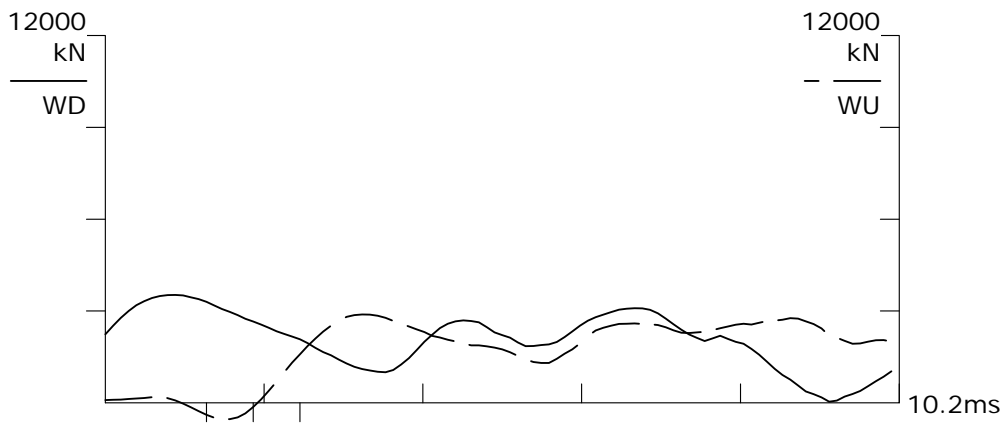
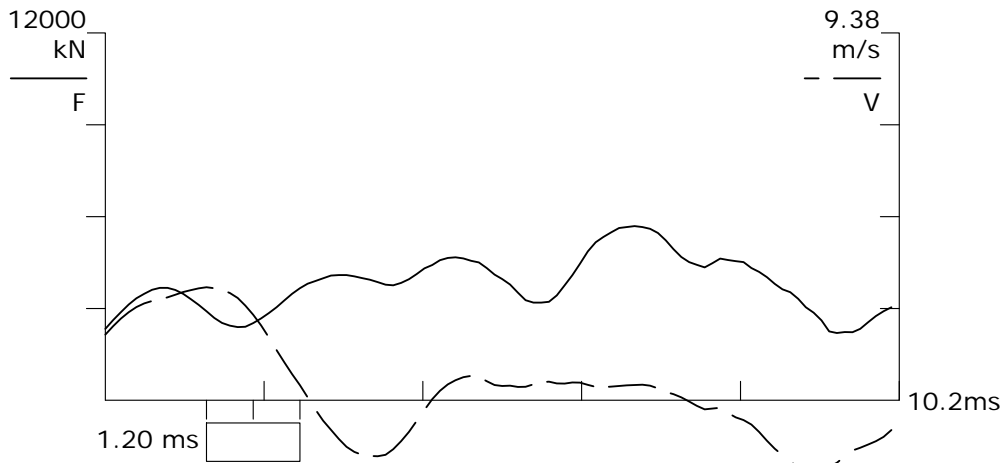
F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)

F2: [9789] 91.9 (1)

A1: [52208] 1091 g's/v (1)

A2: [14131] 1005 g's/v (1)



**PDA utskrift P Ruukki
0,3 m**

Noteby A/S

FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

RUUKKI

813

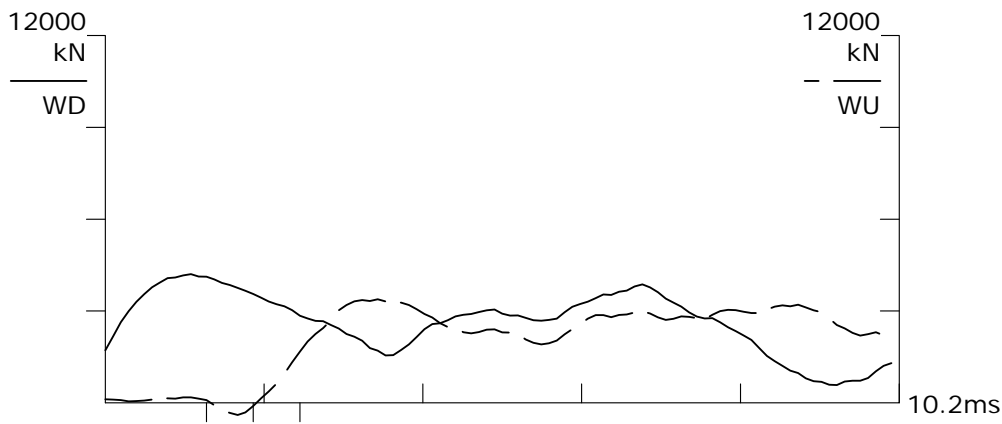
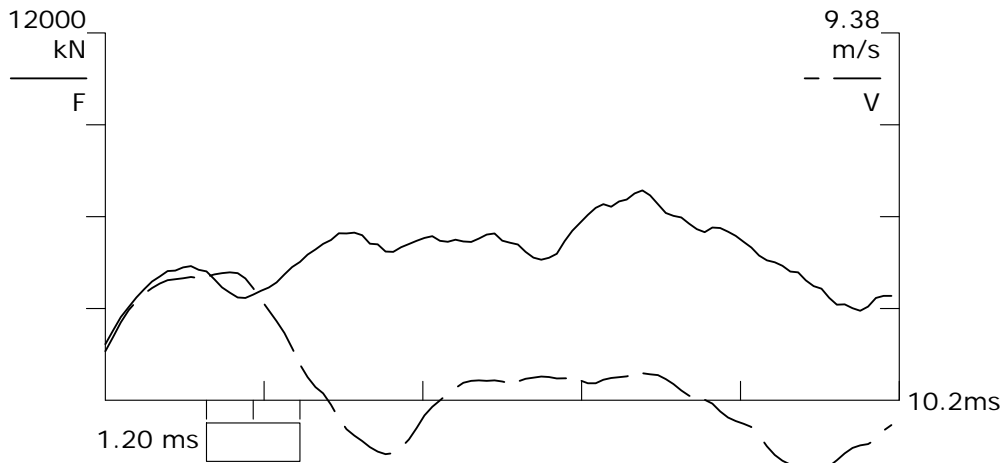
BN 280
08.04.2010 14:25:27

FMX 6858 kN
CSB 219.4 MPa
FVP 1.0 []
RMX 6898 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 314.36 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1279 kN-s/m

F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)



**PDA utskrift P Ruukki
0,6 m**

Noteby A/S

FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

RUUKKI

813

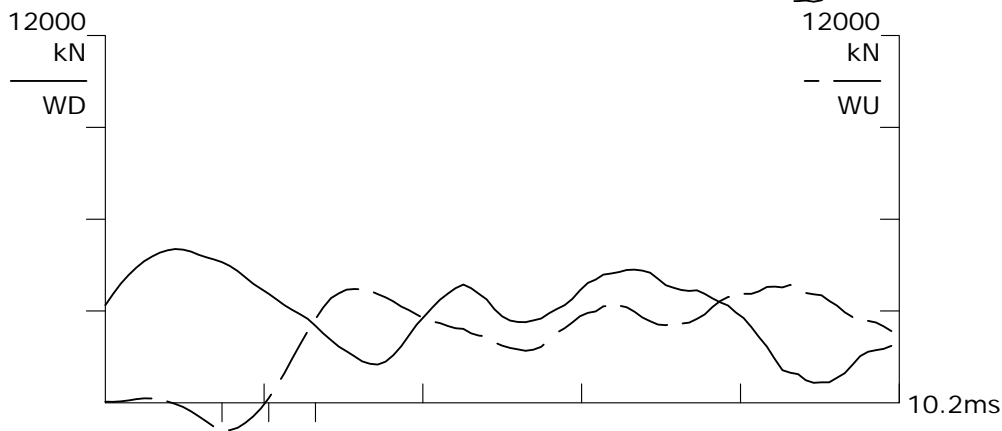
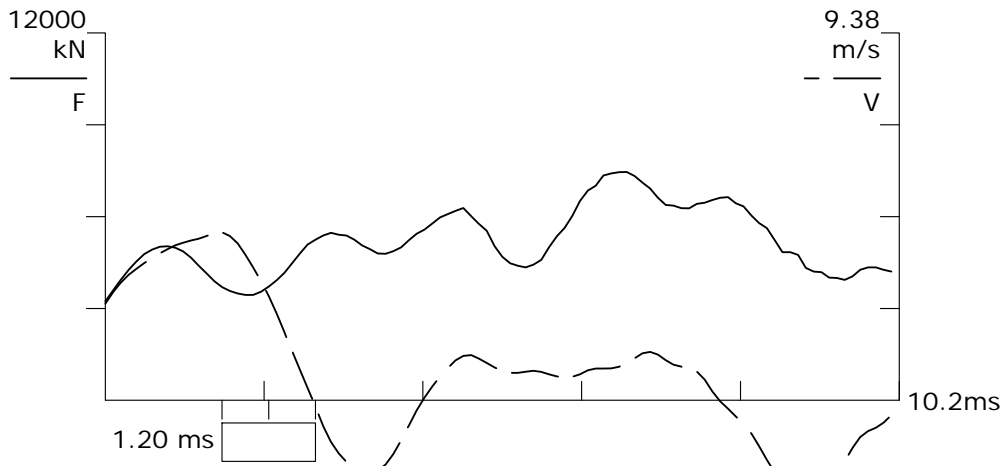
BN 389
08.04.2010 14:33:51

FMX 7461 kN
CSB 248.5 MPa
FVP 0.7 []
RMX 7811 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 314.36 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1279 kN-s/m

F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)



**PDA utskrift P Ruukki
1,4 m**

Noteby A/S

FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

RUUKKI

813

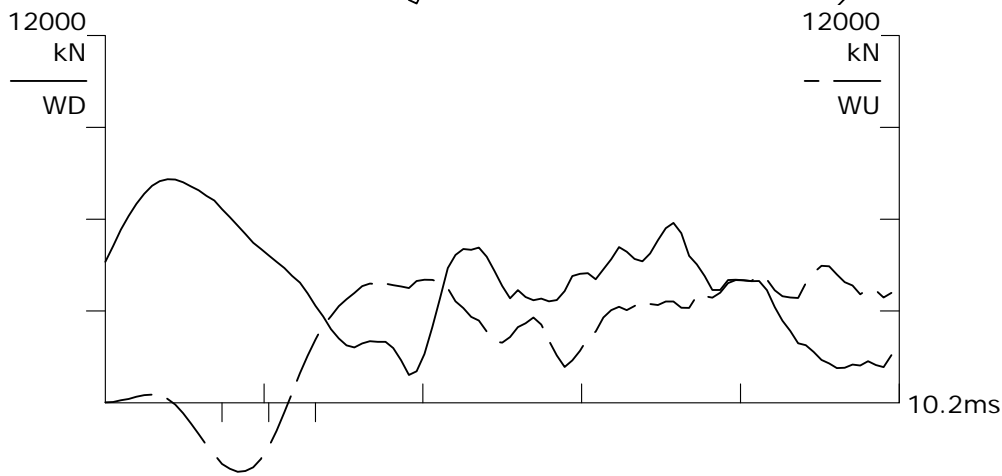
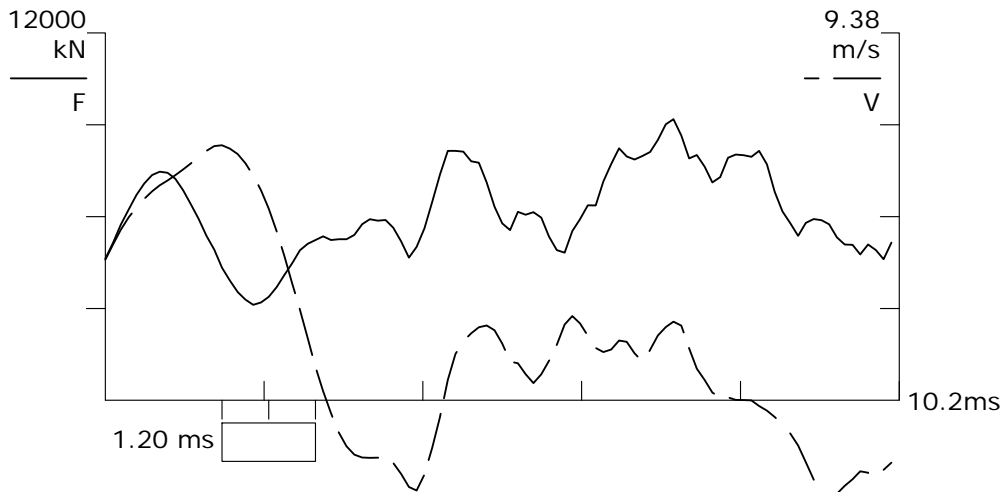
BN 415
08.04.2010 14:37:18

FMX 9188 kN
CSB 315.1 MPa
FVP 0.5 []
RNX 9907 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 314.36 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1279 kN-s/m

F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)



PDA utskrift P 10B
0,1 m

Noteby A/S

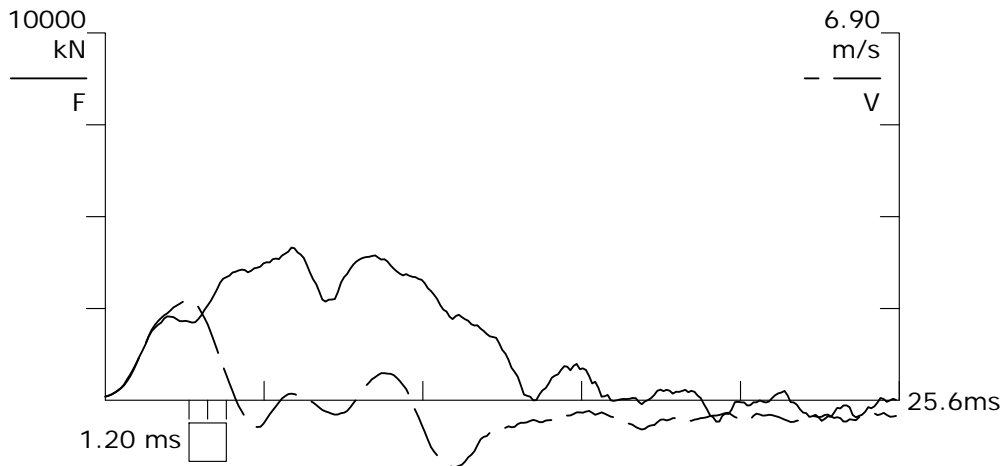
FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

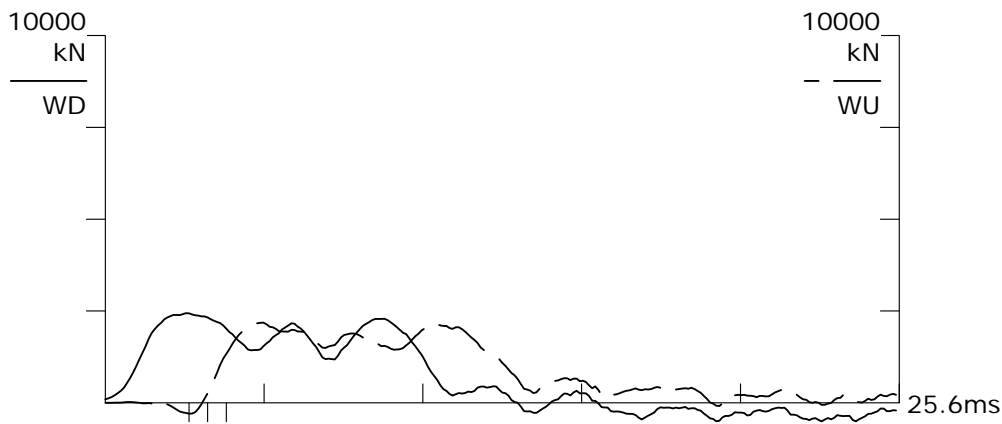
10B

813



BN 16
08.04.2010 15:44:25
FMX 4159 kN
CSB 122.3 MPa
FVP 0.8 []
RMX 4356 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 356.35 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1450 kN-s/m



F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)

PDA utskrift P 10B
0,2 m

Noteby A/S

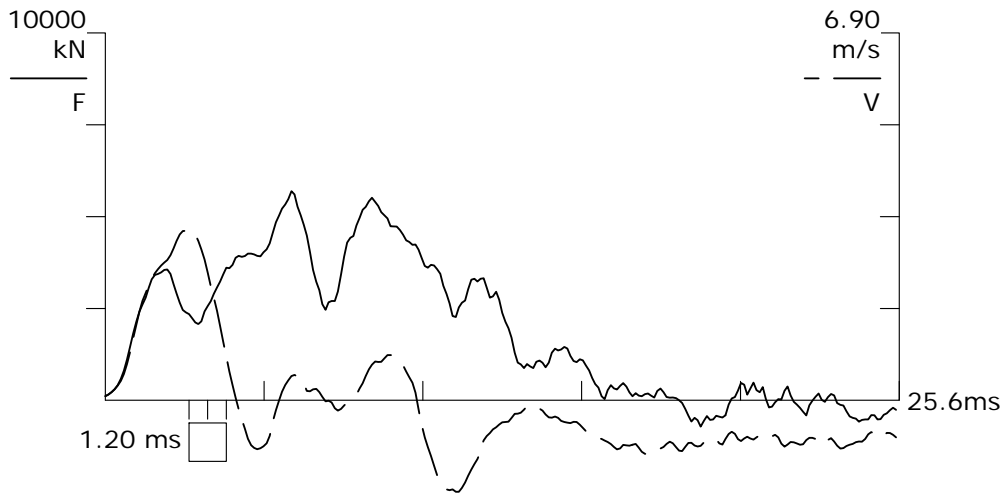
FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

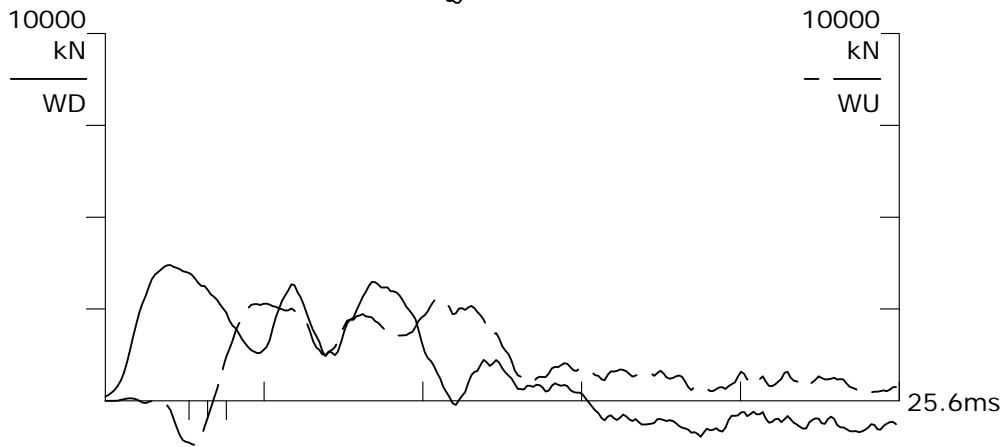
10B

813



BN 162
08.04.2010 15:53:37
FMX 5693 kN
CSB 159.2 MPa
FVP 0.5 []
RMX 5674 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 356.35 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1450 kN-s/m



F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)

PDA utskrift P 10B
0,3 m

Noteby A/S

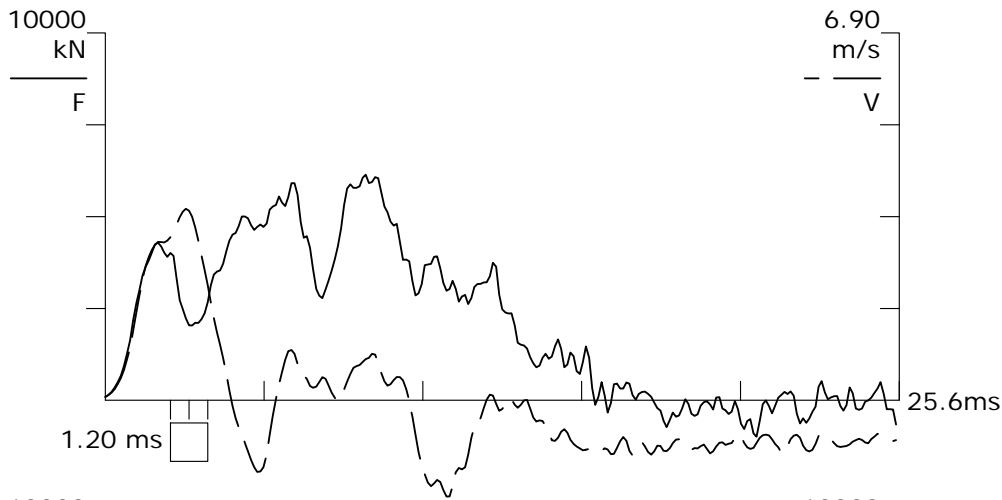
FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

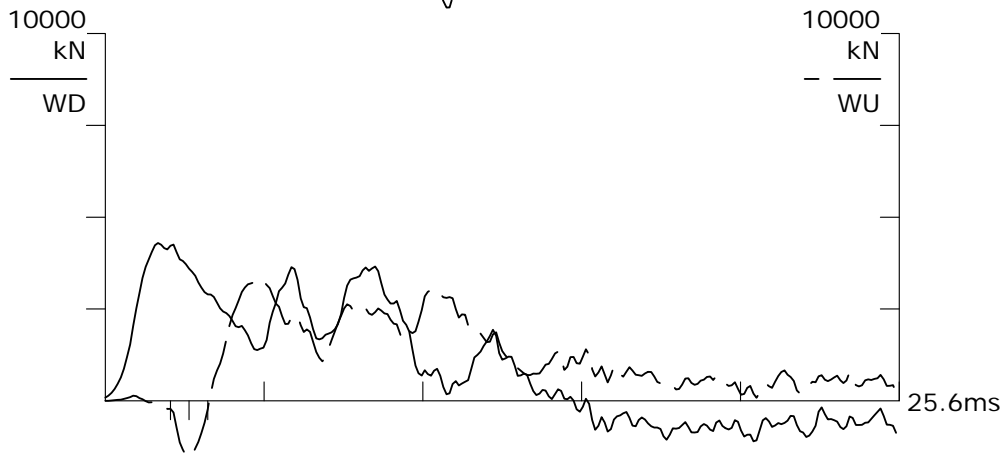
10B

813



BN 274
08.04.2010 15:59:38
FMX 6141 kN
CSB 170.3 MPa
FVP 0.9 []
RMX 6070 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 356.35 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1450 kN-s/m



F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)

PDA utskrift P 10B
0,6 m

Noteby A/S

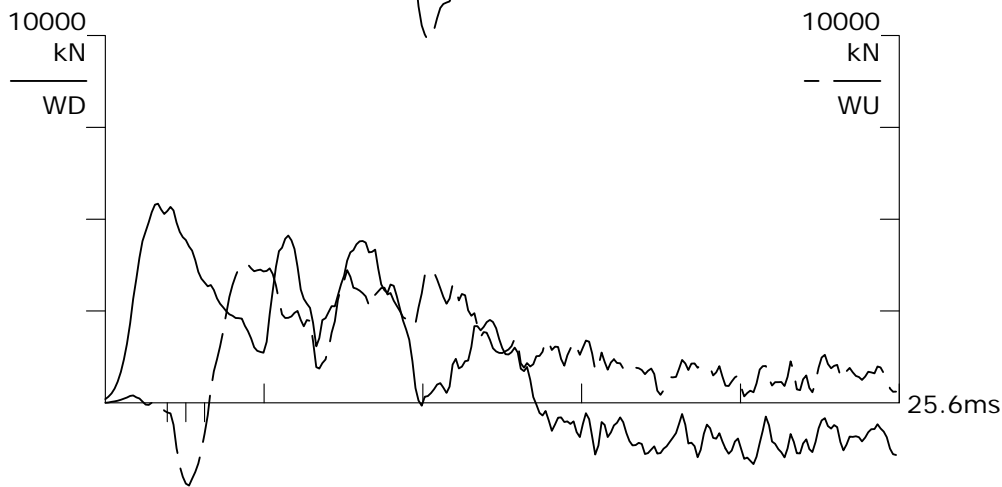
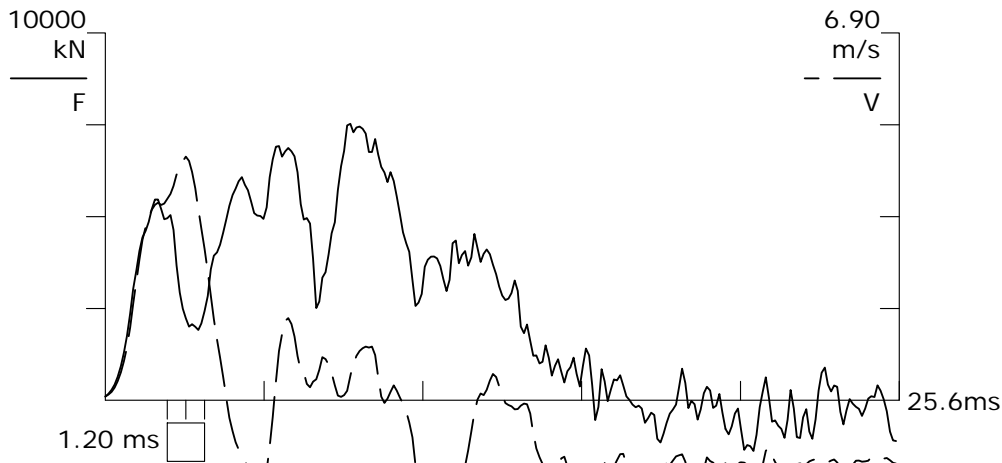
FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

10B

813



BN 360
08.04.2010 16:05:11

FMX 7529 kN
CSB 200.7 MPa
FVP 0.9 []
RMX 7153 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 356.35 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1450 kN-s/m

F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)

PDA utskrift P 10B
1,4 m

Noteby A/S

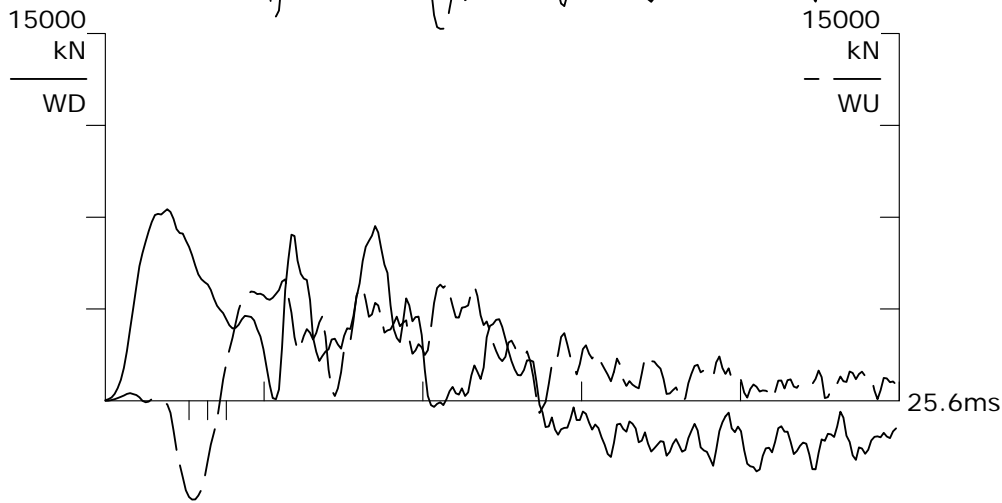
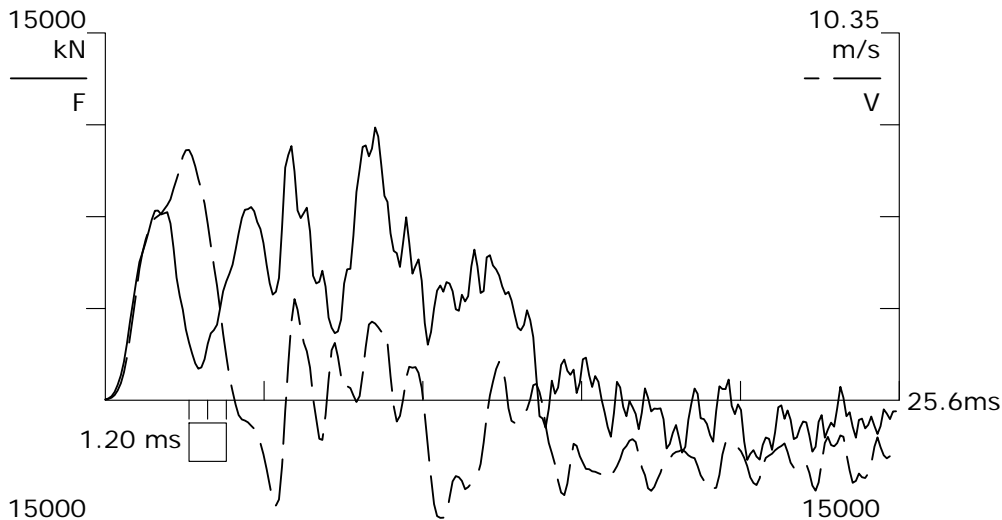
FOU Pelespiss
PDA OP: JOT

PILE DRIVING ANALYZER ®

Version 2002.093

10B

813



BN 386
08.04.2010 16:07:50

FMX 11142 kN
CSB 275.5 MPa
FVP 0.2 []
RMX 9818 kN
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []
QNV 0.00 []

LE 3.0 m
AR 356.35 cm²
EM 210000 MPa
SP 77.3 kN/m³
WS 5161.6 m/s
EA/C 1450 kN-s/m

F12 A12

F1: [6918] 92.1 (1)
F2: [9789] 91.9 (1)
A1: [52208] 1091 g's/v (1)
A2: [14131] 1005 g's/v (1)

Vedlegg

B. Rammeprosedyre og rammeprotokoll

Veiledende rammeinstruks

	Fallhøyde "H" [cm]	Minimum antall serier [à 10 slag]	Grense for synkning \leq [mm]
Trinn 1	10	1	2
Trinn 2	20	1	2
Trinn 3	30	1	2
Trinn 4	40	1	2
Trinn 5	50	1	2
Trinn 6	60	1	2
Trinn 7	70	1	2
Trinn 8	80	1	2
Trinn 9	100	1	2

Rammeprotokoll Spiss nr. 1

Fallhøyde (cm)	Antallslag	synk (mm)	Fallhøyde (cm)	Antallslag	synk (mm)
10	10	43			
	10	45			
	10	55			
	10	43			
	10	11			
	10	5			
	10	3			
	10	2			
20	10	1			
	10	7			
	10	2			
30	10	10			
	10	14			
	10	16			
	10	21			
	10	19			
	10	10			
	10	7			
	10	6			
	10	5			
	10	6			
	10	4			
	10	4			
	10	3			
40	10	3			
	10	3			
	10	3			
50	10	7			
	10	9			
	10	5			
	10	5			
	10	4			
	10	8			
60	10	5			
	10	9			
100	10	11			
140	10	16			
	10	10			

Rammeprotokoll Spiss nr. 2

Fallhøyde (cm)	Antallslag	synk (mm)	Fallhøyde (cm)	Antallslag	synk (mm)
10	10	36	40	10	4
	10	16		10	5
	10	4		10	5
	10	6		10	4
	10	5		10	5
	10	3		10	3
	10	3		10	5
	10	6		10	2
	10	7	50	10	1
	10	9	60	10	5
	10	7		10	4
	10	4		10	5
	10	6	100	10	6
	10	4		10	13
	10	4	140	10	16
	10	8			
	10	5			
	10	8			
	10	6			
	10	4			
	10	4			
	10	3			
	10	2			
20	10	4			
	10	3			
30	10	7			
	10	7			
	10	9			
	10	16			
	10	10			
	10	8			
	10	11			
	10	8			
	10	5			
	10	7			
	10	3			
	10	3			
	10	4			

Rammeprotokoll Spiss nr. 3

Fallhøyde (cm)	Antallslag	synk (mm)	Fallhøyde (cm)	Antallslag	synk (mm)
10	10	10	50	10	3
	10	16		10	3
	10	2	60	10	3
20	10	10		10	2
	10	9		10	1
	10	10	100	10	13
	10	9		10	19
	10	3	140	10	54
	10	4			
	10	3			
30	10	5			
	10	5			
	10	6			
	10	9			
	10	5			
	10	14			
	10	6			
	10	7			
	10	10			
	10	18			
	10	25			
	10	29			
	10	25			
	10	16			
	10	3			
	10	8			
	10	4			
40	10	5			
	10	2			
	10	0			
	10	3			
	10	4			
	10	5			
	10	5			
	10	3			
	10	2			



Statens vegvesen

Statens vegvesen Vegdirektoratet
Publikasjonsekspedisjonen
Boks 8142 Dep.
N-0033 Oslo
Tlf. (+47 915)02030
E-post: publvd@vegvesen.no

ISSN: 1892-3844