

Mastergradsoppg. 2011

GLOBAL KNEKKING AV UNDERVANNSRØRLEDNINGER.

GLOBAL BUCKLING OF SUBMARINE PIPELINES



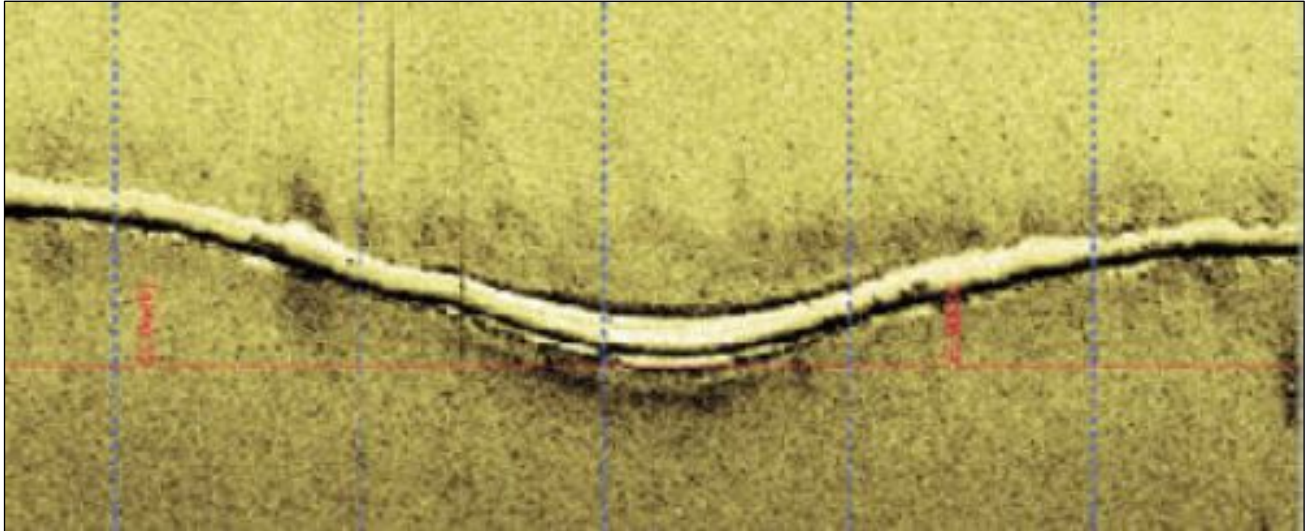
ROMAN ARTEMOV

UNIVERSITETET FOR MILJØ- OG BIOVITENSKAP  
INSTITUTT FOR MATEMATISKE REALFAG OG TEKNOLOGI  
MASTEROPPGAVE 30 STP. 2011





# *Universitet for miljø- og biovitenskap (UMB)*



## **Global knekking av undervannsrørledninger**

”Forskning på sideveis knekking av undervannsrørledninger på jevn sjøbunn.”



Masteroppgaven i maskin, prosess- og produktutvikling, UMB, vår 2011.

<b>Tittel: Global knekking</b>	<b>Dato: 13.05.2011</b>	<b>Antall sider: 74</b>
<b>Utført av:</b>		
 Roman Artemov		

### **Sammendrag**

I denne oppgaven ble det sett på rørledninger under vann som både er utsatt for høy temperatur og høyt trykk, såkalte HT/HP rørledninger. Rørledninger som er utsatt for høy temperatur og høyt trykk har en tendens til å bygge opp store aksialkrefter. Dette kan medføre til store belastninger på røret. Ved å utsette en rørledning som ligger fritt på havbunnen for HT/HP vil den bygge opp kompresjonskrefter og eventuelt ekspandere.

For å holde røret på plass under belastning fra høy temperatur og høyt trykk blir det tradisjonelt sett dumpet stein over røret ellers kan røret bli nedgravd. Disse metodene er veldig ressurs- og økonomisk krevende. En mindre ressurskrevende metode er å la røret ekspandere "fritt" på grunn av høy temperatur og høyt trykk og la røret knekke i ønskede/ forhåndsbestemte områder. For å utvikle gode designløsninger er det viktig å fastlegge rørets oppførsel på tidlig stadium.

Denne rapporten ser på problemstillingen for global knekking og ekspansjon av rørledninger på en jevn sjøbunn. For å løse problemstillingen ble elementmetoden, såkalt FEA benyttet. Abaqus, versjon 6.10 har blitt brukt for FEA. Det ønskes mest mulig kontroll over mengden av ekspansjon (innmating / feed-in). Innmating / feed-in er en utvidelse som oppstår i rørledningen ved å utsette den for høy temperatur og høyt trykk. Flere faktorer som påvirker mengden av feed-in og en av dem blir diskutert i rapporten. Målet med oppgaven er å etablere en sammenheng mellom jordfriksjon og tilhørende usikkerhet og et akseptabelt ekspansjonsnivå (feed-in) uten å gå veien om elementanalyse. Usikkerhet som påvirker respons av global knekking ligger i aksialmotstand, sideveismotstand, rørstivhet osv. Motivasjonen er at resultatene kan benyttes i tidlig fase der elementanalyser blir ansett for å være tidkrevende i forhold til behov for detaljeringsgrad.

I første omgang ble det gjort litteratur søk om global knekking hvor forskjellige rapporter og dokumentasjon fra tidligere prosjekter ble studert nøye. Etter dette ble en modell for å løse problemstillingen for global knekking generert i Abaqus. Resultatene fra den genererte modellen ble sammenlignet mot tilsvarende modell fra DNV, for å sikre at modellen ble bygd opp riktig .

Til slutt ble det etablert en grafisk sammenheng mellom jordfriksjon med tilhørende usikkerhet og sideveis friksjon for å bestemme mengden av feed-in.

**Veileder UMB:**  
**Veileder DNV:**  
**Utført ved:**

Geir Terjesen  
 Sigbjørn Røneid  
 Det Norske Veritas

# I. Forord

Dette prosjektet presenterer masteroppgaven for Master i maskin prosess og produktutvikling linjen, ved Institutt for matematiske realfag og teknologi på UMB. Oppgaven representerer en studiemengde på 30 studiepoeng.

Masteroppgaven er gjennomført våren 2011 i perioden fra 15. januar til 15. mai med tett samarbeid med Det norske Veritas innenfor analysemetoder for undervannsrørledninger som er utsatt for høy temperatur og høyt trykk.

Hensikten med oppgaven er å etablere en metode for å finne responsen til rørledningen i tidlig fase design. I 2009 ble det etablert en analytisk metode som tar hensyn til variasjon av aksial og sideveis friksjon. Denne rapporten er en videreføring av dette arbeidet [12].

Jeg har tilbrakt dette semesteret ved Det Norske Veritas på Høvik. Jeg vil derfor rette stor takk til avdelingsleder på Pipeline Technology Olav Fyrileiv for muligheten til å skrive masteroppgave for et anerkjent firma som DNV. En spesiell takk til hovedveileder fra DNV Sigbjørn Røneid fra DNV for oppfølging og veiledning. Jeg vil også takke Lars Wist Amdal og Harald Wathne for hjelp med analysene og modellering i Abaqus.

Til slutt vil jeg takke hovedveileder fra UMB Geir Terjesen, for all innsats samt gitt meg mulighet til å arbeide selvstendig med oppgaven hos DNV.

Ås, 10. mai 2011

Roman Artemov

-----

## II. Oppgavebeskrivelse

For de fleste rørledninger vil det være kostnadseffektivt å la røret ekspandere "fritt" på grunn av laster fra temperatur og indre trykk. Hvis lastnivået blir tilstrekkelig vil røret "knekke" (Euler- knekking) på grunn av rør - jordmotstand. Rør som knekker ut vil normalt ha en begrensning på hvor mye ekspansjon som kan absorberes i bulen før lokal bøyekapasitet nåes. Erfaring har vist at noen rør kan tåle uendelig med ekspansjon mens andre rør tåler begrenset ekspansjon. Tidligere arbeid [12] har indikert at responsen i bulen avhenger av enkelte nøkkelparametrer som jordfriksjon og rørstivhet, mens andre parametrene som man har forventet vil ha innflytelse på responsen har sekundær betydning. Målet for oppgaven er å se om det kan etableres en sammenheng mellom jordmotstand og tilhørende usikkerhet der en kan forutsi akseptabelt ekspansjonsnivå uten å gå veien om elementanalyser.

Oppgaven vil være å studere buleresponsen for ulike parametervariasjoner, og vil medføre sensitivitetsberegninger på krevende elementmodeller (ikke-lineær jordmotstand, ikke-lineær materialoppførsel, knekking). Arbeidet tar utgangspunkt i eksisterende DNV elementmodeller.

### III. Symbolforklaring

Betydning	Symbol	Enhet
Ytre diameter	$d_o$	$m$
Indre diameter	$d_i$	$m$
Tykkelse	$t$	$m$
Tetthet, rørets materiale	$\rho_{\text{rør}}$	$kg / m^3$
Tetthet, innhold	$\rho_{\text{innhold}}$	$kg / m^3$
Tetthet, sjøvann	$\rho_{\text{sjøvann}}$	$kg / m^3$
Design trykk	$P_{\text{design}}$	$Pa$
Vanddyb	$h$	$m$
Sann aksialkraft	$N$	$N$
Leggestrekk	$H$	$Pa$
Indre areal	$A_i$	$m^2$
Ytre areal	$A_e$	$m^2$
Tverrsnittsareal ( $A_s=A_e-A_i$ )	$A_s$	$m^2$
Annet arealmoment	$I$	$m^4$
Aksial friksjon	$\mu_A$	-
Lateral (sideveis) friksjon	$\mu_L$	-
Ekvivalent friksjonskoeffisient	$\mu_{eq}$	-
Temperatur	$T$	$^{\circ}C$
Termisk koeffisient	$\alpha$	$1/^{\circ}C$
Young's modul	$E$	$Pa$
Poisson Ratio	$\nu$	-
Imperfeksjon	$y$	$m$
Indre trykk	$P_i$	$Pa$
Ytre trykk	$P_e$	$Pa$
Brudd trykk	$P_b$	$Pa$
Ring spenning	$\sigma_h$	$N / m^2$
Neddykket vekt	$W$	$kg / m$
Effektiv aksialkraft	$S$	$N$
Maks. teoretisk effektiv aksialkraft	$S_0$	$N$
Initial effektiv aksialkraft	$S_{INT}$	$N$
Effektiv aksialkraft i post regime	$S_{POST}$	$N$
Plastisk kapasitet for definert rør	$S_p$	-
Avstand mellom ankre	$L$	$m$
Avstand mellom ankre og endepunktene	$L_s$	$m$
Lastkondisjonsfaktor	$\gamma_c$	-
Materialfaktor	$\gamma_m$	-

Betydning	Symbol	Enhet
Sikkerhetsfaktor	$\gamma_{SC}$	-
Lasteffektfaktor	$\gamma_F$	-
Tøyning	$\varepsilon$	%
Spenning	$\sigma$	Pa
Strekfasthet	$\varepsilon_u$	%
Yield strain	$\varepsilon_y$	%
Bruddgrense	$R_m$	Pa
Flytegrense	$R_{p0,2}$	Pa
Viskøs kraft	$F_V$	N
Dempring faktor	$c$	-
Masse matrise med forhold tetthet	$\underline{M}^*$	-
Vektor til nodens forsyning	$\underline{v}$	-
Vektor til ytre kraft	$\underline{P}$	-
Vektor til indre kraft	$\underline{I}$	-
Plastisk kapasitet for definert rør	$M_p$	-
Rørets ekspansjon, feed-in (Innmating)	$\delta$	m
Innmating i x og y- retning	$\delta_x, \delta_y$	m
Post knekking	$S_{post}$	N
Maks. teoretisk effektiv aksialkraft	$S_o$	N
Design moment	$M_{sd}$	Nm
Bøyemoment som hentes fra Abaqus	$M_F$	Nm
Bøyemoment	$M$	Nm
Sideveis avvik koeffisient for en stokastisk variabel	$CoV L$	-
Avvik koeffisient for en stokastisk variabel	$CoV$	-



## IV. Terminologi

- Global knekking – Global deformasjon av rørledningen som er utsatt for kompresjonskrefter fra HT og HP.
- Post knekking – Rørlednings oppførsel etter utknekkningen.
- Effektiv aksialkraft – Rørlednings tverrsnittkraft som tar høyde for indre og ytre trykk-krefter samt rørveggkraft.
- UB – Øvre karakteristisk grense for jordfriksjon for rørledninger.
- LB – Nedre karakteristisk grense for jordfriksjon for rørledninger.
- BE – Best estimat for jordfriksjon for rørledninger.
- Jordmotstand – Jord friksjonsegenskaper. Avhengig av type havbunn.
- Lastkondisjonsfaktor – Lastfaktor for rørledningen på havbunn. Denne inkluderer usikkerhet i vekt, materialoppførsel og jordmotstand.
- HT – Høy temperatur (fører til ekspansjon ved "fritt" opplagring og til kompresjon ved fast innspenne ender).
- HP – Høyt trykk (fører til ekspansjon ved "fritt" opplagring og til kompresjon ved fast innspenne ender).
- Imperfeksjon – Sideveis forskyvning av rørledning på en bestemt lokasjon for å sørge for utknekking. Kan også kalles for formfeil.

## V. Innholdsfortegnelse

I.	Forord	2
II.	Oppgavebeskrivelse	3
III.	Symbolforklaring	4
VI.	Terminologi	6
V.	Innholdsfortegnelse	7
VI.	Tabeller og Figurer	9
1.	Kapittel 1	11
2.	Kapittel 2	12
2.1.	Teorien om Global Knekking	12
2.2.	Hobbs modell	14
2.3.	Rør/jord interaksjon	16
2.4.	Effektive aksialkraft	17
2.5.	Rørledningsrespons på sideveisknekking	20
2.6.	Oppstart av virtuelle anker i rette rørledninger under ekspansjon	24
2.7.	Beregning av aksial innmating ( $\delta$ ) og minste avstand mellom bulen til en rørbit	25
2.8.	Vekt av rørledningen i vannet	27
2.9.	Design kriterier for rørsystemer	27
2.9.1.	Tillat bøyemoment	28
2.9.2.	Hoop spenning	28
2.9.3.	Nedsenket vekt til rørledningen	29
3.	Kapittel 3	30
3.1.	Beskrivelse av FEM	30
3.2.	FEM analyser i Abaqus	30
3.2.1.	Valg av elementene for analyse	31
3.2.2.	Interaksjon mellom rør og sjøbunn	33
3.3.	Framgangs måte for oppbygning av FE modell i Abaqus	34
3.4.	Numerisk demping	35
3.5.	Material	36

<b>4.</b>	<b>Kapittel 4</b>	<b>37</b>
<b>4.1.</b>	<b>Sammenligning av FE modellene (grafisk)</b>	<b>39</b>
<b>4.2.</b>	<b>Sammenligning analytisk (Håndberegninger og FE output)</b>	<b>40</b>
<b>5.</b>	<b>Kapittel 5</b>	<b>43</b>
<b>5.1.</b>	<b>Inputparametrene</b>	<b>43</b>
<b>5.2.</b>	<b>Vurdering av effekt av indre trykk på innmating</b>	<b>45</b>
<b>5.3.</b>	<b>Vurdering av effekten av last-kondisjonsfaktor (størrelse på feed-in ved forskjellige <math>\gamma_c</math> faktorer)</b>	<b>48</b>
<b>5.4.</b>	<b>Vurdering av neddykket vekt</b>	<b>52</b>
<b>5.5.</b>	<b>Utvikling av grafisk løsning for å estimere <math>\gamma_c</math></b>	<b>54</b>
<b>6.</b>	<b>Kapittel 6</b>	<b>59</b>
<b>6.2.</b>	<b>Konklusjon</b>	<b>59</b>
<b>6.1.</b>	<b>Videre arbeid</b>	<b>60</b>
<b>7.</b>	<b>Referanser</b>	<b>61</b>
<b>8.</b>	<b>Vedlegg</b>	<b>63</b>

## VI. Tabeller og Figurer

<b>Tabell nummer</b>		<b>Side</b>
Tabell 2.1.	_____	15
Tabell 4.1.	_____	38
Tabell 4.2.	_____	41
Tabell 4.3.	_____	41
Tabell 4.4.	_____	42
Tabell 4.5.	_____	42
Tabell 5.1.	_____	43
Tabell 5.2.	_____	43
Tabell 5.3.	_____	44
Tabell 5.4.	_____	45
Tabell 5.5.	_____	45
Tabell 5.6.	_____	52
Tabell 5.7.	_____	53
<b>Figur nummer</b>		
Figur 2.1.	_____	12
Figur 2.2.	_____	14
Figur 2.3.	_____	15
Figur 2.4.	_____	17
Figur 2.5.	_____	18
Figur 2.6.	_____	19
Figur 2.7.	_____	20
Figur 2.8.	_____	21
Figur 2.9.	_____	22
Figur 2.10.	_____	23
Figur 2.11.	_____	24
Figur 2.12.	_____	25
Figur 2.13.	_____	26
Figur 2.14.	_____	26

<b>Figur nummer</b>	<b>Side</b>
Figur 2.15.	28
Figur 3.1.	31
Figur 3.2.	32
Figur 3.3.	33
Figur 3.4.	36
Figur 3.5.	37
Figur 4.1.	39
Figur 4.2.	39
Figur 4.3.	40
Figur 5.1.	44
Figur 5.2.	46
Figur 5.3.	46
Figur 5.4.	47
Figur 5.5.	47
Figur 5.6.	49
Figur 5.7.	49
Figur 5.8.	49
Figur 5.9.	50
Figur 5.10.	50
Figur 5.11.	50
Figur 5.12.	51
Figur 5.13.	51
Figur 5.14.	51
Figur 5.15.	53
Figur 5.16.	54
Figur 5.17.	56
Figur 5.18.	57
Figur 5.19.	58
Figur 5.20.	58

# 1. Kapittel 1

## Innledning

### **Bakgrunn:**

Rørledninger har i mange år sørget for transport av væsker både på land og under vann. Undervannsrørledninger sørger for transport av store mengder av olje og gass over lange distanser og på store havdyp. Rørledningene vil bli utsatt for høy temperatur og høyt trykk. Det er behov for mer nøyaktig designløsninger da de gamle metodene er krevende å gjennomføre og økonomisk ugunstige.

Med dagens metoder brukes det å la røret ekspandere "fritt" på grunn av temperaturøkning og indre overtrykk og la røret knekke i ønskede/ forhåndsbestemte områder.

Rørledninger under vann som er utsatt for HT/HP vil alltid bli utsatt for en form av ekspansjon. For å utvikle gode designløsninger er det viktig å fastlegge rørets oppførsel i tidlig fase.

### **Hovedmål:**

Hovedmålet for oppgaven er å se om det kan etableres en sammenheng mellom jordmotstand og tilhørende usikkerhet og akseptabelt ekspansjonsnivå uten å gå veien om elementanalyser, da disse er tidkrevende og ikke alltid hensiktsmessig for tidlig fase studier.

### **Delmål:**

- Se på hvilken innvirkning det indre trykket har på de bestemte geometriene. Vurder effekten av ring spenningsutnyttelsen.
- Etablere en løsning enten grafisk eller analytisk for å bestemme størrelsen på feed-in ved forskjellige neddykket vekt av rørledninger for bestemt geometri.

### **Begrensinger:**

- Global knekking av rørledninger på havbunn er generelt sett en problemstilling som tar for seg flere forskjellige reaksjonsmonstre. Dvs at rørledningen kan knekke nedover, sideveis eller oppover. For å begrense dette ble det sett kun responsen av sideveis knekking.

## 2. Kapittel 2

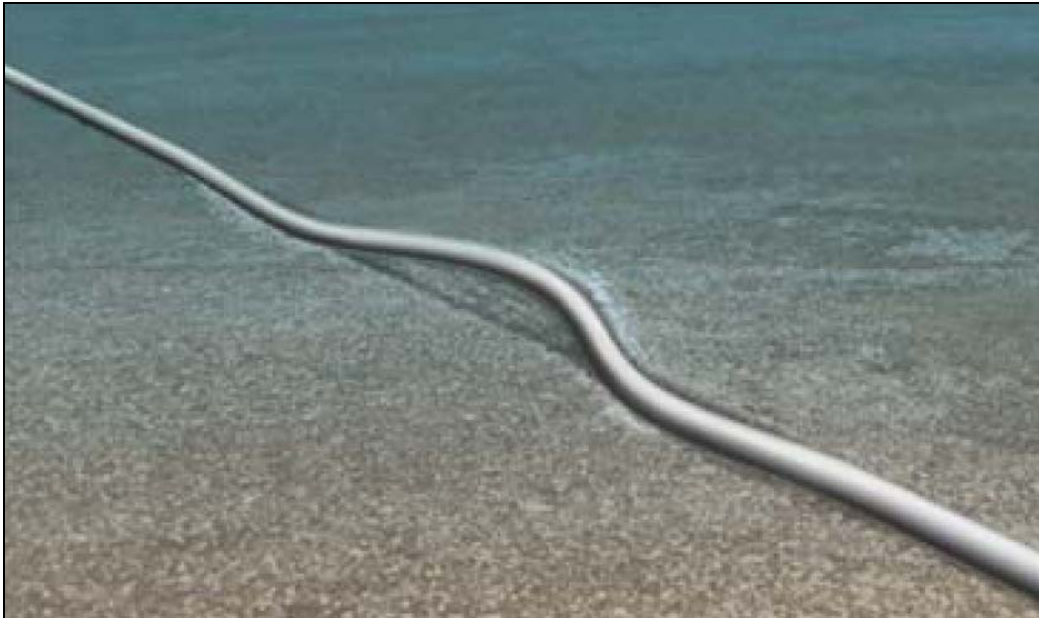
### Teori

#### 2.1. Teorien om global knekking.

##### ***Kort forklaring om global knekking:***

Global knekking av en rørledning innebærer knekking av røret tilsvarende som en rett stav i kompresjon.

Rørledninger som opererer under høy temperatur og høyt trykk vil utvide seg i legde retningen. Hvis rørledningen er forhindrede fra å ekspandere fritt, enten delvis eller fullstendig, vil en kompressive aksialkraft i kompresjon utvikle seg i rørledningen. Størrelsen på aksial kompresjonskraften avhenger av forhindringer som vil motvirke utvidelsen. For en rørledning på sjøbunn, oppstår forhindring i form av havbunnens jordfriksjon eller fleksibilitet ved endene.



**Figur 2.1.** Typisk buleutvidelse i en undervanns rørledning. [12]

##### ***Den globale knekking kan vises enten:***

- nedover (i fritt spenn),
- horisontalt (sideveis knekking på havbunnen)
- vertikalt (som oppløftsknekkning av nedgravde rørledninger).

I tillegg kan global knekking medføre deformasjon av rørets tverrsnitt. Global knekking er et resultat av at effektiv aksial kraft og global knekking reduserer aksial bæreevne. Rørledninger utsatt for potensiell global knekking er da enten de med høy effektiv aksial trykk-krefter, eller rørledninger med lav knekking last, typisk lette rørledninger med lav sideveis rør - jord motstand. Global knekking i seg selv er ikke en feilmode, men den

kan føre til andre feilmoder som lokal knekking, brudd og utmatting. Høy temperatur og høyt trykk (HT / HP) i rørledninger kan føre til global knekking, da det er disse to som gir bidrag til ekspansjon. Men av de nevnte parametrene er effektiv aksial kraft er den drivende kraft til global knekking. Effektiv aksialkraft vil oppstå i rørledninger under vann som er utsatt for indre trykk og temperatur. Mer detaljert beskrivelse av effektive aksial kraften er beskrevet i avsnitt 2.4.

***Rørledningen under HT / HP er utsatt for global knekking med følgende scenarier:***

- a. Rørledninger på jevn havbunn. Global knekking skjer i horisontalplanet.
- b. Rørledningen på ujevn havbunn. Global deformasjon inntreffer først i vertikalplanet (oppløft) og senere i horisontalplanet eller når dette kombineres med scenario I [2].
- c. Nedgravde rørledninger. Global knekking skjer i vertikalplanet, såkalte oppløftsknekkning.

I denne rapporten er det tatt opp løsninger på rørledninger som ligger på jevnt havbunn, scenario a).

***Det som kan forebygge/kontrollere knekking:***

En rørledning under HT og HP vil alltid ekspandere som i igjen forårsaker knekking. Dersom utvidelsen blir forhindret vil dette føre til oppbygning av kompresjonskrefter. Det er utarbeidet en del metoder som kan kontrollere eller prøve å forebygge utknekkning. For mer detaljert oversikt over metodene se [2]. Hensikten med de forskjellige metodene at røret skal knekke ut for en passende effektiv aksialkraft, som bygger opp større sikkerhet for knekking på ønsket sted.

***Mest brukte metoder for å kontrollere/forebygge knekking:***

- a. Grave ned rørledningen.
- b. Dekke rørledningen med stein for å oppnå ønskede kontakt med havbunn.
- c. Tilføre imperfeksjon på ønskede steder og/eller fastsette bestemte punkter (anker) langs rørledningen (med for eksempel stein) for å ha kontroll over ekspansjonen.

Det er som vanlig ønskelig å redusere kostnader, men samtidig ha full kontroll på rørledningene. Alle nevnte forebyggingsmetodene er kostbare, noen er dyrere en andre. Den siste metoden er mindre kostbar men trenger grundige analyser. En slik analyse er presentert i denne rapporten, hvor det innføres imperfeksjon på ønskede punkt langs rørledningen.



## 2.2. Hobbs modell.

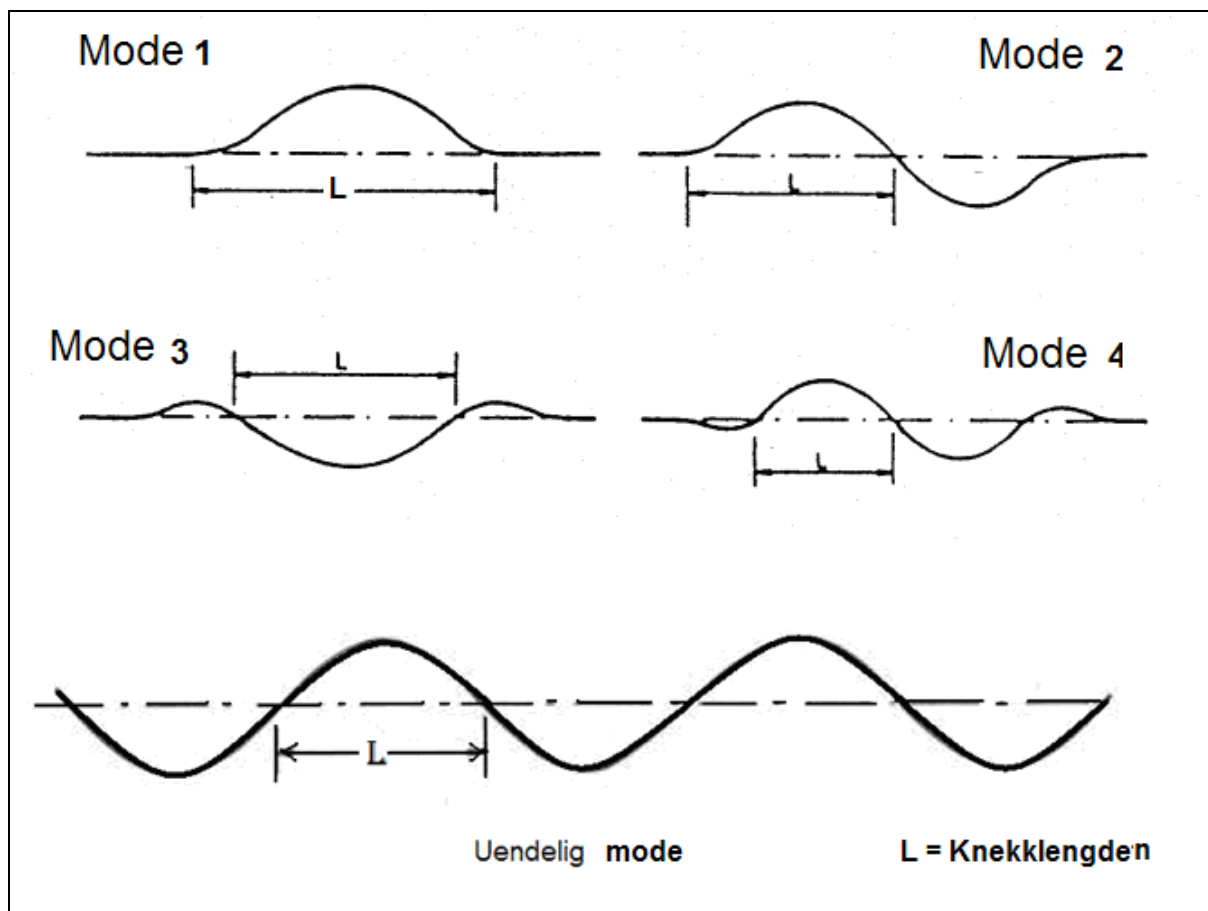
Hobbs er en av de få som har prøvd å løse problemet med global knekking ved å bruke analytisk løsning ([3] og [4]).

Hobbs løsning gikk ut på å en vurdering av kompresjons aksialkraft i rørledning og konsekvenser av den.

Størrelsen på aksialkraften i røret avhenger av en del faktorer som:

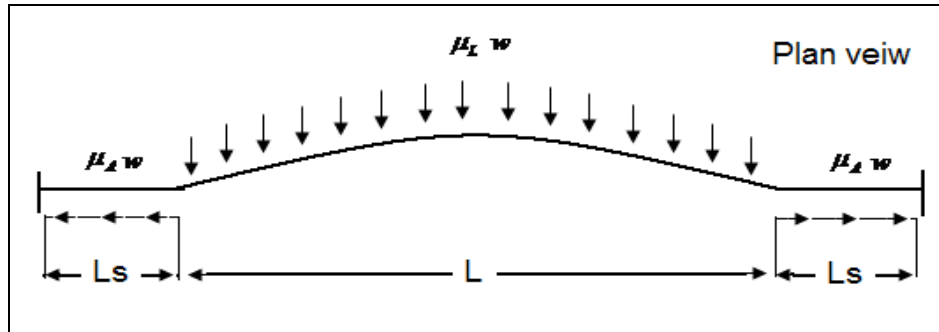
- Rørets mekaniske egenskaper og vekt.
- Aksialkraft som er en funksjon av den opprinnelig spenningen som oppstår etter leggingen av røret på havbunn.
- Trykk differanse over rørveggen.
- Temperaturvariasjon.
- Rørets ikke – lineæritet / formfeil.
- Havbunnets jordfriksjonsnivå.

Hobbs innså en rekke mulige moder for sideveisknekkning. Disse modene ble antatt i utgangspunktet for en perfekt rør som kunne innta mange forskjellige knekkformer. De mest relevante er illustrert på bildet under.



**Figur 2.2.** Hobbs moduser, sideveis.(2)

Det første trinnet i denne problemstillingen var å løse lineære differensialligningen for den bøyde formen på den rørlednings del som er utsatt for knekking. Den regnes som en bjelke under jevn sideveis belastning som er lik kombinasjon av sideveis friksjonskraft og tyngde av nedsenket rør. Dette er illustrert i figur 2.3.



**Figur 2.3.** Sideveis knekking sett ovenfra.

**Hobb's analytiske løsning er presentert gjennom følgende beregninger:**

$$M = k_5 \mu_L w L^2 \quad (2.1)$$

$$y = k_4 \frac{\mu_L w L^4}{EI} \quad (2.2)$$

$$P = k_1 \frac{EI}{L^2} \quad (2.3)$$

$$P_0 = P + k_3 \mu_A w L \left[ \left( 1 + k_2 \frac{AE \mu_L^2 w L^5}{\mu_A (EI)^2} \right)^{1/2} - 1 \right] \quad (2.4)$$

Konstantene som er brukt for beregningene er presentert i tabell 2.1.

**Tabell 2.1.** Konstantene for forskjellige moduser i Hobbs beregningen (2).

Modus	Konstanter				
	K1	K2	K3	K4	K5
1	80,76	$6,391 \cdot 10^{-5}$	0,5	$2,407 \cdot 10^{-3}$	0,06938
2	$4\pi^2$	$1,743 \cdot 10^{-4}$	1	$5,532 \cdot 10^{-3}$	0,1088
3	34,06	$1,668 \cdot 10^{-4}$	1,294	$1,032 \cdot 10^{-3}$	0,1434
4	28,2	$2,144 \cdot 10^4$	1,608	$1,047 \cdot 10^{-3}$	0,1483
$\infty$	$4\pi^2$	$4,705 \cdot 10^{-5}$	$4,705 \cdot 10^{-5}$	$4,4495 \cdot 10^{-3}$	0,05066

For å løse dette problemet måtte det gjøres en del forenklinger av modellen. Følgende forenklinger ble tatt i bruk:

- Kun perfekt system har blitt undersøkt i detaljer.
- Perfekt elastisitet.
- Flatt sjøbunn.
- Sideveis friksjon er større en aksial.
- Kun sideveis knekking (ingen vertikal).

### **2.3. Rør/jord interaksjon.**

Dette avsnittet gir en forståelse over teoretisk del i interaksjonen mellom rørledninger og havbunn.

Komponentene som er involvert i rør – jord interaksjon og som kan utvikle potensielle knekkings moduser av en rørledning er følgende:

- Nedover stivhet: Er viktig for "glatting" ved installasjon av røret på havbunnen. Har betydning for vertikal knekking
- Sideveis motstand: Har størst innvirkning på sideveis knekking og påvirkning på post knekking området.
- Aksial motstand: Har innvirkning på aksialkraft og størrelsen på innmating (feed-in) av røret.

Den aksiale og sideveis rør - jord friksjonsverdi for rørledninger på typisk leire havbunn er normalt svært ikke-lineære, og er preget av en høy topp motstand og en mindre rest - motstand. Toppnivået oppnås normalt for små forskyvninger, mens den rest – nivået kan være nådd for forskyvninger i størrelsesorden en diameter, avhengig av spesifikke rør og jordegenskaper. Både aksial og sideveis rør -jord friksjonskoeffisient spiller en betydelig rolle for global oppførsel av rørledninger under global knekking.

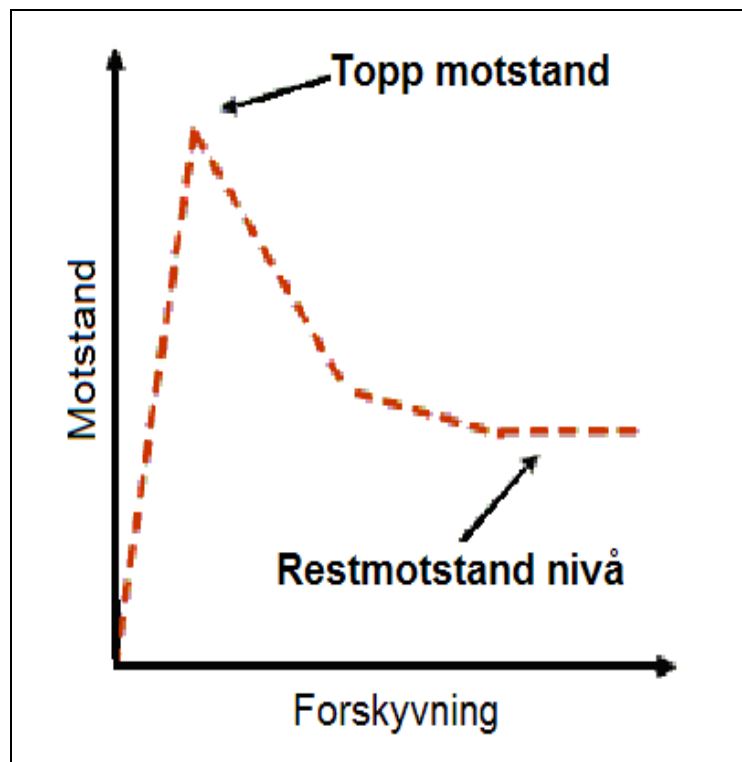
DNV-RP-F110 [2] angir at røret -jord motstand kurven inkludert topp motstand og rester av motstand skal bli vurdert. Det kan være vanskelig omfatte de ekstreme ikke-lineære rør -jord motstander i elementmetode programmene som er tilgjengelige. I denne oppgaven ble det gjort noen forenklinger. Ut i fra mangel på bedre beregningsmodeller blir motstandskraften modulert som en Coulomb -friksjon. Denne modellen forutsetter en gradvis oppbygging i friksjons kraft til en maksimal verdi er nådd, og utover dette punktet glir røret med konstant friksjonsmotstand.

For å se nøyere på friksjonen ble det vurdert følgende verdier på jordmotstand [2]:

- Beste estimat (BE)
- Nedre estimat (LB)
- Øvre estimat (UB)

Grunnen til at følgende verdier er brukt er usikkerhet i geoteknikken. Både nedre og øvre estimat har et standartavvik på  $\pm 2$  fra det beste estimatet i henhold til industripraksis. Jordparametrene kan variere langs rørledninger. I praksis er det veldig vanlig at geoteknikere kommer med et estimat (BE, LB og UB) på friksjon mellom rørledningen og havbunn. Disse verdiene blir brukt i beregningene.

En enkel illustrasjon av rør – jord motstand er vist i figur 2.4.



**Figur 2.4.** Typisk rør - jord motstand på sjøbunn. [1]

## 2.4. Effektiv aksialkraft.

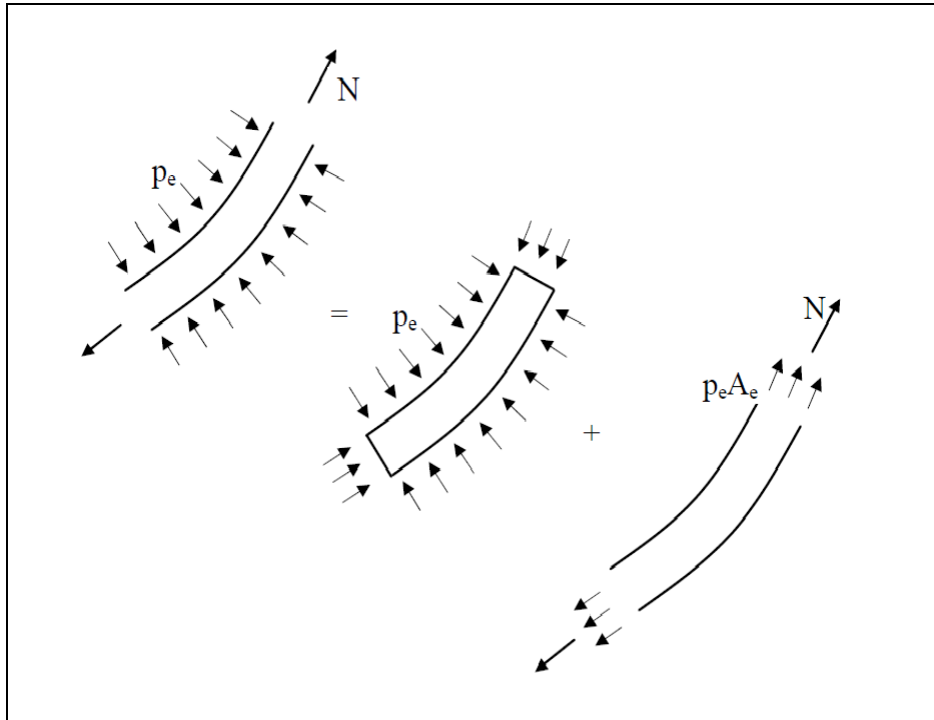
Begrepet effektiv aksialkraft har vært kjent og brukt om rørledninger og stigerør i flere tiår. Det har nylig [5] vært en diskusjon om begrepene og tvil om hvordan man skal behandle det stigende indre trykket.

Effektiv aksialkraft er rørlednings tverrsnittkraft som tar høyde for indre og ytre trykkrefter samt rørveggskraft. Spesielt global knekking, såkalt Euler knekking, kan beregnes som i luften ved å bruke begrepet effektiv aksialkraft. Det er generelt akseptert at global knekking av rørledninger er styrt av effektiv aksialkraft.

Som det vil bli vist senere, styrer effektiv aksialkraft den strukturelle respons av rørledningen. Effektiv aksialkraft påvirker sideveis knekking, vertikal knekking, krefter på endene, ekspansjon og egenfrekvenser i frie spenn. Av denne grunn er det svært viktig å forstå dens virkninger og kunne beregne den riktig, for å ende opp med en sikkert og pålitelig design.

Effekten av det ytre trykket som er en viktig del av effektiv aksialkraft kan lettest forstås med Arkimedes': "Oppdriften til et legeme som er senket ned i væske tilsvarer tyngden til den væsken som er fortrengt"

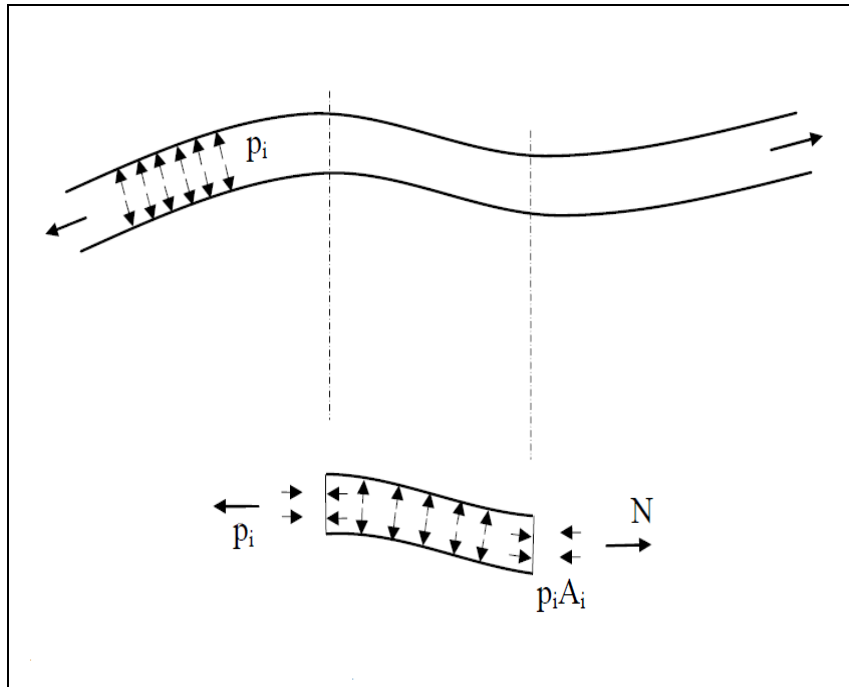
Ser på en rørledning utsatt for ytre trykk som illustrert i figur 2.5. Den eneste tvernsnittskraft som er inkludert er aksialkraft  $N$ , den såkalte sanne aksialkraft. Krefter som bøyemoment og skjærkraft er utelatt for klarhet og er ikke med i beregningen av den effektive aksialkraft og effekten av trykket.



**Figur 2.5.** Ytre trykk oppførsel i rørledninger på havbunn under HT/HP. [5]

Som man ser kan aksialkraft  $N$ , og det ytre trykket,  $p_e$ , erstattes av et tvernsnitt der det ytre trykket fungerer over en lukket flate og gir den resulterende kraft lik vekten av fortrent vann, oppdriften i rørdel, og en aksialkraft lik  $N + p_e A_e$ . Etter en vurdering av effekten av det ytre trykket på den måten som vist i figur 2.5. kommer følgende: Ingen endring i de fysiske egenskapene samt ingen kraft som er lagd på rørdelen, mens beregningene forenkles betydelig.

En lignende vurdering, som for det ytre trykket, kan bli gjort for det indre trykket. Ut fra figur 2.6. når det vurderes en del av en rørledning med indre trykket, er de ytre krefter som virker på denne delen av aksialkraft  $N$ , og kraft på "endens lokk",  $p_i A_i$ . Som før er andre seksjons krefter som bøyemoment og skjærkraft er utelatt for klarhet. Ut i fra at trykket fungerer i alle retninger og i alle punkter i væsken, vil det indre trykket alltid opptre på en lukket overflate. Videre, indre trykket i rørledningens ender vil fungere som en ekstern aksial belastning i kompresjon, som består av indre trykket og aksialkraft lik  $N - p_i A_i$ .



**Figur 2.6.** Indre trykk oppførsel i rørledninger på havbunn under HT/HP. [5]

Fra disse betraktninger av ytre og indre trykk som virker på en del av rørledningen blir det klart at effekten av disse kan forklares av den såkalte effektiv aksialkraft:

$$S = N - P_i A_i + P_e A_e \quad (2.5)$$

Den effektive aksialkraft blir ofte betraktet som en virtuell kraft i motsetning til den såkalte "ekte" aksialkraft gitt ved integralet av spenninger over rørets tverrsnitt.

$$N = \int_{A_s} \sigma_x dA \quad (2.6)$$

Ved enkle vurderinger av effektiv aksialkraft konseptet, kan aksialkraften i rørledningen anslås etter installasjon på havbunn. Etter installasjon (det er fortsatt ingen væske i røret eller indre trykk eller temperatur) vil det oppstå såkalte rest spenninger  $H$  i rørledningen på grunn av aksial forsyning. Denne kraft blir betraktet som en effektiv aksialkraft. Nå, med  $H$  som effektiv aksialkraft etter installasjon, blir den sanne aksialkraft:

$$N = H - P_e A_e \quad (2.7)$$

Etter at røret blir satt i drift vil den ekte aksialkraft få inn ekstra trykk på grunn av termisk ekspansjon ( $-A_s \alpha \Delta TE$ ) og strekk på grunn av bøyesspenning og Poisson effekt ( $\nu \sigma_h A_s$ ).

Merk at dette er sant kun hvis røret en fast innspent i begge ender. Den ekte kraften blir da:

$$N = H - P_e A_e + \nu A_s \frac{P_i d_i}{2t} - A_s \alpha \Delta TE \quad (2.8)$$

Etter å ha definert den ekte aksialkraft settes den sammen med den effektive aksialkraften og får den teoretiske aksialkraft (for detaljert utvikling av formel se [5]):

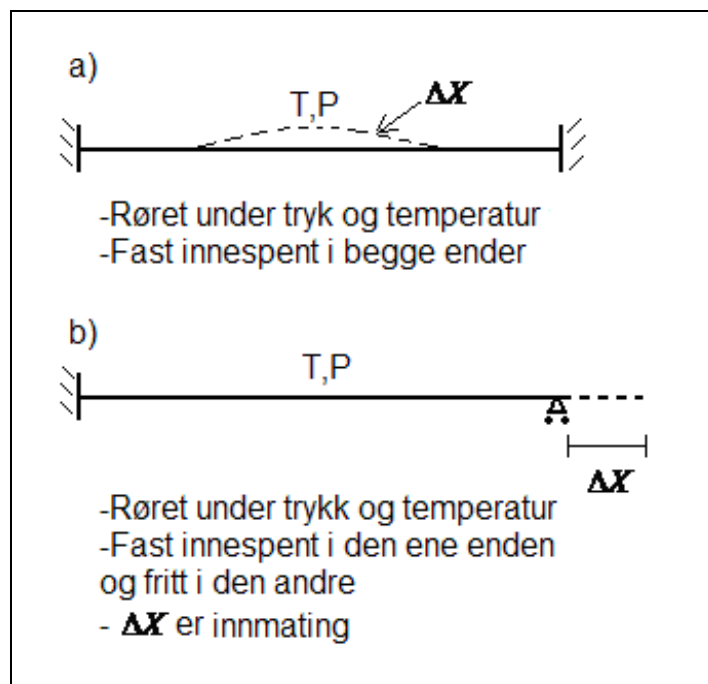
$$S_o = H - P_i A_i + \nu A_s \frac{P_i d_i}{2t} - A_s \alpha \Delta T E \quad (2.9)$$

$$\approx H - P_i A_i [1 - 2\nu] - A_s \alpha \Delta T E$$

## 2.5. Rørledningsrespons på sideveiskneking.

Temperatur - og trykk - effekter vil skape ekspansjonskrefter som kan forårsake at en rørledning vil knekke globalt. Rørledninger som er installert og lagt på havbunnen har et potensial til å knekke globalt og endre de fysiske egenskapene til rørledningen. En rørledning på havbunn er designet for å holde seg på plass og blir begrenset av de omkringliggende jordreaksjonskreftene. Den drivende kraft for global knekking av rørledningen er effektiv aksialkraft  $S$ , som utgjør en øvre grense for aksial belastning og representerer en kombinert virkningen av rørveggenes aksialkraft  $N$ , og indre og ytre trykk.

Dersom en viss ekspansjonskraft oppstår, vil rørledningen knekke globalt. Den vil få en delvis kontrollert forskyvning. Dette innebærer at røret vil finne en ny balanse ved å flytte vinkelrett i forhold til rørets akse samtidig som røret beveger aksialt. Dette fører til såkalt feed-in (innmating) fra begge sider mot utknekingen. Figur 2.7. gir forklaring på innmating, hvor røret under trykk og temperatur vil ha en tendens til å utvide seg, men i tilfelle med innspenning i begge ender kan ikke røret forlenges aksialt, derfor oppstår det bule hvor innmating vil gå.

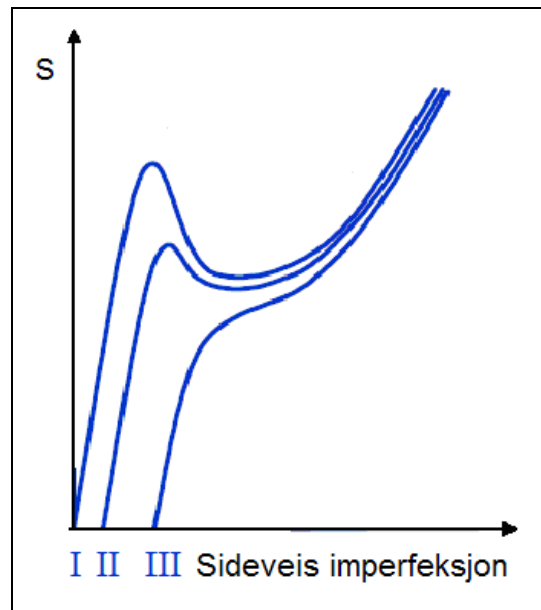


Figur 2.7. Forklaring på hvordan innmating oppstår.

### Nivået av aksialkraft for å starte denne globale knekking avhenger av:

- rørets tverrsnitt egenskaper
- jordfriksjon
- imperfeksjoner i rørledningen

Et eksempel på dette er en rett stolpe som vil knekke i henhold til klassisk Euler knekking. Jo mer imperfeksjon er det i stolpen, jo mindre blir nivået av aksialkraft for at knekkingen skal inntreffe. Denne effekten er illustrert i figur 2.8.



**Figur 2.8.** Rørlednings respons på global knekking. [1]

### Formfeil i rørledningen kan være forårsaket av:

- ujevn sjøbunn
- kurvatur i horisontalplanet fra installasjon
- imperfeksjon installert med hensikt

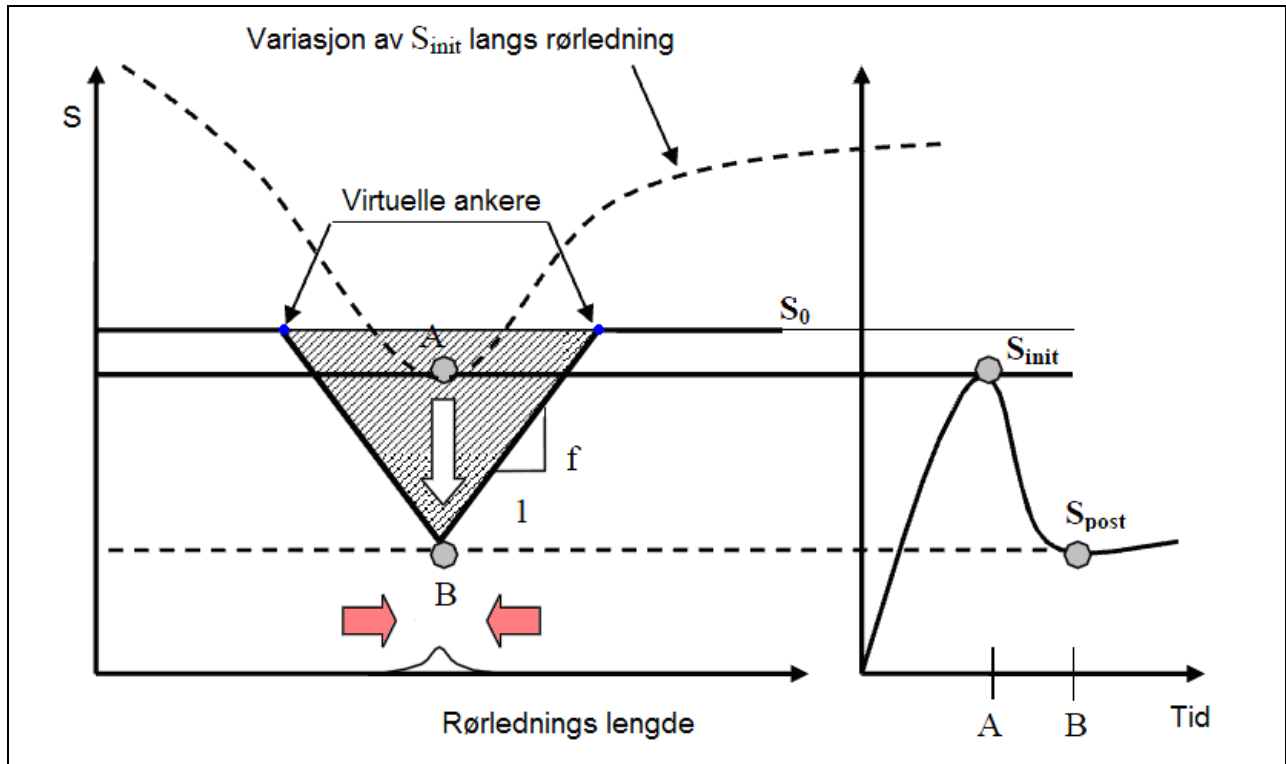
Global utvikling av knekking:

- Før trykk og temperatur er satt på, vil den effektive aksialkraften være begrenset til den gjenværende leggestrekk fra installasjon  $H$ . Den effektive kraften vil være null i endene og øke proporsjonalt med den aksiale jord motstand til den når den gjenværende leggestrekk  $H$  fra installasjon.
- Når temperaturen og/eller trykket øker, vil den teoretiske aksialkraft øke mot  $S_0$ . Den vil variere langs rørledningen på grunn av fri ekspansjon og temperatur reduksjon langs ledningen. På rørets ender vil kraften fortsatt være null. Knekkings forløp er vist i figur 2.9 og 2.10.



### Første knekkingsområde:

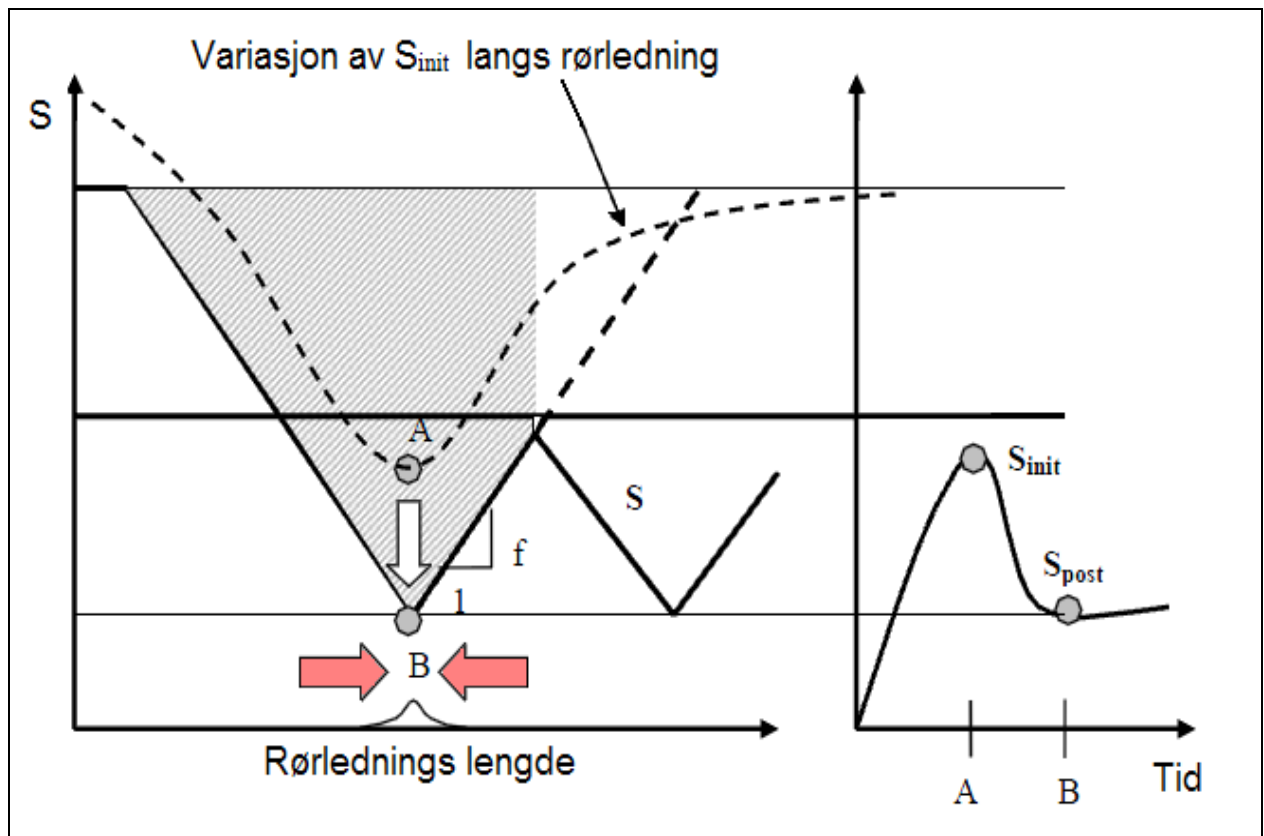
Når effektiv aksialkraft  $S_0$  når  $S_{init}$  (punkt A), vil rørledningen knekke og effektiv aksialkraft vil falle ned mot  $S_{post}$  (punkt B). Den effektive aksialkraft vil da bli som vist med heltrukket linje. Innmating til bulen vil være proporsjonalt med det skraverte området.



Figur 2.9. Generell oppførsel under global knekking, første bule [2]

### Andre knekkingsområde:

Dersom trykket eller temperaturen økes ytterligere, kan rørledningen knekke ved en imperfeksjon og endre kraftdiagrammet som vist i Figur 2.10. Fra dette punktet vil aksialkraften holde seg konstant, men innmatingen vil øke til det skraverte området. Dermed, vil hellingen på aksialkraften beskrive hvilken vei røret vil bevege seg og hva innmatingen vil bli.



**Figur 2.10.** Generell oppførsel under global knekking, andre bule. [2]

**På samme måte kan det oppstå flere buler. Størrelse på innmating er hovedsakelig avhengig av parametrene som:**

- Maks teoretiske aksialkraft
- Størrelse på aksial motstand
- Effektiv aksialkraft i post knekkingsområdet (etter at røret knekker, når kraften  $S_{init}$  faller ned til  $S_{post}$ )

Rørets ekspansjonsretning vil endres i punkter som kalles for virtuelle anker mellom to buler ved siden av hverandre. Det er der det vil legges stein for å unngå uønskede forskyvninger.

## 2.6. Oppstart av virtuelle anker i rette rørledninger under ekspansjon.

Virtuell anker er et punkt på rørledningen uten aksial forskyvning.

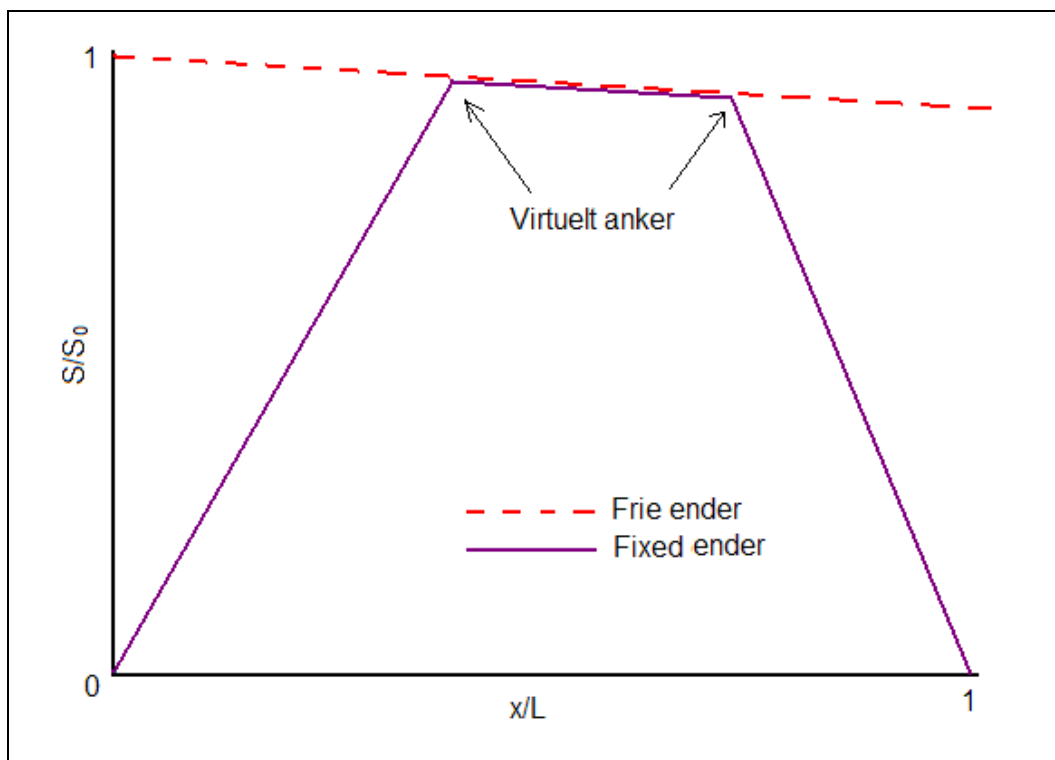
I dette avsnitt blir det sett på rørledninger med fastholdte – og frie ender.

Rørledninger som har frie ender vil ekspandere fritt og utvide seg i hver sin retning. Dette vil føre til at det oppstår et likevektspunkt (virtuelt anker) på rørledningen hvor friksjonskraften skifter retning. Denne effekten er stort sett avhengig av aksial friksjon. Dette er illustrert i figur 2.11. For korte rørledninger er det ikke mulig å nå maksimal effektiv aksialkraft slik at full fastholding ikke oppnåes. Dette er illustrert i figur 2.12. Et virtuelt anker vil etableres på midten av rørledningen, hvor det er ingen forskyvning men ekspansjonen vil gå i hver sin retning fra dette punktet.

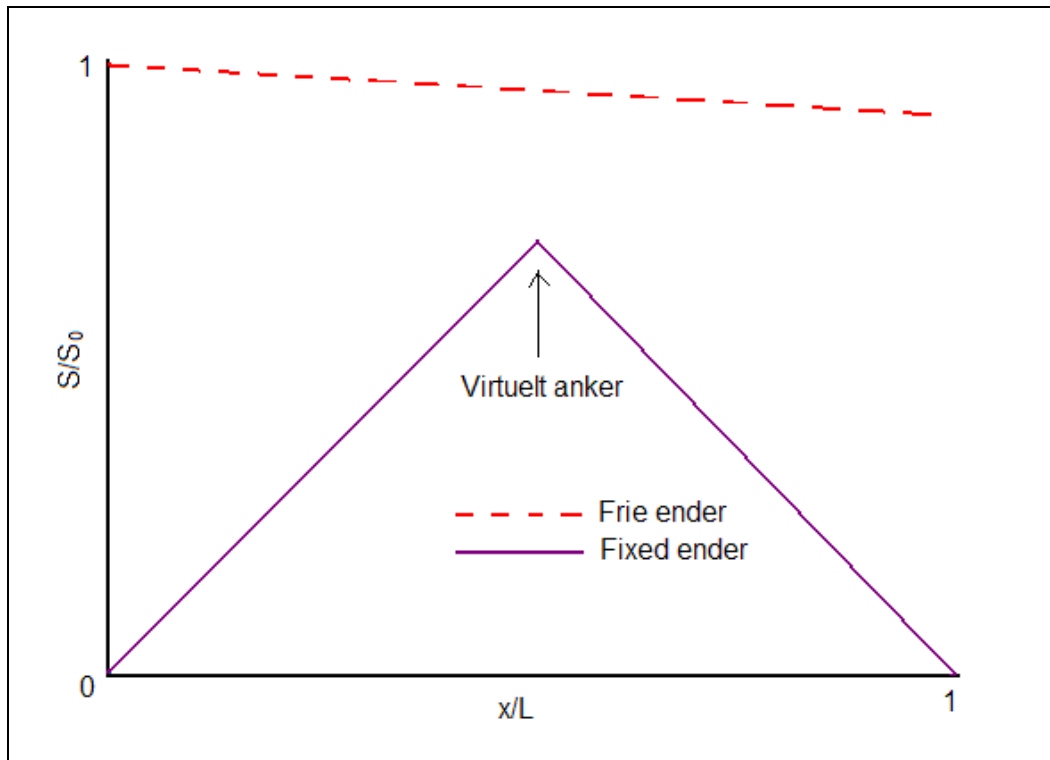
Ut i fra det som er sagt kan rørledninger deles i to grupper:

- Langerørledninger som oppnår full fastholding
- Korterørledninger som aldri vil oppnå full fastholding

Temperatur vil alltid variere langs en rørledning på grunn av avkjøling av røret. Derfor vil effektiv aksialkraften for fullstendig fastholding synke langs rørledningen. Denne effekten er illustrert i figur 2.11. og figur 2.12. med rød – del trukket linje.



**Figur 2.11.** Oppføring av effektiv aksialkraft i lange rette rør.



**Figur 2.12.** Oppføring av effektiv aksialkraft i korte rette rør.

## 2.7. Beregning av aksial innmating ( $\delta$ ) og minste avstand mellom bulen til en rørbit.

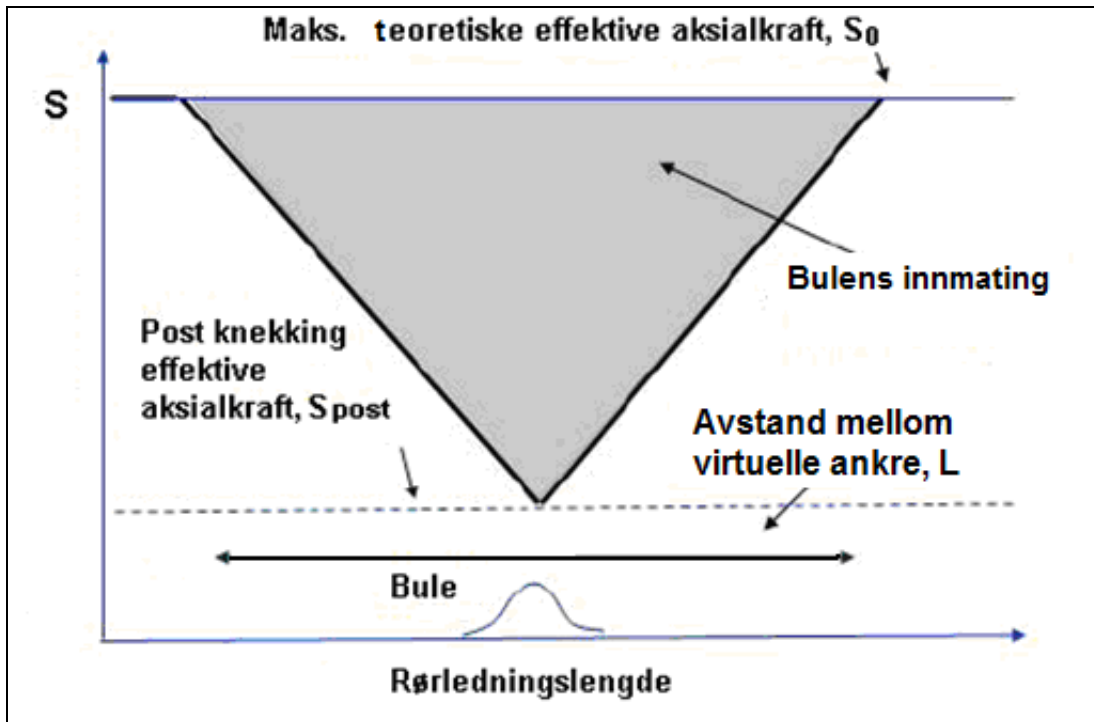
Den maksimale avstanden mellom spennene kan oppnås ved å vurdere den maksimale teoretiske effektive aksialkraft  $S_o$ .

$$\begin{aligned}
 S_o &= H - P_i A_i + \nu A_s \frac{P_i d_i}{2t} - A_s \alpha \Delta T E \\
 &\approx H - P_i A_i [1 - 2\nu] - A_s \alpha \Delta T E
 \end{aligned}
 \tag{2.9}$$

I det følgende er en konstant aksial motstandskraft antatt som tilsvarer en konstant temperatur noe som generelt ikke er sant, men som brukes for å gjøre det enkelt. Temperaturendring i rørledningen kan være knyttet til en endring i omgivelsestemperaturen som gir utslag på den indre temperaturen. Dette gjøres for å bestemme mengden av innmating ut i fra temperatur under drift.

Aksial innmating kan estimeres som [12]:

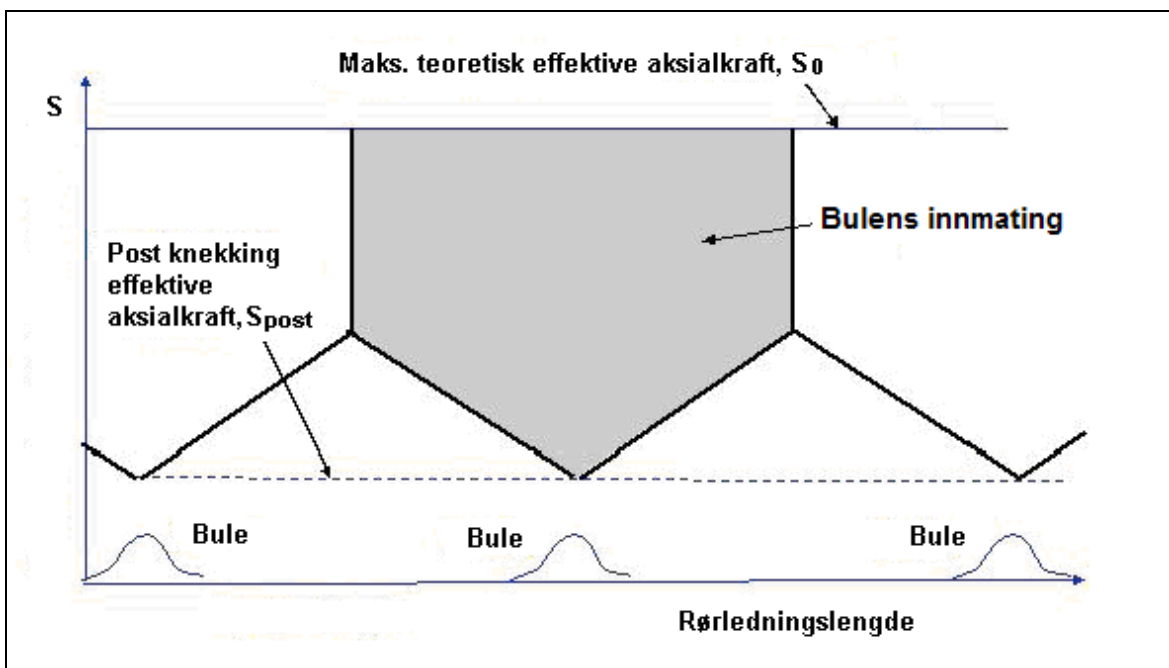
$$\delta = \frac{1}{EA_s} \left[ (S_o - S_{\text{post}}) \cdot L - \frac{L^2 \mu_A}{4} \right]
 \tag{2.10}$$



**Figur 2.13.** Forklaring på oppstart av innmating areal. [2]

Prinsippet som er vist i figur 2.13. gjelder også for tilfellene der det ikke er mulig å oppnå maksimale teoretiske effektive aksialkraft, f. eks i tilfeller med flere utløste buler eller i tilfeller med korte rørledninger.

Innmatingsområde for slike tilfeller er vist grafisk i figur 2.14. og kan også være estimert ved hjelp av likning 2.10.



**Figur 2.14.** Innmating arealet, ved flere knekking områder. [2]

## 2.8. Vekt av rørledninger i vann.

For å beregne den totale vekten av nedsenket rør må det tas hensyn til flere variable som inngår i den totale vekten av nedsenket rør.

- Vekt av røret i luft (tørrvekt)
- Vekt av innholdet (merk at vekt av innholdet kan varigere ut i fra hvilke type medium som er i rørledningen)
- Vekt av isolasjon
- Oppdriftskraften for nedsenket rør (Arkimedes' lov: "Oppdriften til et legeme som er senket ned i væske tilsvarer tyngden til den væsken som er fortrent")

Ved å ta hensyn til alt som er nevnt ovenfor kan vekten av nedsenket rør beregnes vha likning 2.11:

$$W_{(\text{nedsenket vekt})} = W_{(\text{isolasjon})} + W_{(\text{innhold})} + W_{(\text{tørrvekt})} - W_{(\text{oppdrift})} \quad (2.11)$$

For å kontrollere om vekten er riktig, sammenlignes håndberegninger med resultater fra Abaqus. Dette vil bli illustrert i avsnitt 2.9.

## 2.9. Design kriterier for rørsystemer.

### Introduksjon:

I dette avsnittet presenteres hovedkriterier for design av et rørsystem. Parametrene må beregnes for hånd for å sammenligne med FE resultatene. Dette gjøres pga at usikkerhet i resultatene fra FE analyser.

### Generelt sett vil røret bli utsatt for følgende belastninger:

- Indre overtrykk
- Ytre overtrykk
- Temperatur endringer

### Etter belastningene er påført vil røreledningen som ligger jevnt på havbunn under HT og HP bli utsatt for følgende feilmoduser:

- Global knekking
- Lokal knekking
- Tretthet / utmatting
- Brudd
- Kollaps
- Ovalisering

Oppgaven tar kun for seg global knekking oppførsel. Derfor er alle beregningene som er illustrert i dette avsnitt knyttet til global knekking.

### 2.9.1. Tillat bøyemoment

Formelen som presentert nederst kan brukes til å bestemme rørets tillatte bøyemoment. En generell formel er hentet fra [1], hvor alle nevnte belastningene er inkludert og gjelder for alle tverrsnitt.

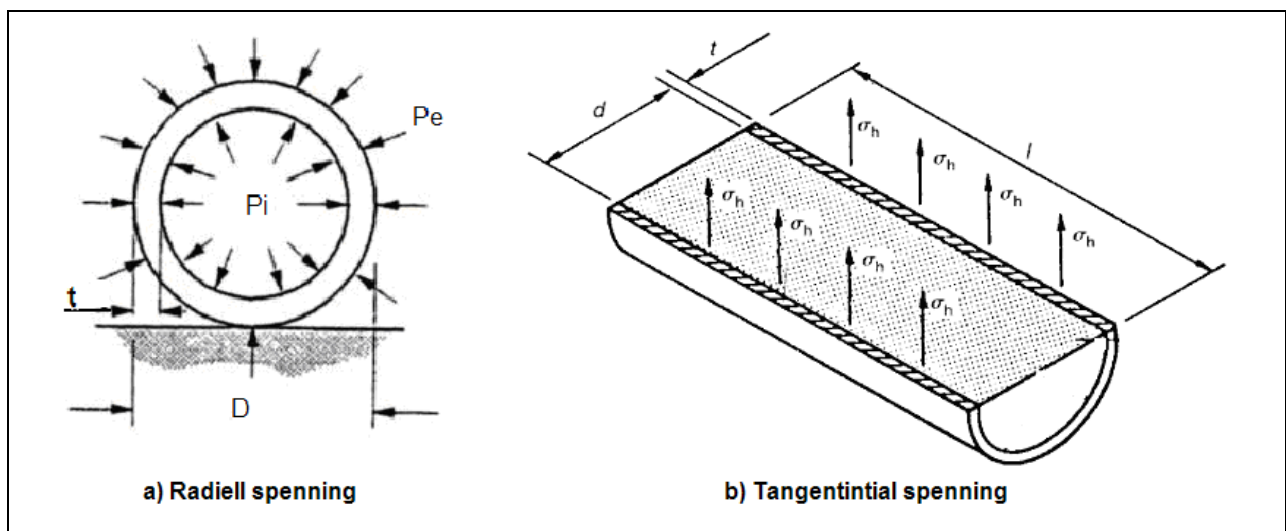
$$\left[ \gamma_m \cdot \gamma_{SC} \cdot \frac{|M_{sd}|}{\alpha_c \cdot M_p(t_2)} + \left( \frac{\gamma_m \cdot \gamma_{SC} \cdot S_{sd}(P_i)}{\alpha_c \cdot S_p(t_2)} \right)^2 \right]^2 + \left( \alpha_p \frac{P_i - P_e}{\alpha_c \cdot P_b(t_2)} \right)^2 \leq 1 \quad (2.12)$$

Fordi formelen er avhengig av mange variable blir det brukt Excel for å løse tillatt bøyemoment. Momentet som regnes ut vil bli brukt til å sammenligne med resultater fra Abaqus.

For å sammenligne resultatene fra likning 2.12. med FE resultatene brukes likning 2.13.

$$M_{sd} = M_F \cdot \gamma_F \cdot \gamma_C \quad (2.13)$$

### 2.9.2. Ring spenning.



**Figur 2.15.** Trykk fordeling i røret, ring spenning. (3)

Ring spenning i rørveggen virker langs en sirkel i et plan, vinkelrett på langsgående akse (langs sjøbunn) av røret og oppstår på grunn av indre trykk (væske i røret) og ytre trykk (ytre omgivelsene). For å oversette til norsk er det en kombinasjon av radiell og tangential spenning som kalles for ring spenning.

Likningen 2.14 [1] tar for seg beregning av ring spenningen som vil bli forårsaket i hovedsak av indre trykk. Her er det tatt hensyn til de interessante parametrene som både indre – og ytre trykk. Det er tatt hensyn til kun ytre diameter på røret og selvfølgelig rørets tykkelse.

$$\sigma_h = (P_i - P_e) \cdot \frac{d_o - 2t}{2t} \quad (2.14)$$

### 2.9.3. Neddykket vekt til rørledningen.

Som nevnt tidligere baseres beregningene av rørledningens nedsenkede vekt på Arkimedes' lov: "Oppdriften til et legeme som er senket ned i væske tilsvarer tyngden til den væsken som er fortrent"

Å regne på riktig nedsenket vekt til rørledningen er veldig viktig. Gjennom vektberegningen vil røret bli kontrollert på at det ikke skal flytte opp. Likning 2.11. er en generell beregnings formel for utregning av nedsenket vekt [1], [2].

$$W_{(nedsenket\ vekt)} = W_{(isolasjon)} + W_{(innhold)} + W_{(tørrvekt)} - W_{(oppdrift)} \quad (2.11)$$

$$W_{(innhold)} = \frac{\pi d^2}{4} \cdot \rho_{(innhold)} \quad (2.15)$$

$$W_{(oppdrift)} = \frac{\pi d^2}{4} \cdot \rho_{(sjøvann)} \quad (2.16)$$

$$W_{(tørrvekt)} = \frac{\pi(d_e^2 - (d_e - 2t)^2)}{4} \cdot \rho_{(stål)} \quad (2.17)$$

I denne oppgaven ser vi bort fra isolasjon, derfor er den ikke med i beregningene.



## 3. Kapittel 3

### Teorien om FEM analyse

#### 3.1. Beskrivelse av FEM.

Elementmetoden (*Finite Element Method*) er i dag en av de viktigste numeriske løsningsmetoder innen en rekke problemstillinger som matematisk lar seg beskrive av partielle differensialligninger eller integralligninger. Noe forenklet kan en si at elementmetoden overfører det å finne løsning på et problem ved differensialligninger til det å løse et sett algebraiske ligninger. Dette gjør det enklere å utføre beregninger ved hjelp av datamaskin. Arbeidsoppgavene for dagens ingeniører som benytter elementmetoder, består i å definere problemstillingen, starte beregningene og tolke resultatene. Den som regel mest tidkrevende oppgaven er å sette opp en geometrisk modell av de fysiske objektene. Denne modellen deles så inn i elementer. Elementene kan ha en rekke former, de vanligste er bokser, tetraeder og skallelementer. Dette illustrerer en av elementmetodenes fortrinn - de kan tilpasses mange forskjellige fysiske geometrier. Elementmetoden benyttes i dag i mange ingeniørmiljøer. I tillegg til styrkeberegninger, benyttes metodene like gjerne til beregning av svingninger, varmeledning og i elektromagnetiske problemstillinger.

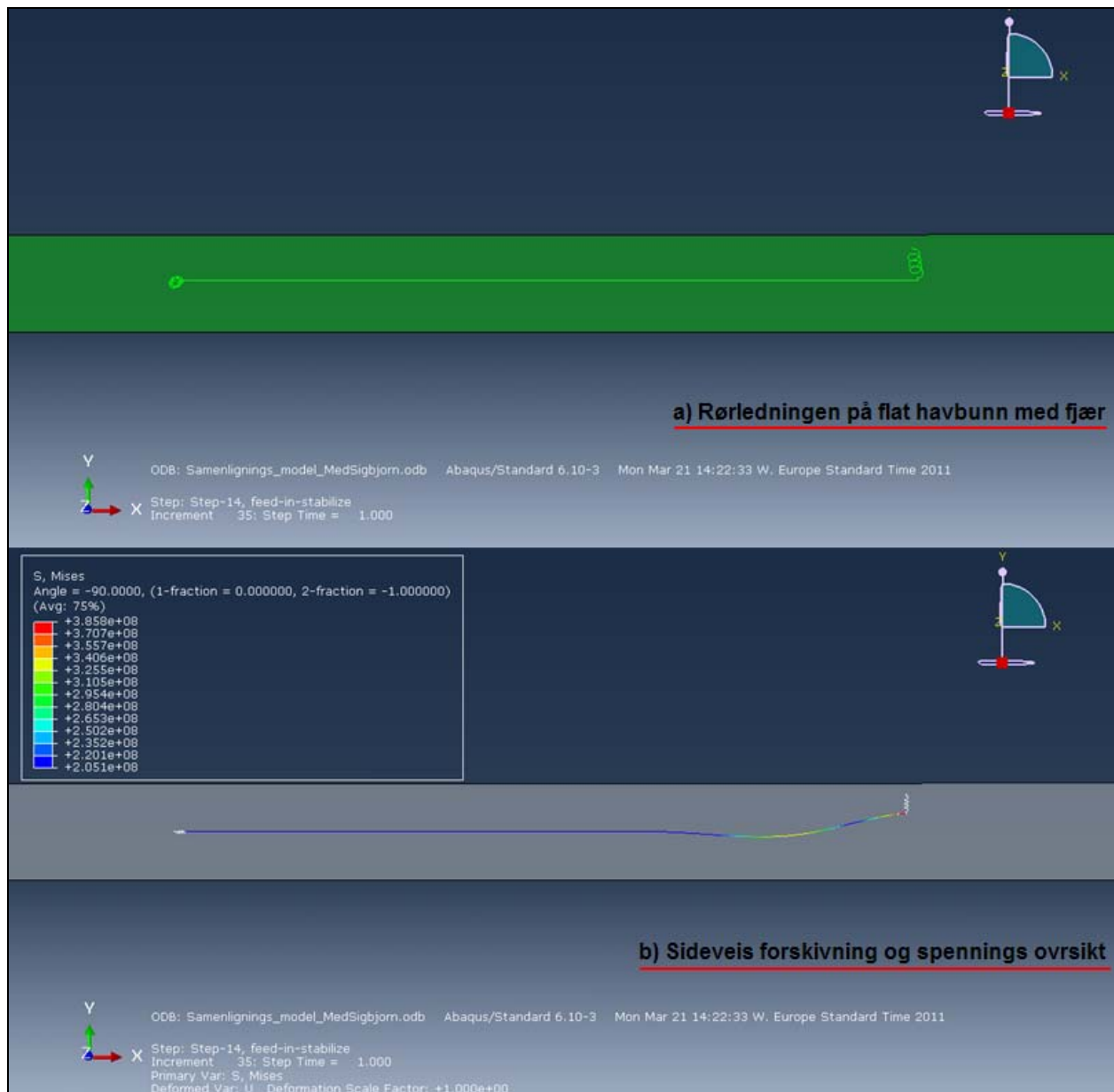
#### 3.2. FEM analyser i Abaqus.

For analyser av problemstillingen som er presentert i denne oppgaven ble det brukt elementmetode programmet Abaqus, versjon 6.10 [7]. Ved hjelp av Abaqus ble det etablert en 3D modell som er basert på ikke-lineær elementmetode. Analysen vil ta for seg løsninger som effektive aksialkraft, ikke-lineære materialegenskaper, ring spenningseffekt og friksjon som vil oppstå ved kontakt med havbunn.

**De viktigste målene for en global knekkings analyse er å beregne:**

- Rørledningens oppførsel i post knekking regime (hovedsakelig bøyemoment og aksialkraft)
- Hindre knekking på uønskede steder og provosere den på de stedene der det er ønsket.

Et slik modell er modellert i Abaqus og illustrert i figur 3.1.



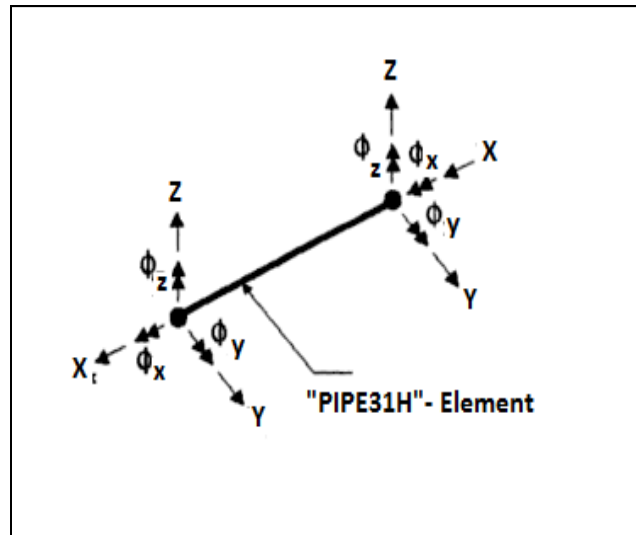
**Figur 3.1.** 3D visualisering av rørledningen på flatt havbunn fra Abaqus, sideveis knekking.

### 3.2.1. Valg av elementene for analyse.

#### Rørelementet [7]:

Rørledningen som brukes for analyse moduleres med "PIPE31H" hybrid bjelke element, vist i figur 3.2. Elementet tar hensyn til strekk, trykk, torsjon og bøyning. Rørledningen vil bli utsatt for høye ring spenninger som kan skade et tynnvegget rør. PIPE31H er basert på tynnvegget teori, noe som betyr at forholdet mellom veggtykkelse og ytre diameter bør være høyt for å tåle ring spenning. Elementet har to noder med 6 frihetsgrader i hver av de nodene. Frihetsgradene tar for seg forskyvninger i x, y, z-retning, samt rotasjoner om x, y og z-aksen. Hybridformulering gjør elementet godt egnet for tilfellene med slanke konstruksjoner og kontakt problemer, for eksempel et rør

som ligger på sjøbunn. PIPE31H elementet brukes også i tilfellene der det er numerisk vanskelig å beregne den effektive aksialkraft. Problemet i slike saker er at små forskjellen i nodens posisjoner kan forårsake store krefter i enkelte deler av modellen, som i sin tur vil føre til store bevegelser i andre retninger. I kort sagt ved å velge PIPE31H hybrid element er alle de nevnte problemene løst ved bruk av mer generell formulering hvor den aksiale og tversgående skjærkraft er inkludert. Hvert element skal ha en lengde som tilsvarer 1 meter.



**Figur 3.2.** Element som brukes for modulering av rørledningen, "PIPE31H". [7]

### **Abaqus/Aqua [7]:**

Abaqus / Aqua analyse brukes for beregning av neddykket vek. Last betingelser fra Abaqus / Aqua definert som at belastninger, som er viktige i geometri ikke-lineær analyse, er fundamentalt usymmetrisk. Derfor bør usymmetrisk matrise løsningen og lagring ordningen brukes til det trinnet hvor ulineære geometriske effekter er inkludert. Det er viktig å bruke usymmetrisk løsningsvariable når strukturen som analyseres er fleksibelt.

### **Fjærelement [7]:**

**For å definere fjær i Abaqus / Standart ble det brukt "SPRING2" element. Fjær elementet er nødvendig for følgende oppgaver:**

- Ved en jevn legging av rørledningen på havbunn.
- Ved tilføring av kontrollert innmating (feed-in)
- Ved innføring av imperfeksjon for å utløse bule.

"SPRING2" element brukes mellom to noder i en fiksert retning. Den belastes med en forskyvningsvektor i ønskede retning samt antall meter fjæren skal forflyttes. Merk at Abaqus regner med et konstant kraft (som resulterer null i stivhet) utenfor det gitte området.

Nodene hvor SPRING2 element må påføres er illustrert i bildet under, samt innmating (feed-in) og imperfeksjon som skal utløse bule. Merk at det er symmetri i modellen.



**Figur 3.3.** Modulering av rørledningen på havbunn med feed-in og imperfeksjon.

### 3.2.2. Interaksjon mellom rør og sjøbunn.

Interaksjon mellom havbunn og rørledningen er modulert vha "R3D4" [7] Kontaktelement som er definert som et punkt med 3 frihetsgrader og plasseres på nodene til rørelementet. I tillegg trenges det riktige friksjonsoppførsel. Friksjon vil bli antatt fra en elastisk Coulomb modell. Den kan være enten ortotropisk eller isotropisk. I tilfellet som er presentert i oppgaven trenges det en ortotropisk da friksjonen aksialt og lateralt kan ha store differanser i verdiene. Forskyvningslengde (x og y – retning) henholdsvis  $\delta_x$  og  $\delta_y$  regnes ut vha Abaqus ved å bruke forskyvningslengden, gitt som  $\delta$ , og en ekvivalent friksjonskoeffisient  $\mu_{eq}$ . Utrykket er gitt ved [7]:

$$\mu_{eq} = \sqrt{\frac{\mu_A^2 + \mu_L^2}{2}} \quad (3.1)$$

$$\delta_x = \delta \frac{\mu_{eq}}{\mu_A} \quad (3.2)$$

$$\delta_y = \delta \frac{\mu_{eq}}{\mu_L} \quad (3.3)$$

Hovedfokus legges på sideveis forskyvning. I praksis er sideveis motstand fra havbunnen en ikke-lineær funksjon av forskyvningen, pga topp - motstand i friksjonen. Rest – motstanden beskriver buleoppførsel. I oppgaven blir det kun sett på jevn sjøbunn.

### **3.3. Framgangs måte for oppbygning av FE modell i Abaqus.**

Det er i hovedsakelig 13 steg for å opprette en modell (pipe) i Abaqus.

Trinn 1:

Definerer gravitasjons kraft for rørledningen og setter dimensjoner på indre og ytre diameter for oppdriftskraft og vekt av innhold i røret.

Trinn 2:

Rørledningen i dette trinne legges på sjøbunn. Alle nodene under rørledningen låses i alle retninger unntatt z-retning. Dette sørger for en jevn legging av røret.

Trinn 3:

Her skal alle de fjærene som ble brukt for legging av rørledningen fjernes. Dette gjøres for å sikre at disse fjærene ikke er med i analysen videre.

Trinn 4:

Nå er det behov for å fastsette alle rørets noder. Dette sørger for at røret vil holdet seg på plass i de retningene som er ønskelig.

Trinn 5:

Deaktiverer kontakt med havbunn. Før dette trinnet var rør -jord interaksjon kun aktivert i sideveis retning. Abaqus beregner den relative bevegelse i aksial retning og hvis kontakten med havbunn aktiveres direkte, vil det oppstå en friksjons kraft i henhold til denne relative forskyvning. Hensikten er å utelukke denne uønsket relative forskyvning slik at friksjonen starter fra en spenningsfri posisjon.

Trinn 6:

Re - aktivere kontakt med havbunn. Havbunnens kontaktelementer reaktiveres for å støtte røret og introdusere friksjonskraften når nye relative aksiale forskyvning forekommer.

Trinn 7:

Fjerner aksialfriksjon.

Trinn 8:

Aktivere imperfeksjon. Dette er et hjelpemiddel for å initiere knekking. Her settes på en fjær og drar røret sideveis.

Trinn 9:

Fastsetter endene.

Trinn 10:

Gjenoppretter aksialfriksjon. Etter at imperfeksjon er satt på kan aksialfriksjonen aktiveres.

Trinn 11:

Setter på innhold og vekt på oppdrift. Etter at rørledningen er lagt på sjøbunn og friksjonen er aktivert kan oppdrift og i vekt på innholdet settes på.

Trinn 12:

Indre trykk. Rørets noder låses i nødvendige retninger for å unngå uønskelige forskyvninger og indre trykket settes på.

Trinn 13:

Bestemmer symmetrien. For å gjøre analyser raskere ble det bestemt å kjøre en symmetrisk modell. Dette er en anbefaling fra DNV. Rørlengde halveres og nye grensebetingelser defineres i samme punktet hvor imperfeksjonen aktivert.

Trinn 14:

Aktiverer feed-in (innmating). Dette gjøres ved å flytte rørets ender aksielt. Med innført symmetri, tilføres feed-in bare på den ene siden.

### 3.4. Numerisk demping.

Knekkingsanalyser krever normalt en slags form for demping eller kontroll på løsning for å oppnå en løsning i det post- knekkingsområdet. Generelt sett er knekking et stabilitetsproblem. ABAQUS gir mulighet til å inkludere dempingeffekter for statiske analyser ved innføring av så kalte «stabilisatorer».

Ved å inkludere "stabilisatorer" vil dempings krefter være inkludert. Disse dempings krefter er proporsjonale med den ikke-dimensjonale hastighetsvektor som betyr at kun noder som faktisk beveger seg vil bli utsatt for demping.

Slik ustabilitet kan forekomme av endringer i geometrien, for eksempel knekking, eller av materialeegenskaper. Hvis ustabilitet manifesterer seg i en global last- forskyvning respons med en negativ stivhet, kan problemet bli behandlet som et knekkings eller et sammenbrudd problem. Men, dersom ustabilitet er lokalisert, vil det være en lokal overføring av belastningsenergien fra en del av modellen til nærliggende deler, og global løsningsmetoder vil ikke fungere. Denne klasse med problemer må løses enten dynamisk eller ved hjelp av (kunstig) demping.

Abaqus / Standard gir en automatisk mekanisme for å stabilisere ustabile kvasi- statiske problemer gjennom automatisk tillegg av volum- proporsjonaldemping til modellen. Dempingsfaktorer kan være konstante over varigheten av et trinn, eller de kan variere med tiden med å ta hensyn til endringer i løpet av et trinn.

Automatisk stabilisering av statiske problemer med en konstant demping faktor [7]:

$$F_V = c \underline{M}^* \bar{v} \quad (3.4)$$

$$\bar{P} - \bar{I} - F_V = 0 \quad (3.5)$$

Et riktig dempingsfaktor bør velges for å sikre at dempingen ikke påvirker det endelig resultatet. Dette bør sjekkes i hvert enkelt tilfelle. Det bør nevnes at størrelsen på demping faktoren sterkt påvirker løsnings tid. Verdien på dempingsfaktoren kan variere fra rørledning til rørledningen (f. eks på grunn av ulikhet i stivhet).

### 3.5. Material.

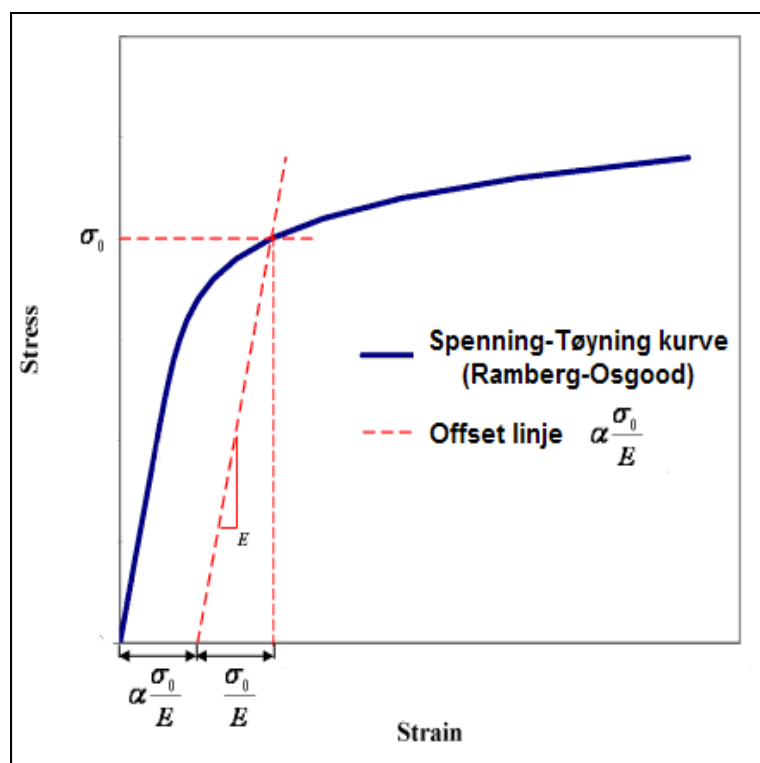
Abaqus / Standard bruker en "deformasjon" plastisitet modell der spenning er definert av den totale mekaniske tøyning. Dette er en Ramberg – Osgood modell [11]. Den ble opprettet for å beskrive ikke – lineær sammenheng mellom spenning og tøyning, det vil si spennings – tøyning kurve. Den er beregnet for bruk i utvikling av fullt plastiske løsninger innenfor bruddmekanikken i duktile metaller.

Dette blir løst på følgende måte:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma}{E} \left( \frac{\sigma}{R_{p0,2}} \right)^{n-1} \quad (3.6)$$

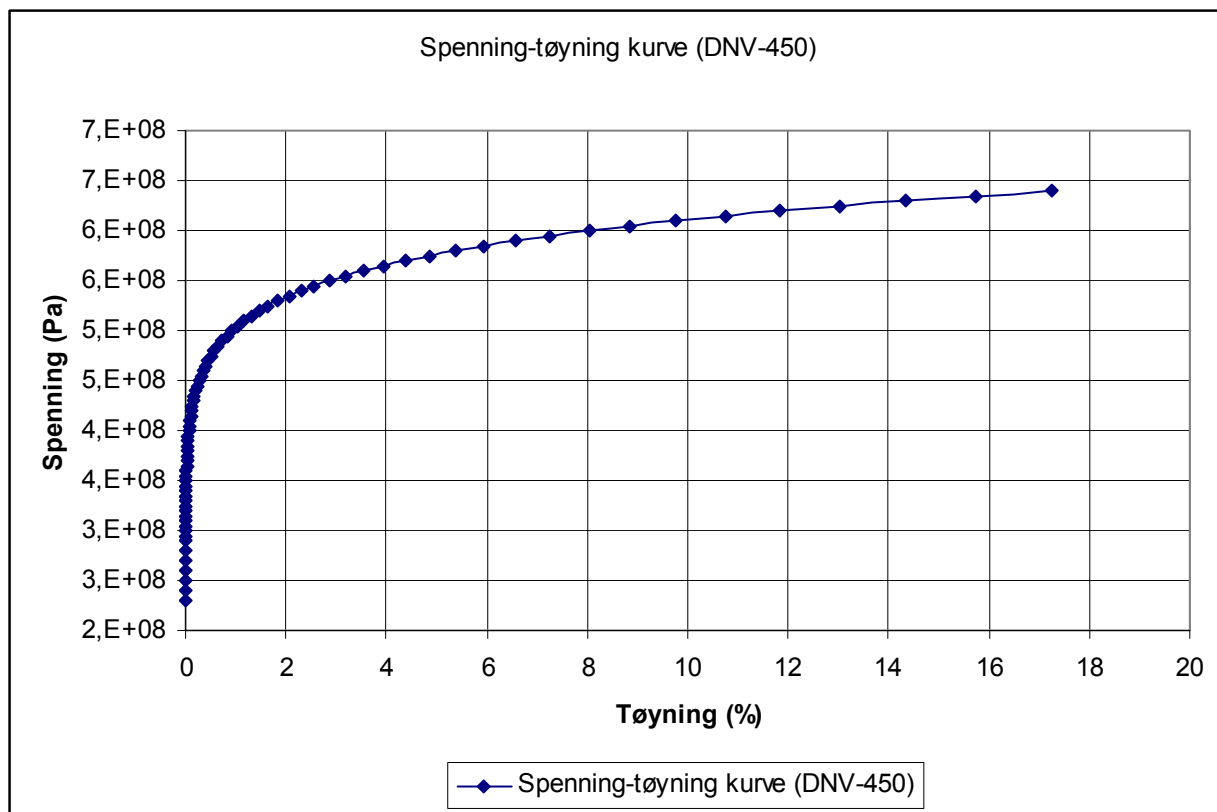
$$\alpha = \frac{E \cdot \varepsilon_y}{R_{p0,2}} - 1 \quad (3.7)$$

$$n = \frac{\log \left[ \left( \frac{E \cdot \varepsilon_u}{R_{p0,2}} - 1 \right) - 1 \right]}{\log \left( \frac{R_m}{R_{p0,2}} \right)} + 1 \quad (3.8)$$



**Figur 3.4.** Fremstilling av Spenning - Tøyning kurve vha Ramberg - Osgood likning. (4)

Materialet som ble brukt i oppgaven er DNV-450. Den ble foreslått av Det Norske Veritas samt alt nødvendige info om materialet. Valget av materialet inngår ikke i oppgaven.



**Figur 3.5.** Ikke-lineær oppførsel av DNV-450 i følge Ramberg – Osgood modell.

## 4. Kapittel 4

### Sammenlignings modell

Hensikten med dette kapittelet er å opprette en modell som skal løse problemstillingen som Global Knekkning for rørledningen som er utsatt for HT og HP på jevn sjøbunn. Generert modell vil bli kontrollert mot et lignende modell fra DNV. Denne framgangsmåten ble valgt fordi jeg ikke kunne Abaqus fra før og at dette er en grei måte å lære seg programmet på.



### Kort beskrivelse av framgangsmåten følger under:

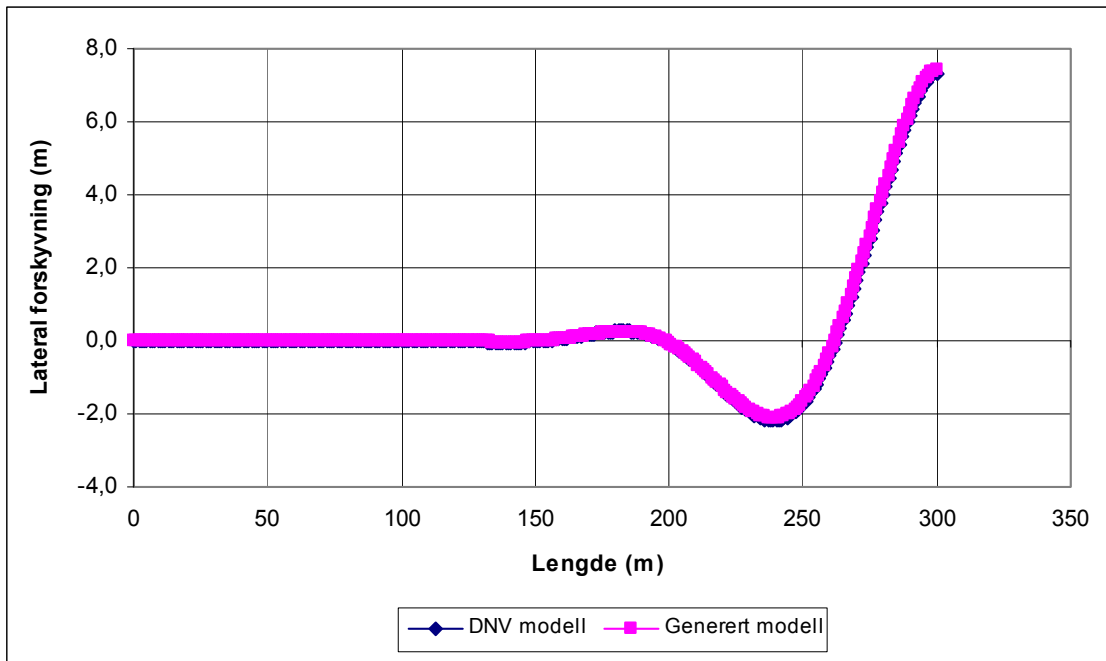
- Samle input parametrene.
- Lage en modell som skal løse global knekkings problemstilling.
- Sammenligne de viktigste resultatene med DNV's modell.
- Håndberegne neddyket vekt, ring spenning og tillatt bøyemoment, og sammenligne med resultatene fra generert FE modell og DNV's FE modell.

Generert modell er bygd opp og output verdiene er kontrollert både med DNV modell og håndberegningene. Resultatene som kommer i dette avsnittet regnes som pålitelige og det kan konkluderes med at modellen er bygd opp riktig og kan brukes videre i oppgaven. I første omgang skal resultatverdiene fra Generert FE modell og DNV's FE modell settes sammen grafisk. Etter på skal håndberegningene sammenliknes mot Generert FE modell. Merk at i alle grafene benyttet symmetri. De viktigste inputparametrene er vist i tabell 4.1.

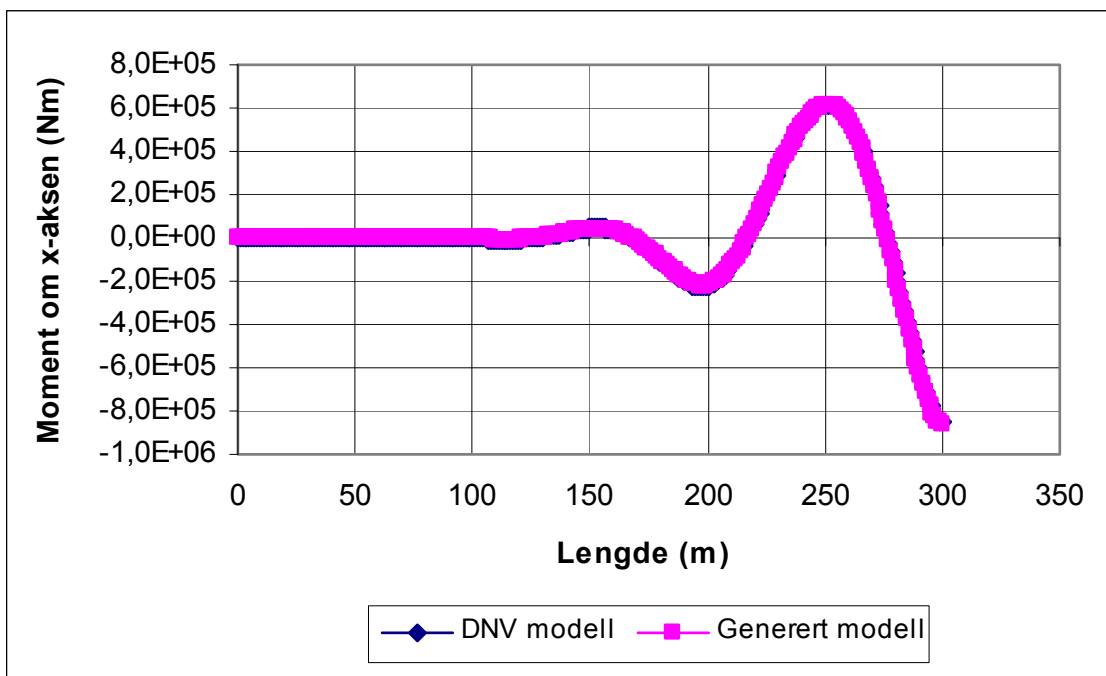
**Tabell 4.1.** Utgangsparametrene for Generert FE modell.

Enhet	Enhet	Verdi
$d_o$	m	0,368
$d_i$	m	0,320
t	m	0,024
$\rho_{\text{rør}}$	kg/m <sup>3</sup>	7850
$\rho_{\text{innhold}}$	kg/m <sup>3</sup>	471
$\rho_{\text{sjøvann}}$	kg/m <sup>3</sup>	1026
$P_{\text{design}}$	Pa	4,0E+7
h	m	-368
$\mu_A$	-	0,207
$\mu_L$	-	0,56
T	°C	100
$\alpha$	1/°C	1,1180E-5
E	Pa	2,07E+11
v	-	0,3
y	m	0,8
$\delta$	m	1

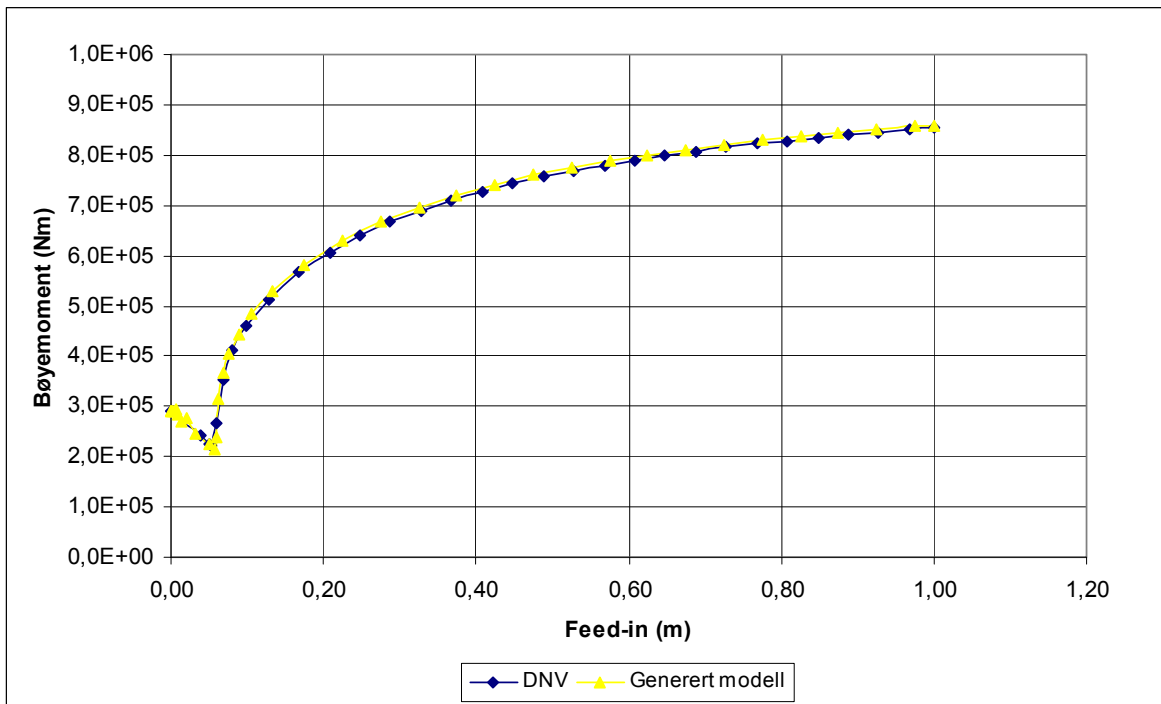
#### 4.1. Sammenligning av FE modellene (grafisk).



**Figur 4.1.** Sideveis forskyvning langs rørlengde.



**Figur 4.2.** Moment om x-akse langs rørlengde.



**Figur 4.3.** Sammenligning av tillatt bøyemomentene

Alle tre grafene som er vist er ganske like resultatene. Dette viser at Generert modell er riktig programmert og kan brukes videre. Differansene er ganske små. Årsaken kan være forskjellige rekkefølge i oppbygning av modellen.

#### 4.2. Analytisk sammenligning (Håndberegninger mot FE output).

Både neddykket vekt av rørledningen og ring spenning må regnes for hånd for å kontrollere om det stemmer med FE modellen. Det er en del komplikasjoner med en nøyaktig definering av havbunn med tanke på imperfeksjon i Abaqus og dette kan gi utslag på andre parametrene. Derfor er det viktig kontrollere det med håndberegningene. Sideveis imperfeksjon ble satt til 0,8 meter.

##### **Ring spenning:**

$$\sigma_h = (P_i - P_e) \cdot \frac{d_o - 2t}{2t} \quad (2.14)$$

**Tabell 4.2. Beregning av hoop spenning.**

Enhet	Formel	Resultat	Kommentarer
$P_i$	$P_i = P_{\text{design}} - (\rho_{\text{innhold}} \cdot g \cdot h)$	38299652 (Pa)	
$P_e$	-	3780000 (Pa)	På -368 meter
$d_o$	-	0,368 (m)	
$t$	-	0,024 (m)	
$\sigma_h$	$\sigma_h = (P_i - P_e) \cdot \frac{d_o - 2t}{2t}$	230 (Mpa)	

**Vekt beregning:**

Neddykket vekt vil beregnes i dette avsnitt. Formel som er vist under er en generell formel for beregning av neddykket vekt men i denne oppgaven blir det sett bort fra isolasjon for å forenkle beregninger og forkorte analys tiden. I Abaqus, vekt resultatene kommer i for av en kraft, derfor blir håndberegningene gjort om til samme enhetstørrelsen.

$$W_{(\text{nedsenket vekt})} = W_{(\text{isolasjon})} + W_{(\text{innhold})} + W_{(\text{tørrvekt})} - W_{(\text{oppdrift})} \quad (2.11)$$

**Tabell 4.3. Beregning av nedsenket vekt.**

Enhet	Formel	Resultat
$W_{(\text{innhold})}$	$W_{(\text{innhold})} = \frac{\pi d_i^2}{4} \cdot \rho_{\text{innhold}}$	37,88 (kg / m)
$W_{(\text{oppdrift})}$	$W_{(\text{oppdrift})} = \frac{\pi d_o^2}{4} \cdot \rho_{\text{sjøvann}}$	109,1 (kg / m)
$W_{(\text{tørrvekt})}$	$W_{(\text{oppdrift})} = \frac{\pi \cdot (d_o^2 - (d_o - 2t)^2)}{4} \cdot \rho_{\text{rør}}$	203,6 (kg / m)
$W_{(\text{nedsenket vekt})}$	$W_{(\text{nedsenket vekt})} = W_{(\text{innhold})} + W_{(\text{tørrvekt})} - W_{(\text{oppdrift})}$	132,4 (kg / m)
$W_{(\text{nedsenket vekt})} \Rightarrow \text{kraft}$	$W_{(\text{nedsenket vekt})} \cdot g \cdot L$	389400 (N)

\* L = 300 (m) pga symmetri.

### Effektiv aksialkraft:

Effektiv aksialkraft skal også kontrolleres om den er riktig beregnet i Abaqus. Den skal også sammenlignes med håndberegningene. Formel som er vist under brukes for sammenligning. Høyre del beregnes for hånd og den skal være lik venstre del som er hentet fra Abaqus.

$$S - N = P_i A_i - P_e A_e \quad (2.5)$$

**Tabell 4.4.** Beregning av effektiv aksialkraft.

Enhet	Formel	Resultat
$P_i$	-	40 (MPa)
$A_i$	$A_i = \frac{\pi d_i^2}{4}$	0,0804 (m <sup>2</sup> )
$P_e$	-	37,8 (MPa)
$A_e$	$A_e = \frac{\pi d_o^2}{4}$	0,1064 (m <sup>2</sup> )
$S - N$	$S - N = P_i A_i - P_e A_e$	2815,1 (kN)

### Sammenligning av håndberegningene og FE output:

Tabellen under viser differanse mellom håndberegningene og Generert FE modell. Differanser er ganske små og kan regnes som pålitelig og kan brukes videre i oppgaven. Det ble påført en sideveis imperfeksjon på 0,8 meter samt en aksial innmating i enden av rørledningen som er lik 1 meter.

**Tabell 4.5.** Sammenligning av håndberegnete og Abaqus verdiene.

Enhet	Symbol	Håndberegninger	FE modell	Differanse (%)
Ring spenning	$\sigma_h$	230131 (kN/m <sup>2</sup> )	238300 (kN/m <sup>2</sup> )	3,5
Neddykket vekt	$W_{(\text{nedsenket vekt})}$	389,4 (kN)	389,5 (kN)	0,025
Effektive aksialkraft	$S - N$	2815,1 (kN)	2823 (kN)	0,28

## 5. Kapittel 5

### Sensitivitets beregninger.

Hensikten med kapittel er å etablere en metode for å finne responsen til rørledningen i tidlig fase design. For å løse problemstillingen ble det valgt å sammenligne resultatene fra tre geometrier. Geometriene ble dimensjonert ut i fra inputparametrene som er illustrert i tabell 5.1. og 5.2.

#### 5.1. Inputparametrene.

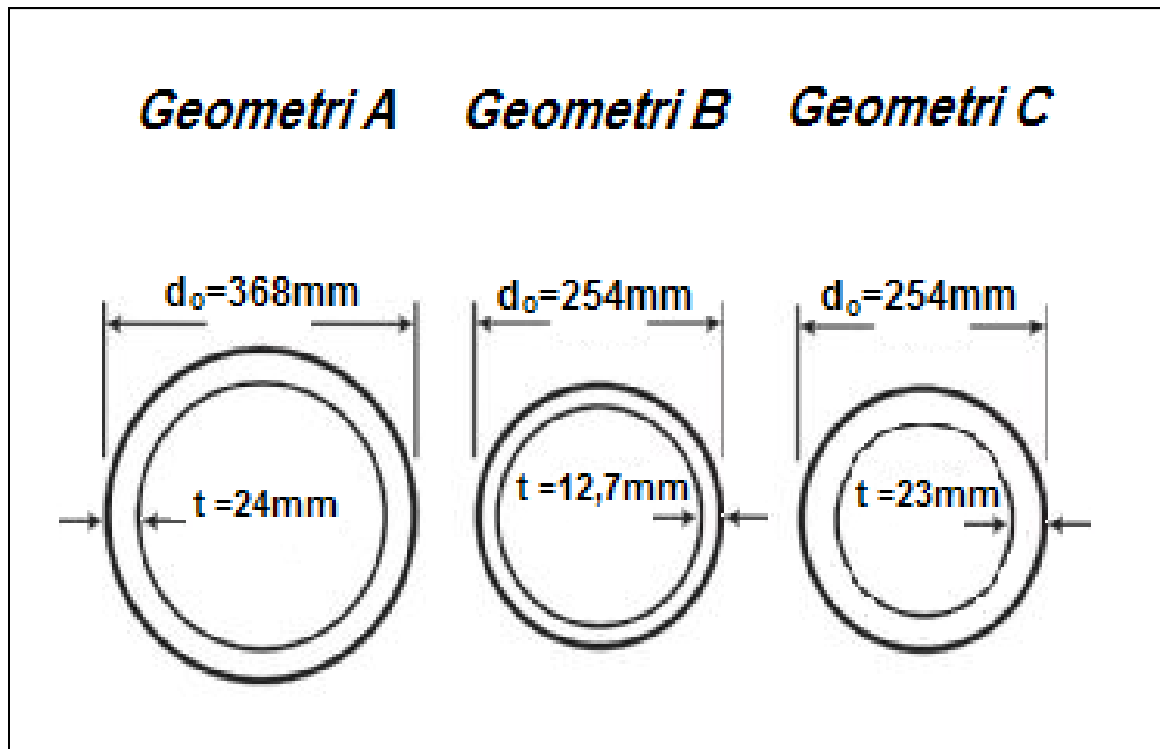
Inputparametrene som skal gjelde for alle modellene og alle FE simuleringer:

**Tabell 5.1.** Utgangsparemetrene for sensitivitets beregninger.

Enhet	Måleenhet	Verdi
$\rho_{rør}$	$kg / m^3$	7850
<i>Material</i>	-	DNV-450
$\alpha$	$1/^\circ C$	1,1180E-5
E	Pa	2,07E+11
$y$	m	0,8
$\gamma_C$	-	(0,8; 0,85; 0,9)
$\gamma_F$	-	1,1
$\gamma_{inc}$	-	1
$\rho_{innhold}$	$kg / m^3$	500
$\rho_{sjøvann}$	$kg / m^3$	1026
h	m	-400
T	$^\circ C$	100
$y$	m	0,8
$\delta$	m	3
$\mu_A$	-	0,01

**Tabell 5.2.** Tre geometrier som ble modulert

Geometrier	$d_o$	t	$d_o / t$
Geometri A	0,368	0,024	15,3
Geometri B	0,254	0,0127	20,0
Geometri C	0,254	0,023	11,0



**Figur 5.1.** Visuelt oversikt over tre geometrier som blitt analysert.

**Tabell 5.3.** Tillatte momenter ved forskjellige  $\gamma_c$  faktorer og trykk utnyttelser for geometri A.

<b>Geometri A</b>				
Trykk utnyttelse <sup>1</sup>	$P_i(\text{bar})^2$	Max. tillatt bøyemoment [ $\gamma_c = 0,8$ ] (kNm)	Max. tillatt bøyemoment [ $\gamma_c = 0,85$ ] (kNm)	Max. tillatt bøyemoment [ $\gamma_c = 0,9$ ] (kNm)
1,00	515	1001	942	890
0,75	396	1057	994	939
0,50	278	1076	1013	956

1) Trykkutnyttelser som tilsvarer 100, 75 og 50 % [1].

2) Håndberegnet indre trykk i rørledningen ved utnyttelser på 100, 75 og 50 % (se avsnitt 2.9.1)

**Tabell 5.4.** Tillatte momenter ved forskjellige  $\gamma_c$  faktorer og trykk utnyttelser for geometri B.

<b>Geometri B</b>				
Trykk utnyttelse	$P_i$ (bar)	Max. tillatt	Max. tillatt	Max. tillatt
		bøyemoment [ $\gamma_c = 0,8$ ] (kNm)	bøyemoment [ $\gamma_c = 0,85$ ] (kNm)	bøyemoment [ $\gamma_c = 0,9$ ] (kNm)
1,00	384	259,5	244,2	230,6
0,75	298	271	255,5	241
0,50	212	277	260,6	246,3

**Tabell 5.5.** Tillatte momenter ved forskjellige  $\gamma_c$  faktorer og trykk utnyttelser for geometri C.

<b>Geometri C</b>				
Trykk utnyttelse	$P_i$ (bar)	Max. tillatt	Max. tillatt	Max. tillatt
		bøyemoment [ $\gamma_c = 0,8$ ] (kNm)	bøyemoment [ $\gamma_c = 0,85$ ] (kNm)	bøyemoment [ $\gamma_c = 0,9$ ] (kNm)
1,00	715	434,5	409	386,4
0,75	546	457,5	430,6	406,8
0,50	378	465,7	438,2	414

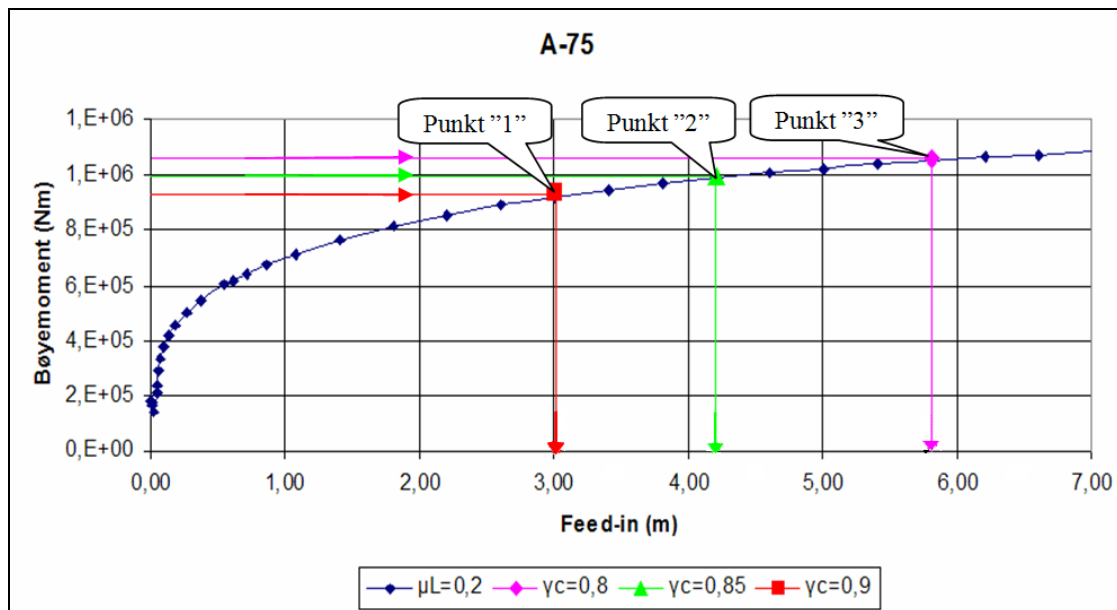
## 5.2. Vurdering av effekt fra indre trykk på innmating.

I dette avsnittet skal beskrives hvilken betydning har indre trykket for mengden av feed-in. Alle tre geometriene ble analysert med trykk utnyttelse på 50, 75 og 100 %. Forskjellige  $\gamma_c$  (0,8; 0,85; 0,9) faktorer har blitt brukt for se på responsen av indre trykket på mengden av feed-in.

### Framgangsmåten:

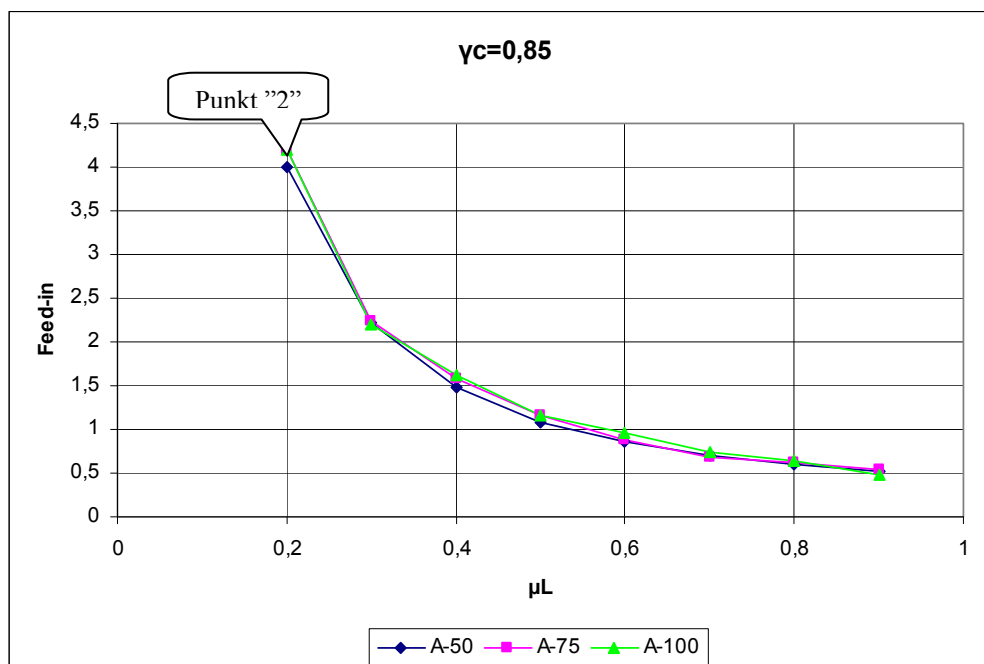
Først ble det etablert kurve som viser mengden av feed-in ved de tilsvarende  $\gamma_c$  faktorene for en gitt sideveis friksjon, figur 5.2.



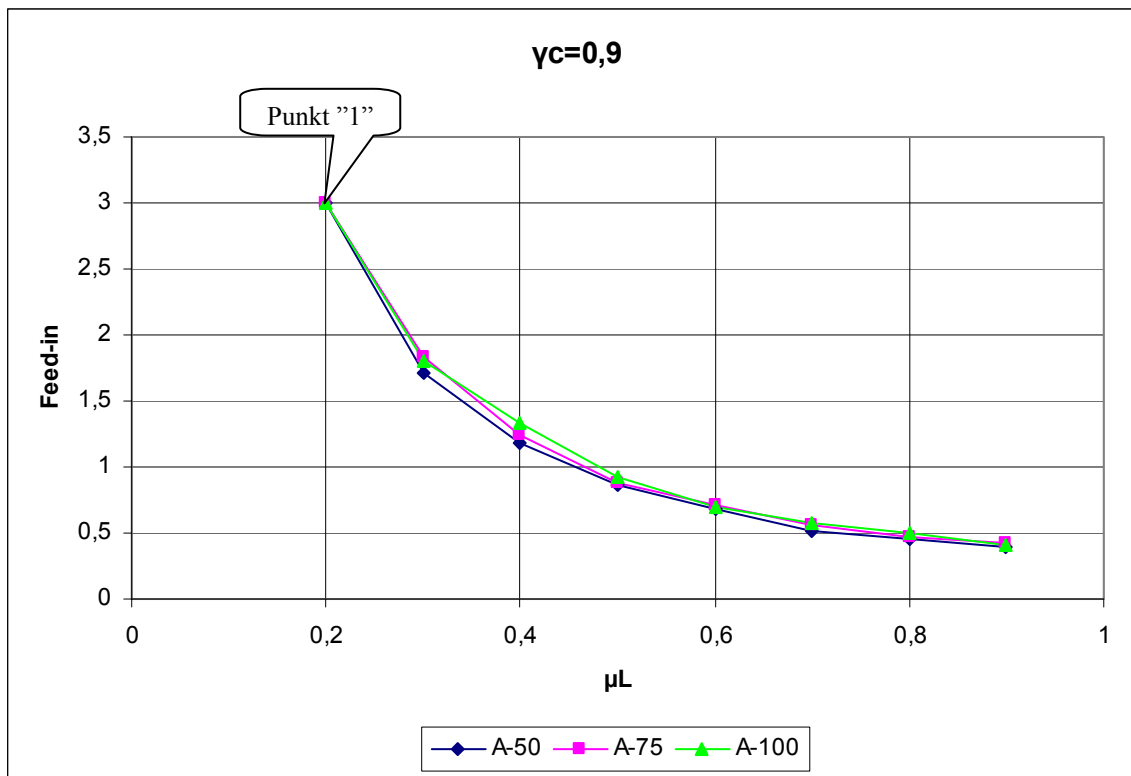


**Figur 5.2.** Framgangsmåten for å finne mengden av feed-in for forskjellige  $\gamma_c$ .  $\mu_L=0,2$ , Geometri A med trykkutnyttelse på 75 %.

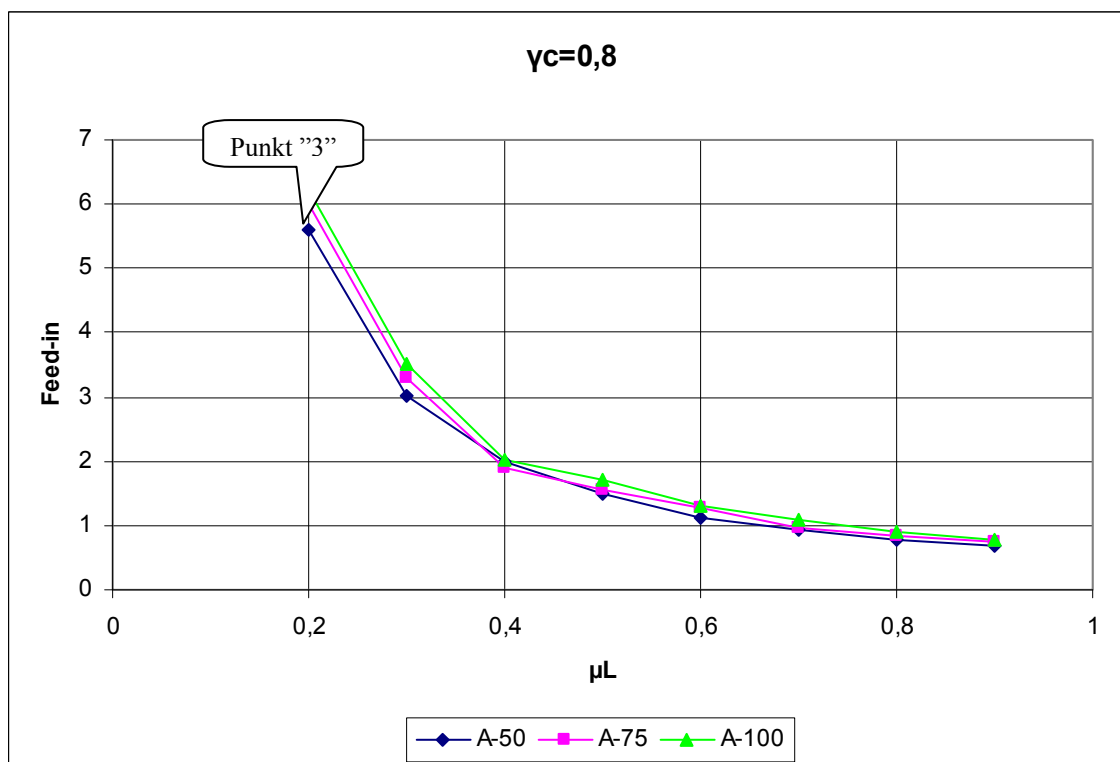
Ved å studere figur over finner man mengden av feed-in for alle tre  $\gamma_c$ . Ved å finne mengden av feed-in ved  $\gamma_c=0,85$  (se punkt "2" i figur 5.2), tegnes dette punktet i neste figur 5.3. som tilsvare  $\mu_L=0,2$  (punkt "2" i figur 5.3). Følgene kurver tegnes for alle  $\mu_L$  (fra 0,2 til 0,9) for å opprette en felles kurve for hver av de tre  $\gamma_c$  faktorene. Disse kurvene illustrert under. Punkt "1" i figur 5.2 beskriver forekomst av samme punktet i figur 5.4 og punkt "2" i figur 5.2 beskriver forekomst av samme punktet i figur 5.5.



**Figur 5.3.** Designpunkter for mengden av feed-in ved de bestemte  $\mu_L$  og en  $\gamma_c$  på 0,85.



**Figur 5.4.** Designpunkter for mengden av feed-in ved de bestemte  $\mu_L$  og en  $\gamma_c$  på 0,9.



**Figur 5.5.** Designpunkter for mengden av feed-in ved de bestemte  $\mu_L$  og en  $\gamma_c$  på 0,8.

### **Konklusjon:**

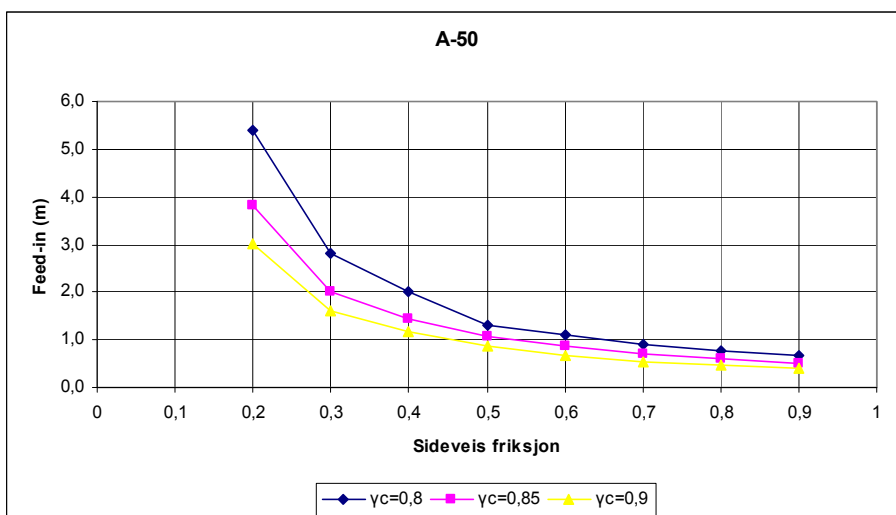
Alle tre geometriene har blitt analysert ved forskjellige trykkutnyttelser og for forskjellige  $\gamma_c$  faktorer.

Ved å observere de tre grafene som er vist over kan det konkluderes at indre trykk har veldig liten betydning for mengden av feed-in for de geometri som er brukt i oppgaven. Mengden av feed-in blir mer eller mindre uforandret ved endringer av indre trykket. Differanse er veldig liten og kan regnes som ubetydelig. Samme tendens ble observert i [12] og dette ble gjort for å kontrollere det forrige arbeidet.

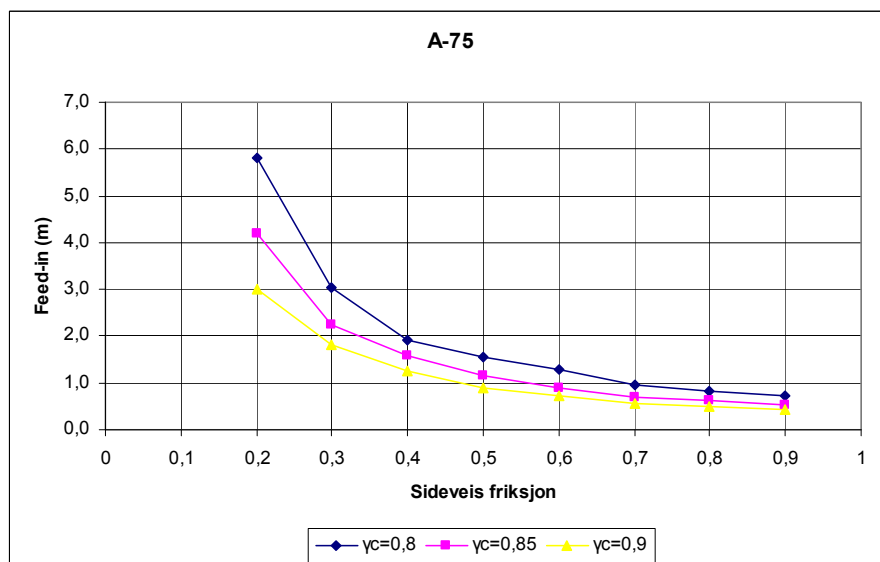
### **5.3. Vurdering av effekten av last - kondisjonsfaktor (størrelse på feed-in ved forskjellige $\gamma_c$ faktorer)**

I dette avsnittet har blitt analysert diverse last – kondisjonsfaktorer ( $\gamma_c$ ) faktorer og hvilket utslag de gir på feed-in ved utvalgte geometriene og utvalgte indre trykk. Tre last – kondisjonsfaktorer har blitt brukt (0,8; 0,85; 0,9) sammen med alle tre geometriene A, B og C. Det indre trykket som er brukt har utnyttelse på 50, 75 og 100 %.

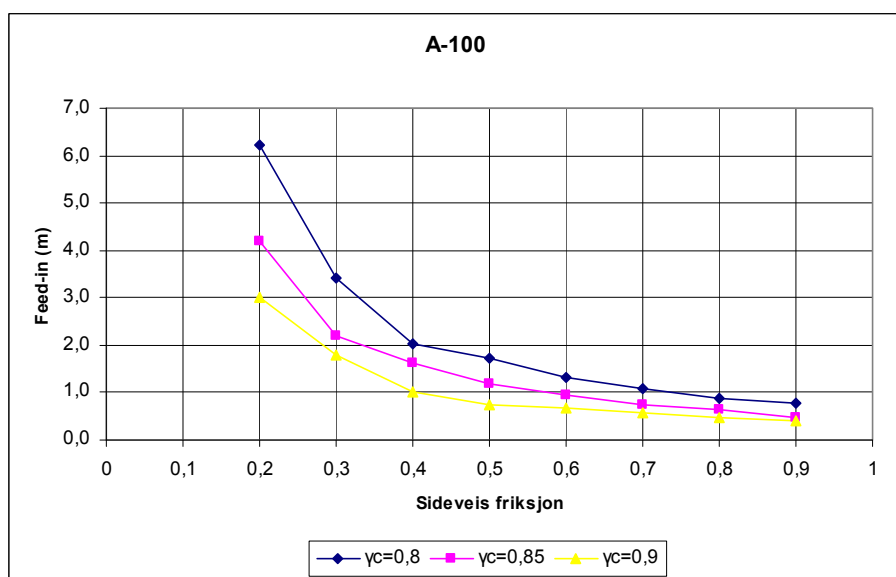
Dette er vist i grafene under. Hver graf viser en utvalgte geometrien med utvalgte indre trykk, hvor forskjellige last – kondisjonsfaktorer er sammenlignet mot hverandre.



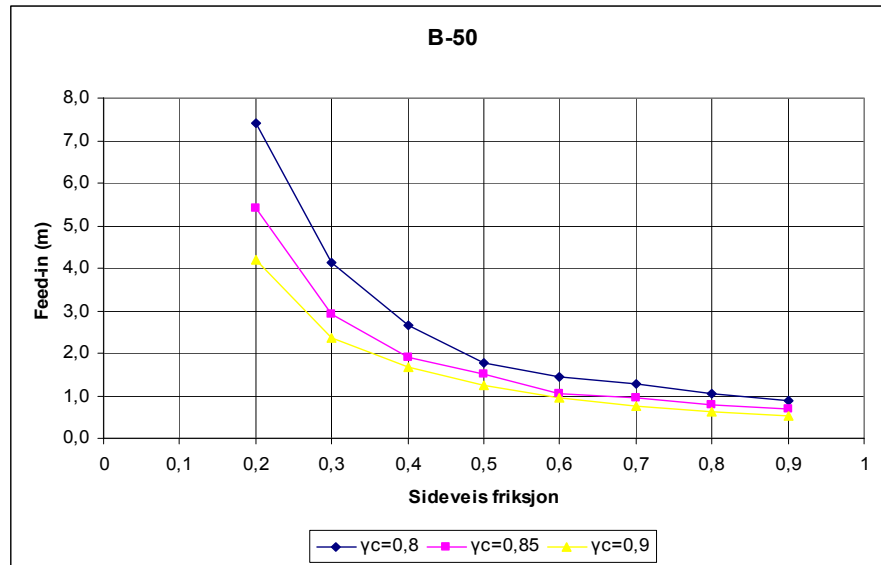
**Figur 5.6.** Designpunkter for feed-in ved bestemt  $\mu_L$  med forskjellige  $\gamma_C$  faktorer.



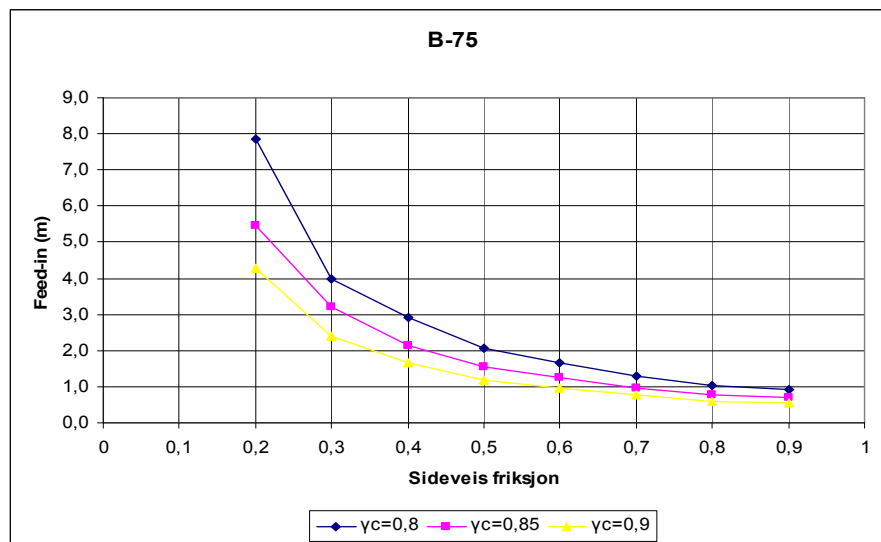
**Figur 5.7.** Designpunkter for feed-in ved bestemt  $\mu_L$  med forskjellige  $\gamma_C$  faktorer.



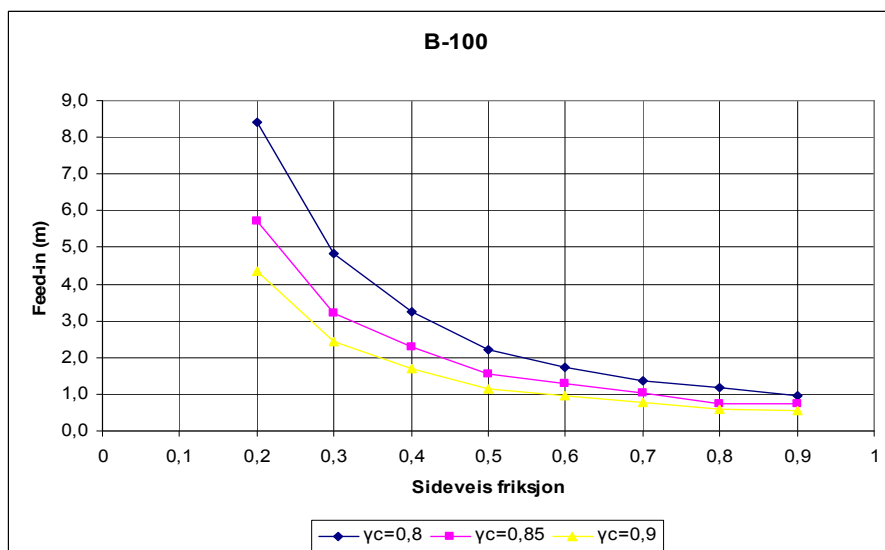
**Figur 5.8.** Designpunkter for feed-in ved bestemt  $\mu_L$  med forskjellige  $\gamma_C$  faktorer.



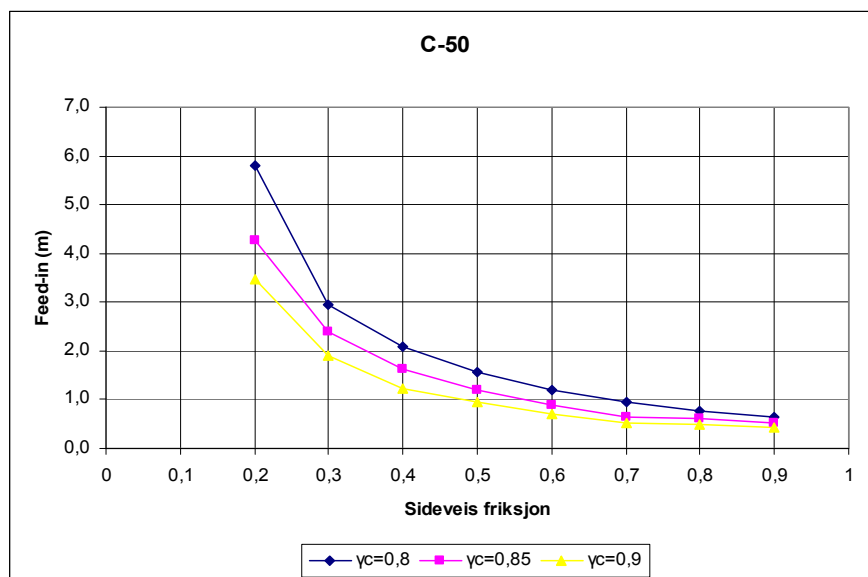
**Figur 5.9.** Designpunkter for feed-in ved bestemt  $\mu_L$  med forskjellige  $\gamma_C$  faktorer.



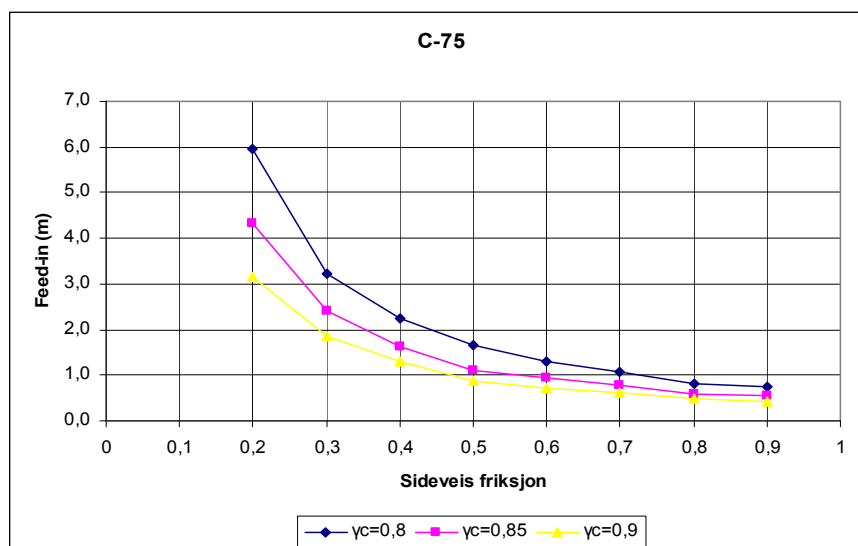
**Figur 5.10.** Designpunkter for feed-in ved bestemt  $\mu_L$  med forskjellige  $\gamma_C$  faktorer.



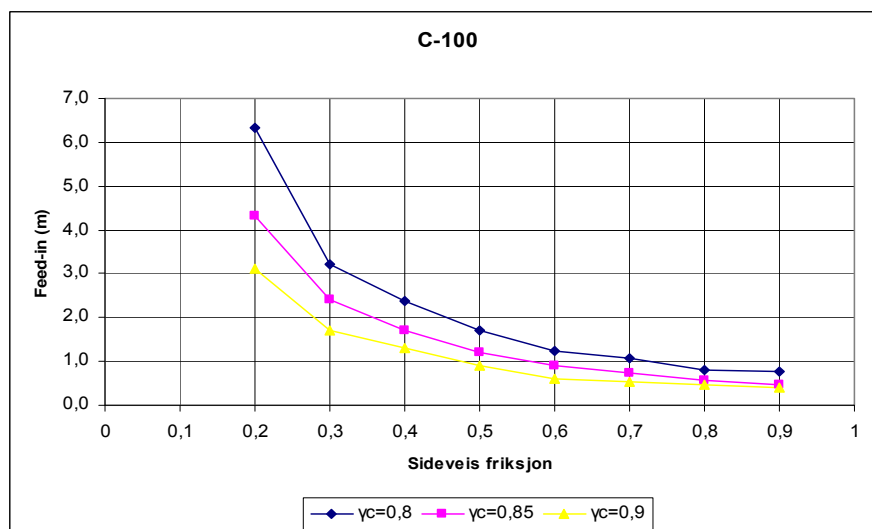
**Figur 5.11.** Designpunkter for feed-in ved bestemt  $\mu_L$  med forskjellige  $\gamma_C$  faktorer.



**Figur 5.12.** Designpunkter for feed-in ved bestemt  $\mu_L$  med forskjellige  $\gamma_C$  faktorer.



**Figur 5.13.** Designpunkter for feed-in ved bestemt  $\mu_L$  med forskjellige  $\gamma_C$  faktorer



**Figur 5.14.** Designpunkter for feed-in ved bestemt  $\mu_L$  med forskjellige  $\gamma_C$  faktorer

**Etter å ha gjort analysene og sett på alle grafiske løsninger som er vist over kan det konkluderes følgende:**

- Ved økende sideveisfriksjon vil størrelsen av feed-in gå ned for alle geometriene ved alle trykk utnyttelser som ble analysert. Dette er ganske fornuftig med tanke på at jo høyere friksjon mellom jord og rørledningen, jo høyere bøyemoment vil rørledningen bli utsatt for, dette vil føre til lavere akseptabelt feed-in. Dette stemmer med teoretiske delen som er beskrevet i [1] og [2].
- Analysene viser at lav  $\gamma_C$  gir større feed-in for rørledningen. Tillatt bøyemoment er direkte avhengig av  $\gamma_C$  faktorer som i sin tid gir utslag på ekspansjons nivå for rørledningen.
- Grafene viser en jevn avstand mellom forskjellige  $\gamma_C$  faktorene for alle geometriene. Samme tendens observeres i alle tre geometriene ved forskjellige trykk utnyttelser.

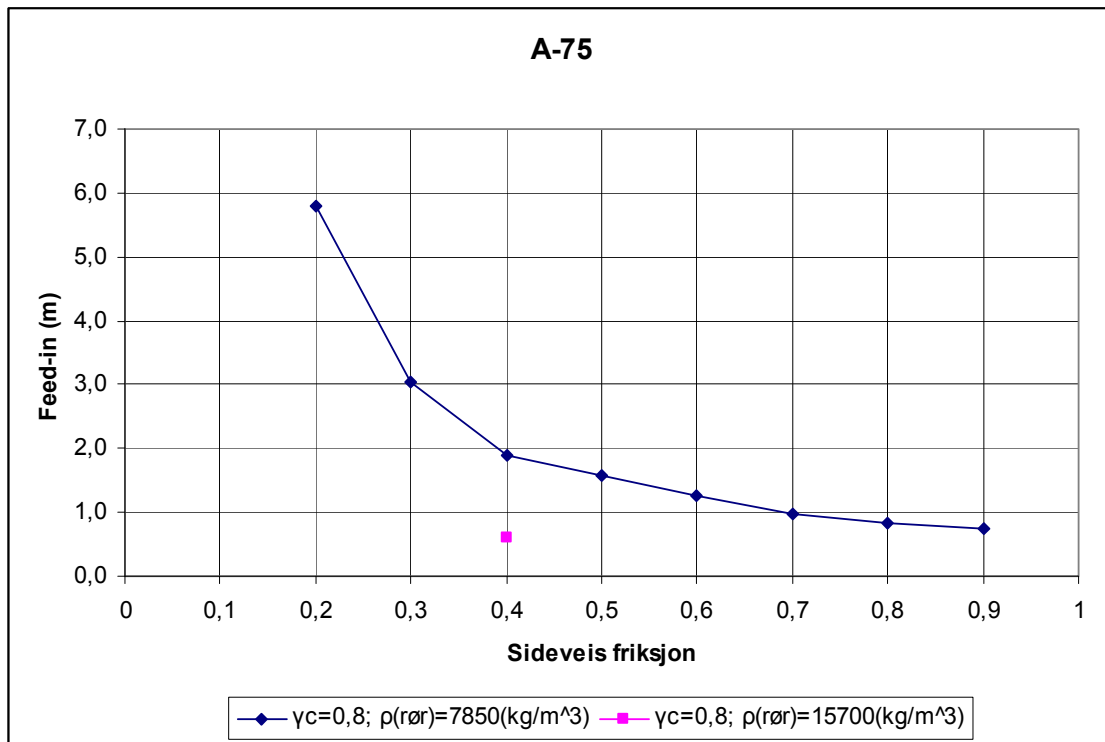
#### **5.4. Vurdering av neddykket vekt.**

Hensikten med dette avsnittet er å etablere/finne en sammenheng mellom forskjellige nedsenket vekter og utslag av disse vektene på feed-in ved konstant friksjonsnivå. I praksis kan en situasjon hvor rørets vekt blir forandret komme fra installering av isolasjon på røret. Ved å sette på isolasjon vil oppdriftskraft øke og røret kan begynne å flyte opp. I utgangspunktet ble det valgt å se på fire forskjellige  $\rho_{rør}$  for å finne sammenhengen.

**Tabell 5.6.** Felles verdi som ble brukt for dette avsnittet.

<b>Enhet</b>	<b>Måleenhet</b>	<b>Verdi</b>
$\rho_{innhold}$	kg/m <sup>3</sup>	500
$\rho_{sjøvann}$	kg/m <sup>3</sup>	1026
$\mu_A$	-	0,01
Geometri	-	A
Trykk	-	75 %
$\gamma_C$	-	0,8

Først blir det sett på et tilfelle med det dobbelte av opprinnelig tetthet på røret med  $\mu_L = 0,4$ .



**Figur 5.15.** Forsøk på å doble rørets tetthet, A-75.

Det som skjer er at det nye punktet med dobbel tetthet flyttes nedover og dermed ligger ikke på kurven. Men det ønskes å etablere en felles kurve for alle mulige nedsenket vekt ved en bestemt sideveis friksjon.

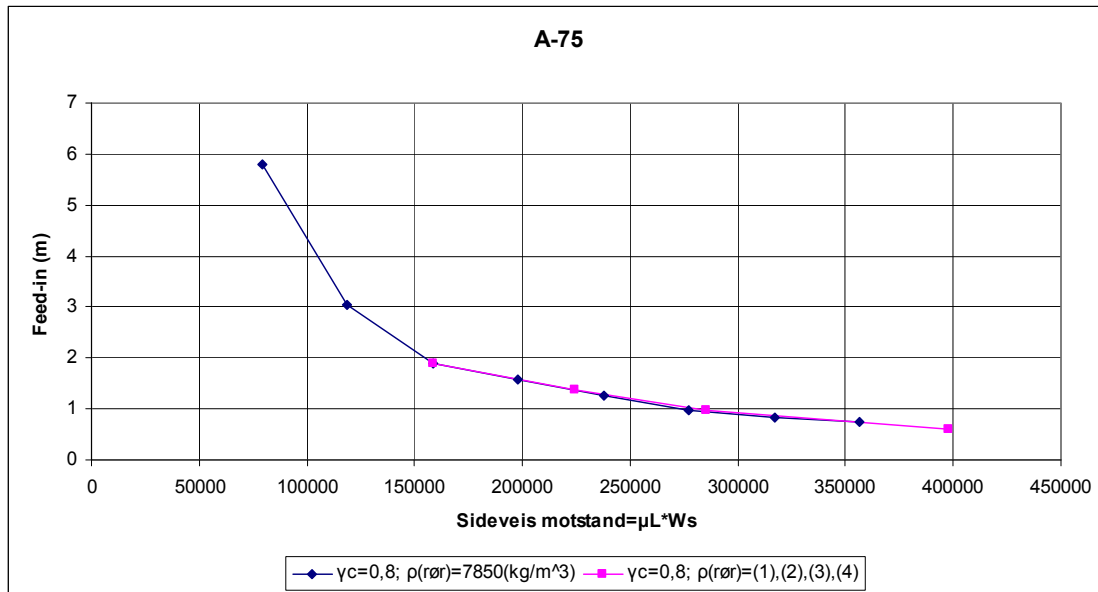
Dette kan gjøres ved å innføre en sideveismotstand som finnes ved å gange nedsenket vekt med sideveis friksjon. Alle fire nedsenkete vekt ble kontrollert både i Abaqus og med håndberegningene. Resultatene er illustrert i tabell 5.7.

**Tabell 5.7.** Oversikt over beregning av sideveismotstand ut i fra 4 forskjellige tettheter.

$\rho_{\text{rør}}$	$W_s$	$\mu_L$	Sideveismots $\tan d = W_s \cdot \mu_L$
$\rho_{\text{rør}}(1) = 7850(\text{kg} / \text{m}^3)$	396127 (N)	0,4	158451 (N)
$\rho_{\text{rør}}(2) = 10000(\text{kg} / \text{m}^3)$	560347 (N)	0,4	224139 (N)
$\rho_{\text{rør}}(3) = 12000(\text{kg} / \text{m}^3)$	712794,6 (N)	0,4	285118 (N)
$\rho_{\text{rør}}(4) = 15700(\text{kg} / \text{m}^3)$	995322,6 (N)	0,4	398129 (N)

Ved å gjøre det på følgende måte blir det etablert en ny kurve som ligger på den opprinnelige kurve. Dette er vist i figur 5.16.





**Figur 5.16.** En felles kurve for alle mulige rørets tettheter.

### Konklusjon:

Ved å innføre sideveismotstand har det blitt etablert en kurve som beskriver sammenheng mellom sideveismotstand og feed-in. I den nye kurven finnes det ikke begrensinger ved valg av neddykket vekt til rørledninger, men i tilfellene med sideveisfriksjon er det begrensning i et bestemt neddykket vekt.

## 5.5. Utvikling av grafisk løsning for å estimere $\gamma_c$ .

### Bakgrunn:

Når analyse for global knekking skal utføres er det slik at rørlednings - ingeniører får verdiene på sideveisfriksjon fra geoteknikere. Verdiene på sideveisfriksjon er et estimat og regnes ut som UB, BE og LB. Ved hjelp av disse verdiene bestemmes feed-in og en  $\gamma_c$ . Vanligvis gjettes det på  $\gamma_c$  verdien ut i fra flere års erfaring i en tidlig stadium, men beregnes ved nøyaktig prosjektering.

**For å finne en nøyaktig  $\gamma_c$  må følgende beregninger gjøres [1]:**

$$CoV_L = \frac{1}{M_{BE}} \cdot \frac{M_{UB} - M_{LB}}{n_L} \quad (5.0)$$

$$CoV = \sqrt{CoV_L^2 + CoV_B^2} \quad (5.1)$$

$$\gamma_c = [0,8; 0,72 \cdot (1 + 2 \cdot CoV)] \quad (5.2)$$

Tillatte momenter som er brukt i formel (5.0) hentes ut i fra oppgitte UB, BE og LB.

### **Utvikling av grafisk løsning:**

Hensikten med utvikling av løsningen som kan hjelpe til å estimere en  $\gamma_c$  for bruk i tidlig prosjektering som vil hjelpe med å finne en nøyaktig feed-in og muligheten ved å unngå elementanalyser. En liknende løsning har blitt utviklet grafisk.

### **Første tilfelle:**

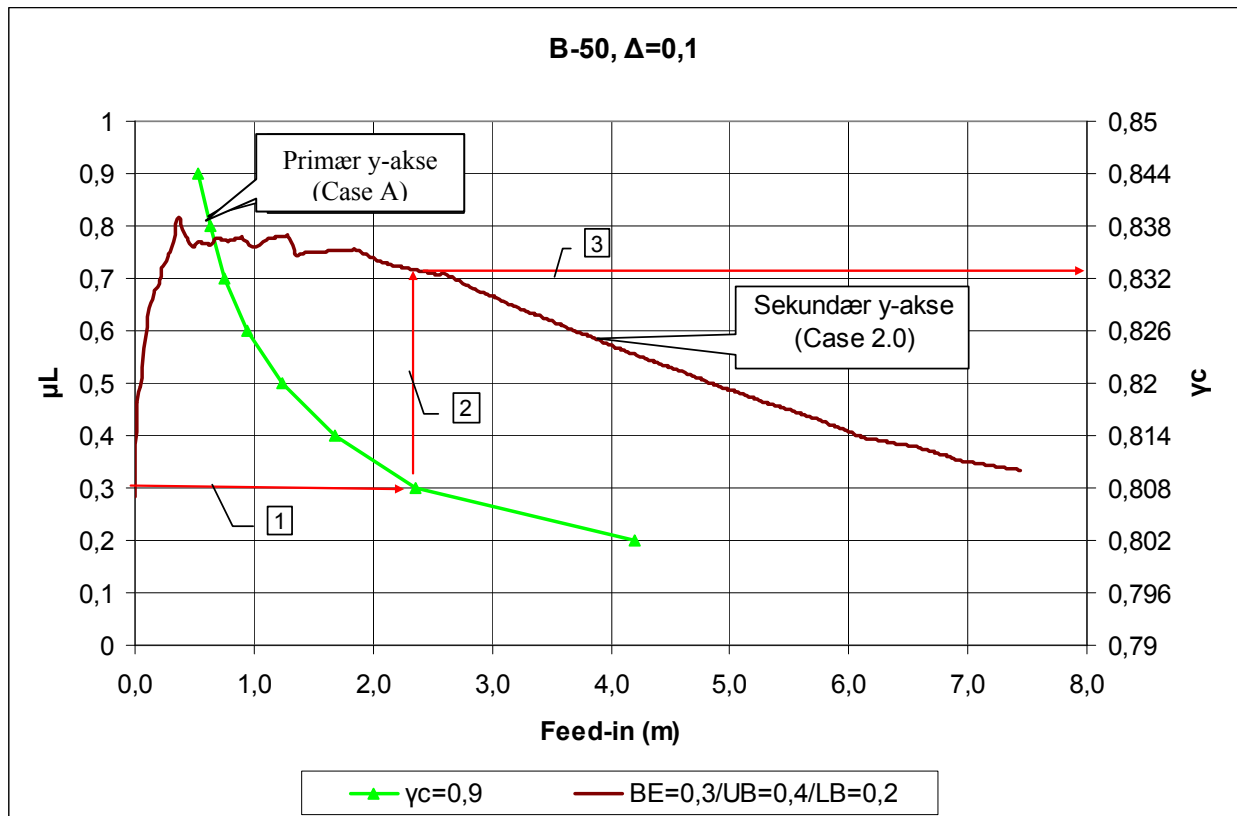
Figur 5.17. forklarer et enkelt tilfelle. Har ble det brukt 2 caser. Case "A" er forholdet mellom sideveis friksjon og feed-in for en antatt  $\gamma_c=0,9$ . Case 2.0 er et forhold mellom feed-in og  $\gamma_c$  for BE for sideveis friksjon lik 0,3. Spredningen ( $\Delta$ ) mellom BE og UB og LB er 0,1, dvs. BE=0,3, LB=0,2 og UB=0,4.

Case "A" ble bygd ut i fra å anta en  $\gamma_c$  på 0,9. Etter det ble case "A" med sideveis friksjon fra 0,2 til 0,9 kjørt i Abaqus til å finne tillatt feed-in.

For å bygge opp case 2.0 ble det kjørt analyser med tilsvarende verdiene på BE, LB og UB i Abaqus som gir tillate bøyemomenter ved de gitte sideveis friksjonene. Momenter som ble hentet fra Abaqus brukes i formuler (5.0.-5.2.) for å beregne  $\gamma_c$ . Tilsvarende feed-in hentes fra Abaqus for å tegne kurven som tilsvare case 2.0.

Etter at begge kurvene plassert i samme graf kan det trekkes en linje fra 0,3 på primær y-akse (den verdi tilsvarer BE=0,3) til den treffer kurven som tilsvarer case "A" (se rød linje 1). Der etter trekkes en ny linje opp til case 2 treffes (se den rød linje 2). Og for å finne  $\gamma_c$  trekkes siste linje 3 mot sekundær y-akse. Her finner vi en verdi av  $\gamma_c=0,83$ .

Dette viser at antagelse på  $\gamma_c=0,9$  i case "A" er konservativ. For å finne en mindre konservativ verdi av  $\gamma_c$  for det gitte tilfelle må det kjøres flere caser (tilsvarende case "A") med  $\gamma_c$  faktor som går mot 0,8 som er minste verdi av  $\gamma_c$ .

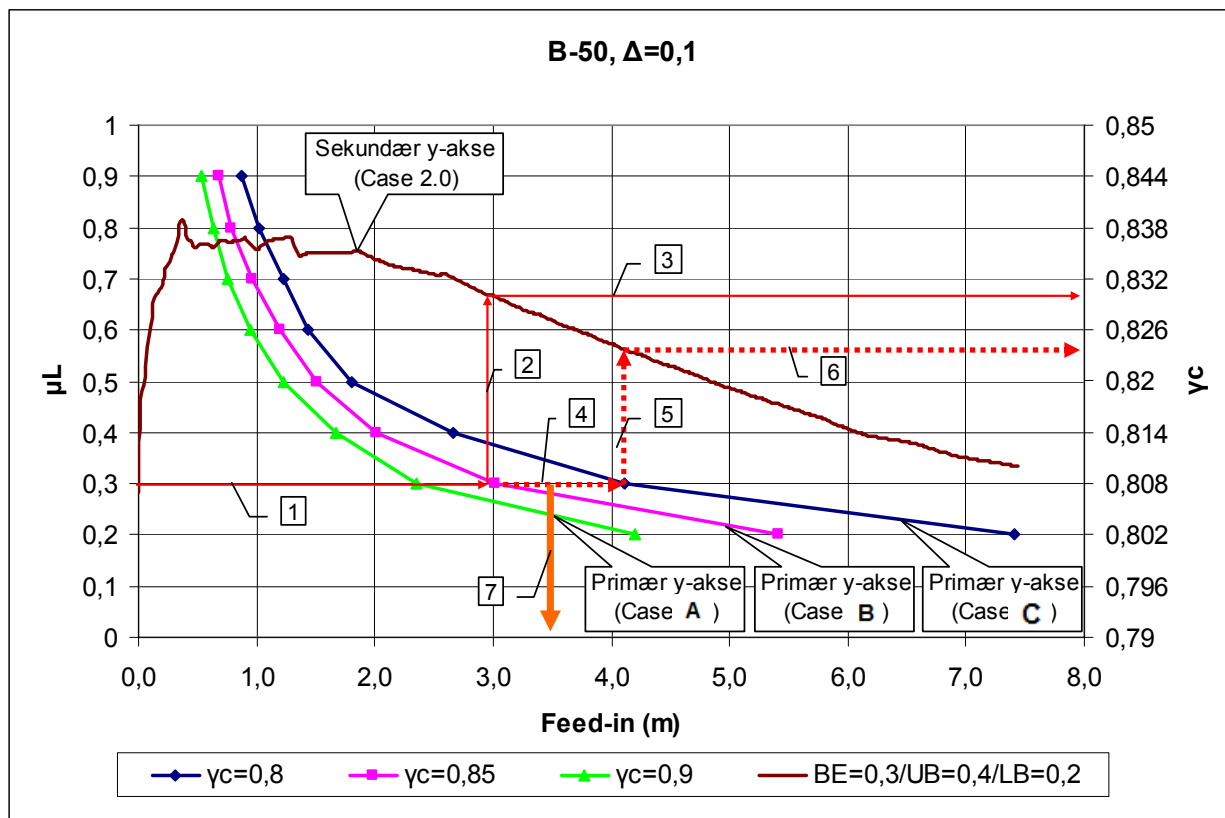


**Figur 5.17.** Sammensetning av et tilfelle med 2 caser.

### Andre tilfelle:

Forrige grafen konkluderte med at case "A" med en antatt  $\gamma_c=0,9$  er konservativt for case 2.0, derfor er det mulig å gå til en annen case med en lavere  $\gamma_c$  verdi. Dette ble gjort med å innføre casene "B" og "C", se figur 5.18.

Nå trekkes linje 1 til case "B" som tilsvarer en  $\gamma_c=0,85$ . Fortsetter oppover til case 2.0 (linje 2) og til venstre (linje 3) mot sekundær y-aksen. Verdien til funnet  $\gamma_c$  ligger på ca. 0,83 som er lavere en case 1.1 ble kjørt med, derfor er det mulig å fortsette på neste case, case "C" med en gjettet  $\gamma_c=0,8$ . Ved å fortsette til case "C" (linje 4) også opp til case 2.0 (linje 5) og til sekundær y-akse (linje 6), avleses  $\gamma_c$  verdi som er lik ca. 0,824. Dette er høyere en case "C" ble kjørt med, men ut i fra at case "C" ble kjørt med minste  $\gamma_c=0,8$ , betraktes det at resultatanten på  $\gamma_c=0,824$  for case 2.0 med  $BE=0,3$  er ganske nøyaktig og kan brukes i tidlig stadium ved global knekking analyse. Det vil si at den ny kurven skal ligge mellom case "B" og "C", som tilsvarer feed-in på ca. 3,5 meter (linje 7).



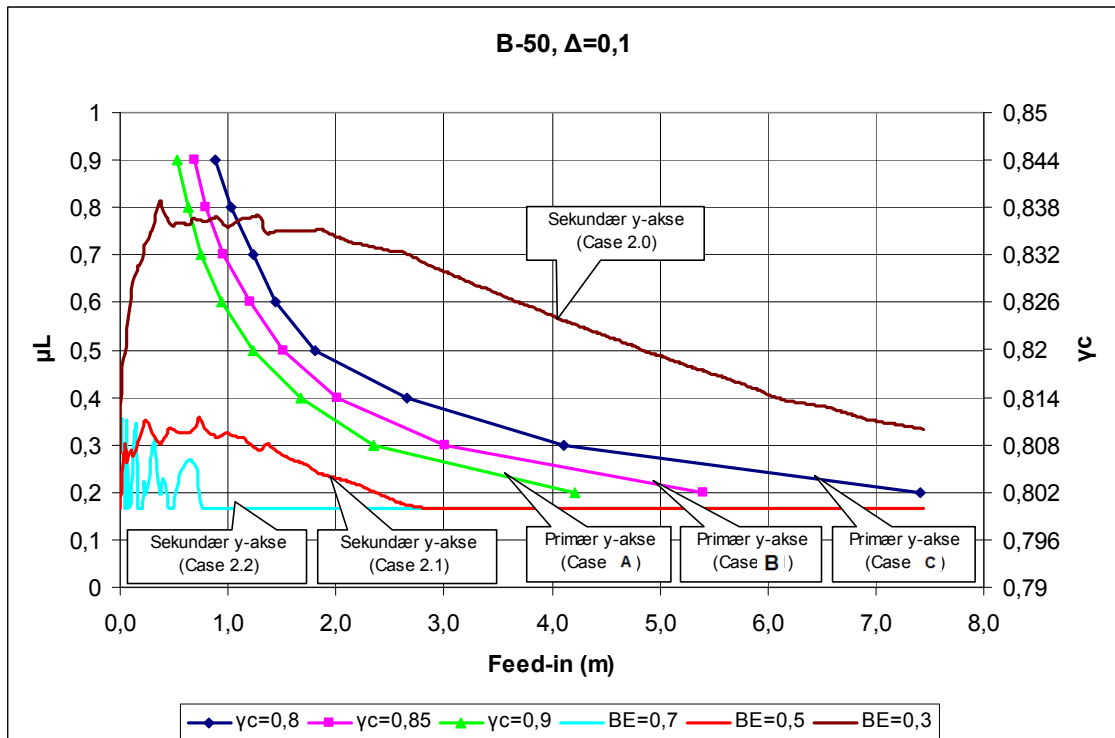
**Figur 5.18.** Grafisk løsning for et tilfelle med  $BE=0,3$  og tre antatt  $\gamma_c$  verdier.

### Konklusjon:

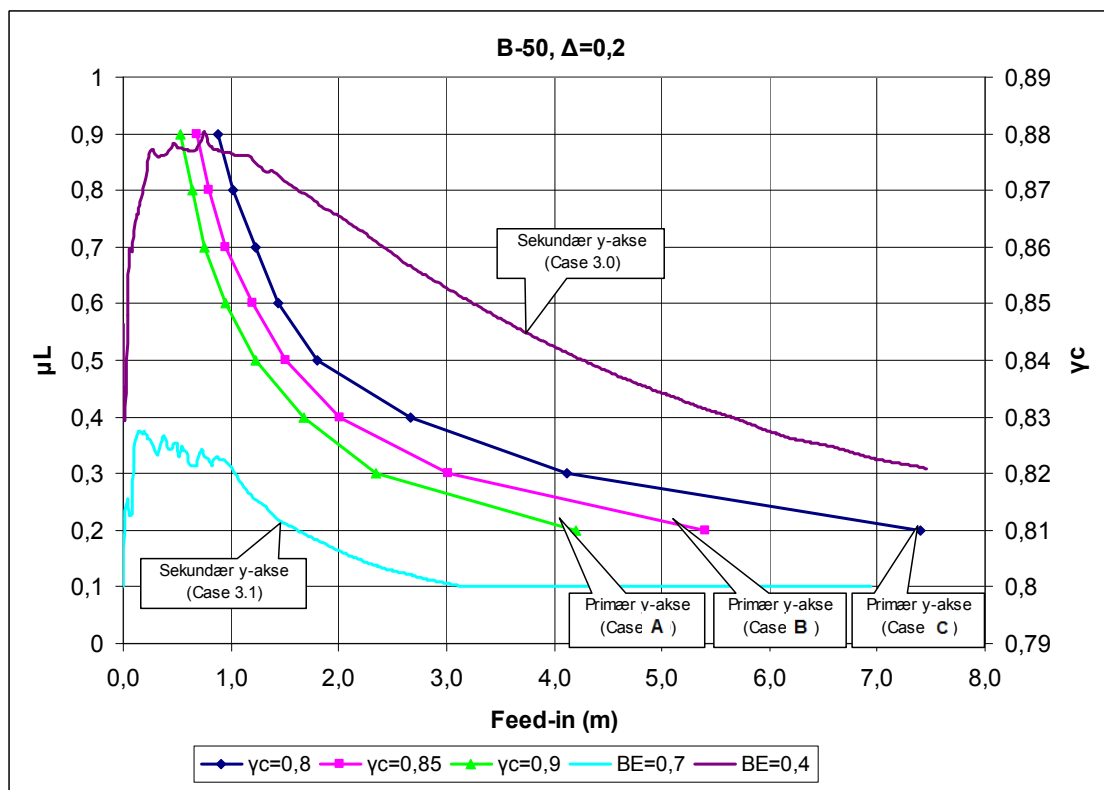
Ut i fra figur 5.18. kan det observeres at en feil antatt på en  $\gamma_c$  faktor vil føre til en unøyaktig feed-in i en tidlig stadium. Som eksempel kan det tas case "A" med en  $\gamma_c = 0,9$  som gir feed-in på ca. 2,3 meter og case "C" med  $\gamma_c = 0,8$  som gir feed-in på 4,1 meter. Differansen ligger på 1,8 meter. Ved å bruke metode med grafisk løsning kan man unngå beregninger og redusere muligheten for feilestimering.

Figurer under (5.19. og 5.20.) viser flere tilfeller ved forskjellige spredninger sideveisfriksjon ( $\Delta=0,1$  og  $0,2$ ).

Ved å studere analyseresultatene viser det seg at jo høyere BE verdig, jo lavere  $\gamma_c$  avleses av grafene. Dette er en viktig observasjon for kontroll av resultatene.



**Figur 5.19.** Geometri B-50 med spredning ( $\Delta$ ) på 0,1 fra BE, 3 caser med ulike  $\gamma_c$  og tre caser med ulike BE.



**Figur 5.20.** Geometri B-50 med spredning ( $\Delta$ ) på 0,2 fra BE, 3 caser med ulike  $\gamma_c$  og to caser med ulike BE.

### **Forutsetninger:**

- Alle casene ble analysert med samme nedsenket vekt.
- Gjelder kun for oppgitte BE verdi og oppgitt spredning.
- Gjelder kun for geometri B og trykk utnyttelse på 50 %.
- Gjelder kun for materialet DNV-450.

## **6. Kapittel 6**

### **6.1. Konklusjon**

For å utarbeide en framgangsmetode hvor det skulle utarbeides et enkelt modell som skal kjøre global knekkingsanalyser ble det brukt Abaqus, versjon 6.10. Lære å bruke Abaqus var en del av oppgaven. Generert FE modell ble utarbeidet og sammenlignet mot DNV's FE modell med samme inputparametrene. Resultatene er presentert i kapittel 4. Resultatene er presentert både grafisk og analytisk. Resultatene fra Generert FE modell er veldig like med resultatene fra DNV's FE modell. Etter sammenligning regnes Genererte FE modell pålitelig og riktig modellert og kan brukes videre i analysene.

For å se nøye på responsen av sideveis global knekking ble det analysert tre geometrier, figur 5.1. Alle tre modellene ble kjørt med tre forskjellige trykk utnyttelser på 50, 75 og 100 %. Ut i fra dette ønskes det å se på hvordan indre trykket vil påvirke hovedparameteren feed-in ( $\delta$ ). I tillegg til forskjellige trykkutnyttelser ble geometriene vurdert for forskjellige  $\gamma_c$  faktorer.

Ved å vurdere resultatene kan det konkluderes at indre trykket har veldig liten betydning for mengden av feed-in for alle typer geometri. Mengden av feed-in blir uforandret ved å forandre på indre trykket. Differanse er veldig liten og kan regnes som ubetydelig. Denne observasjon er i samsvar med [12].

Det ble gjennomført analyser på forskjellige tettheter av rørledningen som gir utslag neddykket vekt av rørledningen. Dette var ønske å utarbeide en felles kurve for forskjellige tettheter for en bestemt sideveis friksjon. Måten det ble gjort på er å plote en ny parameter - sideveismotstand. Sideveismotstand er en multiplikasjon av sideveisfriksjon og neddykket vekt. Ved å gjøre det på følgende måte har det blitt etablert en felles kurve. I den nye kurven finnes det ikke begrensinger ved valg av neddykket vekt til rørledninger, men i tilfellene med sideveisfriksjon er det begrensing i et bestemt neddykket vekt.

Dette har blitt vurdert tre  $\gamma_c$  faktorer (0,8; 0,85; 0,9) for å analysere tre gitte geometriene. Derfor er det ønskelig å se på hvilken har  $\gamma_c$  på feed-in.

Dette har blitt observert på at lav  $\gamma_c$  gir stor feed-in. Dette er en viktig observasjon med tanke på en tidlig stadium hvor det gjettes på  $\gamma_c$ . Etter å ha sett på grafiske resultatene i avsnitt 5.3. viser det seg at alle geometriene har ganske lik spredning ved de forskjellige  $\gamma_c$  faktorer. Det vil si at samme tendensen skal observeres i alle typer geometrier.

Det ble utarbeidet en grafisk løsning for å estimere  $\gamma_c$  som kan for eksempel benyttes ved en tidlig faseprosjektering av global knekking. Resultatene fra avsnitt 5.5. viser at en unøyaktig estimering av  $\gamma_c$  kan gi en unøyaktig feed-in. Ved å følge rutiner som er beskrevet i avsnitt 5.5. vil det bli estimert en mer nøyaktig  $\gamma_c$  for gjeldende tilfelle. Med denne metoden kan prosjekterings tid forkortes, og videre kan elementanalyser unngås ved en tidlig faseprosjektering.

## 6.2. Videre arbeid

Som videre arbeid kan det utvikles en algoritme for alle mulige modeller/caser, slik at det kan brukes på enklest mulig måte.

Ved å ta utgangspunktet i resultatene som er presentert i oppgaven kan det kjøres flere caser med utgangspunktet i det mest brukte parametrene basert på erfaring. Ved å få flere resultater fra mest brukte caser kan det etableres et regneark som vil tegne opp grafisk løsning. Da kan ønskede verdier avleses direkte fra grafen. Dette vil være tilstrekkelig for prosjektering i tidlig stadium. Se effekten av andre materialer enn DNV – 450.

## 7. Referanser

### **Standarder og artikler [nummer]:**

1. Offshore Standard: DNV-OS-F101, "Submarine pipeline System", October 2007
2. Recommended Practice: DNV-RP-F110 "Global Buckling of Submarine Pipelines – Structural Design Due to High Pressure / High Temperature", October 2007
3. Hobbs R. E. (1984), "In-service Buckling of Heated Pipelines", ASCE Journal of Transportation Engineering, vol. 110, side 175-189, March 1984
4. Hobbs R.E. and Leiny F. (1989), "Thermal Buckling of Pipelines Close to Restraints", Proceedings of the 9th Int. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, ASME, The Hague, 1989
5. Fyrileiv O. og Collberg L. (2005), "Influence of Pressure in Pipeline Design – Effective Axial Force", Proceedings of OMAE, Greece, June 2005
6. Røneid S. and Collberg L. (2008), "Global Buckling of Submarine Pipelines – Design Performed Based on DNV-RP-F110", Proceedings of the ASME 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Portugal, June 2008
7. ABAQUS, Version 6.10 Documentation.
8. D. Bruton, D. White og C. Cheuk (2006), "Pipe/Soil Interaction Behaviour During Lateral Buckling, Including Large-Amplitude Cyclic Displacement Tests by the Safebuck JIP", Houston, Texas, USA, 1-4 May 2006
9. Røneid S. (2008), Technical Report, "Global Buckling Analysis whit Abaqus", Høvik, Norway, May 2008.
10. Kristiansen. N. Ø., Peek. R., og Tørnes. K. (2005), "Designed buckling for HP/HT pipelines", October 2005'
11. Ramberg, W., & Osgood, W. R. (1943). Description of stress-strain curves by three parameters. Technical Note No. 902, National Advisory Committee For Aeronautics, Washington DC
12. Bayat. A. (2009). "Global Buckling of Submarine Pipelines", Master Thesis in the international Master's Programme Solid and Fluid Mechanics, Göteborg, Sweden, 2009
13. Amdal. L. W og Brynildsen. J. A. (2007) "Analysestrategi for ekspansjon av HP/HT- rørledninger", Institutt for konstruksjonsteknikk, NTNU, Trondheim, 2007



**Internett kilder (nummer):**

1. <http://pipeng.com/index.php/tsps/itdmotbucg002a/detail>
2. <http://nptel.iitm.ac.in/courses/Webcourse-contents/IIT-ROORKEE/strength%20of%20materials/lects%20&%20pics/image/lect15/lecture15.htm>
3. [http://www.ask.com/wiki/Ramberg-Osgood\\_relationship](http://www.ask.com/wiki/Ramberg-Osgood_relationship)
4. Bildet fra forsiden: <http://www.offshore-mag.com/etc/medialib/offshore/2010/may.Par.56992.Image.500.204.1.gif>

# **VEDLEGG**

## 8. Vedlegg

Inputfilen for analyse av global knekking for rørledninger på havbunn som er utsatt for HT/HP i Abaqus. NB - Det var ikke mulig å bruke norske bokstaver i inputfilen.

Eksempel beskriver Generert modell som ble sammenlignet med modell fra DNV.

```
** -----
**
** Rorledningen = 600 m (legges til symmetri på slutten)
**
** -----
**
** Oversikt over modellen
** Modellert av: Roman Artemov
**
*Preprint, echo=NO, model=NO, history=YES, contact=YES
**
** -----
**
** Generering av rørlednings noder og elementer (lengden er 600m, husk
symmetri)
**
*NODE
  1,      0, 0, -380
 301,  300, 0, -380
*NGEN, NSET=rørlednings_noder
  1, 301
*ELEMENT, TYPE=PIPE31H
  1, 1, 2
*ELGEN, ELSET=rørets_elementer
  1, 300
**
*SURFACE, NAME=pipeline_overflate, TYPE=ELEMENT
  rørets_elementer
**
*BEAM SECTION, SECTION=PIPE, ELSET=rørets_elementer, MATERIAL=material_test1
** radius_out,   thickness
           0.184,     0.024
** 1st   2nd   3rd   direction cosines of the first beam section axis
     0,    0,    1
** Number of integration points (for røret i rommet må ha 8 punkter)
     8
*NSET, NSET=midten_rørlednings_noder
  151
*NSET, NSET=venstre_rørlednings_noder
   1
*NSET, NSET=hoyre_rørlednings_noder
  301
**
** -----
**
** Generering av noder og elementer for havbunn
**
*NODE, NSET=havbunn_noder
 1001, -400,  20, -400
 1002,  400,  20, -400
 1003,  400, -20, -400
 1004, -400, -20, -400
*ELEMENT, TYPE=R3D4, ELSET=havbunn_elementer
```

```

1001, 1001, 1002, 1003, 1004
*NSET, NSET=havbunn_referanse_punkt
1001
**
*SURFACE, NAME=havbunn_overflate, TYPE=ELEMENT
havbunn_elementer, SNEG
**
** Referanse punkt for hard overflate (rigid body)
**
*RIGID BODY, REF NODE=havbunn_referanse_punkt, ELSET=havbunn_elementer
**
** -----
**
** Definerer noder under havbunn for å koble på fjaer (2 noder i hver ende av
roret)
**
*NODE, NSET=venstre_node_under_havbunn
2001, 0,0,-430
*NODE, NSET=hoyre_node_under_havbunn
2301, 300,0,-430
*NGEN, NSET=alle_under_noder
2001,2301,10
**
** -----
**
** Definerer fjaer som skal sørge for legging av roret paa havbunnet
**
*ELEMENT, TYPE=SPRING2
3001, 1, 2001
*ELGEN, ELSET=fjaer_elementer
3001, 31,10
**
** definerer fjaerens oppførsel og legging på havbunn
**
*SPRING, NONLINEAR, ELSET=fjaer_elementer
**   Dof_1st_node   Dof_2nd_node
           3,           3
**   Force [N/m],   Relative Disp. [m]
           -5e20,       -50
           0,           0
           0,           50
**
** -----
**
** Definerer fjær med kontakt på havbunn som skal utløse knekking
**
*NODE, NSET=fjaer_slutt
4001, 300, 15, -400
**
** -----
**
** Definisjon av FJÆR for å utløse buckle
**
*ELEMENT, TYPE=SPRING2, ELSET=utloser_fjaer
4001, 301, 4001
**
** definerer fjær oppførsel (påfører kraft for å starte buckle)
**
*SPRING, NONLINEAR, ELSET=utloser_fjaer
**   Dof_1st_node   Dof_2nd_node
           2,           2

```

```

** Force [N/m], Relative Disp. [m]
      -1e20,      -1
         0,         0
         0,         1
**
** -----
**
** Definerer noder for innmating(feed-in) kun på høyre siden
**
** *NODE, NSET=hoyre_feed_in
      5002, -5, 0, -400
**
** -----
**
** Definerer FJÆR for feed-in (2 stikker)
**
** *ELEMENT, TYPE=SPRING2, ELSET=feed_in_fjaer
      5002, 5002, 1
**
** Definerer fjær oppførsel
**
** *SPRING, NONLINEAR, ELSET=feed_in_fjaer
**   Dof_1st_node   Dof_2nd_node
**           1,           1
** Force [N/m], Relative Disp. [m]
           0,           -1
           0,           0
      1e+20,           1
**
** -----
**
** Material
**
** *MATERIAL, NAME=material_test1
** *Density
      7850
** *Elastic, TYPE=ISOTROPIC
      2.07e+11, 0.3
** *Expansion
      1.118e-05
** *Plastic
      2.64E+08, 0.000E+00
           2.74E+08, 3.315E-05
           2.84E+08, 5.635E-05
           2.94E+08, 9.316E-05
           3.04E+08, 1.506E-04
           3.14E+08, 2.388E-04
           3.25E+08, 3.725E-04
           3.35E+08, 5.724E-04
           3.45E+08, 8.677E-04
           3.55E+08, 1.299E-03
           3.65E+08, 1.922E-03
           3.76E+08, 2.812E-03
           3.86E+08, 4.072E-03
           3.97E+08, 5.838E-03
           4.08E+08, 8.291E-03
           4.20E+08, 1.167E-02
           4.32E+08, 1.627E-02
           4.45E+08, 2.250E-02
           4.59E+08, 3.086E-02
           4.74E+08, 4.194E-02

```

```

4.92E+08,    5.653E-02
5.12E+08,    7.552E-02
5.36E+08,    9.998E-02
**
** -----
**
** Egenskaper For Interaksjon
**
** *SURFACE INTERACTION, NAME=IntProp-1
** Definerer friksjon
**
** *SURFACE BEHAVIOR, PRESSURE-OVERCLOSURE=HARD
**
** *Friction, slip tolerance=0.005, anisotropic
**   Axial, Lateral
**     0.207, 0.56
**
** -----
**
** Definerer AQUA Egenskaper
**
** *AQUA
** seabed el., water surface el.,    g, Density [kg/m3]
**   -1000,                0, 9.81, 1026
**
** -----
**
** Forste vilkaar og historie data
**
** Setter Opp start TEMPERATURE
**
** *INITIAL CONDITIONS, TYPE=TEMPERATURE
** NODE SET/NODE NO., T0
**   rorlednings_noder, 0
**
**
** Grensebetingelser ved oppstart
**
** *Boundary
**   node number/node set,    First Dof, Last Dof, disp.
**     rorlednings_noder,        1,      2,      0
**     rorlednings_noder,        4,      6,      0
**     havbunn_referanse_punkt,   1,      6,      0
**     alle_under_noder,          1,      6,      0
**     fjaer_slutt,              1,      6,      0
**
**     hoyre_feed_in,            1,      6,      0
**
**
** Definerer INTERAKSJON ved STARTEN
**
** *Contact Pair, INTERACTION=IntProp-1, TYPE=NODE TO SURFACE
**   slave surface,    master surface
**     pipeline_overflate,    havbunn_overflate
**
** -----
**
** STEP-1: Gravitasjon,plus Aqua (ser bort fra innhold)
**
** *Step, NAME=Step-1, NLGEOM=YES
Apply Gravity

```

```

*Static
0.01, 1., 1e-10, 1.
**
**Fjerner feed-in fjaer i forste omgang
**
*MODEL CHANGE, REMOVE, TYPE=ELEMENT
  feed_in_fjaer
**
** GRENSEBETINGELSER = No change
**
** LOADS
**
*Dload
**  el no./ el set, TYPE, M, D_out, content_density, D_in, Free surface
elevation of the fluid inside the element
  rorets_elementer, PB, 1, 0.368, 0, 0.320, 0
  rorets_elementer, GRAV, 9.81, 0, 0, -1.
**
**
** OUTPUT REQUESTS
**
*Restart, write, frequency=0
**
** FIELD OUTPUT: F-Output-1
**
*Output, field, variable=ALL
**
** HISTORY OUTPUT: H-Output-1
**
*Output, history, variable=ALL
*End Step
**
** -----
**
** STEP-2: Legging av ror på havbunn
**
*Step, NAME=Step-2, NLGEOM=YES
Legging av ror på havbunn
*Static
0.01, 1., 1e-10, 1.
**
** GRENSEBETINGELSER = No change
**
*Boundary
**      node number/node set,      First Dof, Last Dof, disp.
      alle_under_noder,           3,          3,   -30
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-3: Fjerner fjær som brukes ved legging av roret
**
*Step, NAME=Step-3, NLGEOM=YES
Fjerner fjaer som brukes ved legging av roret
*Static
0.1, 1., 1e-10, 1.
**
** GRENSEBETINGELSER = No change
**
*MODEL CHANGE, REMOVE, TYPE=ELEMENT

```

```

fjaer_elementer
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-4: Fastsette alle rorets noder
**
*Step, NAME=Step-4, NLGEOM=YES
Fastsette alle rorets noder
*Static
0.1, 1., 1e-10, 1.
**
** GRENSEBETINGELSER - fastsetter de nodene som er viktig
**
*Boundary, OP=NEW, FIXED
**   node number/node set,   First Dof, Last Dof, disp.
           1,           1,       2,       0
           1,           4,       6,       0
          301,           1,       2,       0
          301,           4,       6,       0
havbunn_referanse_punkt,   1,       6,       0
    alle_under_noder,     1,       6,       0
        fjaer_slutt,     1,       6,       0
        hoyre_feed_in,   1,       6,       0
**
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-5: Fjerner kontakt med havbunn (Rorets nodene er faste fra alle
forskyvninger og rotasjoner (for å holde seg på plass når havbunnen er
fjernet).
**
*Step, NAME=Step-5, NLGEOM=YES
Fjerner kontakt med havbunn
*Static
0.01, 1., 1e-10, 1.
**
*Boundary, OP=NEW, FIXED
**   node number/node set,   First Dof, Last Dof, disp.
    rorlednings_noder,     1,       6,       0
havbunn_referanse_punkt,   1,       6,       0
    alle_under_noder,     1,       6,       0
        fjaer_slutt,     1,       6,       0
        hoyre_feed_in,   1,       6,       0
**
*MODEL CHANGE, TYPE=CONTACT PAIR, REMOVE
**   slave surface,   master surface
    pipeline_overflate,   havbunn_overflate
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-6: Aktiverer kontakt med havbunn
**
*Step, NAME=Step-6, NLGEOM=YES
Aktiverer kontakt med havbunn
*Static

```



```

0.01, 1., 1e-10, 1.
**
*Boundary, OP=NEW, FIXED
**   node number/node set,   First Dof, Last Dof, disp.
           1,           1,           2,           0
           1,           4,           6,           0
           301,          1,           2,           0
           301,          4,           6,           0
havbunn_referense_punkt,    1,           6,           0
  alle_under_noder,        1,           6,           0
    fjaer_slutt,          1,           6,           0
    hoyre_feed_in,        1,           6,           0
**
** Reactivate contact pair (SLAVE1, MASTER1)
*MODEL CHANGE, TYPE=CONTACT PAIR, ADD
**   slave surface,   master surface
    pipeline_overflate,   havbunn_overflate
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-7: Fjerner aksial friksjon
**
*Step, NAME=Step-7, NLGEOM=YES
Fjerner aksial friksjon
*Static
0.01, 1., 1e-10, 1.
**
**
*CHANGE FRICTION, INTERACTION=IntProp-1
*Friction, slip tolerance=0.005, anisotropic
**   Axial, Lateral
           0.0,   0.56
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-8: Aktivere imperfeksjon
**
*Step, NAME=Step-8, NLGEOM=YES
Aktivee imperfeksjon
*Static
0.01, 1., 1e-10, 1.
**
** GRENSEBETINGELSER = setter paa inperfeksjon paa 0.8 meter ( se ogsaa paa
node 1 og 301 i x retning, maa ha mins en som er satt paa)
**
*Boundary, OP=NEW
**   node number/node set,   First Dof, Last Dof, disp.
           1,           2,           2,           0
           1,           4,           6,           0
           301,          2,           2,           0
           301,          4,           6,           0
havbunn_referense_punkt,    1,           6,           0
  alle_under_noder,        3,           3,          -30
    301,                   1,           1,           0
    fjaer_slutt,          1,           1,           0
    fjaer_slutt,          2,           2,           0.8
    fjaer_slutt,          3,           6,           0

```

```

                hoyre_feed_in,          1,          6,          0
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-9: fastsette ender (dette gjøres for aa frigjøre andre noder)
**
*Step, NAME=Step-9, NLGEOM=YES
fastsette ender
*Static
0.01, 1., 1e-10, 1.
**
**
*Boundary, OP=NEW, FIXED
** node number/node set,      First Dof, Last Dof, disp.
                1,          1,          2,          0
                1,          4,          6,          0
                301,         1,          2,          0
                301,         4,          6,          0
havbunn_referanse_punkt,      1,          6,          0
alle_under_noder,            3,          3,          0
fjaer_slutt,                  1,          6,          0
hoyre_feed_in,                1,          6,          0
**
**
**CHANGE FRICTION, INTERACTION=IntProp-1, RESET
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-10: Gjenopprette aksial friksjon
**
*Step, NAME=Step-10, NLGEOM=YES
Gjenopprette aksial friksjon
*Static
0.01, 1., 1e-10, 1.
**
**
*CHANGE FRICTION, INTERACTION=IntProp-1, RESET
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-11: Sette paa oppdrift og innholds vekt
**
*Step, NAME=Step-11, NLGEOM=YES
Sette paa oppdrift og innholds vekt
*Static
0.01, 1., 1e-10, 1.
**
** GRENSEBETINGELSER = No change
**
** LOADS
**
*Dload
** el no./ el set, TYPE, M, D_out, content_density, D_in, Free surface
elevation of the fluid inside the element
  rorets_elementer,  PB, 1, 0.368,          471, 0.320, 0

```

```

**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-12: Sette paa indre trykk
**
*Step, NAME=Step-12, NLGEOM=YES
Sette paa indre trykk
*Static
0.01, 1., 1e-10, 0.1
**
*Boundary, OP=NEW, FIXED
** node number/node set,      First Dof, Last Dof, disp.
           1,                2,      2,      0
           1,                4,      6,      0
          301,                2,      2,      0
          301,                4,      6,      0
havbunn_referense_punkt,      1,      6,      0
  alle_under_noder,          3,      3,      0
  fjaer_slutt,              1,      6,      0
  hoyre_feed_in,           1,      6,      0
**
** LOADs
**
*Dload
** el no./ el set, TYPE,      Magnitude, D_in
  rorets_elementer,  PI, 38299652.32, 0.320
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-13: Setter paa symmetrien
**
*Step, NAME=Step-13, NLGEOM=YES
Setter paa symmetrien
*Static
0.1, 1., 1e-10, 1.
**
** GRENSEBETINGELSER - bestemme symmetrien
**
*Boundary, OP=NEW, FIXED
** node number/node set,      First Dof, Last Dof, disp.
           1,                2,      2,      0
           1,                4,      6,      0
          301,                1,      1,      0
          301,                5,      6,      0
havbunn_referense_punkt,      1,      6,      0
  alle_under_noder,          1,      6,      0
  fjaer_slutt,              1,      6,      0
  hoyre_feed_in,           1,      6,      0
**
**
*End Step
**
** -----
**
** STEP-14: Tilforing av feed-inn
**
*Step, NAME=Step-14, NLGEOM=YES, INC=300

```

```
feed-in-stabilize
*Static, STABILIZE, FACTOR=100
0.001, 1., 1e-10, 0.05
*CONTROLS, PARAMETERS=FIELD
1,100,10
**
*MODEL CHANGE, ADD, TYPE=ELEMENT
  feed_in_fjaer
**
*Boundary
** node number/node set,      First Dof, Last Dof, disp.

      hoyre_feed_in,          1,          1,  1
**
** LOADs - No change
**
*End Step
**
** -----
```

# Framdriftsplan

Aktivitetsnavn	Start	Slutt	Januar		Februar		Mars		April		Mai	
			01.-10.	11.-20.	21.-31.	01.-10.	11.-20.	21.-28.	01.-10.	11.-20.	21.-30.	01.-10.
<b>1. Teorien</b>	14.jan	28.feb										
1.1. Hva er global knekking	14.jan	27.jan										
1.2. Krefter som virker på røret	21.jan	20.feb										
1.3. Rør-jord interaksjon	01.feb	10.feb										
1.4. Vekt av rørledningen i vannet	01.feb	10.feb										
1.5. Rørlednings oppføring under HT og HP	01.feb	28.feb										
1.6. Rørlednings respons på sideveis knekking	01.feb	20.feb										
1.7. Hobbs solutions	11.feb	28.feb										
1.8. Kriterier for design	11.feb	28.feb										
<b>2. Ikke linjeær FEM teorien</b>												
2.1. Beskrivelse av FEM	11.feb	20.mar										
2.2. Trinnene i analyse og valg av analyse prosedyrer	11.feb	20.feb										
2.3. Elementer som brukes i modellen	11.feb	28.feb										
2.4. Beskrivelse av alle delene av modell (sjøbunn, materiale, rør-jord)	21.feb	28.feb										
2.5. Validerer/klasifisere FEM	21.feb	20.mar										
2.6. Stabilitet (Dempning numerisk)	01.mar	20.mar										
<b>3. Modelering av modellen i Abaqus</b>												
3.1. Lære Abaqus (gå gjennom dokumentasjon)	21.feb	30.apr										
3.2. Lage sammenlignings FE modell og	21.feb	03.apr										
3.3. Forskning på Indre trykk	01.mar	31.mar										
3.4. Se på modellens respons med forskjellige Condition Load Effekt Factor ( % ), [0.8; 0.85; 0.9]	15.mar	31.mar										
3.5. Forskning på forskjellige nedsenket vekt	01.mar	10.apr										
3.6. Utvikling av grafisk løsning for å finne nøyaktig Condition Load Effekt Factor %	11.mar	31.mar										
3.7. Utvikling av grafisk løsning for å finne nøyaktig Condition Load Effekt Factor %	11.mar	30.apr										
<b>4. Rapportkriving</b>												