

# IKKE-LINEÆR ELEMENTANALYSE AV PIPE-SUPPORT UTSATT FOR ULYKKESLAST



Bjørgvin Justad



Mats Halleraker Amundsen

## VEILEDERE

Vidar Hellum, Universitetslektor for Universitetet i Agder

Christian Solheim, APL NOV

Kurt J. Furre, APL NOV

**Universitetet i Agder, 2024**

Fakultet for teknologi og realfag

Institutt for ingeniørvitenskap





## Obligatorisk egenerklæring/gruppeerklæring

Den enkelte student er selv ansvarlig for å sette seg inn i hva som er lovlige hjelpemidler, retningslinjer for bruk av disse og regler om kildebruk. Erklæringen skal bevisstgjøre studentene på deres ansvar og hvilke konsekvenser fusk kan medføre. Manglende erklæring fritar ikke studentene fra sitt ansvar.

1.	Jeg/vi erklærer herved at min/vår besvarelse er mitt/vårt eget arbeid, og at jeg/vi ikke har brukt andre kilder eller har mottatt annen hjelp enn det som er nevnt i besvarelsen.	Ja
2.	<b>Jeg/vi erklærer videre at denne besvarelsen:</b> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ikke har vært brukt til annen eksamen ved annen avdeling/universitet/høgskole innenlands eller utenlands.</li> <li>• Ikke refererer til andres arbeid uten at det er oppgitt.</li> <li>• Ikke refererer til eget tidligere arbeid uten at det er oppgitt.</li> <li>• Har alle referansene oppgitt i litteraturlisten.</li> <li>• Ikke er en kopi, duplikat eller avskrift av andres arbeid eller besvarelse.</li> </ul>	Ja
3.	Jeg/vi er kjent med at brudd på ovennevnte er å betrakte som fusk og kan medføre annullering av eksamen og utestengelse fra universiteter og høgskoler i Norge, jf. Universitets- og høgskoleloven §§4-7 og 4-8 og Forskrift om eksamen §§ 31.	Ja
4.	Jeg/vi er kjent med at alle innleverte oppgaver kan bli plagiatkontrollert.	Ja
5.	Jeg/vi er kjent med at Universitetet i Agder vil behandle alle saker hvor det forligger mistanke om fusk etter høgskolens retningslinjer for behandling av saker om fusk.	Ja
6.	Jeg/vi har satt oss inn i regler og retningslinjer i bruk av kilder og referanser på biblioteket sine nettsider.	Ja

## Publiseringsavtale

Fullmakt til elektronisk publisering av oppgaven Forfatter(ne) har opphavsrett til oppgaven. Det betyr blant annet enerett til å gjøre verket tilgjengelig for allmennheten (Åndsverkloven. §2).

Alle oppgaver som fyller kriteriene vil bli registrert og publisert i Brage Aura og på UiA sine nettsider med forfatter(ne)s godkjennelse.

Oppgaver som er unntatt offentlighet eller taushetsbelagt/konfidensiell vil ikke bli publisert.

Vi gir herved Universitetet i Agder en vederlagsfri rett til å gjøre oppgaven tilgjengelig for elektronisk publisering:	Ja
Er oppgaven båndlagt (konfidensiell)?	Nei
Er oppgaven unntatt offentlighet? (inneholder taushetsbelagt informasjon. jfr. Offl. §13/Fvl. §13)	Nei



# Forord

## **Bjørgvin Justad:**

Fem begivenhetsrike år med en reise fulle av oppturer og nedturer, med enormt mye læring både faglig men og som person. En stor takk går til min familie som har støttet meg gjennom hele løpet og alltid hatt troen på meg. At en enkel snekker fra Nord, som nå er blitt sivilingeniør viser at Alt er mulig. Jeg er også takknemlig for mine venner, som har tilført glede underveis. En spesiell takk til Mats, min studiemakker og gode venn igjennom masteren, med personlig vekst og mange verdifulle øyeblikk.

## **Mats Halleraker Amundsen:**

Jeg vil starte med å si at dette har vært en reise jeg ikke ville ha vært foruten. Det har vært fem tøffe år fylt med glede og sorg. Det har vært vanskelige stunder med COVID-19, samt stunder hvor nærhet har vært i fokus. Jeg er evig takknemlig for mine støttespillere rundt meg. Både familie og venner har hatt en stor påvirkning på de siste 5 årene, men kanskje aller mest er min samboer Anna. Jeg takker deg utrolig mye for at du har holdt ut med meg og for den støtten jeg har fått. Denne mastergraden hadde vært umulig uten deg! Jeg vil også takke min familie som jeg har hatt i ryggen alle 5 årene. Helt fra jeg flyttet ut av gutterommet i 2019, tilbake igjen i 2020, for så å flytte ut igjen i 2021. Dere har hjulpet meg og støttet meg ved alle svinger og humper. Tusen takk til alle som har gjort det mulig for meg å gjennomføre dette studiet, takk!

## **Gruppen:**

Ved levering av denne masteroppgaven vil vi takke for fem flotte år ved Universitetet i Agder. Dette har vært en lærerik reise for oss begge der vi har vokst som mennesker. Vi vil først og fremst takke vår veileder Vidar Hellum som har hjulpet oss med oppgaven. Vi takker for den gode veiledningen, latteren og motivasjonen. Vi vil også takke studieleder Ingrid Lande for motivasjon og hjelpsomheten rundt hele masterforløpet. Videre vil vi også takke alle andre støttefigurer på universitetet som har hjulpet oss langs veien.

## Summary

Offshore structures may be some of the most complex structures and are subjected to various and complex loads. Design of such structures is therefore of extreme importance to ensure the safety of workers and the environment. This master thesis will research the case of blast loads and how to design pipe-support accordingly with the following research question «*How will different design parameters effect the integrity of pipe-support structures subjected to blast loads*».

To investigate this topic we have completed non-linear finite element analysis with use of ANSYS. The case we have chose for this analysis is a pipe-support subjected to load from the pipe system reacting to the blast. The direct blast load pressure has been neglected for the pipe-support structure itself, since it has little effect on the overall integrity. The design parameters selected is local slenderness of column ( $B/t$ ), thickness of profile wall ( $t$ ), angle of load ( $\theta$ ) and length of column ( $L$ ). Our findings suggest that local slenderness will impact the structural integrity the most and is the leading factor. Low local slenderness gives higher capabilities for plastic behaviour before fracture. For thickness and length the results show little contribution to the factor, although this may be caused by differences in simulations and other uncertainties. Load angle show to have an effect where it is linear from  $0 - 15^\circ$  and constant from  $15 - 45^\circ$ . Furthermore it is shown that it is possible to generate factors that allow for 5%, 7.5% and 10% plastic strain. This is made possible due to the fact that non-linear analysis allow for plastic behaviour of the structure and gives a more realistic replication. For further work it is recommended to do dynamic analysis to establish greater realistic simulations.

# Innhold

Obligatorisk egenerklæring/gruppeerklæring	i
Publiseringsavtale	ii
Forord	iii
Summary	iv
Figurliste	x
Tabelliste	xii
<b>1 Innledning</b>	<b>1</b>
<b>2 Samfunnsperspektiv</b>	<b>3</b>
<b>3 Kunnskapsbakgrunn</b>	<b>4</b>
3.1 Pipe-support . . . . .	4
3.2 Konstruksjonsstål og dimensjonering etter regelverk . . . . .	4
3.2.1 Mekaniske egenskaper . . . . .	4
3.2.2 Dimensjonering etter DNV-OS-C101 . . . . .	5
3.3 Mises-kriteriet . . . . .	7
3.4 Elementmetoden . . . . .	8
3.4.1 3D element analyse . . . . .	13
3.5 Ikke-lineær elementanalyse . . . . .	15
3.5.1 Geometrisk ikke-linearitet . . . . .	16
3.5.2 Material ikke-linearitet . . . . .	17
3.5.3 Kinematisk ikke-linearitet . . . . .	17
3.6 Eksplosjonslaster . . . . .	18
<b>4 Forskerspørsmål</b>	<b>21</b>
4.1 Avgrensninger . . . . .	21
<b>5 Case</b>	<b>22</b>
<b>6 Metode</b>	<b>26</b>
6.1 Fremdriftsplan og veiledning . . . . .	26
6.1.1 Fremdriftsplan . . . . .	26
6.1.2 Veiledning . . . . .	26
6.2 Litteraturstudie . . . . .	27
6.3 Etablere materialkurver . . . . .	28
6.4 Forenkling av modell . . . . .	28
6.5 Designparametre . . . . .	29
6.6 Håndberegninger . . . . .	31
6.6.1 Statisk system . . . . .	32

6.6.2	Beregning av laster . . . . .	32
6.7	Prosedyre for ANSYS Analyse . . . . .	33
6.7.1	ANSYS . . . . .	33
6.7.2	Prosedyre . . . . .	33
6.8	Behandling av resultater . . . . .	43
6.8.1	Excel . . . . .	43
6.9	Plastisk Kapasitetsfaktor . . . . .	43
6.10	Verifisering av forenkling . . . . .	44
6.10.1	Utvalg av designparametere . . . . .	44
6.10.2	Deformasjonspåføring . . . . .	45
6.10.3	Geometriforenkling . . . . .	45
6.10.4	Lastforenkling . . . . .	45
6.11	Sensitivitetsanalyse . . . . .	46
6.12	Kunstig intelligens . . . . .	46
<b>7</b>	<b>Resultater</b>	<b>47</b>
7.1	Litteraturstudie . . . . .	47
7.2	Plastisk tøyingskurver . . . . .	47
7.2.1	Lokal slankhet $B/t$ . . . . .	48
7.2.2	Tykkelse $t$ . . . . .	49
7.2.3	Vinkel $\theta$ . . . . .	49
7.2.4	Lengde $L$ . . . . .	50
7.3	Verifisering . . . . .	50
7.3.1	Forenkling av geometri . . . . .	51
7.3.2	Sensitivitetsanalyse . . . . .	52
7.3.3	Lastpåføring . . . . .	52
7.3.4	Tilfeldige tester . . . . .	53
7.4	PKF, Tøyingskapasitet 5% , 7,5% og 10% . . . . .	54
7.4.1	Lokal slankhet $B/t$ . . . . .	54
7.4.2	Tykkelse $t$ . . . . .	55
7.4.3	Vinkel $\theta$ . . . . .	56
7.4.4	Lengde $L$ . . . . .	57
7.4.5	Etablering av PKF . . . . .	57
<b>8</b>	<b>Diskusjon</b>	<b>59</b>
8.1	Litteraturstudie . . . . .	59
8.2	Laster . . . . .	59
8.3	Analyser og designparametre . . . . .	60
8.3.1	Lokal slankhet . . . . .	60
8.3.2	Tykkelse . . . . .	60
8.3.3	Vinkel . . . . .	60
8.3.4	Lengde . . . . .	61
8.4	Mesh . . . . .	61
8.5	PKF . . . . .	61
8.5.1	Lokal slankhet . . . . .	62
8.5.2	Tykkelse . . . . .	62

8.5.3	Vinkel . . . . .	62
8.5.4	Lengde . . . . .	62
8.5.5	Tøyning, forskyvning og spenning . . . . .	62
8.6	Verifisering . . . . .	63
8.6.1	Forenkling av modell . . . . .	63
8.6.2	Tilfeldige profiler . . . . .	64
8.6.3	Sensitivitetsanalyse . . . . .	64
8.6.4	Forskyvning som lastpåføring . . . . .	65
8.7	Plastisk tøyningvolum . . . . .	65
8.8	Usikkerheter . . . . .	65
<b>9</b>	<b>Konklusjon</b>	<b>66</b>
9.1	Forskerspørsmål . . . . .	66
9.1.1	Underspørsmål . . . . .	66
<b>10</b>	<b>Anbefalinger</b>	<b>67</b>
10.0.1	Anbefalinger til oppdragsgiver . . . . .	67
10.0.2	Videre anbefalinger . . . . .	67
	<b>Referanser</b>	<b>68</b>
<b>A</b>	<b>Vedlegg</b>	<b>72</b>
A.1	Håndberegninger . . . . .	72
A.2	Resultat ark . . . . .	72
A.3	Presentasjon - Geostasjonærmodul . . . . .	72
A.4	Kakinada APL NOV Beregningsrapport . . . . .	72
A.5	Simuleringsmodell.STP . . . . .	72
A.6	A3-Poster . . . . .	72



# Figurer

1.1	Pipe Alpha ulykken [4] . . . . .	1
3.1	Eksempel på pipe-support [16]. . . . .	4
3.2	Spenning-tøyningsdiagramm for stål, modifisert fra [8][17]. . . . .	5
3.3	Illustrasjon av LRFD metoden, modifisert fra [18]. . . . .	6
3.4	Plastisk momentkapasitet knyttet til tverrsnittsklassene, modifisert fra [8]. . . . .	7
3.5	Plate med utsparing utsatt for endelast, modifisert fra [26] . . . . .	8
3.6	Diskretisering av et system med elementer [28]. . . . .	9
3.7	Stav utsatt for strekk, modifisert fra [30]. . . . .	9
3.8	Enkelt stav element med 2 noder, modifisert fra [29]. . . . .	10
3.9	Rotering av Pascals trekant, modifisert fra [32]. . . . .	11
3.10	Konvergering av resultat med antall elementer, modifisert fra [29]. . . . .	12
3.11	Feil og korrekt overgang i elementtetthet, modifisert fra [29]. . . . .	12
3.12	tre-dimensjonal spenningstilstand, modifisert fra [26]. . . . .	13
3.13	Forskjellige volumelementer, modifisert fra [27] . . . . .	14
3.14	Trinnvis numerisk løsning av ikke-lineært system, modifisert fra [35]. . . . .	15
3.15	Tangentstivhet og modifisert konstant stivhet iterasjonsmodeller, modifisert fra [35]. . . . .	16
3.16	Geometrisk ikke-lineær deformasjon av bjelke [37]. . . . .	16
3.17	Lineær, ikke-lineær og eksakt løsning til systemet i Figur 3.16, modifisert fra [37]. . . . .	17
3.18	Bilineær og multilineær material kurve, modifisert fra [29]. . . . .	17
3.19	System med kinematisk ikke-linearitet, modifisert fra [35]. . . . .	18
3.20	Idealisert trykkprofil av ekslosjon, modifisert fra [39] og [38] . . . . .	19
5.1	Eksempel på et FPSO system med omriss av geostasjonærmodul, modifisert fra [41]. . . . .	22
5.2	Geostasjonær modul [Vedlegg A.3] . . . . .	23
5.3	Moddelering av lokal rørsystem med markerte pipe-supporter [Vedlegg A.4] . . . . .	24
5.4	CAD tegninger av pipe-support PS-107 [Vedlegg A.4] . . . . .	24
6.1	Oversikt over fremgangsmåte [Egen figur] . . . . .	26
6.2	Materialkurve fra DNV-RP-C208 illustrert, modifisert fra [21]. . . . .	28
6.3	Forenkling av søyle, [Egen figur]. . . . .	29
6.4	Generell utforming av SHS-profil, modifisert fra [44]. . . . .	29
6.5	Forskjellige profiler med $t=8\text{mm}$ , [Egen figur]. . . . .	30
6.6	Variierende tykkelse med tilnærmet konstant lokal slankhet, [Egen figur]. . . . .	30
6.7	Forskjellige lengder av søylen, [Egen figur]. . . . .	31
6.8	Lastvinkel iht. Lokalt koordinatsystem, [Egen figur]. . . . .	31
6.9	Forenkling av statisk system i steg, [Egen figur]. . . . .	32
6.10	Beregning av $F_{Max}$ , [Egen Figur]. . . . .	32
6.11	Import Engineering Data, [Egen figur]. . . . .	33
6.12	Importerering av geometri, [Egen figur] . . . . .	34

6.13	Supress av unødvendig struktur, [Egen figur]. . . . .	34
6.14	Share topology, [Egen figur]. . . . .	35
6.15	Forenklet modell uten bjelker, [Egen figur]. . . . .	35
6.16	Split body, [Egen figur]. . . . .	36
6.17	Importering og oversikt over static structural modul, [Egen figur]. . . . .	36
6.18	Geometry Assignment, [Egen figur]. . . . .	37
6.19	Lokalt Koordinatsystem, [Egen figur]. . . . .	37
6.20	Mesh: Nederste del av søylen, [Egen figur]. . . . .	38
6.21	Mesh: Overgang, [Egen figur]. . . . .	38
6.22	Mesh: Plate i bunnen, [Egen figur]. . . . .	39
6.23	Mesh, [Egen figur]. . . . .	39
6.24	Analysis settings, [Egen figur]. . . . .	40
6.25	Force: Steps, [Egen figur]. . . . .	40
6.26	Force: Ferdig, [Egen figur]. . . . .	41
6.27	Fixed Support, [Egen figur]. . . . .	41
6.28	Solutions, [Egen figur]. . . . .	42
6.29	Deformation, [Egen figur]. . . . .	42
6.30	Oversikt før simulering, [Egen figur]. . . . .	43
6.31	Notasjon av PKF, [Egen figur]. . . . .	44
6.32	Forenklet lastprofil, [Egen figur]. . . . .	45
7.1	Plastisk tøyning for varierende lokal slankhet med $B = 100mm$ , [Egen figur].	48
7.2	Plastisk tøyning for varierende lokal slankhet med $B \neq 100mm$ , [Egen figur].	48
7.3	Plastisk tøyning for varierende tykkelse med tilnærmet konstant lokal slankhet, [Egen figur]. . . . .	49
7.4	Plastisk tøyning-utvikling for varierende lastvinkel, [Egen figur]. . . . .	50
7.5	Plastisk tøyning for ulike lengder, [Egen figur] . . . . .	50
7.6	Gjennomsnittlig differanse av forenklet og reell geometri, [Egen figur]. . . . .	51
7.7	Gjennomsnittlige verdier for profilene sjekket opp mot forenklet og reell geometri, [Egen figur]. . . . .	52
7.8	Sensitivetsanalyse med lineære og kvadratiske elementer, [Egen figur]. . . . .	52
7.9	Enkel lastforskyvning sammenlignet med forskyvning av plate, [Egen figur]. . . . .	53
7.10	Plastisk tøyning-utvikling for tilfeldig utvalgte tester, [Egen figur]. . . . .	53
7.11	$F/F_{Max}$ for ulik lokal slankhet ved gitte plastiske tøyningverdier, [Egen figur].	54
7.12	$F/F_{Max}$ for ulik tykkelse med tilnærmet konstant lokal slankhet ved gitte plastiske tøyningverdier, [Egen figur]. . . . .	55
7.13	$F/F_{Max}$ for ulik lastvinkel ved gitte plastiske tøyningverdier, [Egen figur]. . . . .	56
7.14	$F/F_{Max}$ for ulik lengde ved gitte plastiske tøyningverdier, [Egen figur]. . . . .	57
8.1	Plastisk tøyning- og spennings utvikling av SHS 100x10, [Egen figur]. . . . .	63





# Tabeller

3.1	Material faktor $\gamma_M$ for bruk av NS-EN-1993-1-1 etter DNV-OS-C101 [7]. . .	6
3.2	Effekt av sideforhold på resultater, modifisert fra [31]. . . . .	11
5.1	Oversikt over opplagerlastene hentet ut fra Caesar analyse [Vedlegg A.4] . .	25
6.1	Litteratursøk, [Egen tabell]. . . . .	27
6.2	Verdier til materialkurve S355 for $t \leq 16mm$ i henhold til DNV-RP-C208, modifisert fra [21]. . . . .	28
6.3	Profil som er valgt ut for analyse i ANSYS, [Egen tabell] . . . . .	30
6.4	Profil som er valgt ut for analyse i ANSYS, [Egen tabell] . . . . .	44
7.1	Avvik fra reell geometri mot forenklet geometri for 5%,7.5% og 10% $\varepsilon_p$ , [Egen tabell]. . . . .	51
7.2	Oversikt over trendlinjene til Figur 7.11, [Egen figur]. . . . .	54
8.1	Avvik fra forenklet areal mot reell areal, [Egen tabell]. . . . .	64
8.2	Tilfeldige profiler for verifisering, [Egen tabell]. . . . .	64



# 1 | Innledning

Offshore-industrien vil alltid stå ovenfor utfordringer knyttet til sikkerhet i design av konstruksjoner [1]. For å ivareta sikkerhet og beredskap må systemene ikke bare overholde strenge retningslinjer, men også ha et stabilt og motstandsdyktig design som skal tåle alt fra brukslaster til ekstremvær. Dette kommer tydelig frem når man ser på ulykker slik som Piper Alpha ulykken. Figur 1.1 viser skadene fra hendelsen. Dette er en av de største offshore gassseksplasjonene, og førte til omfattende skader til en verdi på 3.4 milliarder dollar og 167 menneskeliv tapt [2]. Ulykken har bidratt til et økt fokus på sikkerhet og strenge sikkerhetsstandarder. Slike hendelser markerer viktigheten av å kunne håndtere ulykkessituasjoner, selv om det kan være utfordrende å forutsi hvordan en ulykke vil påvirke en konstruksjon. Sannsynligheten for brann og eksplosjon har blitt tydelig redusert i moderne tid, men kravene for å håndtere slike ulykker er fortsatt høyt prioritert [3].



Figur 1.1: Pipe Alpha ulykken [4]

Ulykkesgrensetilstanden beskriver risikoen for et brudd i en struktur der det er lav sannsynlighet for at hendelsen oppstår, men med potensielt katastrofale følger [5]. Dimensjonering av ulykkessituasjoner kan kreve bruk av avanserte regneprogrammer for å forutse materialets oppførsel under ekstreme laster. Dette er nødvendig for å minimere risikoen for liv og miljøskader. Skulle det oppstå en eksplosjon på en plattform/skip vil det være avgjørende at konstruksjonen opprettholder sin integritet og unngår store konsekvenser. Dette underbygger nødvendigheten av å dimensjonere slik at eventuelle skadde deler kan gjenbrukes til andre strukturelle formål [6]. I denne sammenhengen er ikke-linjære analyser essensielle for å kunne gi et realistisk bilde på hvordan en struktur vil oppføre seg under ekstreme belastninger.

Dagens prosjektering stiller krav til pipe-support for offshore installasjoner i Norge [7]. Ved vanlig dimensjonering for ulykkessituasjoner brukes ofte lineære metoder som benytter for-

enkledde tilnærminger [8]. Disse metodene fanger ikke opp materialets faktiske oppførsel i den plastiske-fasen før den går til brudd [9]. Denne rapporten vil derfor benytte seg av avanserte ikke-lineære analytiske verktøy for å simulere og evaluere hvordan strukturen vil oppleve eksplosjonslast [8].

I denne masteroppgaven fokuseres det på eksplosjonslast, og hvordan opprettholde integritet til en stålkonstruksjon. Vi vil også undersøke om den plastiske tøyningen i materialet kan benyttes som kapasitet for slike laster. Det gjeldene kravet til ulykkessituasjon utforskes med å undersøke mulige forbedringer [7].

Denne problemstillingen er interessant å se på når det muligens overdimensjoneres i ulike tilfeller på grunn av strenge krav. Målet vil være å potensielt kunne redusere materialforbruk, kostnader og miljøvirkning ved å beregne hvor mye materialet faktisk tåler.

## 2 | Samfunnsperspektiv

Offshore konstruksjoner representerer ofte strukturer som krever store mengder stål, og en produksjon i 2021 ble målt til å gjennomsnittlig produsere 1.91 tonn  $CO_2$  per tonn stål [10]. Dette utslippet kan reduseres gjennom å nyttiggjøre seg av resirkulering og omsmelting av stål, muligheter som gjør anvendelsen av materialet mer bærekraftig enn for eksempel betong. Dermed er det viktig å dimensjonere konstruksjoner slik at det ikke blir ødelagt i en ulykke, men kan gjenbrukes. Dette går inn på FNs bærekraftsmål 12 som omhandler ansvarlig forbruk og produksjon [11]. Gjenbruken sikrer bærekraftig forvaltning av materialet og hjelper med å bevare ressursene tilgjengelig. Dermed stiller det seg spesielt i tråd med delmål 12.2 om effektiv bruk av naturressurser og forvaltning.

Gjennom riktig bruk av analyseverktøy og nøyaktige beregningsmetoder kan man redusere overdimensjonering av avanserte konstruksjoner. Dette kan forbindes med FNs bærekraftsmål 13 om å stoppe klimaendringene [12]. Tiltak som dette vil fremme flere klimavennlige og bærekraftige konstruksjoner som sikrer nedgang i  $CO_2$  utslipp.

Analysene gjør det mulig at konstruksjonen blir sikrere og kan kobles til FNs bærekraftsmål 11.5 som går ut på å redusere antall dødsfall og skader som følge av ulykker i offshore-sektoren [13]. Sikrere konstruksjoner vil ikke bare kunne redde liv, men også bidra til å redusere økonomiske tap ved å minimere skadeomfanget.

Videre bidrar denne forskningen til å utvikle den vitenskapelige fremgangen innenfor dette feltet. Forskingen har direkte tilknytning til FNs bærekraftsmål 9.5, som omhandler å styrke den vitenskapelige forskningen og utvikling av teknologien [14]. Dette målet innebærer internasjonalt samarbeid ved utveksling av innovativ kunnskap og teknologi. Dette igjen vil kunne hjelpe til å endre industrien til å bli mer bærekraftig som kan knyttes til bærekraftsmål 9.4. Videreutvikling av standard av dimensjonering for ulykkessituasjoner vil kunne føre til økte investeringer til forskning, innovasjon og utvikling av teknologisk kapasitet.

## 3 | Kunnskapsbakgrunn

I dette kapitlet dekkes teorien som blir ansett til å være nødvendig for å forstå oppgaven i sin fullhet.

### 3.1 Pipe-support

En pipe-support er en struktur designet for å bære vekten av, og opprettholde integriteten til rørsystemer [15]. Hensikten er å sikre at strukturen støtter for rør som transporterer gass eller væske. En viktig del med pipe-supporten er at den har evne til å forhindre bøyninger, vibrasjoner og andre bevegelser som kan føre til potensielle skader forårsaket av termisk ekspansjon, vibrering og trykk. Figur 3.1 viser et eksempel på hvordan en pipe-support kan se ut.



Figur 3.1: Eksempel på pipe-support [16].

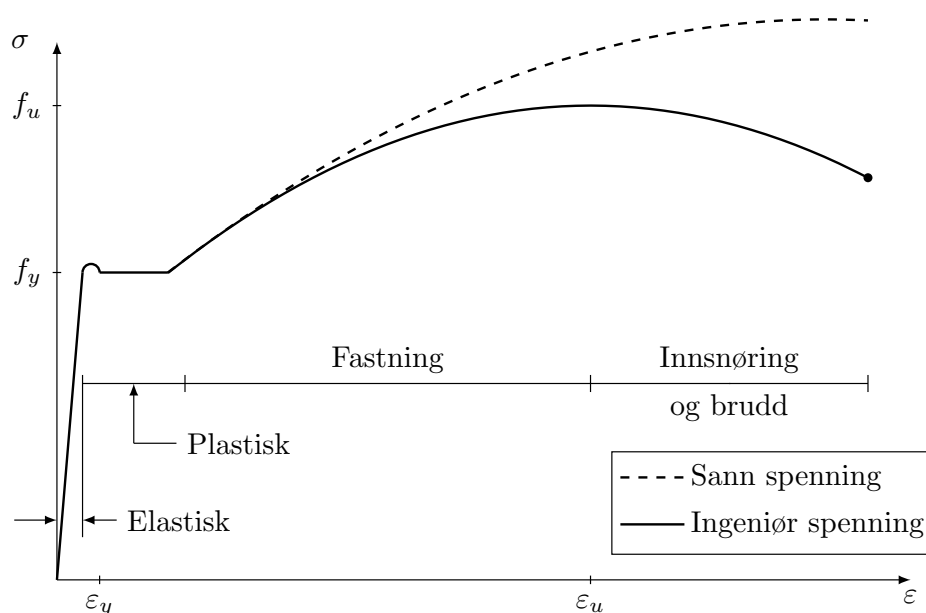
### 3.2 Konstruksjonsstål og dimensjonering etter regelverk

#### 3.2.1 Mekaniske egenskaper

Konstruksjonsstål er stål med gitte konstruksjonsmekaniske egenskaper. Spenning-tøyningskurven til konstruksjonsstål er gitt i Figur 3.2 og viser hvordan materialet oppfører seg under belastning [17]. Materialparameteren  $f_y$  er flytespenningen og den indikerer når materialet går fra å oppføre seg elastisk til plastisk. Før flytespenningen er nådd er stålet elastisk. Sammenhengen mellom spenning og tøyning er lineær i denne sonen, og relasjonen mellom de er lik elastisitet modulen  $E$ . I den elastiske sonen er alle tøyninger og deformasjoner reversible. Etter den elastiske sonen kan stålets oppførsel deles inn i 3 soner [5].

- Plastisk sone: Den plastiske sonen opptrer som et platå etter den elastiske sonen [5]. Her vil stålet oppleve tilnærmet konstant spenning mens tøyningen øker. Deformasjoner og tøyninger i denne sonen og utover vil være permanente.

- **Fastningszone:** Fastningssonen er sonen etter plastisk sone [5]. I denne sonen begynner små endringer av tverrsnittet å skje. Spenningene fortsetter å øke til bruddspenningen  $f_u$ . Bruddspenningen er punktet hvor det stålet opplever høyest krefter. Bruddtøyningen  $\varepsilon_u$  representerer tøyningene ved bruddspenningen.
- **Innsnøring og brudd:** I innsnøring og bruddsonen ser man stor lokal tverrkontraksjon av stålet [5]. I denne sonen vil spenningene over det originale tverrsnittet minke. På grunn av endringen av tverrsnittet vil de reelle spenningene være høyere. Denne sonen er den siste sonen for stålet, og varer frem til det oppstår brudd.



Figur 3.2: Spennings-tøyningsdiagramm for stål, modifisert fra [8][17].

Spennings-tøyningsdiagrammet deles i to på grunn av tverrkontraksjonene [17]. Sann spennings-tøyningskurven kan regnes ut fra ingeniør spennings-tøyningskurven fra følgende formel:

$$\sigma_{sann} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_{sann} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (3.2)$$

Hvor:

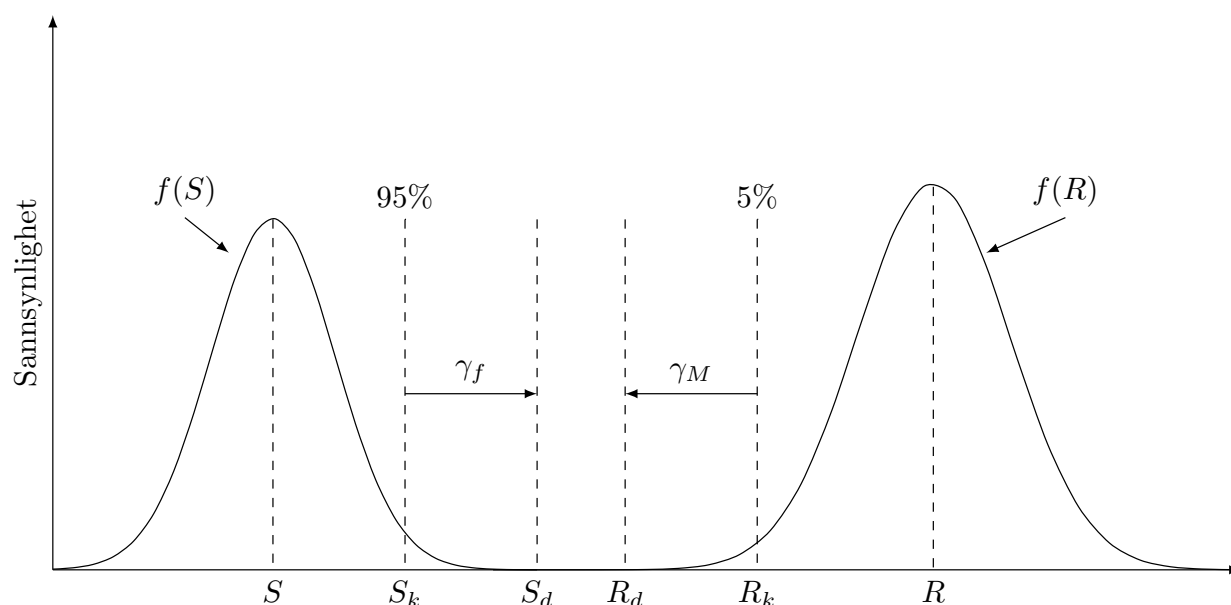
$\sigma$  = Ingeniør spenning

$\varepsilon$  = Ingeniør tøyning

### 3.2.2 Dimensjonering etter DNV-OS-C101

*DNV-OS-C101 - Design of offshore steel structures, general - LRFD method* [7] er en standard laget av Det Norske Veritas (heretter kalt DNV) for dimensjonering av offshore stålkonstruksjoner. Standarden baserer seg på LRFD (Load and Resistance Factor Design) metoden. Metoden er definert på statistikk hvor det er påført faktorer for laster og kapasitet for å sikre trygghet av strukturelle systemer. Figur 3.3 viser prinsippet bak LRFD metoden.





Figur 3.3: Illustrasjon av LRFD metoden, modifisert fra [18].

DNV-OS-C101 [7] gir følgende krav til et strukturelt system:

$$S_d \leq R_d \quad (3.3)$$

Hvor:

$S_d$  = Dimensjonerende last, inklusiv kombinert lastfaktor

$R_d$  = Dimensjonerende kapasitet

Lastfaktorene varierer avhengig av lastsituasjon. DNV-OS-C101 [7] deler opp i 4 lastsituasjoner; brudd- (ULS), bruks- (SLS), utmatting- (FLS) og ulykkessituasjon (ALS). Blant disse lastsituasjonene er brudd- og ulykkessituasjon spesielt kritiske fordi de omhandler strukturell integritet og sikkerhet under ekstreme forhold.

Brudgrensetilstand er tilstanden hvor konstruksjons kapasitet for brudd sjekkes [5]. For dimensjonering i brudgrense godtar DNV-OS-C101 [7] bruken av NS-EN-1993-1-1 [19] etter gitte materialfaktorer. Materialfaktorene som vises i Tabell 3.1 skal brukes til beregning.

Tabell 3.1: Material faktor  $\gamma_M$  for bruk av NS-EN-1993-1-1 etter DNV-OS-C101 [7].

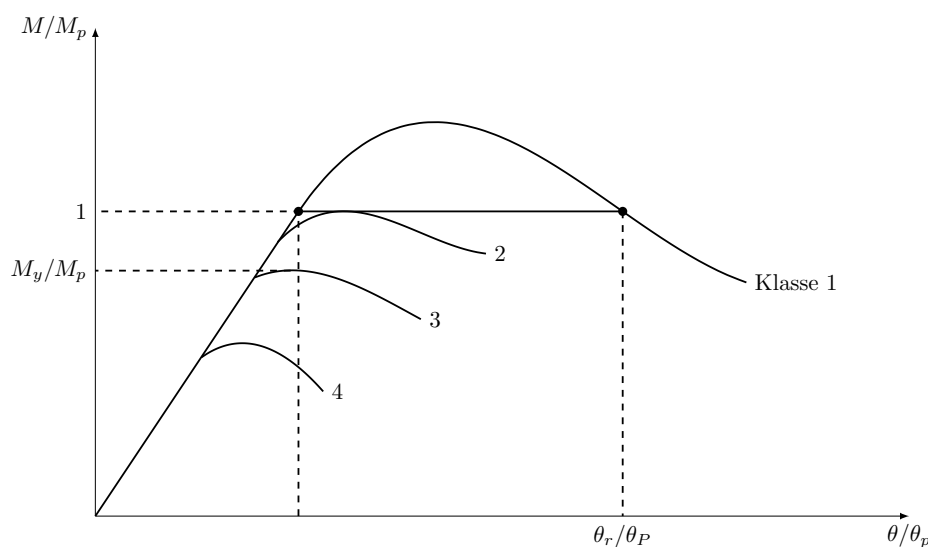
Type beregning	Material faktor	Verdi
Dimensjonering av tverrsnittsklasse 1,2 og 3	$\gamma_{M0}$	1.15
Dimensjonering av tverrsnittsklasse 4	$\gamma_{M1}$	1.15
Dimensjonering av konstruksjoner utsatt for knekking	$\gamma_{M1}$	1.15

Generelt er det ønsket å holde seg i det elastiske området hvor deformasjoner er reversible. NS-EN 1993-1-1 [19] tillater plastisk kapasitet av noen tverrsnitt for momentkapasitet etter plastisitetsteorien [5]. Dermed blir tverrsnitt delt inn i 4 kategorier for plastisk momentkapasitet, slik som vist i tabell 3.1.

Klassifiseringen av tverrsnitt er avledet fra analyse- og dimensjoneringsmetodene, og for bruk av flyteleddmetoden er tverrsnittets rotasjonskapasitet avgjørende [8]. Rotasjonskapasiteten

er definert som den rotasjonen hvor  $M \geq M_p$  for tverrsnittsklasse 1.

- Tverrsnittsklassene 1 og 2 identifiseres som tverrsnitt som kan oppnå full plastisk kapasitet, men tverrsnittsklasse 2 vil oppleve lokal plastisk knekking dersom tverrsnittet opplever signifikante stukninger. Dette vil være relevant etter at deformasjonene har nådd  $F_u$  som illustrert i Figur 3.1
- Tverrsnittsklasse 3 er tverrsnitt som når flytespenningen i de mest belastede områdene før de utsettes for lokal elastisk knekking.
- For tverrsnittsklasse 4 vil lokal knekking forekomme før spenningen i det mest belastede punktet når flytespenningen.



Figur 3.4: Plastisk momentkapasitet knyttet til tverrsnittsklassene, modifisert fra [8].

Uavhengig om tverrsnittet havner i klasse 1, 2, 3 eller 4 må stålet som brukes inntreffe krav fra NS-EN-1993-1-1 [19]. Standarden gir krav om at bruddforlengelsen skal være minimum 15%. Med dette kravet er det å forvente at stålet ikke går i brudd før 15% tøyning er oppnådd.

Dimensjonering for ulykkessituasjon er kapasitetssjekk for mindre sannsynlige spesielle tilfeller. Dette kan blandt annet være brann, jordskjelv og eksplosjon [8]. DNV-OS-C101 [7] gir egne spesifikke verdier til lastfaktor ( $\gamma_f$ ) og materialfaktor ( $\gamma_M$ ) i ulykkestilstand. DNV-OS-C101 [7] samt Quinton et al. [20] vektlegger at kriteriet for ulykkestilstand bør fastsettes i de enkelte prosjektene basert på sannsynligheten for utfall og skader ved utfall. Videre anbefales det fra både [7] og [20] at ikke-lineær elementanalyse kan tas i bruk for kapasitetssjekk av strukturen. DNV-OS-C101 [7] peker på *DNV-RP-C208 - Determination of structural capacity by non-linear finite element analysis methods* [21] for bruk av materialparametere og prosedyre. Storheim et al. [22] presenterer forskning som konkluderer med at materialparametere gitt i DNV-RP-C208 er alltid konservative og ikke representerer den virkelig oppførselen av stålet.

### 3.3 Mises-kriteriet

I situasjoner hvor et materiale vil oppleve komplekse belastninger, vil det ikke være tilstrekkelig å kun fokusere på en isolert spenningskomponent ved analyser av duktile materialers

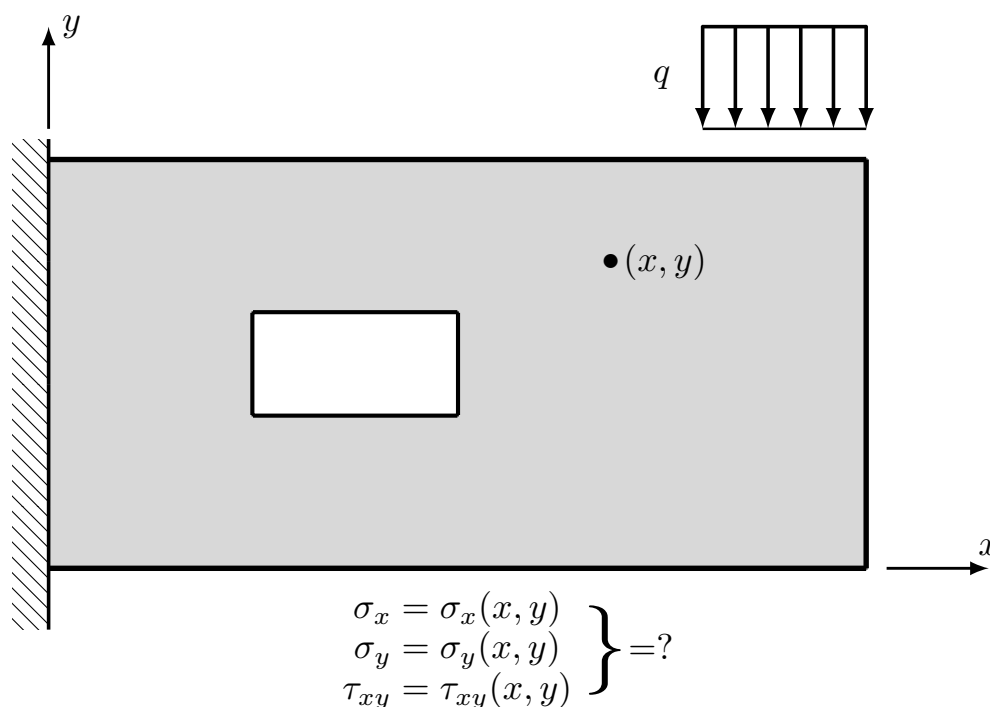
atferd. Dette blir særlig tydelig i situasjoner hvor materialene er utsatt for flerdimensjonale spenningstilstander. Mises-kriteriet er et kriterium som beskriver når et duktilt isotropisk materiale endrer formen sin og begynner å oppføre seg plastisk istedenfor elastisk [23]. Kriteriet baserer seg på at deviasjonsarbeidet fra skjærspenningene grenser energien som kreves for å oppnå en formendring i materialet [24]. Ofte blir Mises-kriteriet utledet gjennom en rekke formler som foretar seg deviasjonsarbeidshypotesen [23]. Som et resultat av denne utledningen kan Mises-kriteriet for en tredimensjonal spenningstilstand formuleres som følgende:

$$\sigma_{vm} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x\sigma_y - \sigma_y\sigma_z - \sigma_z\sigma_x + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (3.4)$$

Spenningskomponentene til formel 3.4 er vist i Figur 3.12.

### 3.4 Elementmetoden

Elementmetoden (Finite Element Method, Finite Element Analysis) er en numerisk tilnærings metode som brukes til å løse komplekse ingeniør problemer der analytiske løsninger er høyere ordens differensial ligninger og er nærmest umulig å løse [25]. Et eksempel på dette er en plate med utsparring sett i Figur 3.5.

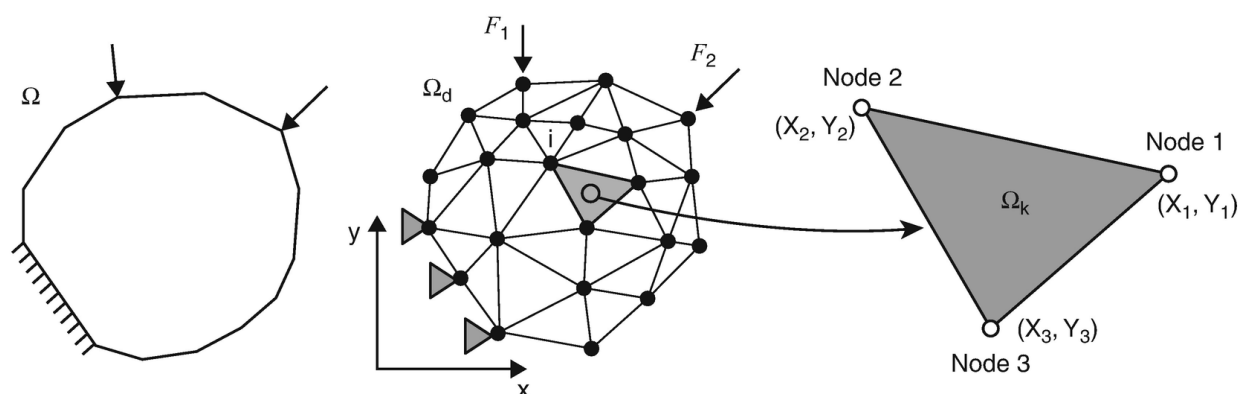


Figur 3.5: Plate med utsparring utsatt for endelast, modifisert fra [26]

Den analytiske løsningen for platen følger følgende differensiallikning [26]:

$$\frac{\partial^4 F}{\partial x^4} + \frac{\partial^4 F}{\partial x^2 + \partial y^2} + \frac{\partial^4 F}{\partial y^4} = 0 \quad (3.5)$$

Det er kun for spesialtilfeller at man kan oppnå en analytisk løsning for todimensjonal plate [26]. Spenningene rundt utsparringen av platen vist i Figur 3.5 er umulig å løse analytisk, dermed er det nødvendig med en numerisk tilnærming som elementmetoden. Elementmetoden fungerer ved å dele opp et system med komplisert atferd til små undersystemer med kjent atferd [27]. Denne overgangen kan sees i Figur 3.6.



Figur 3.6: Diskretisering av et system med elementer [28].

Et undersystem kalles et element [27]. Elementene er sammenkoblet i ledd som kalles for noder. Etter at systemet har blitt diskretisert til elementer kan man enkelt finne løsningen for systemets oppførsel ved å sette sammen systemets likning fra elementlikningene og randbetingelsene til systemet [29]. Det finnes forskjellige elementtyper, hver med sine distinkte likninger. Likevel forblir formen av likningene konstant for enhver ensartet elementtype. Som et resultat av denne konsistensen er det enkelt å løse for slike elementer ved å erstatte nodekoordinater, materialegenskaper og randbetingelser med de spesifikasjonene som gjelder for det aktuelle elementet. Den generelle likningen for systemet er gitt ved:

$$[K]\{U\} = \{F\} \quad (3.6)$$

Hvor:

$[K]$  = Stivhetsmatrisen

$\{U\}$  = Forskyvningvektor

$\{F\}$  = Kraftvektor

For spenning og tøyningberegninger brukes resultatene fra elementmetoden om systemet. Spenning og tøyning er kjent fra Hookes lov som påvirket av hverandre ved følgende formel [24]:

$$\sigma = E\varepsilon \quad (3.7)$$

Tøyningen er endringen av lengden til systemet. For en stav utsatt for aksial strekk kan tøyningen uttrykkes slik [24]:

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (3.8)$$

Figur 3.7: Stav utsatt for strekk, modifisert fra [30].

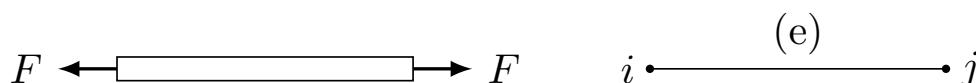
Ved å relatere tøyning til resultatene fra elementanalyse kan vi uttrykke tøyning som den deriverte av forskyvningen:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (3.9)$$

Elementet i Figur 3.7 kan sees på som en stav med to noder som har en frihetsgrad i en akse [29], vist i Figur 3.8. Dette elementet kan kun ta opp aksiale krefter og vil dermed kun være

utsatt for aksial deformasjon. Ved å anta en lineær endring i forskyvning  $u$  over lengden  $L$  i Figur 3.8 vil følgende funksjon for forskyvning gjelde, hvor  $a_1$  og  $a_2$  er konstanter:

$$u(x) = a_1 + a_2x \quad (3.10)$$



Figur 3.8: Enkelt stav element med 2 noder, modifisert fra [29].

Generelt vil koeffisientene  $a$  være lik antallet frihetsgrader til elementet [31]. Forskyvningen  $u$  kan settes i matriseform slik:

$$u = \begin{bmatrix} 1 & x \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} \quad (3.11)$$

Ved å uttrykke og relatere  $u$  til nodeforskyvningene  $u_i$  og  $u_j$  og deres tilhørende koordinater, kan man løse det opp på følgende måte [31]:

$$\begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_i \\ 1 & x_j \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} \quad (3.12)$$

$$\begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 1 & L \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} \quad (3.13)$$

$$\begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 1 & L \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \end{Bmatrix} \quad (3.14)$$

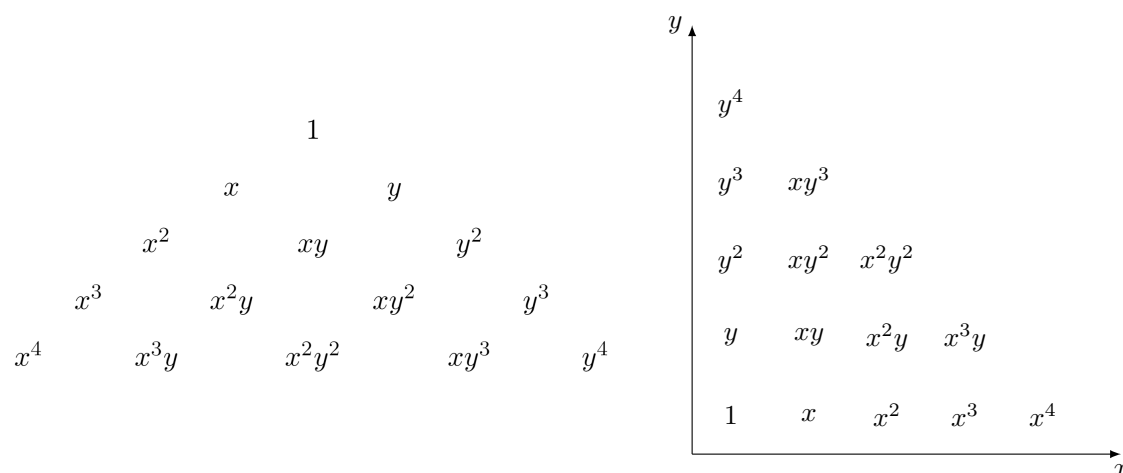
Ved å sette inn 3.14 i 3.11 kan  $u$  løses slik:

$$u = \begin{bmatrix} 1 & x \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 1 & L \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \end{Bmatrix} \quad (3.15)$$

$$u = \begin{bmatrix} 1 - \frac{x}{L} & \frac{x}{L} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \end{Bmatrix} \quad (3.16)$$

$$u = \begin{bmatrix} N_i & N_j \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} N \end{bmatrix} \{u\} \quad (3.17)$$

$N_n$  er kalt formfunksjonene, og de er en essensiell del av elementmetoden. Formfunksjonene brukes blant annet til å finne stivhetsmatriser, tøyningmatrise og omforme elementkrefter til nodekrefter [29]. Formfunksjonene utledes av forskyvningsfunksjonene som er antatt til elementet. Elementet i Figur 3.8 blir ansett til å være et lineært 1 dimensjonalt element. Ved å legge på flere noder per element kan man øke til kvadratisk eller kubisk forskyvningsfunksjon. Elementer får navn fra forskyvningsfunksjonene som tilhører elementet. Forskyvningsfunksjonene øker i henhold til Pascals trekant [32]. For 1D og 2D problemer kan variasjonen av Pascals trekant som vist i Figur 3.9 benyttes for å finne forskyvningsfunksjonene til elementet.



Figur 3.9: Rotering av Pascals trekant, modifisert fra [32].

Forskyvningsfunksjonene blir større for mer kompliserte elementer [29]. Dette kan føre til at beregningene blir svært tidkrevende og vanskelig å løse. Ifølge Logan [31] er det generelt mer nøyaktig resultater ved bruk av kvadratisk element over lineær element. Selv om Logan trekker frem at kvadratiske elementer gir mer nøyaktige resultater, skriver han også at ved bruk av et stort antall noder vil ikke kvadratiske elementer gi en klar fordel over lineære elementer.

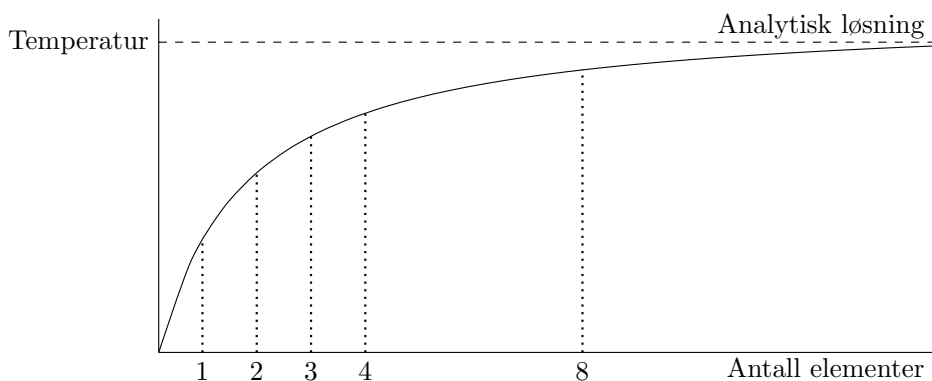
Det er ikke bare hvilke elementtyper som er viktig for nøyaktigheten av løsningen, det er også andre faktorer som spiller inn. Forvrengning av elementer spiller inn rundt validiteten av resultatet [29]. En måte å måle forvrengning av elementene er sideforhold. Sideforholdet er elementets lengste side delt på dens korteste side. Fagan [29] anbefaler sideforhold  $\leq 3$  for nøyaktige resultater. Sideforhold mellom 3 og 5 er generelt akseptabelt, men sideforhold over dette bør unngås. Effekten av å redusere sideforholdet kan sees i Tabell 3.2.

Tabell 3.2: Effekt av sideforhold på resultater, modifisert fra [31].

Sideforhold	Elementer	Avvik fra analytisk løsning
1.1	60	5.2%
1.5	64	6.4%
3.6	60	11.9%
6.0	64	23.0%
24.0	64	56.0%

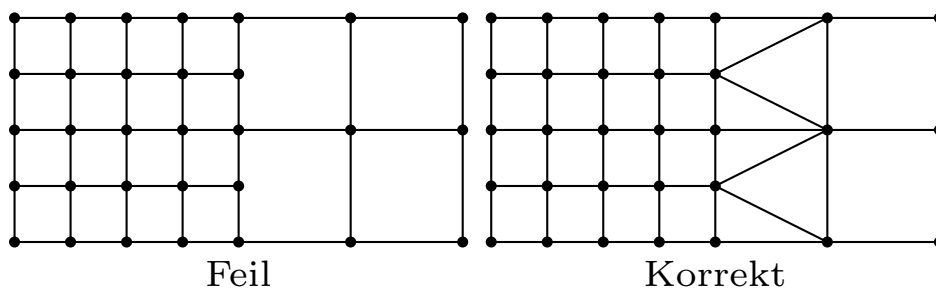
Elementenes skjevhet er en annen måte å måle forvrengningen av elementet [29]. Dette kan gjøres ved å analysere de interne vinklene til et element. For nøyaktige resultater anbefales det å holde vinklene lik hverandre. For et rektangulært element anbefales det en vinkel rundt  $90^\circ$  og for et trekant element anbefales det en vinkel rundt  $60^\circ$ .

Størrelsen og antall elementer har også en effekt på resultatene [29]. Disse parameterne er inverse av hverandre, ettersom antall elementer øker må elementstørrelsen minke. Generelt vil resultatene fra modellen forbedres ettersom størrelsen på elementene går ned og antall elementer går opp. Figur 3.10 viser konvergering av resultater ved økning av elementer. Denne figuren er modifisert fra Fagan [29] og tar for seg temperatur beregning av et system.



Figur 3.10: Konvergering av resultat med antall elementer, modifisert fra [29].

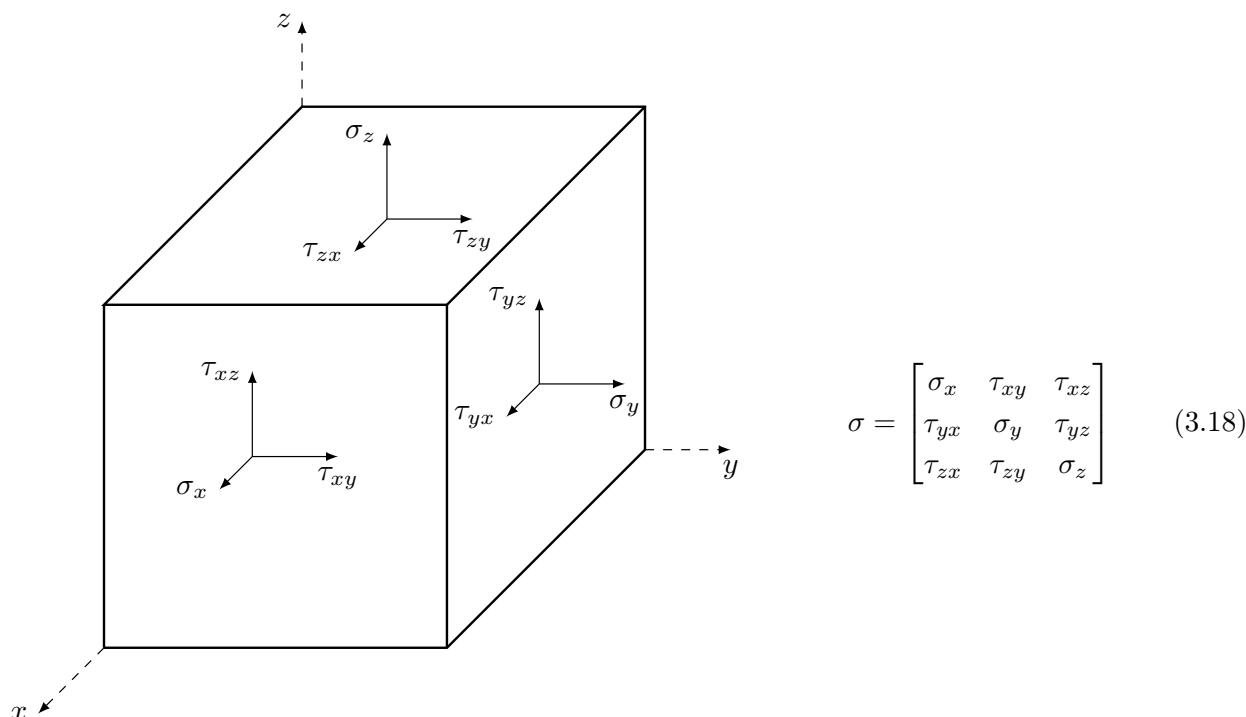
Det er ikke gitt at elementantallet og elementstørrelsen er konstant over hele systemet [29]. For deler av systemet hvor det er liten endring eller hvor nøyaktigheten av resultatet ikke er i fokus, kan det være færre og større elementer. Denne fordelingen av elementer er svært viktig da den reduserer tiden for beregning, samtidig som modellen oppbevarer nøyaktigheten av resultatene. Naturligvis blir da også overgangen mellom forskjellige elementtettheter viktig. Figur 3.11 viser overgangen fra fin til grov elementtetthet. I figuren med feil overgang kan det tolkes som at det er ett hull i systemet. Denne overgangen kan rettes på med å koble alle nodene fra den fine til den grove elementtettheten, som vises i den korrekte modellen.



Figur 3.11: Feil og korrekt overgang i elementtetthet, modifisert fra [29].

### 3.4.1 3D element analyse

Et tre-dimensjonalt legeme vil oppleve normalspenninger og skjærspenninger i  $x, y$  og  $z$  [33]. Denne spenningstilstanden illustreres i Figur 3.12.



Figur 3.12: tre-dimensjonal spenningstilstand, modifisert fra [26].

Ved å anvende momentlikevekt på et tre-dimensjonalt legeme kan man bevise følgende [33]:

$$\tau_{xy} = \tau_{yx}, \quad \tau_{yz} = \tau_{zy}, \quad \tau_{zx} = \tau_{xz} \quad (3.19)$$

Forenklingen gjort i formel 3.19 kan gjøres med tøyningsskomponentene også [33]. Dermed kan spenning og tøyningssmatrisen reduseres til vektorer:

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{Bmatrix} \quad (3.20) \quad \{\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{Bmatrix} \quad (3.21)$$

Tidligere i teorikapittelet ble tøyningen representert som en funksjon av spenning og E-modul. Dette gjelder fortsatt for tre-dimensjonale legemer, men for å bevare volumet av legemet blir det også induisert negative tøyninger i de andre retningene [31]. Dette er kalt Poisson's effekt og tøyningsskomponentene  $\varepsilon_x$ ,  $\varepsilon_y$  og  $\varepsilon_z$  for et isotropisk materiale kan presenteres slik:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\sigma_x}{E} - \nu \frac{\sigma_y}{E} - \nu \frac{\sigma_z}{E} \\ \varepsilon_y &= -\nu \frac{\sigma_x}{E} + \frac{\sigma_y}{E} - \nu \frac{\sigma_z}{E} \\ \varepsilon_z &= -\nu \frac{\sigma_x}{E} - \nu \frac{\sigma_y}{E} + \frac{\sigma_z}{E} \end{aligned} \quad (3.22)$$



Ved å løse opp formel 3.22 for normalspenninger oppnås følgende forhold [31]:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)}[\varepsilon_x(1-\nu) + \nu\varepsilon_y + \nu\varepsilon_z] \\ \sigma_y &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)}[\nu\varepsilon_x + (1-\nu)\varepsilon_y + \nu\varepsilon_z] \\ \sigma_z &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)}[\nu\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y + (1-\nu)\varepsilon_z]\end{aligned}\quad (3.23)$$

Ved å gjøre den samme betraktningen for skjærspenningene og skjærtøyningner, kan forholdet mellom spenning og tøyning i tre-dimensjoner presenteres slik [31]:

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \quad (3.24)$$

Hvor

$$[D] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

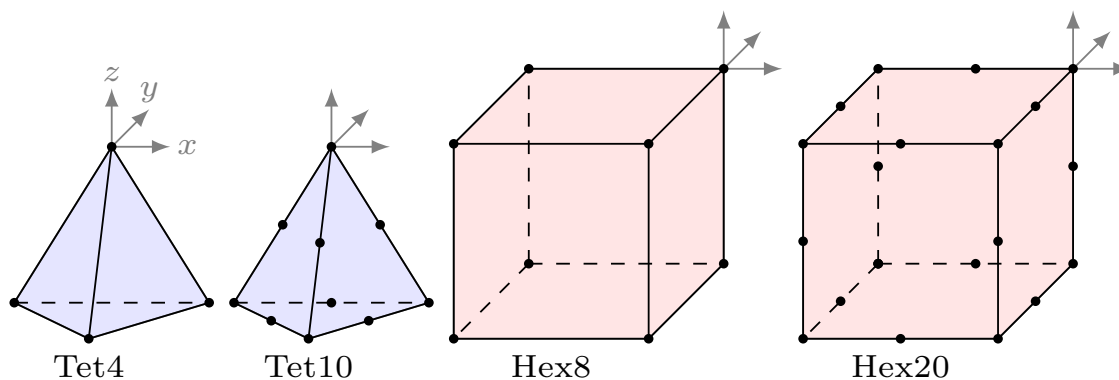
Tidligere ble det vist at tøyning kan representeres som den deriverte av forskyvning, formel 3.9. Videre ble det utledet fra formel 3.11 til 3.17 at forskyvning kan skrives som en funksjon av formfunksjonene til elementet. Ved å sette sammen formel 3.9 og 3.17 kan tøyning skrives som følgende:

$$\{\varepsilon\} = [B]\{U\} \quad (3.26)$$

Hvor:

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_{n,x}}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_{n,y}}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_{n,z}}{\partial z} \\ \frac{\partial N_{n,y}}{\partial y} & \frac{\partial N_{n,x}}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_{n,z}}{\partial z} & \frac{\partial N_{n,y}}{\partial y} \\ \frac{\partial N_{n,z}}{\partial z} & 0 & \frac{\partial N_{n,x}}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

For tre-dimensjonale problemer brukes volumelementer [27]. Det finnes flere forskjellige volumelementer, og Figur 3.13 viser eksempler på elementene Tet4, Tet10, Hex8 og Hex20. Tet4 og Hex8 er kvadratiske elementer, mens Tet10 og Hex20 er kubiske elementer.



Figur 3.13: Forskjellige volumelementer, modifisert fra [27]

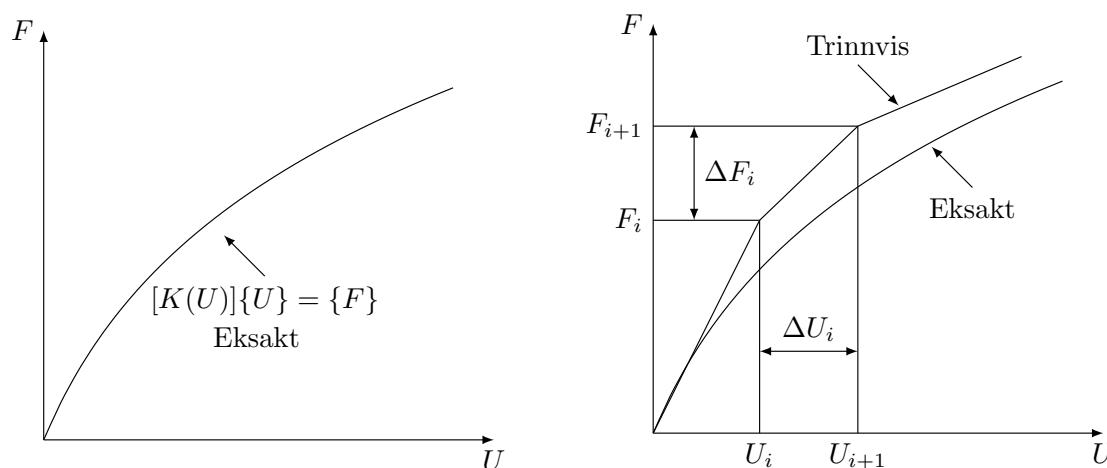
### 3.5 Ikke-lineær elementanalyse

Tidligere i kunnskapsbakgrunnen har elementmetoden blitt introdusert som en numerisk tilnærming for å løse avanserte problemer. Utgangspunktet har da vært lineære problemer, men elementmetoden kan også brukes til å løse ikke-lineære problemer [29]. Det som kjenner et ikke-lineært system er når sammenhengen mellom inndata og utdata ikke er lineært [34]. Ikke-lineære systemer oppstår når den lineære atferden til systemet ikke representerer den reelle atferden til systemet [35]. De ikke-lineære egenskapene til systemet kan komme fra materialet (material ikke-linearitet), geometriske betingelser (geometrisk ikke-linearitet) eller fra randbetingelser (kinematisk ikke-linearitet). For de forskjellige ikke-linearitetene vil funksjonen for systemet endre seg. For et system hvor stivheten er avhengig av forskyvningene og kreftene vil systemet følge formelen:

$$[K(\{U\}, \{F\})]\{U\} = \{F\} \quad (3.28)$$

Ofte vil ikke-lineære systemer følge formel 3.28 på en form eller annen. På grunn av denne egenskapen til ikke-lineære systemer vil løsningen til systemet være vanskeligere å finne [35]. For å løse et ikke-lineært system kreves trinnvis og/eller iterative løsninger. Den trinnvise løsning ligner Eulers metode og kan sees i Figur 3.14. Den deler lasten opp i lastsekvenser  $\{\Delta F_i\}$  og lineær tilnærming er antatt for last-forskyvningskurven. For hvert trinn er stivheten antatt til å være konstant. Stivheten  $[K_i]$  estimeres etter hvert trinn basert på verdiene  $\{\Delta F_i\}$  og  $\{\Delta U_i\}$ . For det neste trinnet blir en ny lineær tilnærming gjort for last-forskyvningskurven basert på følgende formel:

$$[K_i]\{U_{i+1}\} = \{F_{i+1}\} \quad (3.29)$$



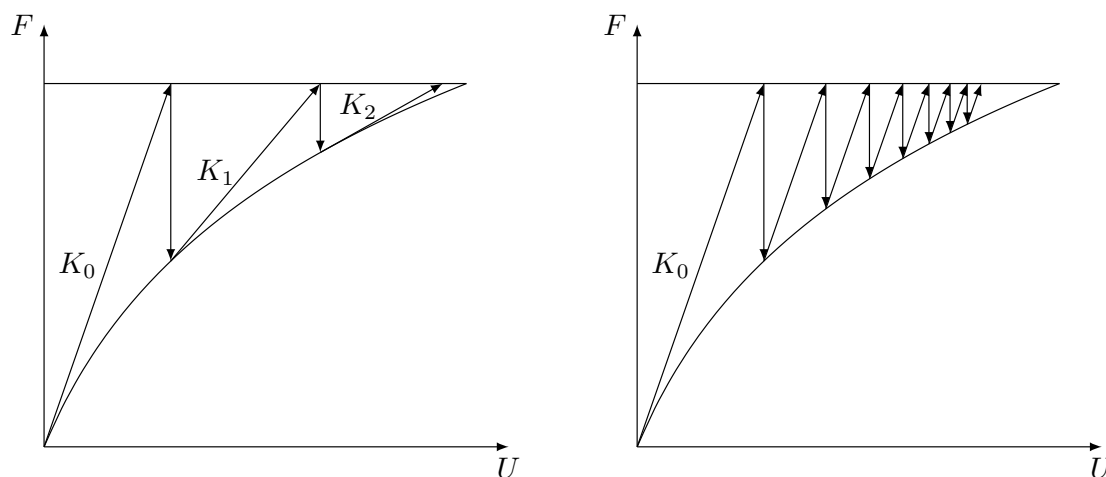
Figur 3.14: Trinnvis numerisk løsning av ikke-lineært system, modifisert fra [35].

For en iterativ løsning til ikke-lineære problemer kan man benytte en metode som ligner på Newton-Raphson metoden [35]. For denne metoden starter man fra et punkt der likevekt er ivaretatt. Dette punktet for  $\{F_0\}$  og  $\{U_0\}$  er ofte før systemet er utsatt for laster. Lasten  $\{F\}$  blir da påført systemet. Systemet sjekkes deretter for likevekt. Kraftene som ikke blir ivaretatt av systemet  $\{F_i\}$  benyttes videre for neste trinn. For hvert trinn anses stivheten til å være konstant, dermed er hver iterasjon lineær. Stivheten blir regnet ut ved hvert trinn ved bruk av  $\{F_{i-1}\}$  og  $\{U_{i-1}\}$ . Dermed vil stivheten være lik tangenten til kurven i punktet

$\{U_i\}$ . Basert på utregningen til stivheten vil denne metoden følge ligningen:

$$[K_{i-1}]\{U_i\} = \{F_i\} \quad (3.30)$$

Denne prosedyren fortsetter til systemet er i likevekt eller til den treffer en grenseverdi satt av brukeren. Figur 3.15 viser konvergeringen av metoden og en modifisert metode for lettere beregninger.

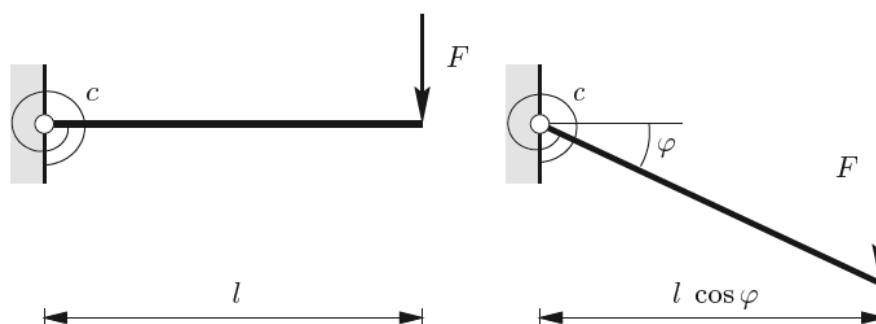


Figur 3.15: Tangentstivhet og modifisert konstant stivhet iterasjonsmodeller, modifisert fra [35].

Proseduren med å regne ut tangentstivheten for hvert steg krever stor mengde regnekraft [35]. En måte å redusere dette på er ved å modifisere metoden ved å benytte seg av den samme stivheten for alle iterasjoner. Dette reduserer mengden regnekraft drastisk, men beregningene tar lengre tid siden den krever flere iterasjoner. Resten av metoden er lik som for den andre modellen.

### 3.5.1 Geometrisk ikke-linearitet

Geometrisk ikke-linearitet forekommer av at strukturer er utsatt for store forskyvninger eller rotasjoner og problemet er avhengig av den momentane geometrien [36]. Figur 3.16 viser en bjelke utsatt for en endelast [37].



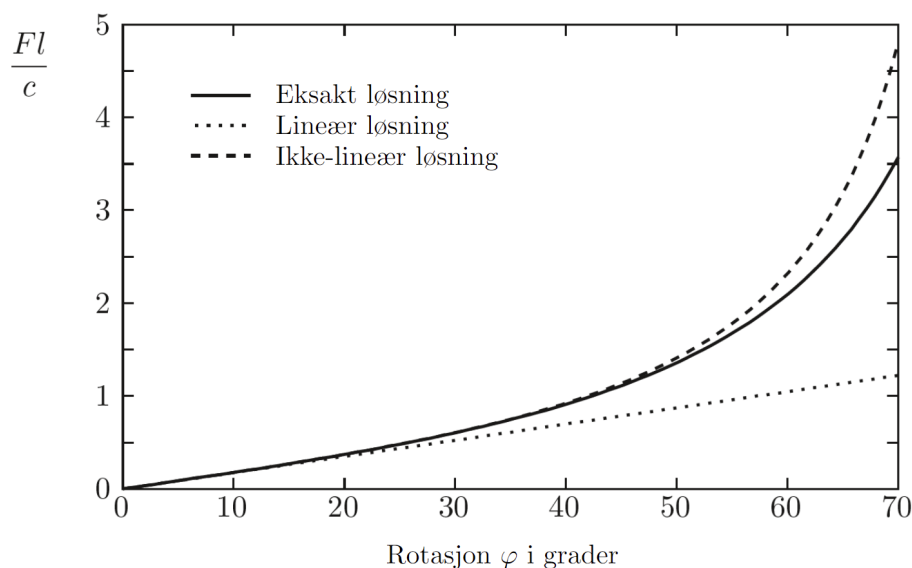
Figur 3.16: Geometrisk ikke-lineær deformasjon av bjelke [37].

Likevekt ved deformert tilstand for systemet gir følgende formel [37]:

$$Fl \cos \varphi = c\varphi \quad (3.31)$$

Denne likevekten er ikke-linear [37]. En antagelse av linearitet vil kun fungere ved små vinkler grunnet da vil  $\cos \varphi \approx 1$  være en god tilnærming. Figur 3.17 viser løsningen av

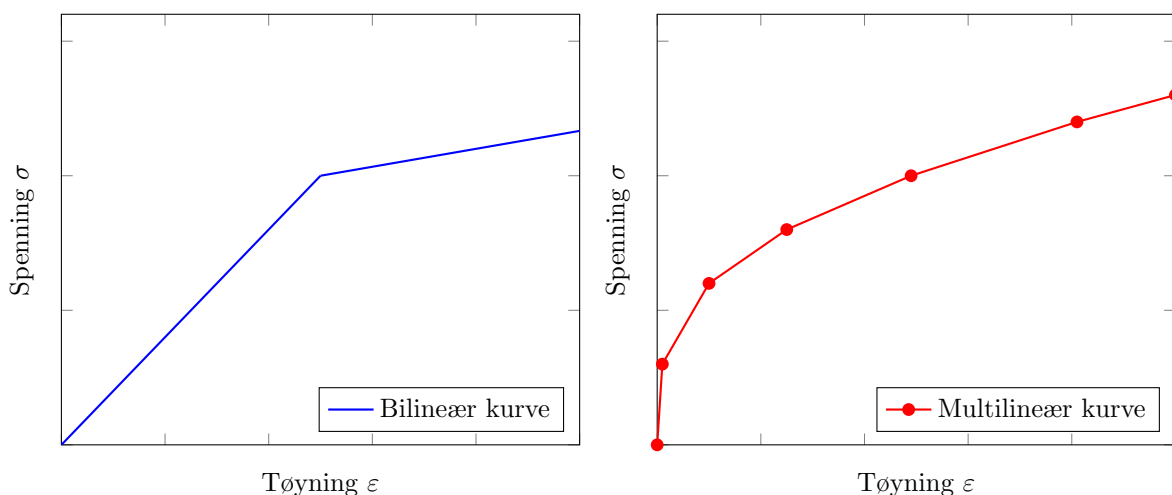
systemet gitt lineær og ikke-lineær sammenheng sammenlignet den eksakte løsningen av systemet. Den ikke-lineære løsningen er  $\cos \varphi$  gitt av de to første leddene til Taylor serien  $(1 - \frac{\varphi^2}{2!})$ .



Figur 3.17: Lineær, ikke-lineær og eksakt løsning til systemet i Figur 3.16, modifisert fra [37].

### 3.5.2 Material ikke-linearitet

Material ikke-lineær analyse vil være hvor forholdet mellom spenning og tøyning ikke er lineært [34]. I lineære systemer vil man kunne uttrykke dette med en konstant elastisitetmatrise  $[D]$ , som representerer materialegenskapene. Dette vil ikke gjelde ved ikke-lineære materialmodeller. Her vil elastisitetmodul-matrisen avhenge av nåværende tilstand av deformasjon. Dette medfører at forholdet mellom spenning og tøyning blir mer komplekst enn et enkelt lineært forhold.

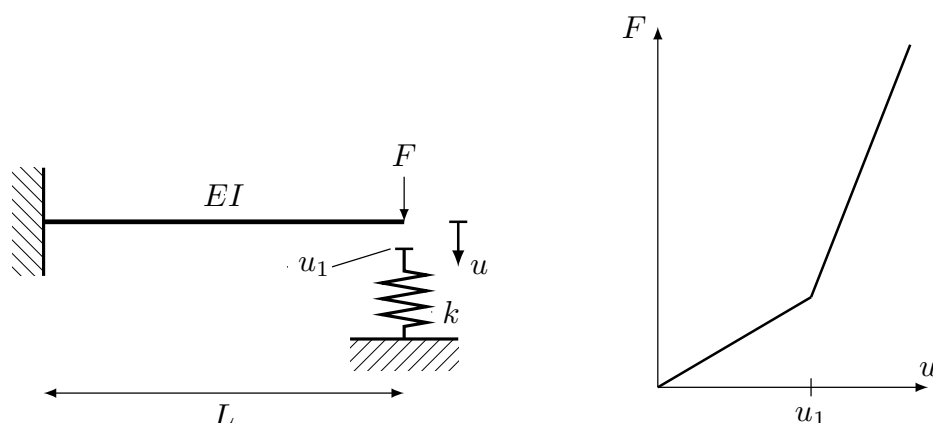


Figur 3.18: Bilineær og multilineær material kurve, modifisert fra [29].

### 3.5.3 Kinematisk ikke-linearitet

Kinematisk ikke-linearitet, er en ikke-linearitet som er avhengig av grensebetingelsene til systemet. Et lineært kinematisk system vil ha kontinuitet i grensebetingelsene. For et ikke-

lineært system derimot vil det være endring i grensebetingelsene ettersom systemet er utsatt for randbetingelser [34]. Et eksempel på dette vil være systemet i Figur 3.19 [35].



Figur 3.19: System med kinematisk ikke-linearitet, modifisert fra [35].

For systemet der lasten  $F$  gir en forskyvning som er mindre enn  $u_1$  vil forskyvning kunne skrives slik [35]:

$$u = \frac{FL^3}{3EI} \quad (3.32)$$

For systemet der lasten  $F$  gir en forskyvning større enn  $u_1$  vil forskyvningen være avhengig av stivheten til fjæren i tillegg siden det nå er kontakt mellom fjæren og bjelken [35]. Dermed vil forskyvning kunne skrives som følgende:

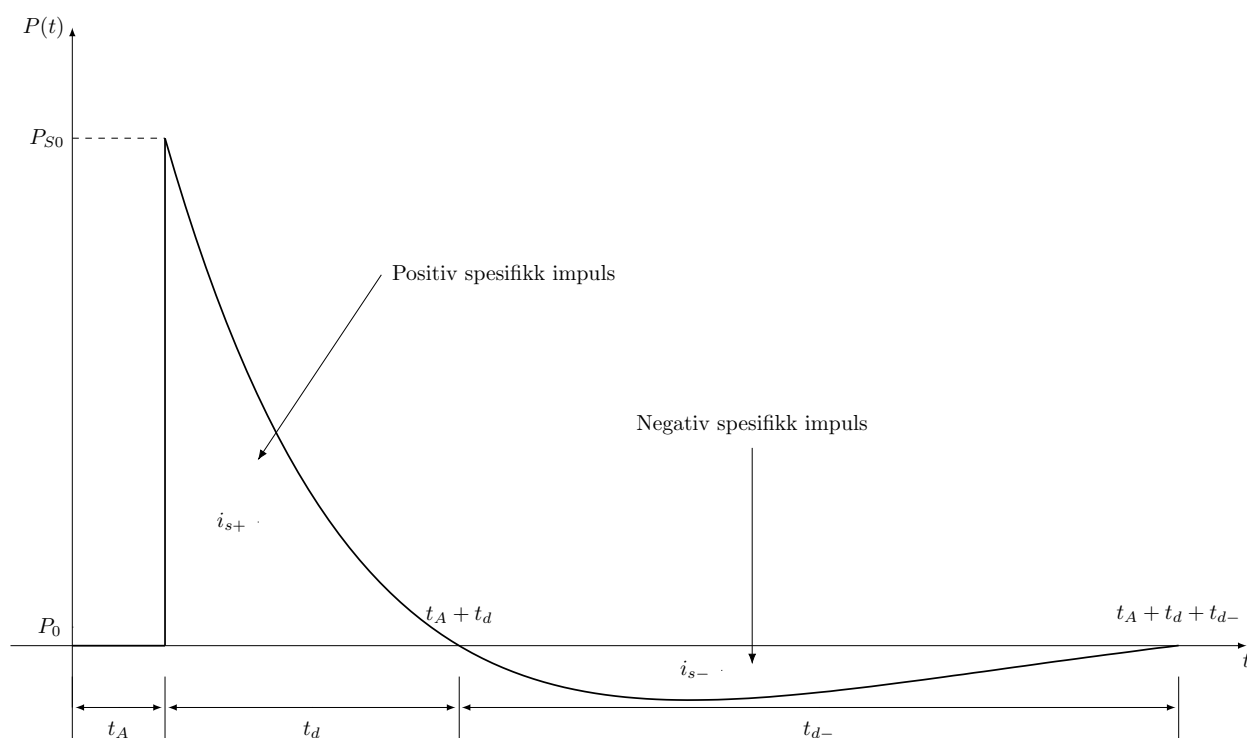
$$u = \frac{L^3(F + ku_1)}{kL^3 + 3EI} \quad (3.33)$$

### 3.6 Eksplosjonslaster

En eksplosjon er en plutselig løslatelse av varme gasser og energi fra en kjemisk reaksjon [38]. En eksplosjon varer typisk ikke lenger enn noen millisekund, men energien er så stor at skadene en eksplosjon kan utgjøre kan være enorm. I det den kjemiske reaksjonen skjer skytes de skapte partiklene ut fra senteret av eksplosjonen og tar opp det frie rommet. De partiklene som skapes trykker på partiklene/molekylene som allerede eksisterer i rommet og det skapes et bølgelignende lufttrykk fra eksplosjonen.

Figur 3.20 viser idealisert trykkbølgeprofil for en en eksplosjon i fri luft [38]. Trykket på en struktur vil fra starten være lik det initiale lufttrykket i luften  $P_0$ . Etter ankomsttiden av trykkbølgen  $t_A$  vil strukturen oppleve maksimalt trykk  $P_{SO}$ . Trykket vil avta eksponentielt med tid og etter tiden  $t_d$  vil trykket være på det initiale lufttrykket igjen. Delen fra  $t_A$  til  $t_d$  kalles den positive fasen av en eksplosjon. Etter dette vil trykket gå over i en negativ fase med varighet på  $t_{d-}$ . Varigheten av den negative fasen pleier å være lenger, men i beregninger er det normalt å neglisjere den ettersom den er relativt liten mot den positive fasen. Profilen til trykkbølgen vil følge formelen gitt av Friedlander bølgefunksjon [39]:

$$P(t) = P_0 + P_{SO} \left(1 - \frac{t}{t_d}\right) \exp\left(-\frac{t}{t_d}\right) \quad (3.34)$$



Figur 3.20: Idealisert trykkprofil av eksplasjon, modifisert fra [39] og [38]

En stor faktor som avgjør hvor mye energi som påkjennes en struktur i en eksplasjon er avstanden fra strukturen til eksplasjonssenteret. I artikkelen [38] presenteres Hopkinson-Cranz lov som gir en enhetsløs skalert distanse basert på avstanden fra eksplasjonssenter ( $R$  [m]) og vekten av eksplasjonsmaterialet ( $W$  [kg]).

$$Z = \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \quad (3.35)$$

Eksplasjonsmaterialets vekt har stor betydning for kreftene av eksplasjonen. Materialet i seg selv har også en påvirkning [38]. Alle eksplosive materialer har ulike egenskaper som gjør at vekten påvirkes annerledes, for eksempel  $20\text{kg}$  med C4 vil sprenges og avgi annerledes energi enn  $20\text{kg}$  TNT. Av den grunn er det laget en formel for omgjøring av vekten til det eksplosive materialet til den ekvivalente mengden av TNT:

$$W_e = W_{exp} \frac{H_{exp}^d}{H_{TNT}^d} \quad (3.36)$$

Dette er gjort fordi TNTs karakteristiske eksplasjon har likhet med de fleste eksplasjonene til faste stoffer. I formel 3.36 er  $H_{exp}^d/H_{TNT}^d$  forholdet mellom energien fra den faktiske eksplasjonen og TNT, og  $W_{exp}$  er den faktiske vekten av eksplasjonen.

Basert på eksplasjonsvekten  $W$  og den skalerte distansen  $Z$  kan en formel for det maksimale trykket  $P_{SO}$  etableres [38]. Karlos og Solomos [38] presenterer Kinneys formulering av maksimalt trykk for kjemiske eksplasjoner:

$$P_{SO} = P_0 \frac{808 \left[ 1 + \left( \frac{Z}{4.5} \right)^2 \right]}{\sqrt{\left[ 1 + \left( \frac{Z}{0.048} \right)^2 \right] \left[ 1 + \left( \frac{Z}{0.32} \right)^2 \right] \left[ 1 + \left( \frac{Z}{1.35} \right)^2 \right]}} \quad (3.37)$$

Refleksjonen av trykkbølgen kan resultere i et høynet trykk. Aune [40] presenterer dette trykket som det reflekterende overtrykket og skriver at det er den faktiske lasten som brukes for eksplosjonsresistent dimensjonering. Relasjonen mellom maksimalt overtrykk og reflekterende overtrykk er gitt ved:

$$P_r = 2P_{SO} \frac{7P_0 + 4P_{SO}}{7P_0 + P_{SO}} \quad (3.38)$$

Den positive og negative spesifikke impulsen kan sees på som det totale trykket strukturen blir utsatt for [40].

$$i_s = i_{s+} + i_{s-} = \int_{t_A}^{t_A+t_d+t_d-} P(t) dt \quad (3.39)$$

## 4 | Forskerspørsmål

### Forskerspørsmål:

- *Hvordan påvirker ulike designparametere integriteten til pipe-support strukturer utsatt for eksplosjonslast?*

### Underspørsmål

- *Hva er fordelene med ikke-lineær analyse for eksplosjonslast?*
- *Hva er fordelene og ulempene med forenklet metode for lastpåføring?*
- *Hvordan kan plastisk tøyning benyttes for dimensjonering av eksplosjonslaster?*

### 4.1 Avgrensninger

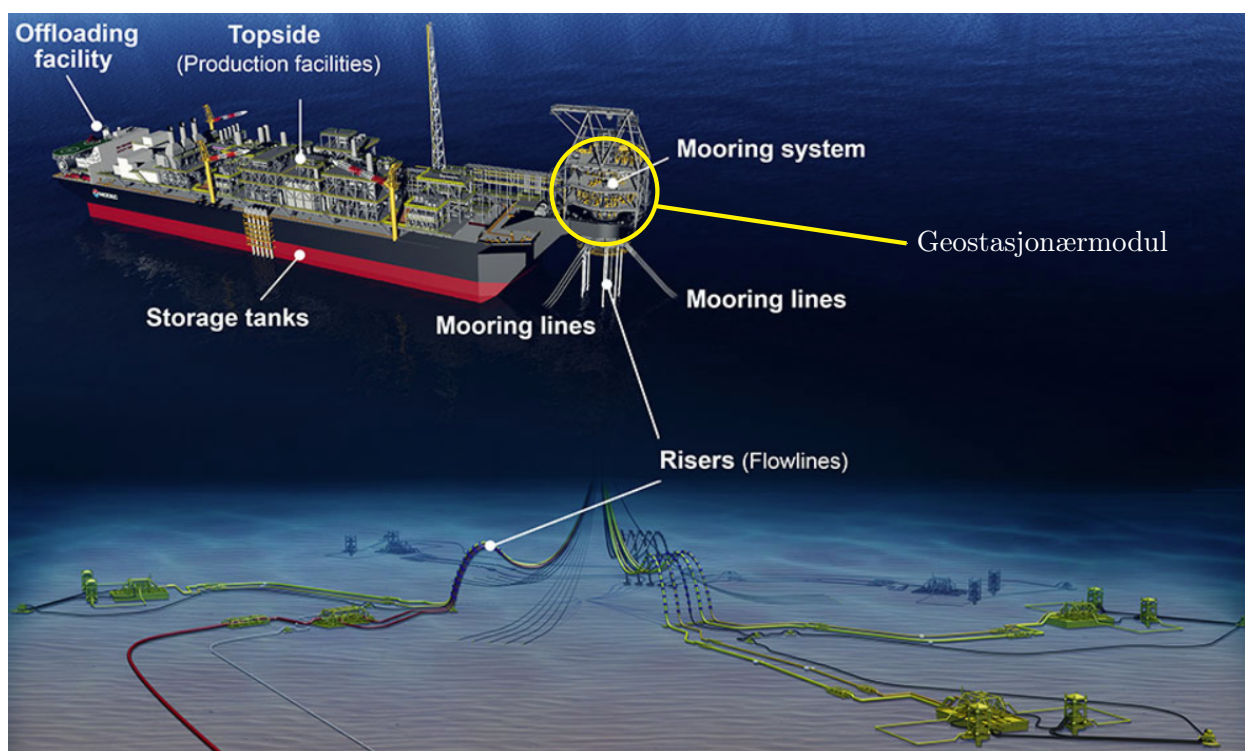
For å avgrense oppgaven er valgt å se bort fra følgende:

- Temperaturendring grunnet eksplosjon
- Statistikk rundt sannsynligheten for en eksplosjon på offshore geostasjonærmodul
- Økonomi knyttet til kostnader av materiale/arbeidskraft



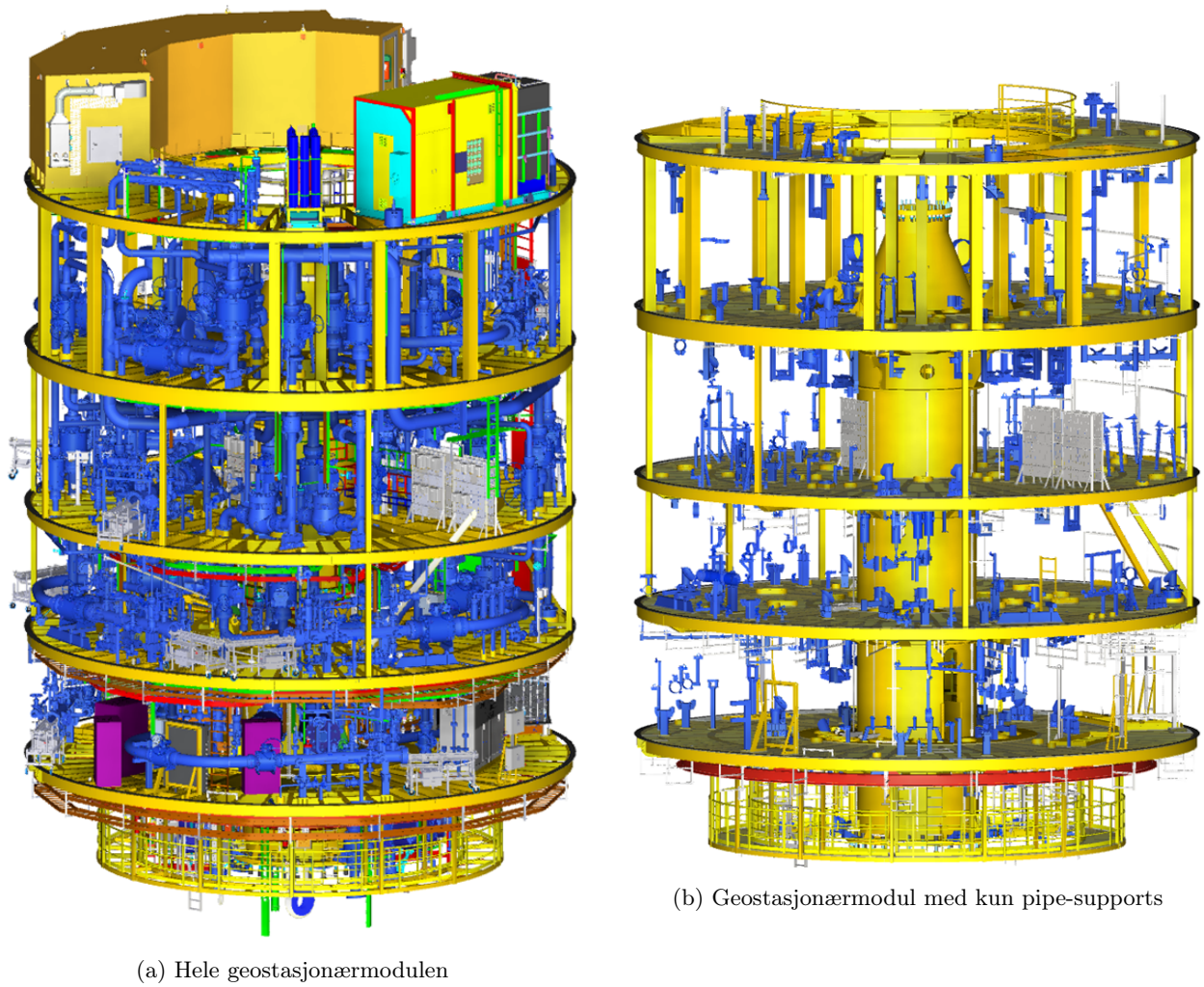
## 5 | Case

For å svare på forskningsspørsmålet har vi valgt å se på et rørsystem designet av APL NOV for en geostasjonærmodul. Denne modulen blir brukt til å transportere gass/olje fra havbunnen til en FPSO. FPSO er forkortelse for «Floating production storage and offloading units» [41] og fungerer som et fortøyd skip. FPSOen forankres til havbunnen over gass/oljefelt slik at gassen og oljen kan bli transportert opp til FPSOen [42]. Siden den flyter åpner det opp for uthenting av olje/gass på felt som ville vært svært vanskelig å oppnå med platform. På FPSOen blir gass/olje prosessert og lagret før lasteskip henter med seg gass/olje og fører det inn til raffinerier på land. Figur 5.1 viser hvordan et typisk FPSO system kan se ut.



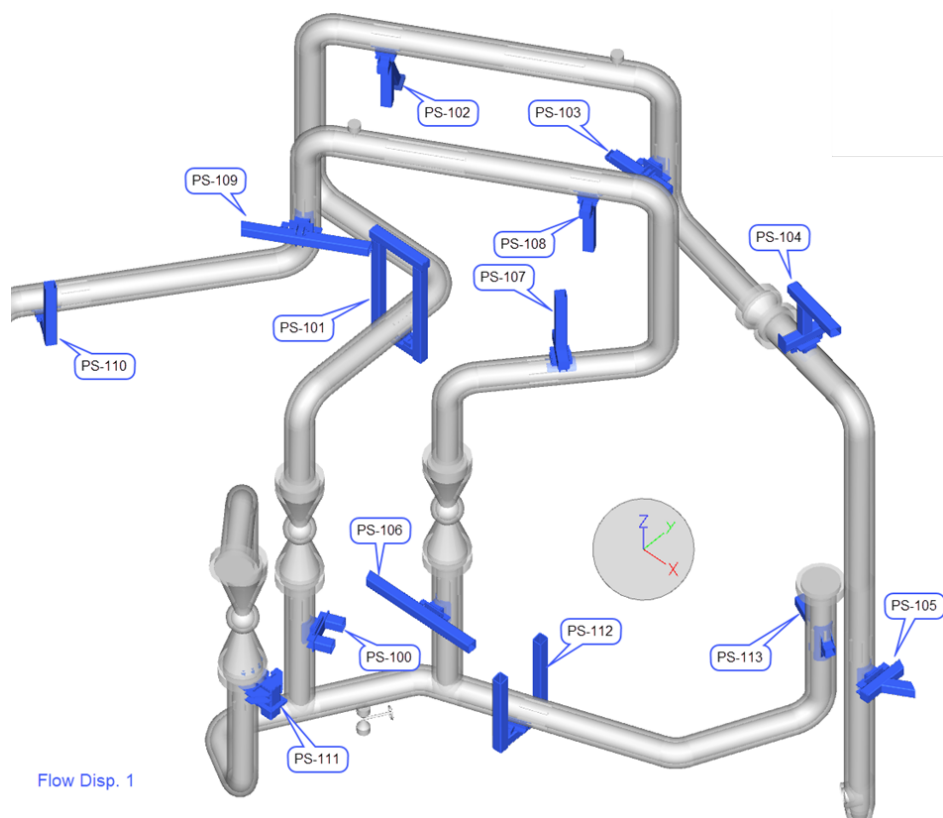
Figur 5.1: Eksempel på et FPSO system med omriss av geostasjonærmodul, modifisert fra [41].

Den geostasjonære modulen sitter over fortøyningspunktet til FPSO. Det er her oljen/gassen kommer inn fra brønner/havbunnen. Modulen er en multidisiplinær konstruksjon som har en vekt på 910 tonn og er 15.2m høy og 23.4m i diameter [Vedlegg A.3]. Figur 5.2a viser 3D-CAD av modulen med alt innhold. Figur 5.2b viser modulen der kun pipe-supports er ståendes igjen.



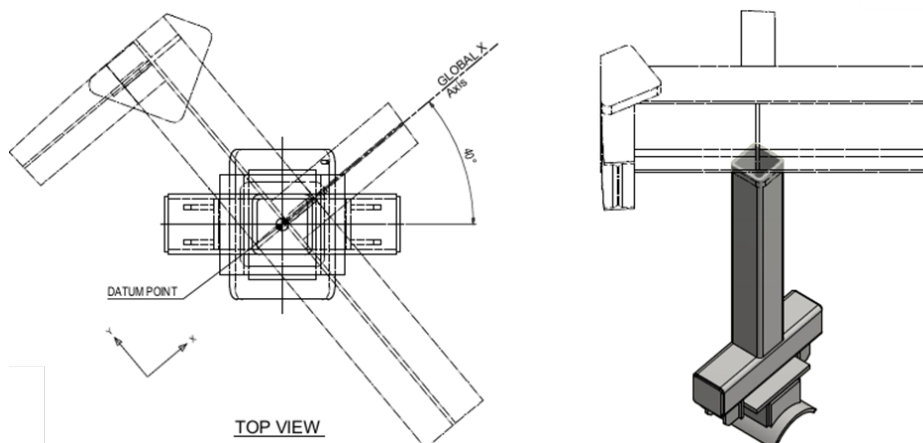
Figur 5.2: Geostasjonær modul [Vedlegg A.3]

Figur 5.3 viser rørstrukturen inni modulen. Her er alle pipe-supports markert og navngitt. På denne måten er det enkelt å se hvordan hver enkelt pipe-support fungerer.



Figur 5.3: Moddelering av lokal rørsystem med markerte pipe-supporter [Vedlegg A.4]

For å konkretisere oppgaven er det valgt å se på PS-107. Denne pipe-supporten kan sees illustrert i Figur 5.4. Siden den henger ned fra struktur er det ikke direkte kontakt mellom supporten og røret. På røret er det en brakett som er plassert innenfor to plater til pipe-supporten. Dette gjør at røret kan bevege seg litt før den kommer i kontakt med pipe-supporten og den tar opp kreftene. For dimensjonering av pipe-supporter er det lite regelverker som er styrende. APL NOV dimensjonerer pipe-supportene for eksplosjonslast i ULS. Dette gjør at det er eksplosjonslasten blir dimensjonerende og strukturen vil kunne sies å være overdimensjonert.



Figur 5.4: CAD tegninger av pipe-support PS-107 [Vedlegg A.4]

Lastene som påtreffer pipe-supporten er beregnet ut ifra en CFD analyse gjort av Gexcon. Siden pipe-supporten er ekstremt liten i forhold til rørstrukturen er eksplosjonslasten påført pipe-supporten neglisjert. Eksplosjonslasten er lagt til rørstrukturen i et program kalt Caesar. I programmet er pipe-supporten lagt på som et opplager med en stivhet. Fra den analysen hentes ut lastene i form av punktlaster som settes på toppen av supporten for å gjennomføre en enkel kode sjekk opp mot dimensjoneringsstandarder for stål som DNV-OS-C101 [7] og NS-EN-1993-1-1 [19]. Tabell 5.1 viser de endelige lastene som er etablert fra Caesar.

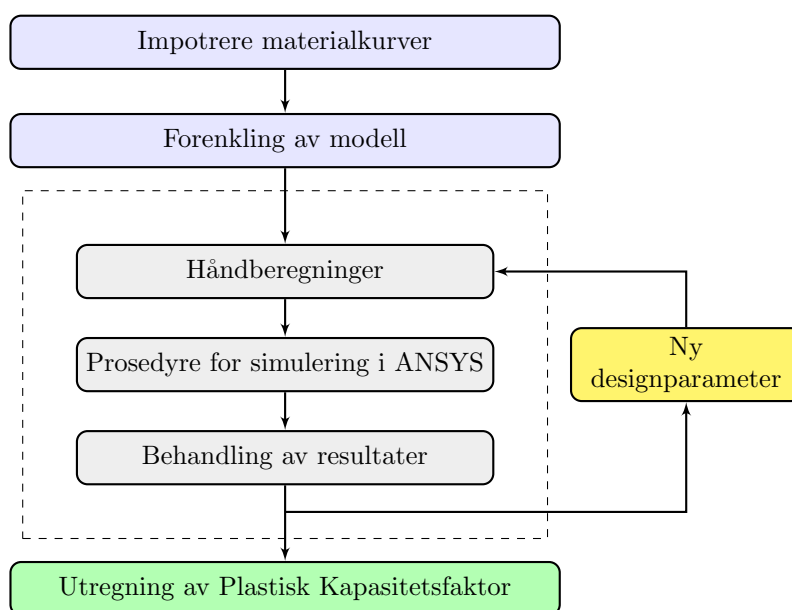
Tabell 5.1: Oversikt over opplagerlastene hentet ut fra Caesar analyse [Vedlegg A.4]

	$F_x$	$F_y$	$F_z$
Eksplosjonslast	37081 [N]	-29042 [N]	0 [N]
Transformert til lokalt koordinatsystem	1632 [N]	-47061 [N]	0 [N]

## 6 | Metode

I dette kapittelet presenteres metodene som er brukt for å besvare forskerspørsmålet. Kapitlet i sin helhet skal være tilstrekkelig for å reprodusere resultatene.

En vesentlig del av oppgaven var å utvikle en metodikk som gir representative resultater. Den utarbeidede metodikken er presentert i Figur 6.1. De første to trinnene er uavhengig av designparameterne, mens de påfølgende trinnene gjentas med de ulike designparametrene. Dette tiltaket ble implementert for å oppnå en strukturert og oversiktlig tilnærming til analyseprosessen, og muliggjør nøyaktig replikasjon av metodikken for fremtidige formål.



Figur 6.1: Oversikt over fremgangsmåte [Egen figur]

### 6.1 Fremdriftsplan og veiledning

#### 6.1.1 Fremdriftsplan

I oppstartsfasen av prosjektet ble det utviklet en detaljert fremdriftsplan i Microsoft Project Professional [43]. Denne planen har fungert som et styringsverktøy for å oppdatere den ukentlige progresjonen, overholde frister og klargjøre ansvarsfordelingen innad i gruppen. Fra begynnelsen ble planen designet med et detaljnivå på bakgrunn av erfaring om tidsbruk for lignende oppgaver, og ble kontinuerlig oppdatert for å reflektere prosjektets reelle fremgang. Arbeid innad i gruppen har vært preget av nært samarbeid der vi har fordelt arbeidsoppgaver internt og basert på styrkene til hver enkelt gruppemedlem.

#### 6.1.2 Veiledning

Gjennom prosjektets løp har vi regelmessig avholdt veiledningsmøter hver onsdag kl 10:00 med intern veileder. Disse møtene har gitt anledning til å diskutere prosjektets progresjon og utveksling av ideer, samt akademisk struktur på oppgaven. Møtene har funnet sted både



fysisk på Universitet med intern veileder og hos APL NOV i Arendal i samarbeid med både intern og ekstern veileder.

I forkant av møtene med APL ble det benyttet kommunikasjon ved bruk av e-post med ekstern veileder for å presentere fremgangen i rapporten og søke veiledning til videre arbeid. Gjennom disse samtalene ble det diskutert hvordan oppgaven best kan utformes, avgrenses og undersøkes videre.

## 6.2 Litteraturstudie

I innledningsfasen av prosjektet ble det viktig å etablere en grunnleggende forståelse av problemområdet. For denne oppgaven ble det brukt mest fagbøker og litteratur for å tilegne kunnskap om temaer som lineære og ikke-lineære analyse, ulykkeslaster og programvaren ANSYS.

Med tanke på det begrensede omfanget av eksisterende forskning innen dette feltet, ble det å utforme en metodikk som kunne gjenskapes i fremtidig forskning avgjørende. Dette arbeidet involverte koordinering mellom DNV-standarder (OS-C101 [7] & RP-C208 [21]) og NS-EN-1993-1-1 [19], samtidig som det ble utforsket muligheter for å utvide det eksisterende regelverket.

Litteratursøket har primært blitt gjort ved akademiske databaser som Oria og Google Scholar, og ved universitetsbibliotekets fysiske ressurser for tilgang til bøker og faglitteratur. Begrensingen i litteratursøket er basert på hva som ønskes å forske på i denne oppgaven, samt holde oss til det mest relevante om emnet. I Tabell 6.1 presenteres metodikken for literatursøkene som ble gjennomført i søkemotorene. Søkeordene er på norsk og engelsk og i tillegg til synonymer for å identifisere de mest kvalifiserte studiene. Ordene ble også kombinert med hverandre for å avgrense søket ytterligere.

For hver forskningsartikkel som fremsto som en aktuell kilde basert på overskriften, ble abstraktet og konklusjon lest igjennom. Dette ble gjort for å filtrere ut artikler som ikke var tilstrekkelige, og for å finne relevante kilder. Aktuelle artikler ble inkludert for videre sammenligning i forhold til vår egen forskning. Ved universitetsbiblioteket ble det funnet bøker om Elementmetoden(FEM), ikke-lineær analyse, stål, eksplosjonslaster og modellering i ANSYS.

Tabell 6.1: Litteratursøk, [Egen tabell].

Ord på Norsk	Ord på Engelsk	Synonymer
Elementmetoden	Finite Element Method	FEM
Ikke-lineær analyse	Nonlinear analysis	ILA, Ikke-lineær
Eksplosjonslast	Blast load	ALS
Ulykkeslast	Accidental load	ALS, Brann, ulykke
Rør-støtte	Pipe-support	Søylestøtte

En stor del av oppgaven har vært opplæring i ANSYS ved hjelp av Youtube-videoer, i tillegg til instruksjoner av veileder. Det er viktig at man blir kjent med programmet slik at man har

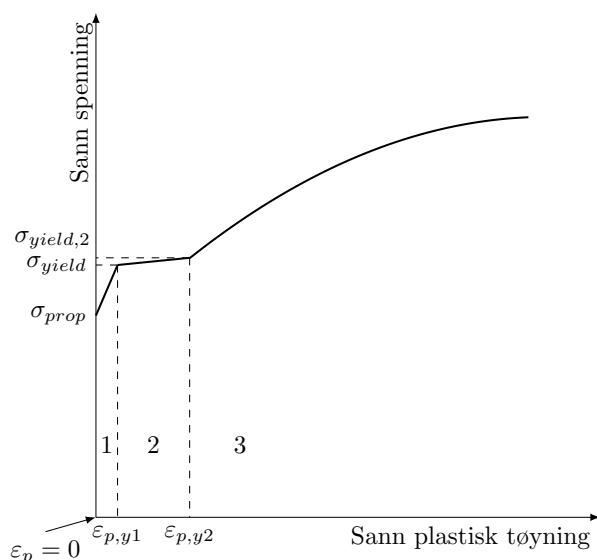
god kontroll på hvordan man anvender designparametrene og hva som er viktig å ta hensyn til for å gjennomføre lineære og ikke-lineære analyser i ANSYS.

### 6.3 Etablere materialkurver

For å etablere materialkurver er det valgt å bruke materialkurvene fra DNV-RP-C208 [21]. Grunnet valget er basert på DNV-RP-C208s omfang om offshore strukturer ved bruk av stål med flytegrense under 500MPa. Formel 6.1 gir den matematiske relasjonen mellom sann spenning og tøyning til stålet for disse kurvene.

$$\sigma = \begin{cases} \frac{\varepsilon_p(\sigma_{yield} - \sigma_{prop})}{\varepsilon_{p,y1}} + \sigma_{prop} & \text{for } \varepsilon_p \leq \varepsilon_{p,y1} \\ \frac{\sigma_{yield,2} - \sigma_{yield}}{\varepsilon_{p,y2} - \varepsilon_{p,y1}} (\varepsilon_p - \varepsilon_{p,y1}) + \sigma_{yield} & \text{for } \varepsilon_{p,y1} \leq \varepsilon_p \leq \varepsilon_{p,y2} \\ K \left( \varepsilon_p + \left( \frac{\sigma_{yield,2}}{K} \right)^{\frac{1}{n}} - \varepsilon_{p,y2} \right)^n & \text{for } \varepsilon_p > \varepsilon_{p,y2} \end{cases} \quad (6.1)$$

Figur 6.2 illustrerer materialkurven og Tabell 6.2 gir en oversikt over parameterne til formel 6.1. DNV-RP-C208 [21] deler materialet opp i lav fraktil og gjennomsnitt. Lav fraktil representerer nedre 5 prosentil av materialets normalfordeling, mens gjennomsnitt representerer de gjennomsnittlige verdiene ( $\mu$ ). I denne oppgaven er det valgt de gjennomsnittlige parameterne basert på den lave sannsynligheten til at en eksplosjon oppstår.



Figur 6.2: Materialkurve fra DNV-RP-C208 illustrert, modifisert fra [21].

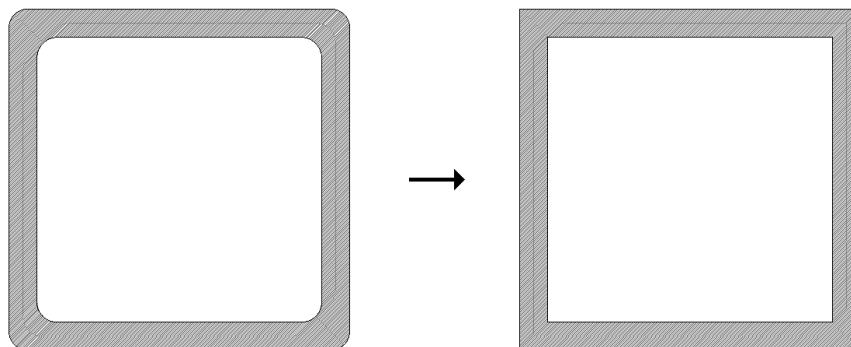
Tabell 6.2: Verdier til materialkurve S355 for  $t \leq 16mm$  i henhold til DNV-RP-C208, modifisert fra [21].

height	S355	
	Lav fraktil	Gjennomsnitt
$E$ [MPa]	210000	210000
$\sigma_{prop}$ [MPa]	320.0	384.0
$\sigma_{yield}$ [MPa]	357.0	428.4
$\sigma_{yield,2}$ [MPa]	363.3	435.9
$\varepsilon_{p,y1}$	0.004	0.004
$\varepsilon_{p,y2}$	0.015	0.015
$K$ [MPa]	740	900
$n$	0.166	0.166

### 6.4 Forenkling av modell

Det ble foretatt en forenkling av geometrien til tversnittet av søylen og tilhørende komponenter. Dette ble gjort for å forenkle mesh-prosessen i ANSYS, samt for å effektivisere tidsbruken, spare datakapasitet og sikre et representativt resultat. Figur 6.3 viser hvordan søylen ble forenklet. Forenklingen er gjennomført ved å gjøre om fra runde til rette hjørner i designet. Denne tilnærmingen resulterte i mer effektive simuleringer, og dermed ble mulig å utføre et større antall analyser. Det ble vurdert hvorvidt denne geometriske forenklingen

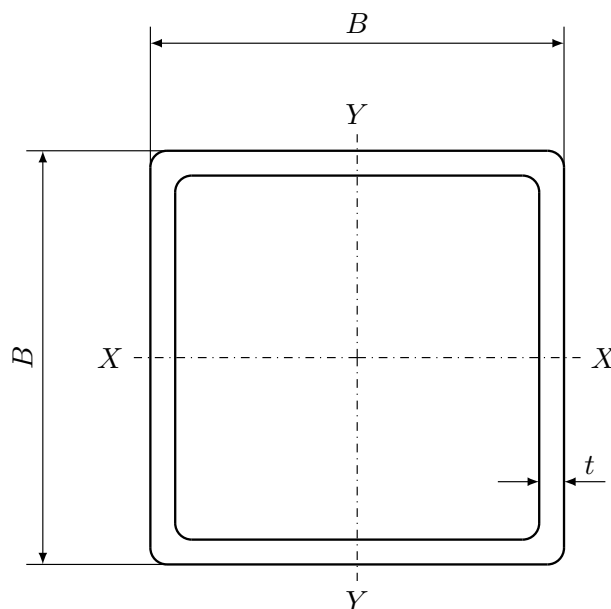
kunne påvirke de endelige resultatene. For å ta høyde for eventuelle avvik forårsaket av forenklingen, ble det også utført kontroller med runde hjørner i ANSYS, noe som forklares videre i Kapittel 6.10.3.



Figur 6.3: Forenkling av søyle, [Egen figur].

## 6.5 Designparametre

Gitt det brede utvalget av profiler, ble det viktig for dette prosjektet å beregne med det som tradisjonelt benyttes i Norge. Dermed er det laget et kriterium at stålprofilen skal følge EN 10219-2 [44]. Ved å bruke profiler som følger en spesifikk standard sikres det et mer pålitelig grunnlag for sammenligning. Figur 6.4 viser utformingen av SHS profil basert på EN 10219-2 [44].



Figur 6.4: Generell utforming av SHS-profil, modifisert fra [44].

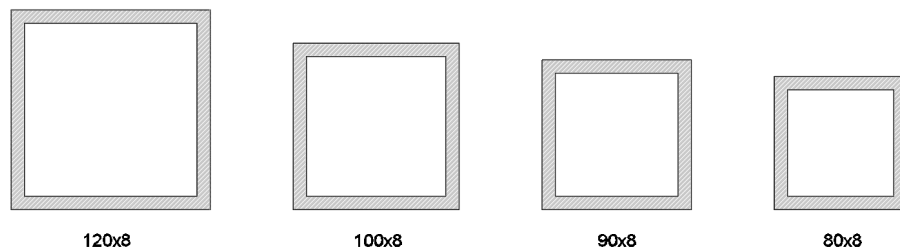
For å besvare forskerspørsmålet om hvordan ulike designparametre påvirker pipe-support integriteten, ble en rekke designparametre valgt ut. Tabell 6.3 gir oversikt over hvilke designparametre som er valgt. Dette inngår parametre som tykkelse, profil, lengde på søylen og lastvinkel. Målet med dette var å etablere et solid sammenligningsgrunnlag for hvilke faktorer som påvirker pipe-supporten i størst grad og deretter avdekke de underliggende sammenhengene.



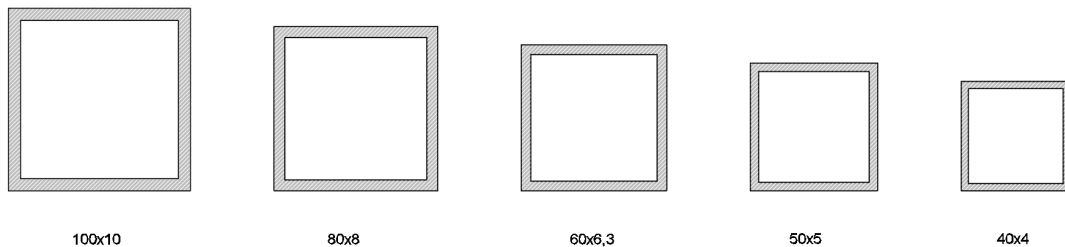
Tabell 6.3: Profiler som er valgt ut for analyse i ANSYS, [Egen tabell]

Utvalgte	t=8mm	t = 6.3mm	Samme	Lengde [mm]	Lastvinkel [deg]
			lokal slankhet B/t		
120x10	120x8	120x6.3	100x10	L=655	$\theta = 0$
100x10	100x8	100x6.3	80x8	L=755	$\theta = 15$
100x5	90x8	90x6.3	60x6.3	L=855	$\theta = 30$
100x4	80x8	80x6.3	50x5	L=955	$\theta = 45$
		70x6.3	40x4		

I Figur 6.5 vises profilene som kun varierer i total bredde, mens tykkelsen ( $t = 8mm$ ) holdes konstant. Dette gir en varierende lokal slankhet ( $B/t$ ) mellom profilene. Tilsvarende fremgangsmåte ble anvendt ved en tykkelse på  $t = 6.3mm$ .

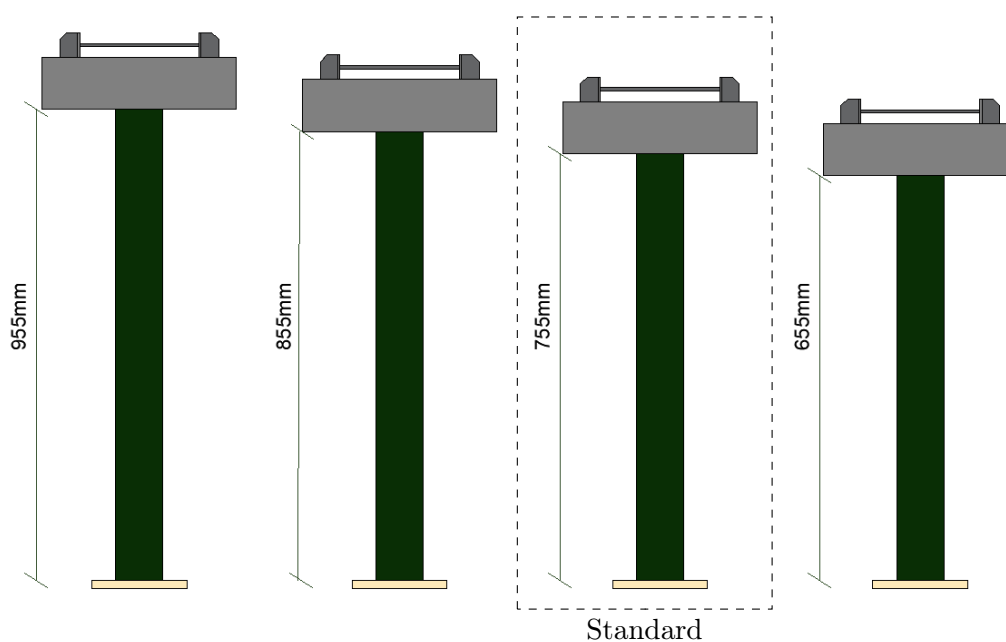
Figur 6.5: Forskjellige profiler med  $t=8mm$ , [Egen figur].

I Figur 6.6 illustreres profiler med tilnærmet identisk lokal slankhet.



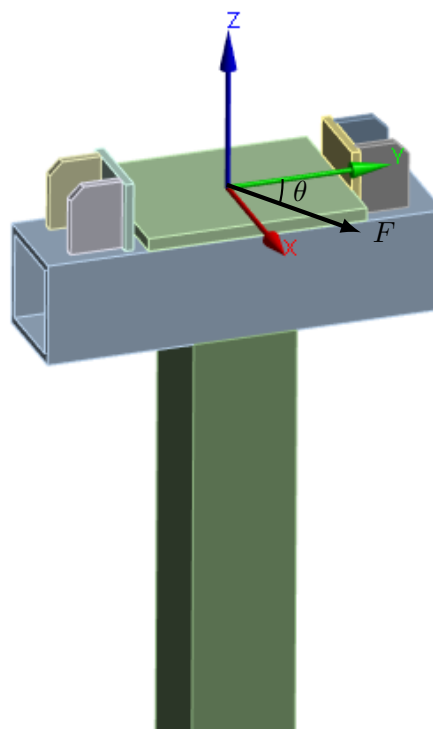
Figur 6.6: Varierende tykkelse med tilnærmet konstant lokal slankhet, [Egen figur].

Videre ble det valgt fire forskjellige lengder på søylen. Den opprinnelige lengden for søylen er  $755mm$ , dermed ble det valgt en lengde under ( $655mm$ ) og to over ( $855mm$  &  $955mm$ ). Disse verdiene ble valgt for å kunne se etter sammenheng for endring av lengde. I analysene for forskjellige lengder ble det brukt SHS 100x10 som referanseprofil. Ved å holde profilstørrelsen konstant, isoleres variabelen lengde ( $L$ ). Figur 6.7 illustrerer pipe-supporten med endring av lengde på søylen.



Figur 6.7: Forskjellige lengder av søylen, [Egen figur].

Figur 6.8 viser lasten med vinkel i henhold til lokalt koordinatsystem på toppen av pipeporten. Lastvinkelen ble valgt med inkremerter på  $15^\circ$ . Valget ble ansett til å være tilstrekkelig for å undersøke hvordan vinkelen påvirker hele tverrsnittets kapasitet. Endringen av lastvinkel forårsaker varierende geometri som tar krefter i strekk og trykk. Det er valgt å holde seg innefor  $0^\circ \leq \theta \leq 45^\circ$ , grunnet symmetrien på søylen.



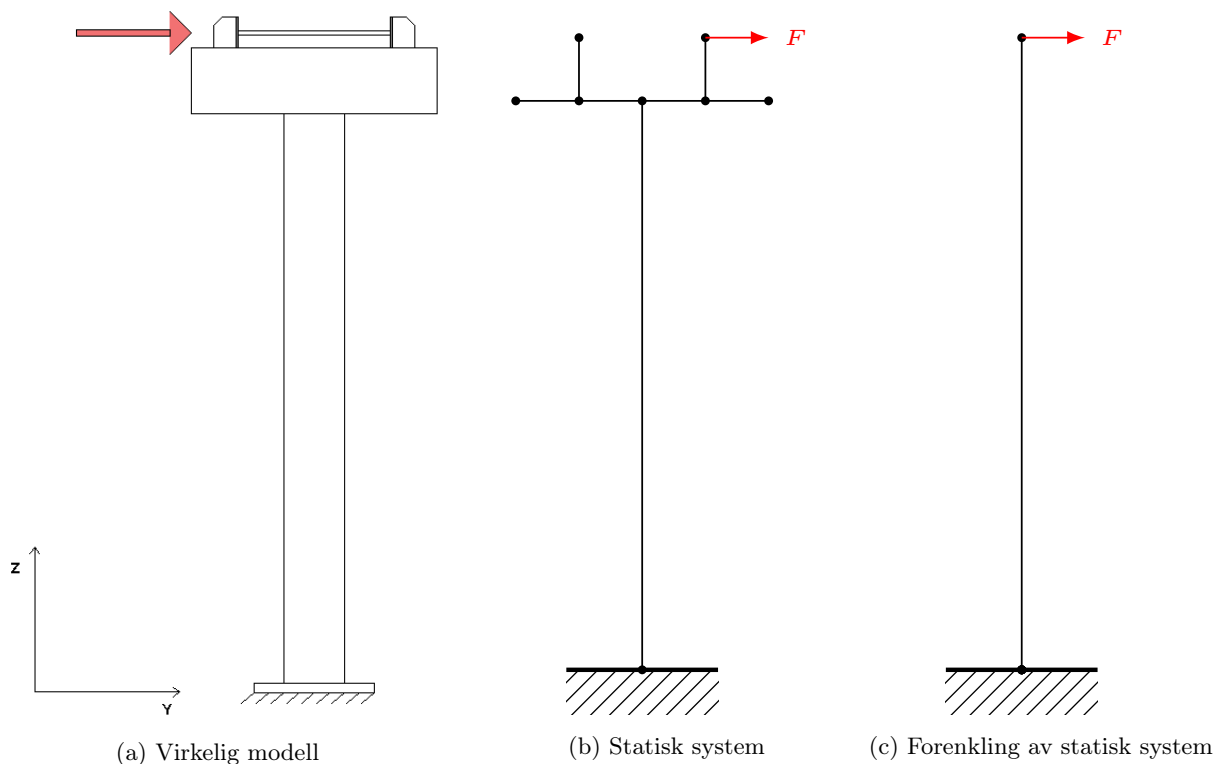
Figur 6.8: Lastvinkel iht. Lokalt koordinatsystem, [Egen figur].

## 6.6 Håndberegninger

Håndberegningene ble utført for å sjekke designparameterne opp mot bruddgrensetilstand i henhold til DNV-OS-C101 [7]. For beregning av ikke rørformede bjelker, søyler og rammer tillater standarden bruken av NS-EN-1993-1-1 [19] med materialfaktorer i henhold til Tabell 3.1. Beregningene er utført i Blockpad som er et regneark-program. Alle håndberegninger ligger i Vedlegg A.1

### 6.6.1 Statisk system

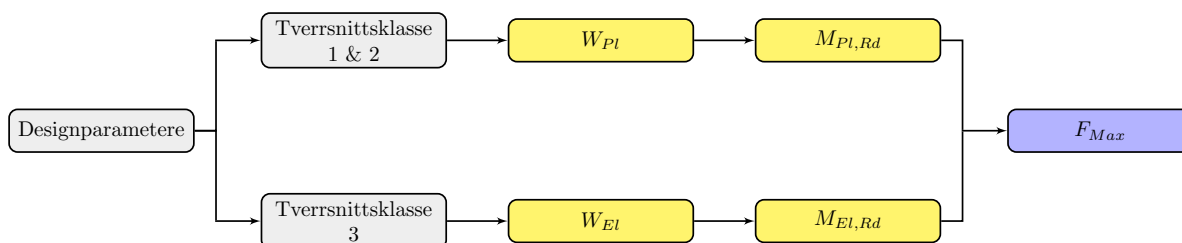
For å gjennomføre håndberegningene er det lagt til grunn et statisk system over pipe-supporten. Figur 6.9 illustrerer den virkelige modellen, dens statiske system og forenkling av det statiske systemet. På grunn av utformingen og lasten til det statiske systemet i Figur 6.9b kan systemet forenkles til en fast innspent bjelke med lengde lik total lengde av systemet. Denne forenklingen er vist i Figur 6.9c.



Figur 6.9: Forenkling av statisk system i steg, [Egen figur].

### 6.6.2 Beregning av laster

For å sjekke hvilken kraft som gir fullt utnyttet tverrsnitt har beregningene startet med å etablere tverrsnittsklasse av modellen. Deretter hente ut motstandsmoment ( $W$ ) i henhold til EN-10219-2 [44] for å beregne hvilken kraft som gir tilnærmet 100% utnyttelse ( $F_{Max}$ ). Figur 6.10 viser hvilke steg beregningene er gjort basert på tverrsnittsklassen til modellen.



Figur 6.10: Beregning av  $F_{Max}$ , [Egen Figur].

Etter  $F_{Max}$  er etablert for designparameteren, ble det utviklet en metodisk tilnærming der lasten øker med 10% for hver iterasjon. Formålet med den gradvise lastøkningen er å identifisere hvordan oppførselen til materialet er fra standardisert maksimal kapasitet og helt frem til brudd.

## 6.7 Prosedyre for ANSYS Analyse

Det ble laget en prosedyre som presenteres under for å forenkle prosessen og unngå småfeil og mangler i simuleringene. Dette steg-for-steg oppsettet ble lagd for at det skal være mulig å gjenskape resultatene med samme metodikk. Samtlige av analysene ble utført med datamaskinene på UiA Grimstad, da med studentlisens på ANSYS.

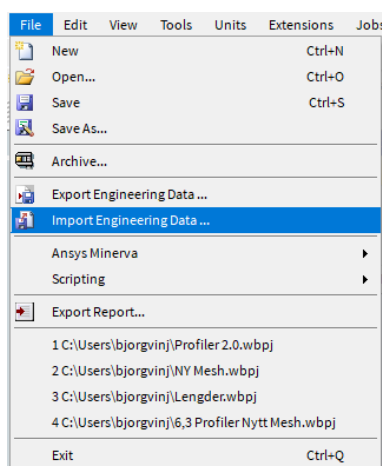
### 6.7.1 ANSYS

Ansys ble valgt til program for simuleringer. Grunnen til valget er at APL NOV benytter seg av dette. ANSYS er et elementmetodeprogram som gjør det brukervennlig å beregne lineære- og ikke-lineære strukturelle problemer.

### 6.7.2 Prosedyre

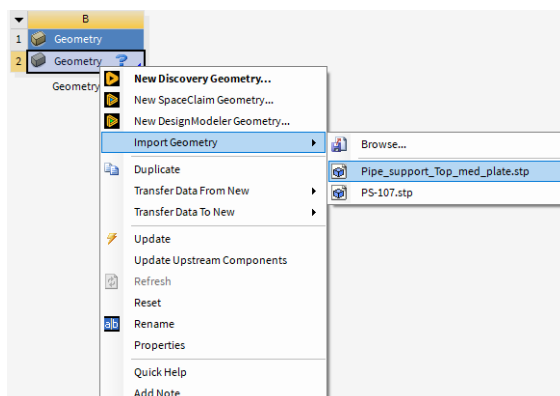
Denne prosedyren beskriver trinnene for å utføre en analyse i ANSYS for prosjektet. For å sikre korrekte og sammenlignbare analyser av modellen ble denne prosedyren fulgt nøyaktig. Før man begynner på denne prosedyren er det også nødvendig at materialkurver og laster er beregnet på forhånd. I prosedyren under vil alle modulene som har blitt benyttet henvises til på engelsk. Dette er for å lettere forstå hvilke moduler som er blitt benyttet og hvordan.

1. **Engineering Data:** Legg til en fane med Engineering Data og trykk inn på Engineering Data. I Engineering Data legges informasjonen om materialene som brukes til modellen. I denne modulen importeres materialkurver fra DNV til Engineering Data som ble utarbeidet i Kapittel 6.3.



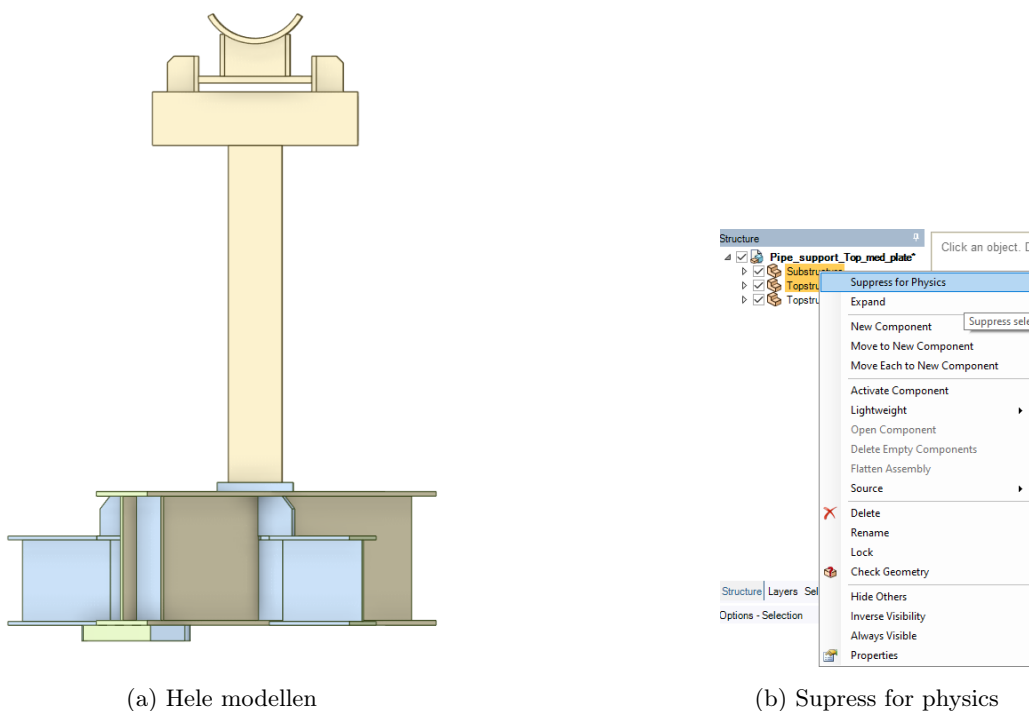
Figur 6.11: Import Engineering Data, [Egen figur].

2. **Geometry:** I geometri modulen importeres/moduleres 3D CAD modeller for videre analyser i ANSYS. Begynner med å importere den modellen fra APL NOV, som vist i figur 6.12. Den er blitt forenklet i henhold til Kapittel 6.4. Modellen ligger i Vedlegg A.5.



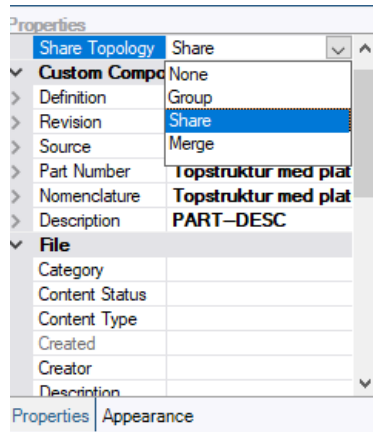
Figur 6.12: Importering av geometri, [Egen figur]

- 2.1 **Spaceclaim:** Åpne modell, som vist i Figur 6.13a, i SpaceClaim. Deretter velges komponentene *Substructure* og *Topstructure* for «Supress for physics», som vist i Figur 6.13b. Dette ekskluderer bjelker og konstruksjonsdeler som ikke skal inngå i analysen.



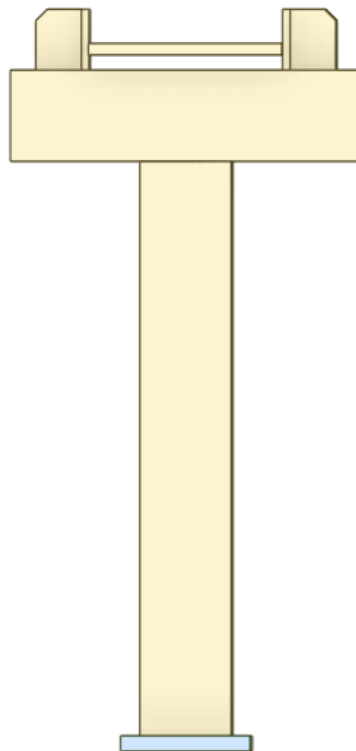
Figur 6.13: Supress av unødvendig struktur, [Egen figur].

2.2 **Share topology:** Velg komponenten *Topstruktur med plate*, og gå deretter til «Properties». Videre på «Share topology» egenskapen velg *Share*. Figur 6.14 viser oversikt over hvor denne egenskapen velges. Dette gjøres for å behandle komponentene som en sammensveiset del slik at alle kreftene blir direkte overført mellom de.



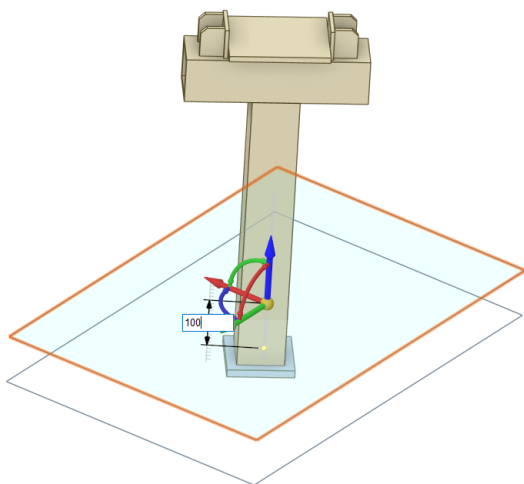
Figur 6.14: Share topology, [Egen figur].

2.3 **Hide:** Høyreklikk og trykk *hide all suppressed*. Dette skjuler alt av modellen som ikke skal benyttes i simuleringen. Figur 6.15 viser kun delene som skal være med i simuleringen.

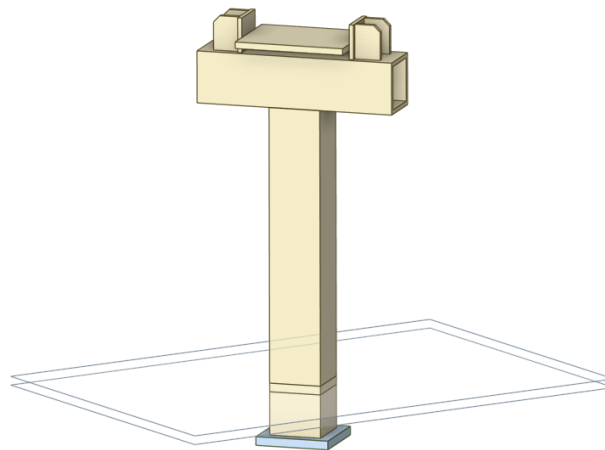


Figur 6.15: Forenklet modell uten bjelker, [Egen figur].

2.4 **Geometry:** Figur 6.16a Fra bunnen av søylen , legg til *PLANE 100mm + PLANE 120mm*. Trykk på den blå pila for å flytte planet i Z-retningen. Figur 6.16b trykk på *split body* og del søylen i tre deler. Dette er for å oppnå en finere mesh i bunnen og en overgang med tetrahedrons slik Figur 6.16b viser.



(a) Plane fra bunnen

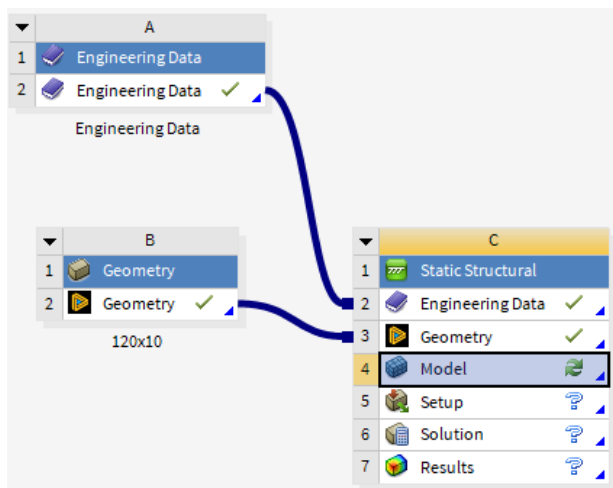


(b) Split Body

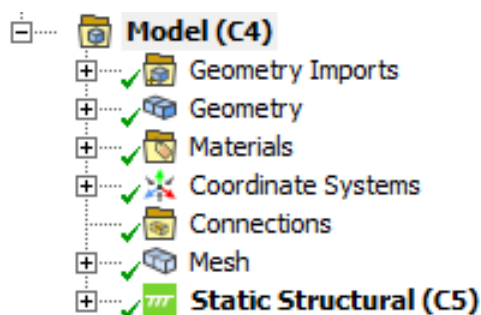
Figur 6.16: Split body, [Egen figur].

3. **Static Structural:** Static structural er modulen hvor statiske strukturelle analyser gjennomføres.

3.1 Importere *Engineering Data* og *Geometry* inn i modulen, som illustreres i figur 6.17a. Deretter åpne *Model* i static structural. Da åpnes ANSYS Mechanical og man blir presentert med en liste som vist i Figur 6.17b.



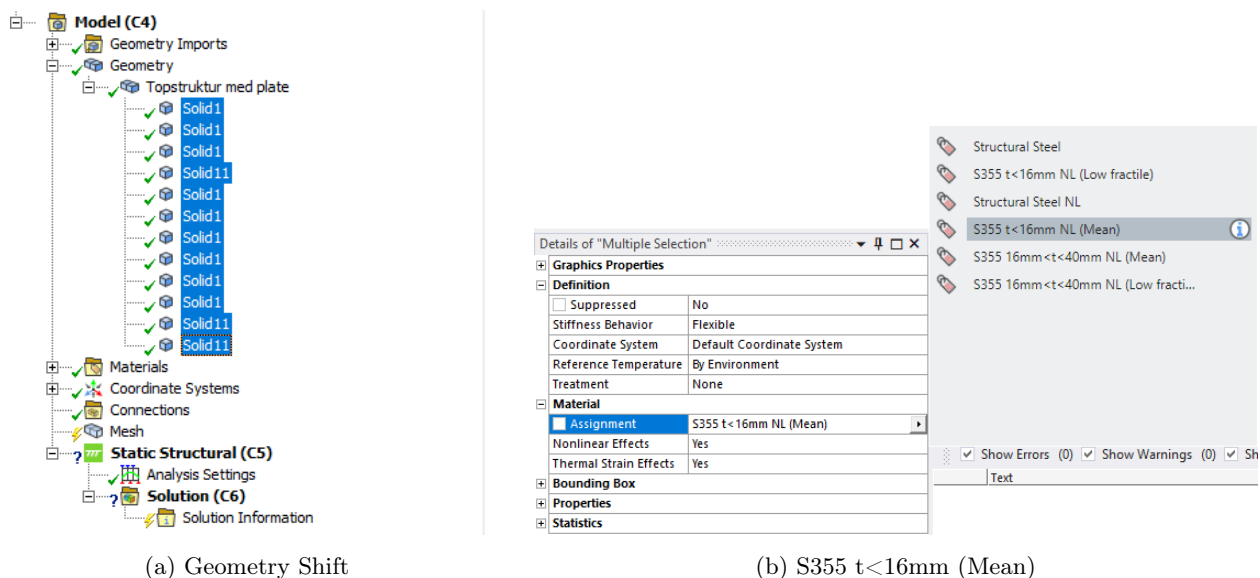
(a) Import i Static Structural



(b) Oversikt over alle stegene

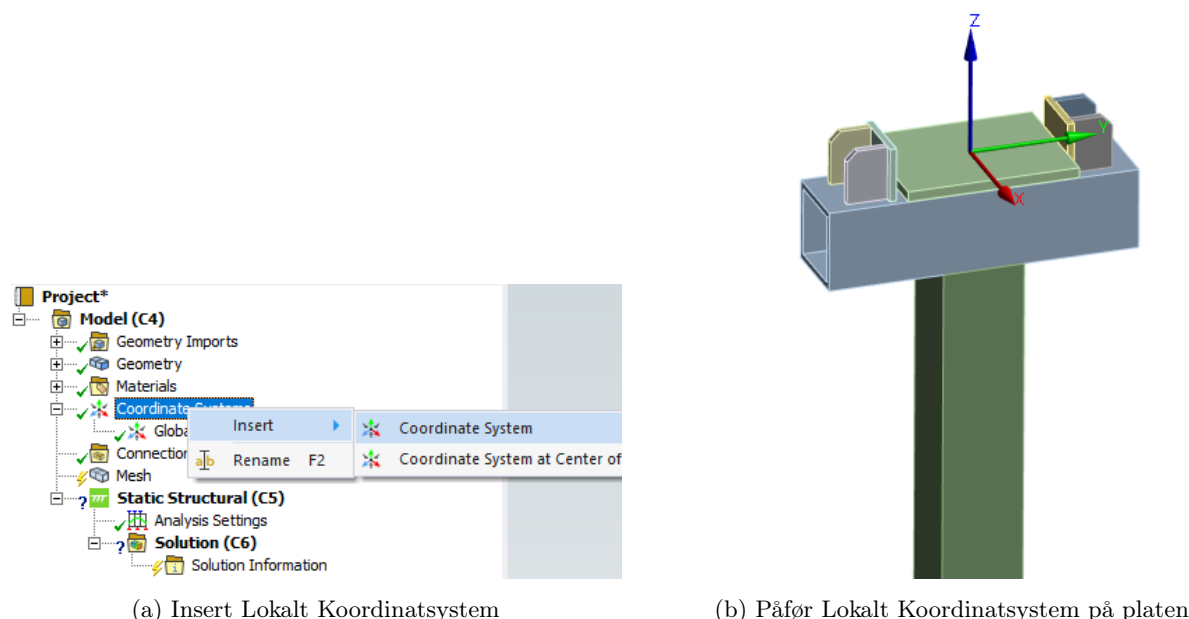
Figur 6.17: Importering og oversikt over static structural modul, [Egen figur].

3.2 **Geometry:** Åpne opp alle vinduene knyttet til *Geometry* for å bestemme materialet på modellen. Her velges *S355 t ≤ 16mm Non-linear (mean)*. Dette representerer den gjennomsnittlige materialkurven til *S355* stål med godstykkelse under 16mm. Denne gjennomgangen er vist i Figur 6.18



Figur 6.18: Geometry Assignment, [Egen figur].

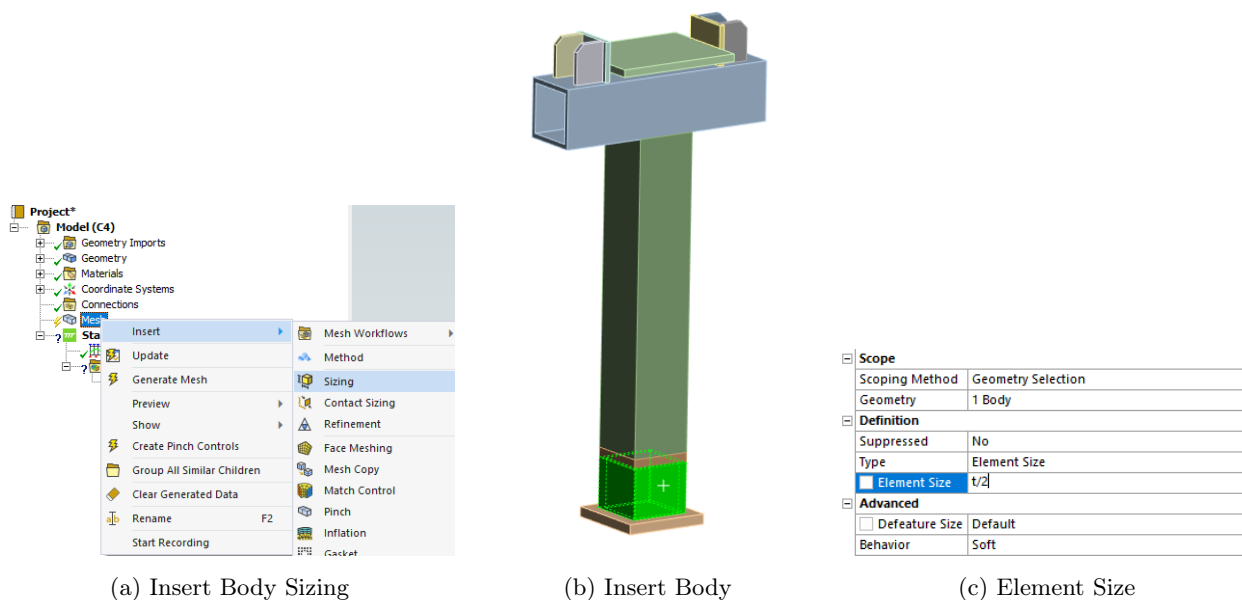
3.3 **Coordinate System:** Etablere lokalt koordinatsystem ved de vertikale platene på toppen av strukturen. Dette gjøres ved å høyreklikke på «Coordinate system» → «Insert» → «Coordinate system» som vist i Figur 6.19a. For å plassere koordinatsystemet riktig velges platen som er mellom de vertikale platene under «Geometry selection». Under «Principle axis» velges akse *X*. Deretter skal dette defineres etter en av de vertikale flatene som står normalt på platene. Det endelige koordinatsystemet vises i Figur 6.19b. Siden systemet ikke har krefter i *Z*-akse vil den relative høydeplasseringen av akse være irrelevant.



Figur 6.19: Lokalt Koordinatsystem, [Egen figur].

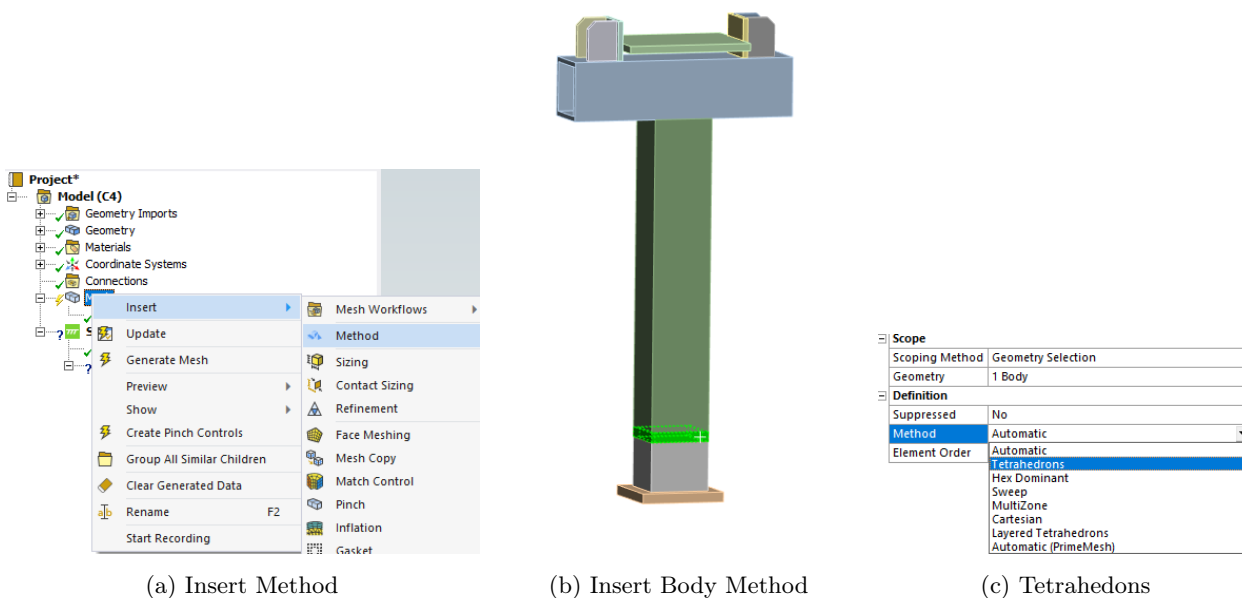


3.4 **Mesh:** For å etablere et tilfredstillende *mesh* til simuleringen er det flere steg som må gjennomføres. Det første steget er å etablere et *mesh* til nedre del av modellen. Her defineres et *mesh* av Hex20 (eller bedre) elementer med elementstørrelse på halve tykkelsen til profilen. For å gjøre dette høyreklikker man på mesh og trykker *Insert* → *Sizing*. Nedre del av søylen velges og elementstørrelsen defineres. Denne gjennomgangen kan sees i Figur 6.20. For mesh i nedre del av søylen, slik det er vist i Figur 6.20b, ble body-sizing satt til halvparten av tykkelsen til profilen.



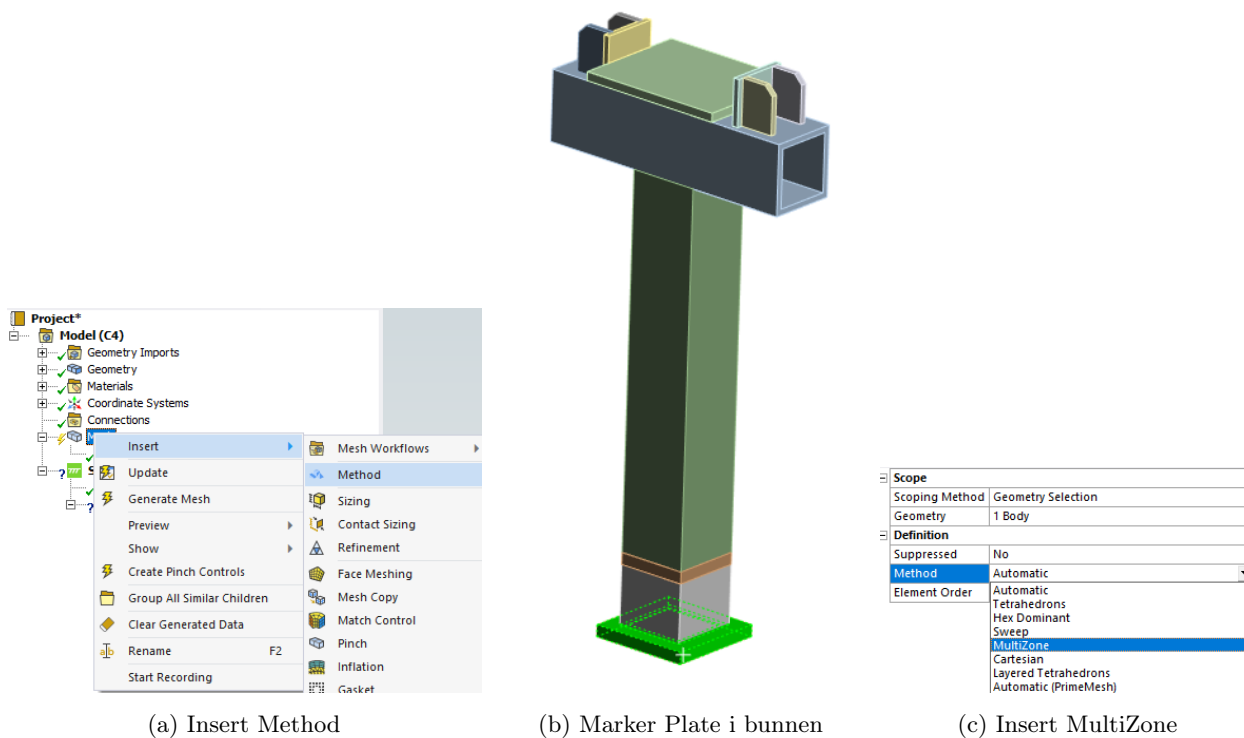
Figur 6.20: Mesh: Nederste del av søylen, [Egen figur].

For overgangssonen mellom nedre del og øvre del er det ønsket å ha tetrahedrisk *mesh* for å sikre nøyaktige resultater. Da velges *Method* som *Tetrahedrons*. Dette er vist i Figur 6.21.



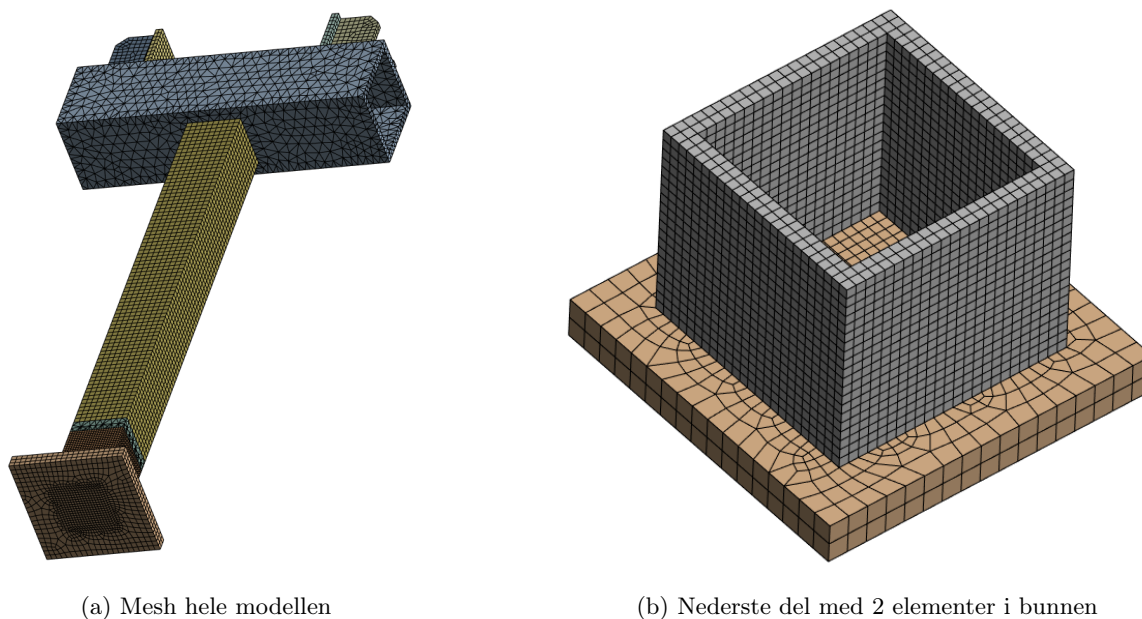
Figur 6.21: Mesh: Overgang, [Egen figur].

For platen under søylen, ble det valgt å bruke MultiZone som metode. Her ønskes det å sikre god overgang av elementer. Figur 6.22 viser gjennomføreslen av dette i ANSYS.



Figur 6.22: Mesh: Plate i bunnen, [Egen figur].

Figur 6.23 viser det endelige elementnettet av modellen med det varierende elementtettheten av modellen. Figur 6.23b viser detaljert at det er etablert to elementer i tykkelsen av profilen.



Figur 6.23: Mesh, [Egen figur].

3.5 **Static Structural:** Under *Analysis Settings* settes *Number of steps* til 3 med *End Time* for trinn 1, 2, 3 til henholdsvis 0,1 – 0,2 – 0,5 sekunder. Deretter aktiveres *Large deflection*, dette er for å ta høyde for geometrisk ikke-lineariteter i analysene. Figur 6.24 viser oppsettet av *Analysis Settings*.

Step Controls	
Number Of Steps	3,
Current Step Number	1,
Step End Time	1, s
Auto Time Stepping	Program Controlled
Solver Controls	
Solver Type	Program Controlled
Weak Springs	Off
Solver Pivot Checking	Program Controlled
Large Deflection	Off
Inertia Relief	Off
Quasi-Static Solution	Off
Rotordynamics Controls	
Restart Controls	
Nonlinear Controls	
Advanced	
Output Controls	
Analysis Data Management	

(a) Number of Steps

Tabular Data		
	Steps	End Time [s]
1	1	0,1
2	2	0,2
3	3	0,5
*		

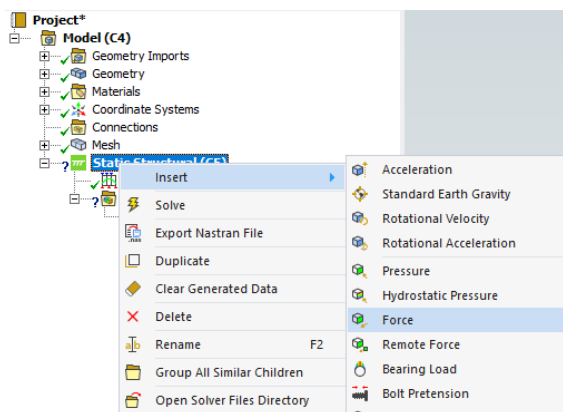
(b) 0,1- 0,2- 0,5 sek

Step Controls	
Number Of Steps	3,
Current Step Number	1,
Step End Time	0,1 s
Auto Time Stepping	Program Controlled
Solver Controls	
Solver Type	Program Controlled
Weak Springs	Off
Solver Pivot Checking	Program Controlled
Large Deflection	Off
Inertia Relief	Off
Quasi-Static Solution	On
Rotordynamics Controls	
Restart Controls	
Nonlinear Controls	
Advanced	
Output Controls	
Analysis Data Management	

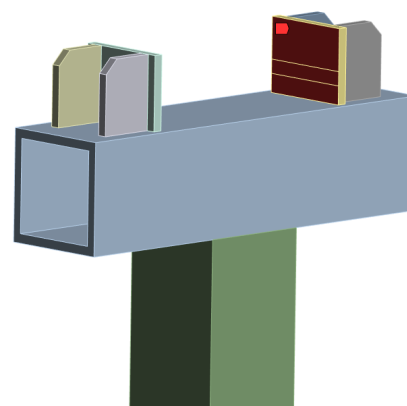
(c) Large Deflection On

Figur 6.24: Analysis settings, [Egen figur].

Kraften som ble regnet ut i Kapittel 6.6.2 skal påføres på hele platen slik som i Figur 6.25b, definert ved komponenter i lokalt koordinatsystem. Figur 6.25 viser hele applikasjonen av krefter.



(a) Force: Insert



(b) Force: på platen

Scope	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	1 Face
Definition	
Type	Force
Define By	Components
Applied By	Components
Coordinate System	Global Coordinate System
X Component	0, N (ramped)
Y Component	0, N (ramped)
Z Component	0, N (ramped)
Suppressed	No

(c) Force: Components

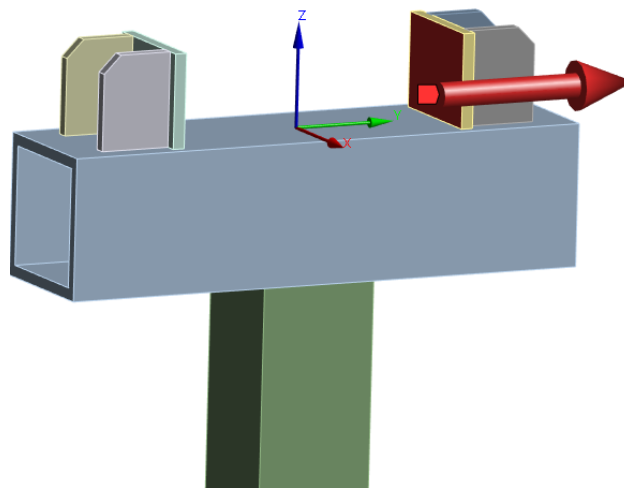
Tabular Data					
	Steps	Time [s]	X [N]	Y [N]	Z [N]
1	1	0,	= 0,	0,	= 0,
2	1	0,1	0,	22000	0,
3	2	0,2	= 0,	0,	= 0,
4	3	0,5	= 0,	= 0,	= 0,
*					

(d) Force: Påfør Y-retning

Figur 6.25: Force: Steps, [Egen figur].

Figur 6.26b illustrerer retningen av den påførte kraften. For de profilene som ble testet med forskjellige vinkler på kraften, ble det påført både en y-kraft og en x-kraft på platen. Disse kreftene er dekomponerte krefter basert på de spesifikke vinklene som ble testet, se Tabell 6.3. Etablering av kombinerte krefter er gjort i tråd med Kapittel 6.6.2.

Scope	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	1 Face
Definition	
Type	Force
Define By	Components
Applied By	Surface Effect
Coordinate System	Lokalt Kordinatsystem
<input type="checkbox"/> X Component	Global Coordinate System
<input checked="" type="checkbox"/> Y Component	Lokalt Kordinatsystem
<input type="checkbox"/> Z Component	0, N (ramped)
Suppressed	No
Tabular Data	
Independent Variable	Time

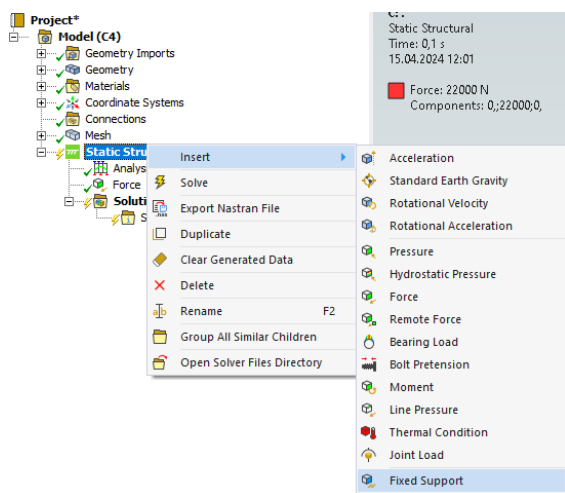


(a) Force: Endre til Lokalt Kordinatsystem

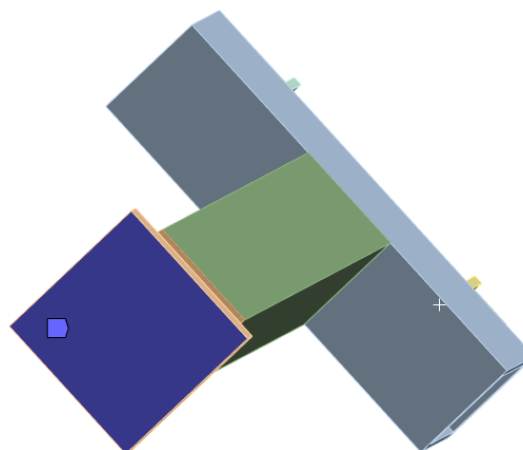
(b) Force: Riktig påført

Figur 6.26: Force: Ferdig, [Egen figur].

For ferdig etablering av randbetingelse av det statiske systemet er det påført fast innspent opplager under bunnplaten som vist i Figur 6.9. Figur 6.27 viser gjennomførelsen av dette i ANSYS.



(a) Insert Fixed Support

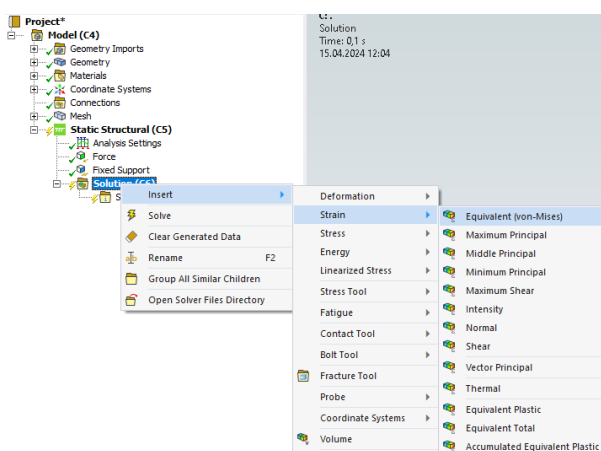


(b) Påfør Fixed Support

Figur 6.27: Fixed Support, [Egen figur].

3.6 **Solution:** For å besvare forskningsspørsmålet er det ønskelig å hente ut resultatene som er presentert i listen under. Figur 6.28 viser hvordan dette er blitt gjennomført i ANSYS.

- Equivalent Elastic Strain – Maximum over time.
- Equivalent Plastic Strain – Maximum over time.
- Equivalent Total Strain – Maximum over time.
- Equivalent Stress – Maximum over time.
- Total deformation – Maximum over time.
- Plastic deformation – Time 0,5s.

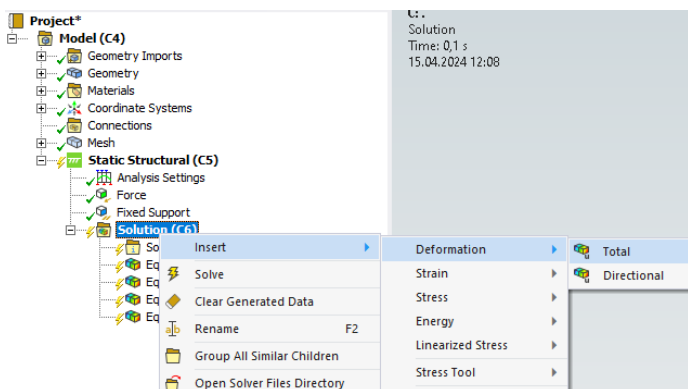


(a) Insert: Von-Mises Strain

<b>Scope</b>	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	All Bodies
<b>Definition</b>	
Type	Equivalent (von-Mises) Stress
By	Time
<input type="checkbox"/> Display Time	Time
Separate Data by Entity	Result Set
Calculate Time History	Maximum Over Time
Identifier	Time Of Maximum
Suppressed	Minimum Over Time
<b>Integration Point Results</b>	
Display Option	Averaged
Average Across Bodies	No
<b>Results</b>	
<input type="checkbox"/> Minimum	
<input type="checkbox"/> Maximum	
<input type="checkbox"/> Average	
Minimum Occurs On	
Maximum Occurs On	

(b) Maximum over time på alle

Figur 6.28: Solutions, [Egen figur].



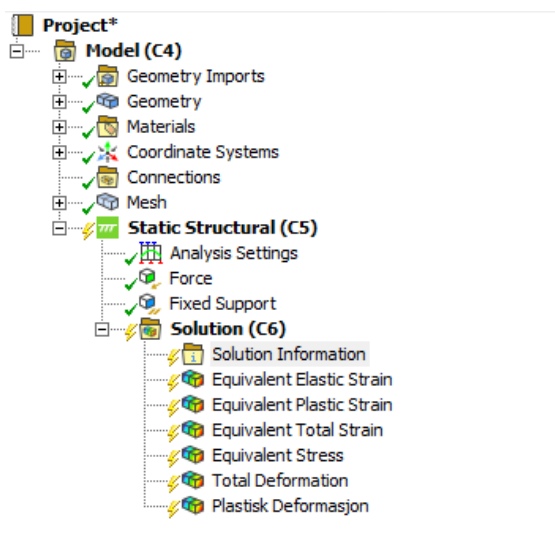
(a) Insert Deformation Total

<b>Scope</b>	
Scoping Method	Geometry Selection
Geometry	All Bodies
<b>Definition</b>	
Type	Total Deformation
By	Time
<input checked="" type="checkbox"/> Display Time	0,5
Separate Data by Entity	No
Calculate Time History	Yes
Identifier	
Suppressed	No
<b>Results</b>	
<input type="checkbox"/> Minimum	
<input type="checkbox"/> Maximum	
<input type="checkbox"/> Average	
Minimum Occurs On	
Maximum Occurs On	
<b>Information</b>	

(b) Insert Plastic Deformation 0,5 s

Figur 6.29: Deformation, [Egen figur].

Før simuleringene startet, var det viktig at alle boksene er huket av med *check* som vises i Figur 6.30.



Figur 6.30: Oversikt før simulering, [Egen figur].

## 6.8 Behandling av resultater

### 6.8.1 Excel

Siden målet med oppgaven var å teste pipe-supporten for ulike designparametre, ble det viktig å holde en systematisk oversikt over alle resultatene. Etter at simuleringene fra ANSYS var ferdige ble resultatene fra hver designparameter (Tabell 6.3) eksportert til Excel. Dette ble gjort for å organisere dataene slik at det ble ført inn på en effektiv og oversiktlig måte. Resultatene fra plastisk tøyning ble deretter tatt med videre til plotting av grafer og til slutt til utarbeidelse av en plastisk kapasitetsfaktor. Skulle det vise seg at resultatene fra ANSYS avviket i forhold til andre grafer, for eksempel ved at en graf uventet endret seg brått, ble det utført en sidemannskontroll og en grundigere sjekk for å identifisere årsaker til avviket. Basert på funnene ble simuleringene deretter kjørt på nytt for å verifisere og rette eventuelle feil.

## 6.9 Plastisk Kapasitetsfaktor

For utregning av Plastisk Kapasitetsfaktor (heretter kalt PKF), ble resultatet for 5%, 7.5% og 10% plastisk tøyning plottet med hensyn på sammenligning av designparametre. For å finne når de forskjellige parameterene traff de spesifikke tøyningpunktene, ble det antatt lineært forhold mellom resultatene nærmest de spesifikke tøyningpunktene. Verdiene ble da overført videre til Geogebra for regresjonsanalyse, og funksjonskurver med best tilnærming ble opprettet. For tilfeller der de opprettede kurvene har gitt dårlige resultater ( $R^2 \leq 0.9$ ) er det besluttet å sette den laveste  $F/F_{Max}$  verdien delt på den høyeste  $F/F_{Max}$  verdien som faktor.

Hensikten med faktoren er å kunne etablere en forsvarlig måte å gjennomføre håndberegninger for ulykkesituasjoner med tillatt spesifikk plastisk kapasitet. Figur 6.31 viser hvordan noteringen av PKF blir presentert i oppgaven.

Faktorene blir beregnet ut slik at en av faktorene vil være styrende og de andre vil

$$PKF_n \longrightarrow \text{Plastisk tøyning [\%]}$$

Figur 6.31: Notasjon av PKF, [Egen figur].

være en funksjon av dette. Det vil si at for to faktorer som gir 1.8 vil kun den ene gi 1.8 og den andre vil være tilpasset til 1.0. Dette skal sørge for at faktorene ikke blir multiplisert opp og gir for høye verdier. Basert på dette kan faktoren beregnes slik etter at de har blitt justert etter en styrende faktor:

$$PKF_n = \prod PKF_{n,x} \quad (6.2)$$

Hvor:

$x$  = Påvirkningsparametere

## 6.10 Verifisering av forenkling

Modellen i ANSYS ble verifisert ved å velge profiler med tilfeldige verdier for lengde, vinkel og profiltykkelse. Dette gjorde det mulig å undersøke om metoden fungerer for alle typer profiler.

### 6.10.1 Utvalg av designparametere

Det første tilfellet var 100x8 med  $L=855\text{mm}$  og vinkel på  $\theta = 0$  og er markert med rød sirkel. Det andre tilfellet var 80x8 med  $L=755\text{mm}$  og vinkel på  $\theta = 45$  og er markert med blå sirkel. Det tredje tilfellet var 60x6,3 med  $L=955\text{mm}$  og vinkel på  $\theta = 30$ , som er markert med grønn sirkel. I tillegg er også blitt testet for lengder som ikke inngår i tabell 6.4. Disse testene er utført for å sjekke gyldighetene til lengde parametrene. Verifiseringene bruker standardprofilen på  $100 \times 10$  med lengde  $500\text{mm}$  og  $1100\text{mm}$ . Testene er tatt utgangspunkt i tøyingsprosenten til profilen, henholdsvis 5%, 7.5% og deretter regner vi ut lasten den skal oppnå på denne plastiske tøyningen. Tabell 6.4 viser de forskjellige parameterene som er utvalgt.

Tabell 6.4: Profiler som er valgt ut for analyse i ANSYS, [Egen tabell]

Utvalgte	t=8mm	t = 6.3mm	Samme	Lengde [mm]	Lastvinkel [deg]
			lokal slankhet B/t		
120x10	120x8	120x6.3	100x10	L=655	$\theta = 0$
100x10	100x8	100x6.3	80x8	L=755	$\theta = 15$
100x5	90x8	90x6.3	60x6.3	L=855	$\theta = 30$
100x4	80x8	80x6.3	50x5	L=955	$\theta = 45$
		70x6.3	40x4		

Hvis resultatene viste seg å være gyldige, ville dette bekrefte at metodikken var pålitelig og at resultatene kunne benyttes videre.



### 6.10.2 Deformasjonspåføring

For å ta høyde for eventuelle forskjeller med kraftpåføring kontra forskyvning, og deres innvirkning på pipe-supporten, ble det utført en test i ANSYS for å undersøke dette. Forskyvningene ble utført ved å sette på en forskyvning på samme plate som vist i Figur 6.26b med en gradvis økning på 2.5 mm, fra 2.5mm til 40mm. Det ble benyttet «Remote displacement» i ANSYS for å gjennomføre dette.

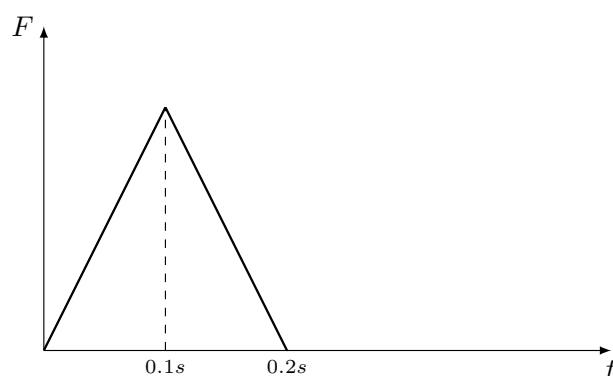
### 6.10.3 Geometriforenkling

Ved å forenkle geometrien til søylen ble det mulig å utføre flere simuleringer i studetversjonen til ANSYS. Alle håndberegningene ble utført med utgangspunkt i profiler etter EN-10219-2 [44]. Dermed ble det nødvendig å verifisere modellen på grunn av forskjellen knyttet til forenklingen. Tre stikkprøver ble gjennomført der geometrien ikke ble forenklet, med runde hjørner på søylen. Prøvene som ble testet var profilene 100x10, 80x 8 og 60x6.3 med standard lengde 755mm. Testene ble utført for å evaluere avvikene mellom den forenklete søylen og den originale. Resultatene med forskjellene ble deretter brukt for å etablere en PKF.

### 6.10.4 Lastforenkling

Som vist fra case er det største lastbidraget fra bevegelsen av selve rørsystemet. I virkeligheten er dette en plate som er i kontakt med pipe-supporten og dytter. Dette er en kinematisk ikke-linearitet og er krevende å simulere. Dermed er det valgt å forenkle dette til en last som virker på pipe-supporten istedenfor. For å bekrefte forenklingen er det gjort en analyse med kontakt av platen. Dette sier noe om hvorvidt nøyaktig forenklingen er.

Den faktiske lastprofilen modellen er utsatt for er vist i Figur 3.20. For lastapplikasjon i ANSYS er det valgt å forenkle dette til en lineær trekantlast med henholdsvis 0.1 og 0.2 sekunder, som vist i Figur 6.32, basert på [45] [46] [47].



Figur 6.32: Forenklet lastprofil, [Egen figur].



## 6.11 Sensitivitetsanalyse

Det er blitt gjennomført en sensitivitetsanalyse av modellen der det er tatt utgangspunkt i profil SHS 100x10 med en last på 67305N. Det er valgt å justere elementstørrelsen fra 10-2mm av den nederste delen av søylen. I tillegg til justering av elementstørrelse er det gjort analyse med både lineære og kvadratiske elementer. Dette er gjort for å se om modellen konvergerer mot en spesifikk verdi, og for å kunne diskutere hvorvidt størrelsen av elementer påvirker resultater som er i et ikke-lineært domene.

## 6.12 Kunstig intelligens

Under utarbeidelsen av oppgaven er det blitt benyttet ChatGPT [48] som et verktøy for setningsstruktur, korrekturlesning og å finne alternative ord for å få mer flyt i setningene. Det er også blitt brukt ChatGPT til å overføre data fra Excel til Overleaf. Dette er gjort fordi dataformatet i Excel er annerledes enn for Overleaf.

## 7 | Resultater

I dette kapitlet fremstilles resultater av våre analyser. Her presenteres resultatene i form av grafer og tabeller. For å oppnå en forståelse for resultatene anbefales det å lese Kapittel 6 i sin helhet.

### 7.1 Litteraturstudie

I en masteroppgave gjennomført av Su, A. [49] er det sett på eksplosjonsanalyse av et topside-rack. I den oppgaven ble eksplosjonslasten påført som trykk til selve topside-rack konstruksjonen og fordelt på de ulike elementene. Scopet til oppgaven var å etablere en dynamisk amplifikasjonsfaktor basert på forskjellen mellom statisk og dynamisk analyse. Det ble gjort funn som tilsier at den statiske analysen gir lavere resultater i form av spenning enn den dynamiske analysen. Selv om spenningene fra den dynamiske analysen er høyere enn for den statiske analysen, er alle elementer i den elastiske sonen. I analysene ble kun selve strukturen analysert, og innholdet ble fjernet for simplifisering.

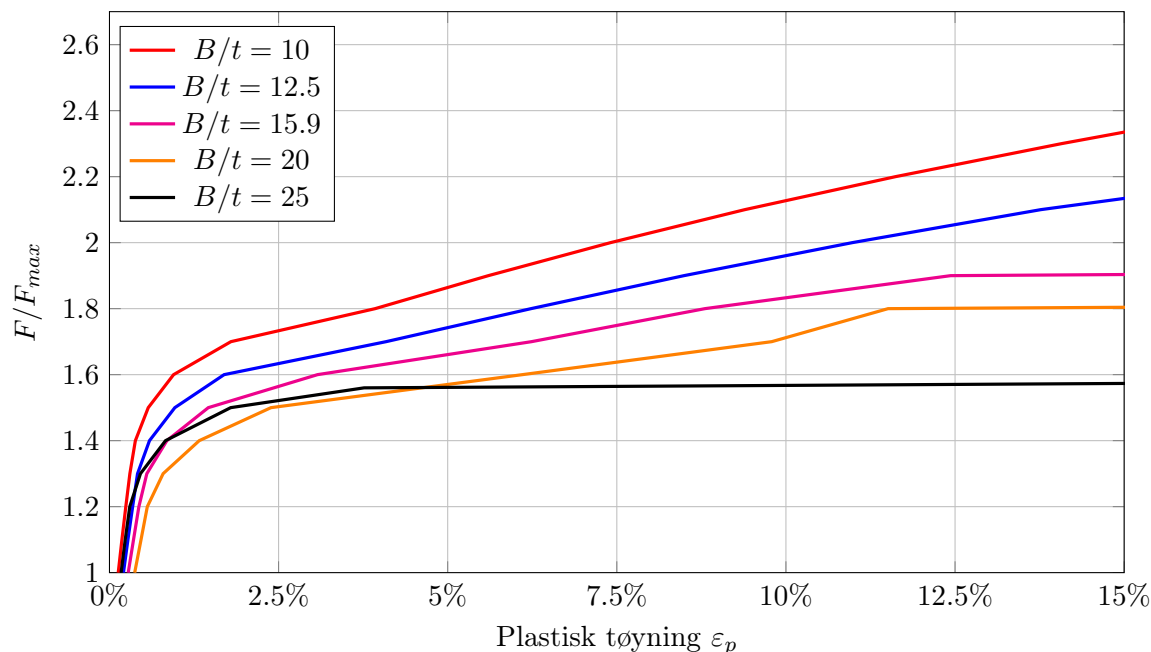
Flere forskningsartikler som var knyttet til fagområde ble funnet. Dette inkluderer artikler som [46] og [47]. Disse artiklene gjennomfører analyser av offshore konstruksjoner utsatt for eksplosjonslaster, men gjennomfører kun dynamiske analyser.

### 7.2 Plastisk tøyningsskurver

Dette resultatkapitlet omhandler grafisk fremstilling av utviklingen til plastisk tøyning ved økning av kraft  $F$ . Kraften  $F$  er økt med 10% for hver iterasjon og starter på  $F = F_{Max}$ . Numeriske resultater og full oversikt over resultatene finnes i Vedlegg A.2. I vedlegget er det også data på spenninger og deformasjoner.

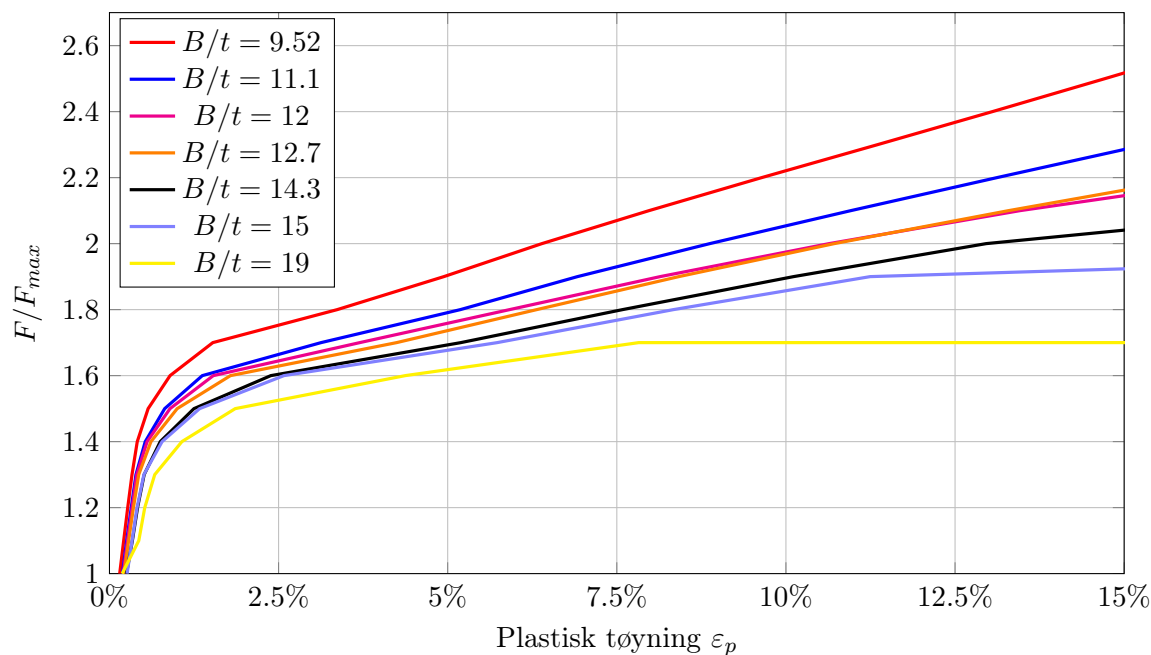
### 7.2.1 Lokal slankhet $B/t$

I Figur 7.1 presenteres resultatene av plastisk tøyning for ulike lokale slankheter. For denne fremstillingen er det kun tatt med profiler som har  $B = 100\text{mm}$ . Grafen viser høyere plastisk kapasitet for profiler med lavere lokal slankhet.



Figur 7.1: Plastisk tøyning for varierende lokal slankhet med  $B = 100\text{mm}$ , [Egen figur].

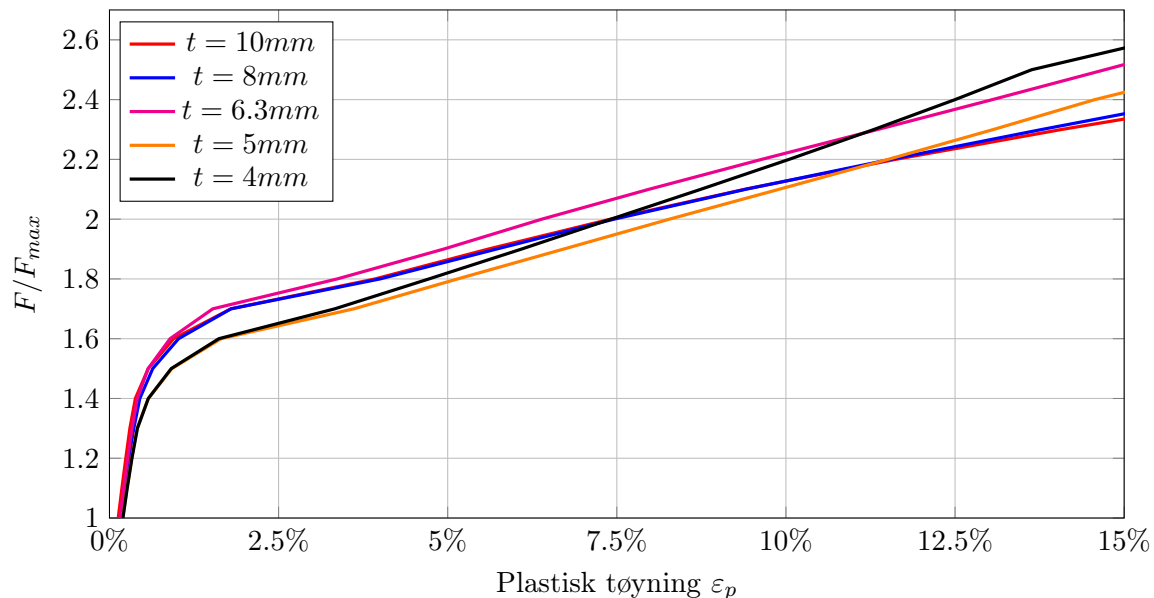
Flere profiler med ulike lokale slankheter ble også testet. Figur 7.2 viser resultatene av plastisk tøyning for ulike lokale slankheter for alle profiler med  $B \neq 100\text{mm}$ . Her vises også at profiler med lavere lokal slankhet har høyere plastisk kapasitet.



Figur 7.2: Plastisk tøyning for varierende lokal slankhet med  $B \neq 100\text{mm}$ , [Egen figur].

### 7.2.2 Tykkelse $t$

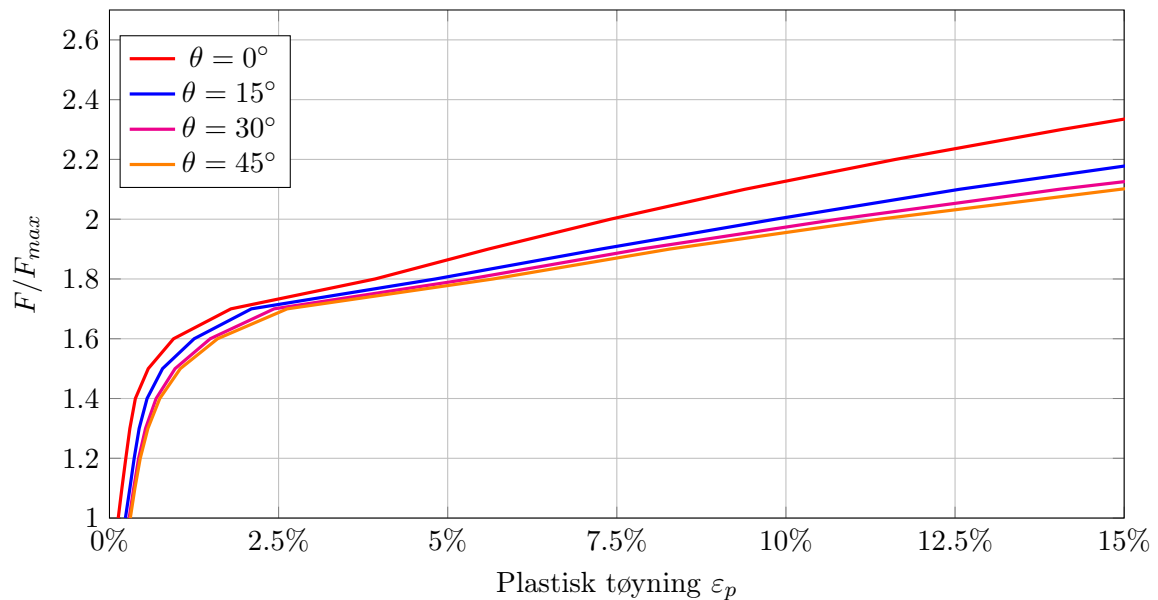
Figur 7.3 viser utviklingen av plastisk tøyning hos profiler som har varierende tykkelse. For å eliminere eventuelle andre faktorer er det holdt konstant lokal slankhet for de respektive tykkelsene. Det vil si for  $t = 8\text{mm}$ ,  $B = 80\text{mm}$ . Dette gjelder for alle profiler forutenom  $t = 6.3\text{mm}$ , her er  $B = 60\text{mm}$ .



Figur 7.3: Plastisk tøyning for varierende tykkelse med tilnærmet konstant lokal slankhet, [Egen figur].

### 7.2.3 Vinkel $\theta$

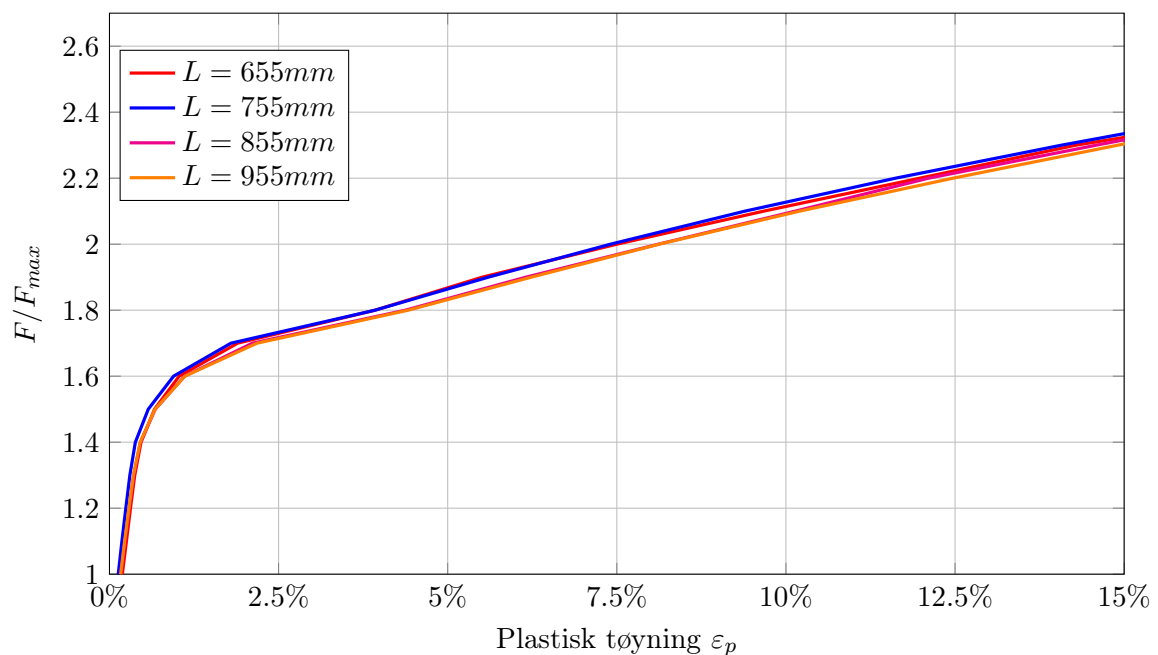
Figur 7.4 viser forskjellen for hvordan lastvinkelen påvirker den plastiske tøyningutviklingen. Grafen tyder på en trend ved at når vinkelen øker, minskes kapasiteten. Selv om kapasitet blir mindre ved større vinkler er det tilnærmet lik bane på grafen til de ulike vinklene.



Figur 7.4: Plastisk tøyningsutvikling for varierende lastvinkel, [Egen figur].

### 7.2.4 Lengde $L$

Lengden til pipe-supporten er en av parameterene som ble sjekket. Figur 7.5 viser utviklingen av den plastiske kapasiteten for de ulike lengdene som ble sjekket. Grafen viser minimal variasjon i resultatene med unntak av små avvik i forløpet.



Figur 7.5: Plastisk tøyning for ulike lengder, [Egen figur]

## 7.3 Verifisering

I dette kapittelet presenteres resultatene fra verifiseringen av modellen. Dette inkluderer forenklingen av geometrien, sensitivitetsanalyse og forenkling av kraftpåføring.

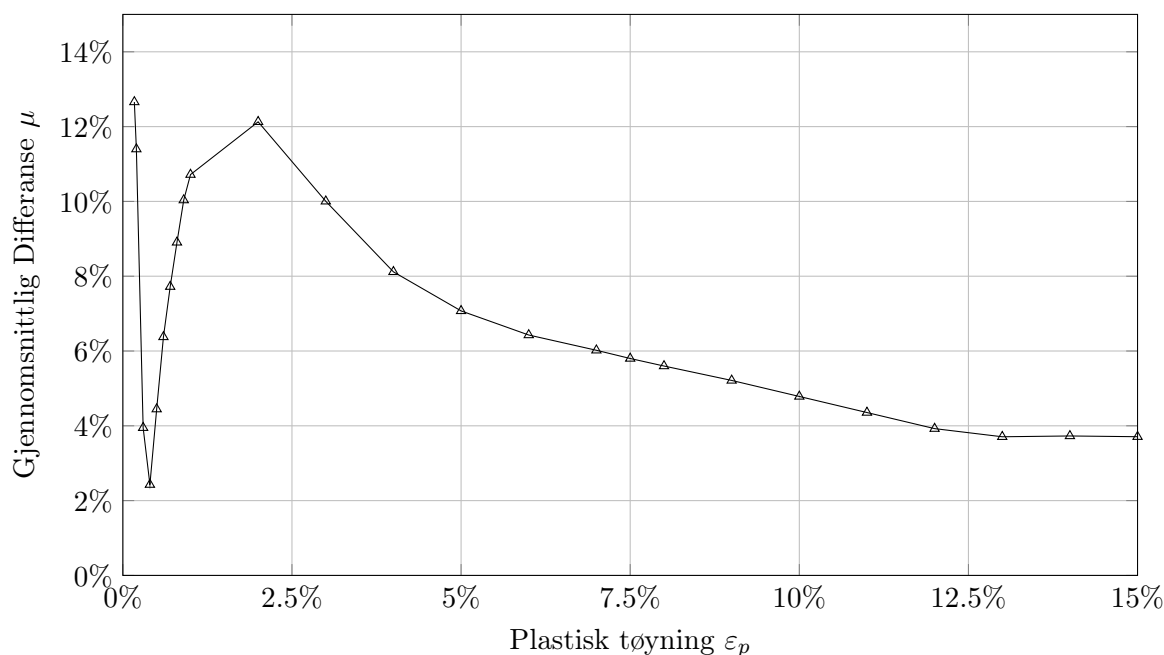
### 7.3.1 Forenkling av geometri

Tabell 7.1 viser resultatene av simulering med reel geometri av søylen opp mot den forenklete geometrien. Kolonnene merket med F og R står henholdsvis for «Forenklet» og «Reell», og verdiene er relatert til  $F/F_{Max}$ . I tabellen sees det at desto høyere plastisk tøyning, desto mindre avvik mellom forenklet og reel geometri. Det er også tydelig at SHS 80x8 har minst avvik fra den reelle modellen enn de andre profilene. Alle dataene til tabellen finnes i vedlegg A.2.

Tabell 7.1: Avvik fra reell geometri mot forenklet geometri for 5%, 7.5% og 10%  $\varepsilon_p$ , [Egen tabell].

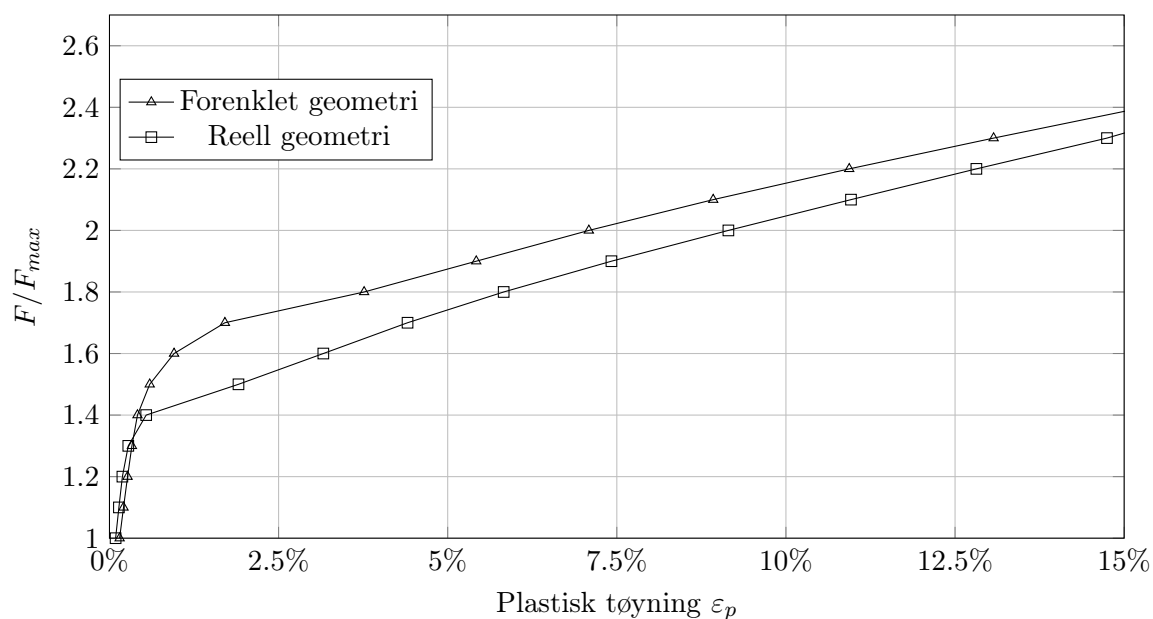
Profil	5% $\varepsilon_p$			7.5% $\varepsilon_p$			10% $\varepsilon_p$		
	F	R	Differanse	F	R	Differanse	F	R	Differanse
SHS 100x10	1.864	1.732	<b>-7.1%</b>	2.005	1.879	<b>-6.3%</b>	2.127	2.005	<b>-5.7%</b>
SHS 80x8	1.858	1.739	<b>-6.4%</b>	2.002	1.899	<b>-5.1%</b>	2.127	2.039	<b>-4.1%</b>
SHS 60x6.3	1.904	1.756	<b>-7.7%</b>	2.069	1.943	<b>-6.1%</b>	2.221	2.121	<b>-4.5%</b>
			$\mu = -7.1\%$			$\mu = -5.8\%$			$\mu = -4.8\%$

Figur 7.6 viser den gjennomsnittlige differansen basert på Tabell 7.1 og Figur 7.7. Trenden til den gjennomsnittlige differansen er ustabil fra 0% - 2% plastisk tøyning, deretter og ut fremstår den stabil med en eksponentiell nedgang.



Figur 7.6: Gjennomsnittlig differanse av forenklet og reell geometri, [Egen figur].

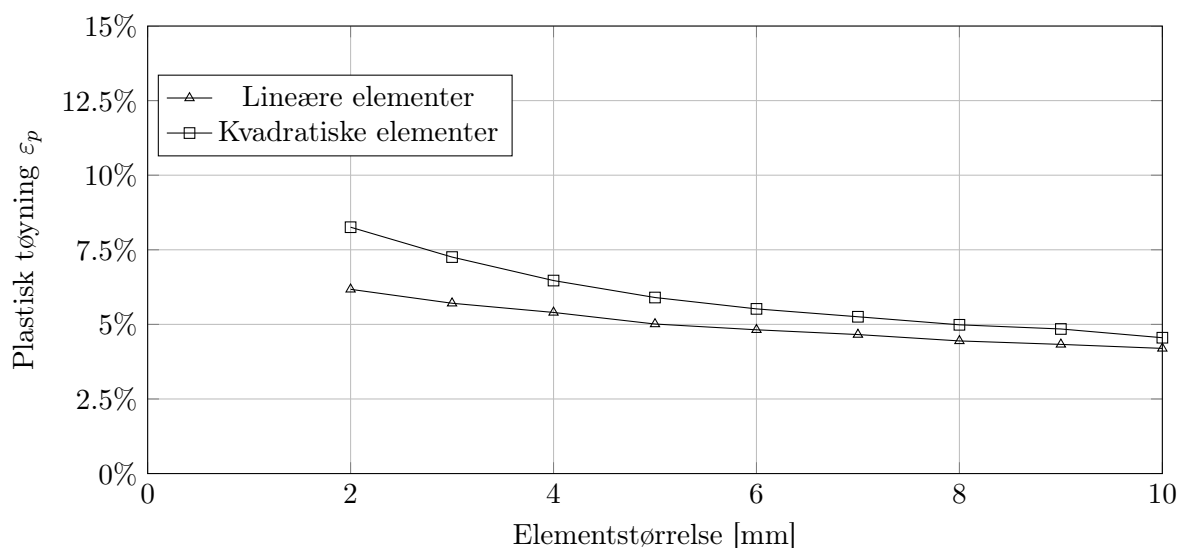
Differanseverdien i Figur 7.6 kommer fra den gjennomsnittlige differansen mellom forenklet og reell geometri. Gjennomsnittet av det plastiske tøyingsforløpet til designparameterne som undersøkes for reell geometri kan sees i Figur 7.7. Her presenteres både gjennomsnittet av profilene med forenklet og reell geometri. Grafen viser liten visuell differanse i begynnelsen. Grunnet de lave verdiene er det her differansen er størst prosentvis. Rundt 1.3 - 1.4 i  $F/F_{Max}$  er grafene nesten identiske før de splittes opp. I begynnelsen er det et stort sprik før avviket begynner å minske.



Figur 7.7: Gjennomsnittlige verdier for profilene sjekket opp mot forenklet og reell geometri, [Egen figur].

### 7.3.2 Sensitivitetsanalyse

Figur 7.8 viser resultatene fra sensitivitetsanalyse gjort med både lineære og kvadratiske elementer. Grafen viser at differansen mellom elementtypene er lavere med større elementstørrelse. Ved mindre elementstørrelse ble elementene mer rektangulære på overflaten og mindre kvadratiske.

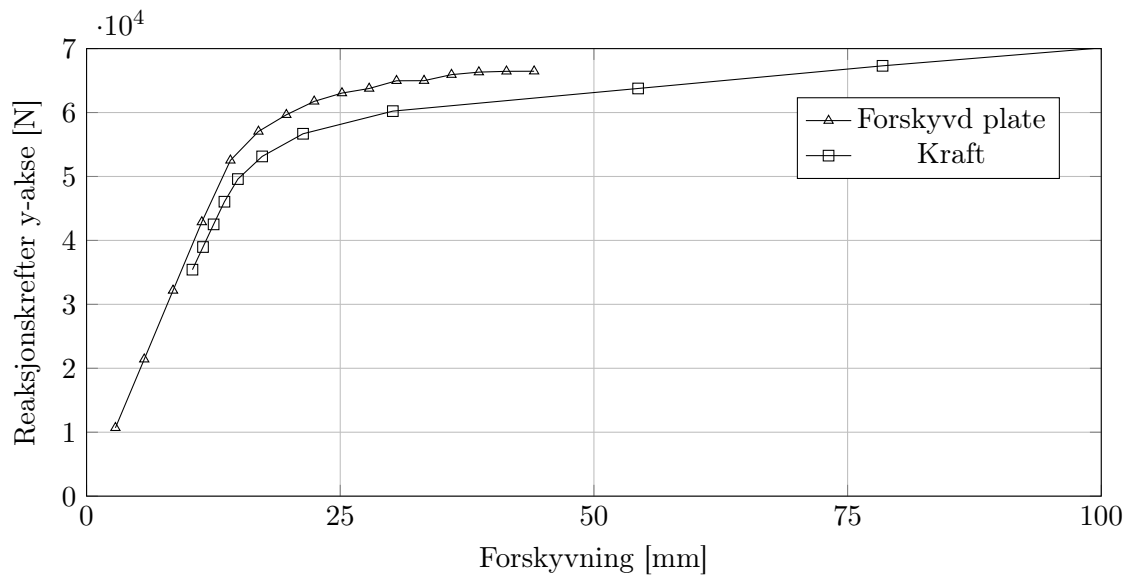


Figur 7.8: Sensitivetsanalyse med lineære og kvadratiske elementer, [Egen figur].

### 7.3.3 Lastpåføring

I dette underkapittelet presenteres resultatene knyttet til enkel lastpåføring mot forflytning av topplaten. Figur 7.9 viser en grafisk fremstilling av dette. Forskyvning av platen startet før strukturen er nådd  $F_{Max}$ , mens kraften starter når strukturen har

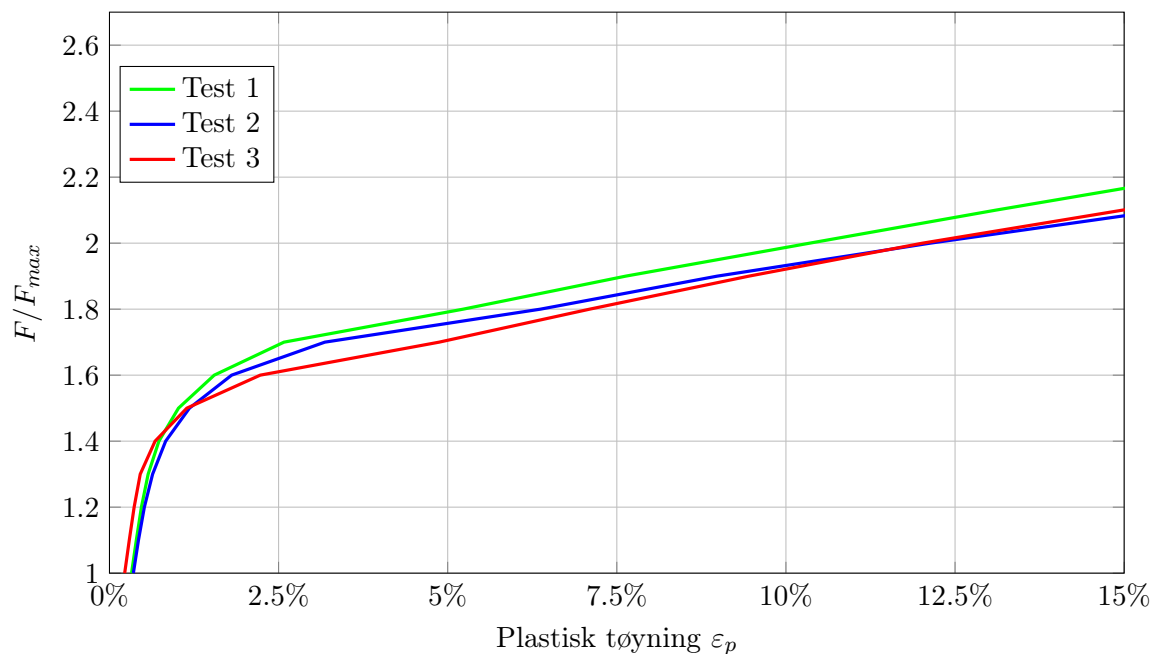
maksimal kapasitet i henhold til DNV-OS-C101 [7]. Det er tydelig at disse følger en lik trend med ulik bane.



Figur 7.9: Enkel lastforskyvning sammenlignet med forskyvning av plate, [Egen figur].

### 7.3.4 Tilfeldige tester

For ekstra verifisering ble det plukket ut en mengde forskjellige designparametere. Designparametere som gjelder for hver test er beskrevet i Kapittel 6.10.1. Fargen tilhørende «Test 1» og så videre, er sammenkoblet med fargene i Tabell 6.4. Figur 7.10



Figur 7.10: Plastisk tøyingsutvikling for tilfeldig utvalgte tester, [Egen figur].

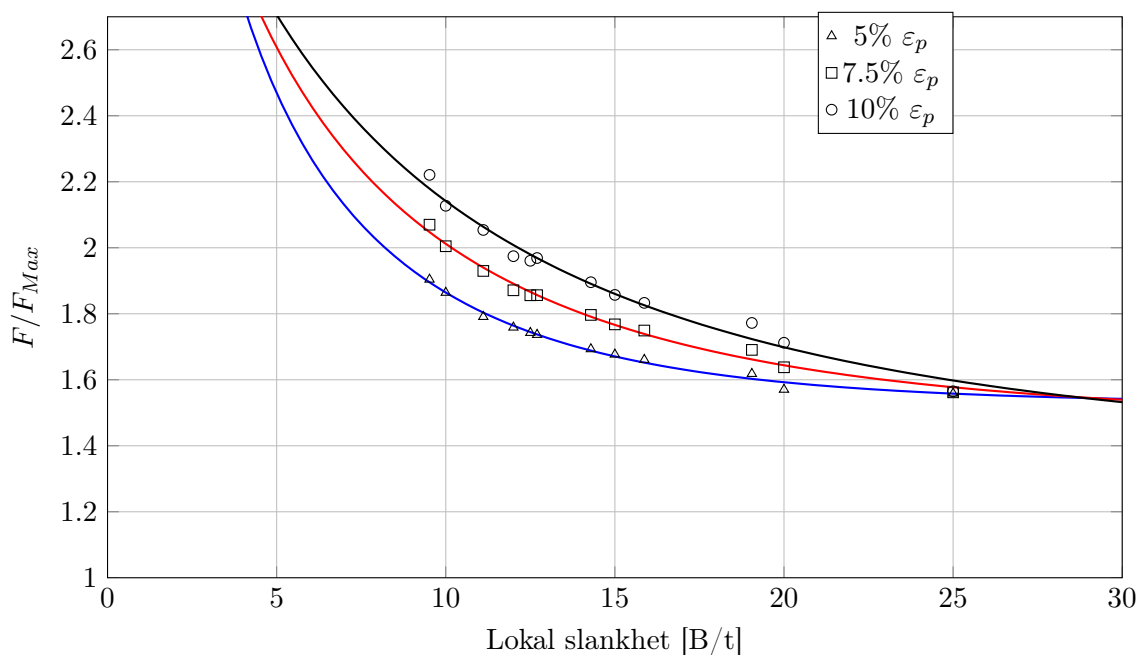


## 7.4 PKF, Tøyningskapasitet 5% , 7,5% og 10%

I dette kapittelet presenteres resultatene knyttet til å etablere PKF, samt faktor beregningen. Det er valgt 3 hovedtøyningsgrenser på henholdsvis 5%, 7,5% og 10%. Disse grensene gir et bilde over utviklingen av plastisk kapasitet for casen.

### 7.4.1 Lokal slankhet $B/t$

Basert på resultatene i Kapittel 7.2.1 samt fullt resultat ark (Vedlegg A.2) presenteres en plot for plastisk kapasitet til tøyningsgrensene, i Figur 7.11. For de ulike tøyningene økes kapasiteten. Trendlinjer er plassert for å tydeliggjøre utviklingen.



Figur 7.11:  $F/F_{Max}$  for ulik lokal slankhet ved gitte plastiske tøyningsverdier, [Egen figur].

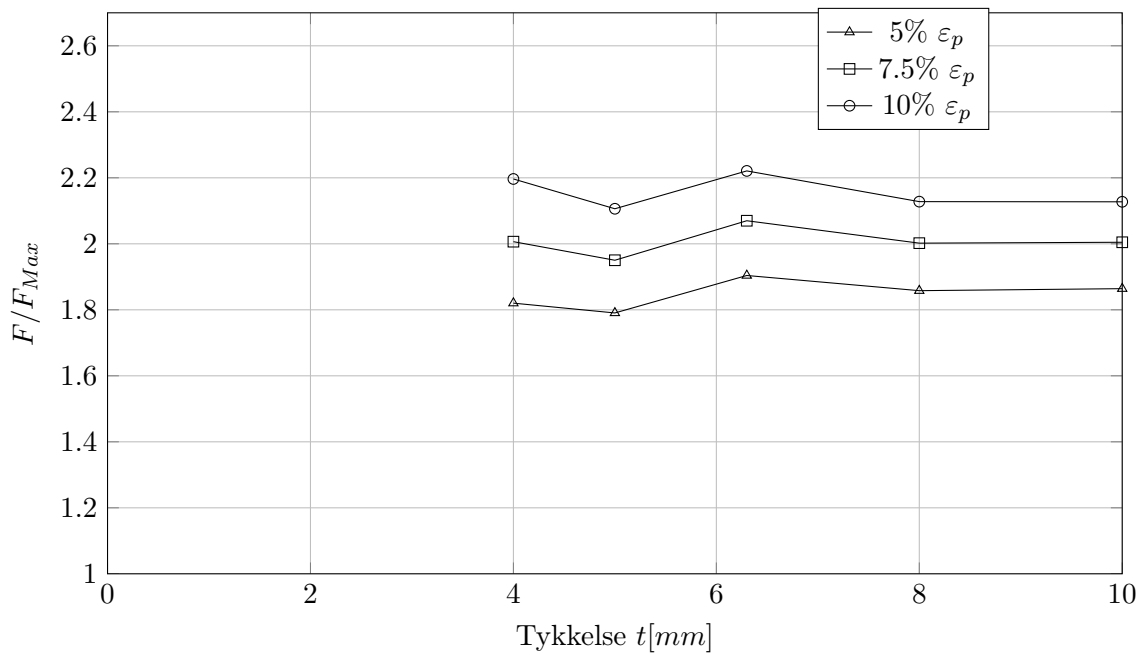
I Tabell 7.2 er funksjonen av trendlinjene presentert for de ulike tøyningene, samt  $R^2$  verdien. Basert på  $R^2$  verdien er det en trend at for høyre plastisk tøyning er det mer variable resultater.

Tabell 7.2: Oversikt over trendlinjene til Figur 7.11, [Egen figur].

	$f(B/t)$	$R^2$
5% $\varepsilon_p$	$\frac{1.5283}{1-0.8053e^{-0.1497B/t}}$	0.991
7.5% $\varepsilon_p$	$\frac{1.4837}{1-0.7072e^{-0.0991B/t}}$	0.989
10% $\varepsilon_p$	$\frac{1.3824}{1-0.6748e^{-0.0644B/t}}$	0.979

### 7.4.2 Tykkelse $t$

Figur 7.12 viser trenden over plastisk kapasitet basert på tykkelse. Her er det kun tykkelse til profilene basert på at lokal slankhet holdes konstant.



Figur 7.12:  $F/F_{Max}$  for ulike tykkelse med tilnærmet konstant lokal slankhet ved gitte plastiske tøyingsverdier, [Egen figur].

Trendlinjen til grafen var det dårlig tilpasset med kurvene. Dermed er  $PKF_{n,t}$  basert på den høyeste og laveste verdien:

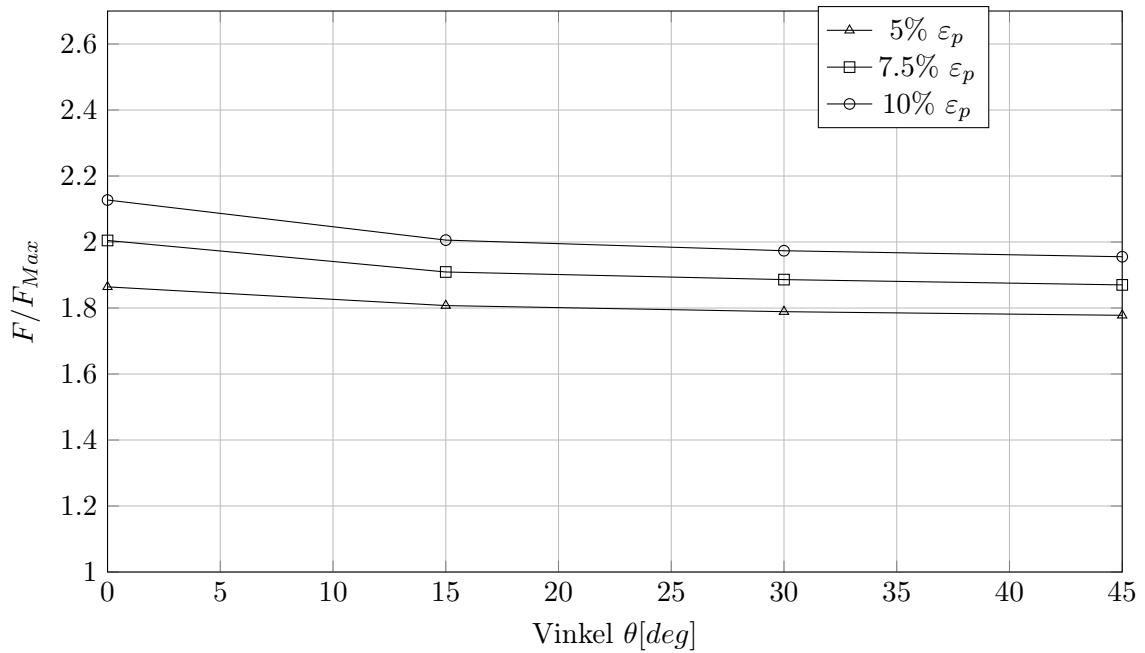
$$PKF_{5,t} = \frac{1.7905}{1.9040} = 0.940 \quad (7.1)$$

$$PKF_{7.5,t} = \frac{1.9502}{2.0699} = 0.942 \quad (7.2)$$

$$PKF_{10,t} = \frac{2.1062}{2.2209} = 0.948 \quad (7.3)$$

### 7.4.3 Vinkel $\theta$

For vinkel er kapasitet presentert i Figur 7.4.



Figur 7.13:  $F/F_{Max}$  for ulike lastvinkel ved gitte plastiske tøyingsverdier, [Egen figur].

Grafen kan deles inn i to deler. Den første delen er før  $15^\circ$ . Her er forskjellen så stor at lineær interpolasjon mellom punktene er nødvendig for å representere variasjonen. Etter  $15^\circ$  er det liten forskjell som utgjør en faktor basert på høyest og lavest verdi. Formlene under er justert slik at de ikke er styrende.

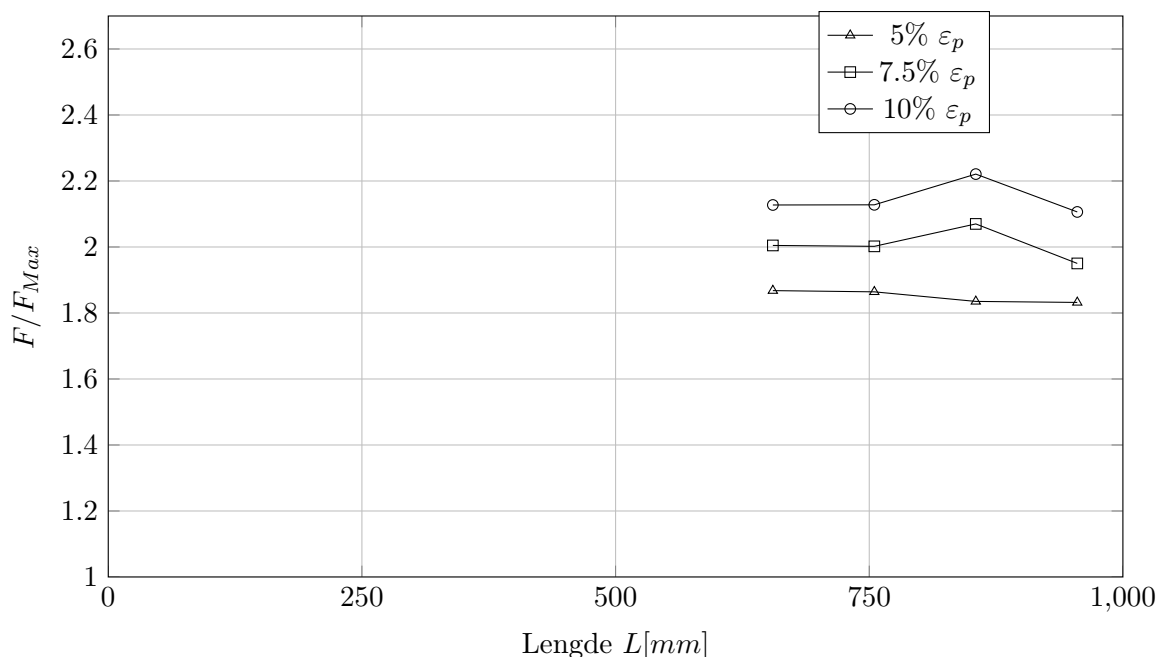
$$PKF_{5,\theta} = \begin{cases} -0.002\theta + 1 & \theta \leq 15 \\ 0.9837 & 15 < \theta \end{cases} \quad (7.4)$$

$$PKF_{7.5,\theta} = \begin{cases} -0.003\theta + 1 & \theta \leq 15 \\ 0.9795 & 15 < \theta \end{cases} \quad (7.5)$$

$$PKF_{10,\theta} = \begin{cases} -0.004\theta + 1 & \theta \leq 15 \\ 0.9749 & 15 < \theta \end{cases} \quad (7.6)$$

#### 7.4.4 Lengde $L$

I Figur 7.14 vises dataene for varierende lengde og plastisk kapasitet. Grafen viser tilnærmet stabilt like resultater for 5% plastisk tøyning, mens varierende for de andre tøyingsverdiene.



Figur 7.14:  $F/F_{Max}$  for ulik lengde ved gitte plastiske tøyingsverdier, [Egen figur].

Bestemmelse av kurve til Figur 7.14 har ikke gått med begrensninger satt tidligere. Dermed er faktoren satt av de høyeste og laveste verdiene:

$$PKF_{5,L} = \frac{1.8320}{1.8678} = 0.9809 \quad (7.7)$$

$$PKF_{7.5,L} = \frac{1.9502}{2.0699} = 0.9422 \quad (7.8)$$

$$PKF_{10,L} = \frac{2.1062}{2.2209} = 0.9484 \quad (7.9)$$

#### 7.4.5 Etablering av PKF

Faktoren er etablert etter produktet av alle parameterne for respektive tøyingsverdier. For å hensynta variasjonen fra avvik i geometri forenkling, er det lagt inn en faktor fra gjennomsnittlig avvik fra Tabell 7.1.

$$PKF_{5,F} = 0.929 \quad (7.10)$$

$$PKF_{7.5,F} = 0.942 \quad (7.11)$$

$$PKF_{10,F} = 0.952 \quad (7.12)$$

Basert på de tidligere kapitlene er de totale faktorene som følger:

$$PKF_5 = \prod PKF_{5,x} = \begin{cases} \frac{-0.0026\theta + 1.3091}{1 - 0.8053e^{-0.1497B/t}} & \theta \leq 15 \\ \frac{1.2878}{1 - 0.8053e^{-0.1497B/t}} & 15 < \theta \end{cases} \quad (7.13)$$

$$PKF_{7.5} = \prod PKF_{7.5,x} = \begin{cases} \frac{-0.0037\theta + 1.2405}{1 - 0.7072e^{-0.0991B/t}} & \theta \leq 15 \\ \frac{1.2151}{1 - 0.7072e^{-0.0991B/t}} & 15 < \theta \end{cases} \quad (7.14)$$

$$PKF_{10} = \prod PKF_{10,x} = \begin{cases} \frac{-0.0047\theta + 1.1832}{1 - 0.6748e^{-0.0644B/t}} & \theta \leq 15 \\ \frac{1.1535}{1 - 0.6748e^{-0.0644B/t}} & 15 < \theta \end{cases} \quad (7.15)$$

## 8 | Diskusjon

### 8.1 Litteraturstudie

Resultatene fra litteraturstudie tilsier at dynamisk analyse for eksplosjonslaster er egnet og gir mer reelle resultater. I denne oppgaven er det kun gjennomført en statisk analyse. En svakhet som kan komme frem ved dette er at resultater knyttet rundt svingninger og vibrasjoner ikke er hensyntatt. Resultatene til Su. A tilsa at spenningene kan bli dobbelt så høye med dynamisk analyse, men tilsier ingenting rundt deformasjon eller plastisk tøyning. Alle analyser som ble gjennomført var i elastisk sone, og selve innholdet i pipe-racket utsatt for analyse var neglisjert. Det er usikkerheter knyttet rundt mengden påvirkning innholdet har å si for den strukturelle atferden til pipe-racket. I vår rapport er det kun hensyntatt laster fra «innholdet», altså rørsystemet. Dette er gjort på grunn av overflatestørrelsen på rørsystemet er mye større enn overflaten på selve pipe-supporten. For å gjennomføre en dynamisk analyse av pipe-supporten, burde først en dynamisk analyse av rørsystemet bli gjennomført. Dette hadde sikret resultater over oppførselen som bestemmer reaksjonskreftene i pipe-supporten.

### 8.2 Laster

I dette kapittelet diskuteres det hvordan lastene påvirker resultatene. Lastene fra eksplosjonslastene er gitt av APL NOV, og representerer en forenklet versjon av hvordan en ekte eksplosjonslast ville opptrådt. Denne forenklingen er forklart i Kapittel 6.10.4. For å evaluere hvilken designparameter som har størst innvirkning på pipe-supporten er det viktig å forstå hvordan den blir påvirket av eksplosjonslasten. Denne tilnærmingen gjør det enklere å gjennomføre flere simuleringer, noe som var nyttig for å sammenligne de forskjellige designparametere. Det er derimot spørsmål knyttet til hvor representativ det er for reelle eksplosjonslaster slik som det er vist i Kapittel 3.6. Det er også et spørsmål knyttet rundt påliteligheten til lasten som er oppgitt fra APL NOV. Disse er beregnet av Gexcon gjennom en CFD analyse hvor flere antagelser er gjort. Om disse antagelsene stemmer er vanskelig å bekrefte og ligger utenfor scopet til denne oppgaven. En faktor som er neglisjert i vår studie er den potensielle avstivningseffekten av rørkonstruksjonen. Avstivningseffekten vil sannsynligvis begrense forskyvningen av pipe-supporten. Dermed er det naturlig å anta at lasten burde blitt begrenset i henhold til dette. Brukslastene som rørene opplever er ikke inkludert i analysen ettersom dette ikke vil påvirke pipe-supporten i nødvendig grad.

I analysene ble det valgt en enkel lastøkning på 10%, som forklart i Kapittel 6.10.4. Ved høyere plastisk tøyning observerte vi større forskjeller mellom inkrementene. Her kunne det vær hensiktsmessig å bruke mindre inkremitter for lastene, for å oppnå høyere nøyaktighet i resultatene ved  $F / F_{Max}$ . Lastene er også basert på hvilke tvernsnittsklasse hver profil havner i som forklart i Kapittel 6.6.2.

## 8.3 Analyser og designparametre

I dette kapitlet diskuteres alle analysene som er utført i ANSYS og hvilke designparametre som påvirker pipe-supporten i størst grad. Alle analysene har dermed blitt grundig gjennomgått og verifisert gjennom sidemannskontroll for å sikre at de gir et representativt bilde av hvordan pipe-supporten responderer på belastningene.

Det skal også nevnes at alle analysene er utført to ganger. Der den første runden var med ett element i tykkelsen, etterfulgt av en gjentakelse med to elementer i bunnen som diskuteres videre i 8.4.

### 8.3.1 Lokal slankhet

Resultatene i Figur 7.1 illustrerer endring i plastisk tøyning etter lastøkning for profiler med  $B = 100\text{mm}$ . Grafen viser en tydelig forskjell på hvordan lavere slankhet til profilen gir høyere plastisk kapasitet. Selv om alle profilene havner innenfor tverrsnittsklasse 1 eller 2, tilsier resultatene at tverrsnitt som er nærmere klasse 3 og 4 har lavere plastisk kapasitet. For de tynneste profilene antas det å være et resultat av knekking der grafen flater ut. For den tynneste profilen ble det ikke mulig å simulere til mer enn rundt  $4\%\varepsilon_p$ . Her antas grunnen å være en lokal knekking som er lokalisert i tverrsnittsveggen med størst trykk.

Dette underbygges også videre med andre profiler. I Figur 7.2 presenteres resultatene for profiler med  $B \neq 100\text{mm}$ . Disse resultatene bekrefter at ved en reduksjon i slankhet, vil det gi en høyere kapasitet på tvers av forskjellige profiler. Dette er en viktig faktor å ta med seg videre til utvikling av PKf. Når det kommer til forskjellene mellom profilene i Figur 7.1 og 7.2, kan dette skyldes en endring i geometrien. Det vises at trenden er lik for begge, men kraften til hver enkelt profil vil oppleves forskjellig, selv om forholdet mellom bredde og tykkelse har tilnærmet lik lokal slankhet. Dette viser seg med blant annet  $B/t = 10$  og  $9.52$  der de er tilnærmet lik i starten, men ender opp med forskjellig  $F/F_{Max}$ .

### 8.3.2 Tykkelse

Analyser for forskjellige tykkelser ble også inkludert. For disse analysene ble lokal slankhet holdt tilnærmet konstant. Figur 7.3 viser fem ulike profiler som ble testet for dette formålet. Figuren viser at hvis man holder lokal slankhet likt, har profilene tilnærmet lik oppførsel. Dette er vist med at profilene holder nesten samme tøyningfaktor ved representativ last. På grunnlag av dette kan det antas at når profilen har konstant lokal slankhet og dette holdes konsekvent, vil profilene utøve minimale forskjeller. Resultatene viser å være en pålitelig indikator for å forutsi hvordan lokal slankhet påvirker strukturen.

### 8.3.3 Vinkel

I Figur 7.4 vises lastvinkelen til standardprofilen SHS 100x10,  $L=755\text{mm}$  med inkre-  
menter på 15 grader. Analysene fra lastvinklene viser seg å ha en moderat virkning fra

$0^\circ \leq \theta \leq 15^\circ$ , og deretter indikerer det at effekten stabiliserer seg. Dette kan mulig tilskrives at SHS profiler er like sterke i hver akse, og at fra  $15^\circ \leq \theta \leq 45^\circ$  ikke opplever noen endringer i hvordan lasten distribueres over hulprofilen. Virkningen rundt vinkel diskuteres videre i 8.5.3.

### 8.3.4 Lengde

Figur 7.5 viser at lengden av søylen påvirker ikke den plastiske tøyningen i særlig stor grad. Effekten av lengden antas å være inkludert i beregningene etter standarden. Testene indikerer avvik på kun få prosent som ikke påvirker veldig mye i den totale utarbeidelsen. Dette antyder at lengden på søylen ikke medfører problemer i konstruksjonens integritet. Grunnen til at dette ikke medfører en stor rolle kan ha med at kreftene distribueres seg på samme måte uavhengig av varierende lengde, og i tillegg at søylen ikke opplever en aksialkraft. Ved å se på tøyning til 7.5% og 10%  $\epsilon_p$  kommer det frem en økning på 855mm og nedgang på 955mm. Det er uvisst hvorfor denne endringen kommer og om den fortsetter.

## 8.4 Mesh

Når det kommer til valg av elementer ble en sensitivitetsanalyse gjennomført for å vurdere hvordan meshet, i nedre del av søylen påvirket konstruksjonen, som forklares mer om i Kapittel 8.6.3. Under utførelsen av prosedyren ble det utfordringer relatert til den maksimale grensen på antall noder som var 128 000. Dette førte til alternative tilnærminger for å holde seg innenfor denne grensen. For å håndtere dette ble det endret på størrelsen til elementene for hele modellen, samtidig som vi bevarte to elementer i tykkelse for nedre del av søylen. For å unngå feil, ble analyser gjort for å identifisere effekten av modifiseringen. Forskjellene dette ga var minimale siden de største spenningene og tøyningen var nederst i søylen. Ved benyttelse av fullisens til ANSYS vil dette problemet unngås da det ikke er begrenset til noder eller elementer. Det som er viktig da er å holde elementstørrelsen på et nivå slik at det ikke er unødvendig mye arbeidskraft for maskinen.

## 8.5 PKF

Utarbeidelsen av PKF ved 5%, 7,5% og 10% ble etablert med å kombinere alle parametrene. Kombinasjonen av alle faktorene skal sikre at de er tatt hensyn til. Alle faktorene er utarbeidet individuelt for å utelukke andre faktorerens påvirkning. Dette styrker resultatene da det er lite sannsynlighet for at resultatene er påvirket av noe annet.

Siden vi kun har sjekket faktorene individuelt gir det også en usikkerhet knyttet rundt interaksjonen mellom designparameterne. Videre anbefales testing der flere designparametere er involvert i etableringen av tøyningsskurvene.



### 8.5.1 Lokal slankhet

Ved beregningen av trenden til lokal slankhet ble det satt opp plott i Geogebra. Derav hentet ut kurve som hadde god tilpasning. Kurvene har henholdsvis en tilpasning fra 0.991-0.979 i  $R^2$  verdi. Dette gir en meget god tilpasning som representerer trenden godt. Det oppstår en usikkerhet når den lokale slankheten går lavere enn 10. Grafen fortsetter eksponentiell stinging på dette tidspunktet, men om de faktiske dataene vil støtte økningen er usikkert. Det er få profiler som har en lokal slankhet under 10, men det er godt å være oppmerksom på at modellen muligens ikke passer for slike profiler.

### 8.5.2 Tykkelse

Ved bestemmelse av tykkelse var det vanskelig å etablere en tydelig trendlinje. Dermed ble faktoren bestemt utifra den høyeste og laveste verdien. Om tykkelse har innvirkning er vanskelig å bestemme, ettersom det kan ha vært andre faktorer i analysen som kan ha påvirket resultatene. Det kan ha vært at meshet på den ene tykkelsen har vært bedre enn på det andre, grunnet elementbegrensningene til programmet. Det var også forskjell i lokal slankhet for  $t = 6.3mm$ . Om dette har en innvirkning er også vanskelig å si. På grunn av de små variasjonen i resultater på tykkelse, er det usikkerheter knytte til om den har en virkning. Ved å inkludere denn i PKF får man en konservativ innvirkning som gir sikre resultater.

### 8.5.3 Vinkel

Ved etableringen av faktor for lastvinkel ble det ansett å være tilstrekkelig forskjell mellom  $0^\circ$  og  $15^\circ$  slik at dette var uavhengig av resten av vinklene. Denne trenden ble svært tydelig når det gjaldt for både 5%, 7.5% og 10%  $\epsilon_p$ . Dette kan ha en sammenheng mellom at etter  $15^\circ$  vil lastfordelingen være stabilt i kanten på tverrsnittet og at fra  $0^\circ$  til  $15^\circ$  er en overgang til dette. Det er også sett en nedgang totalt fra  $15^\circ$  til  $45^\circ$ , hvor  $45^\circ$  er verst. Det ble fremdeles vurdert at endringen var så lav at den var ubetydelig for kapasiteten. Dermed ble det etablert en konstant faktor, slik som for tykkelse, når vinkelen er over  $15^\circ$ . Dette fører til en konservativ tilnærming ved bruk av faktoren.

### 8.5.4 Lengde

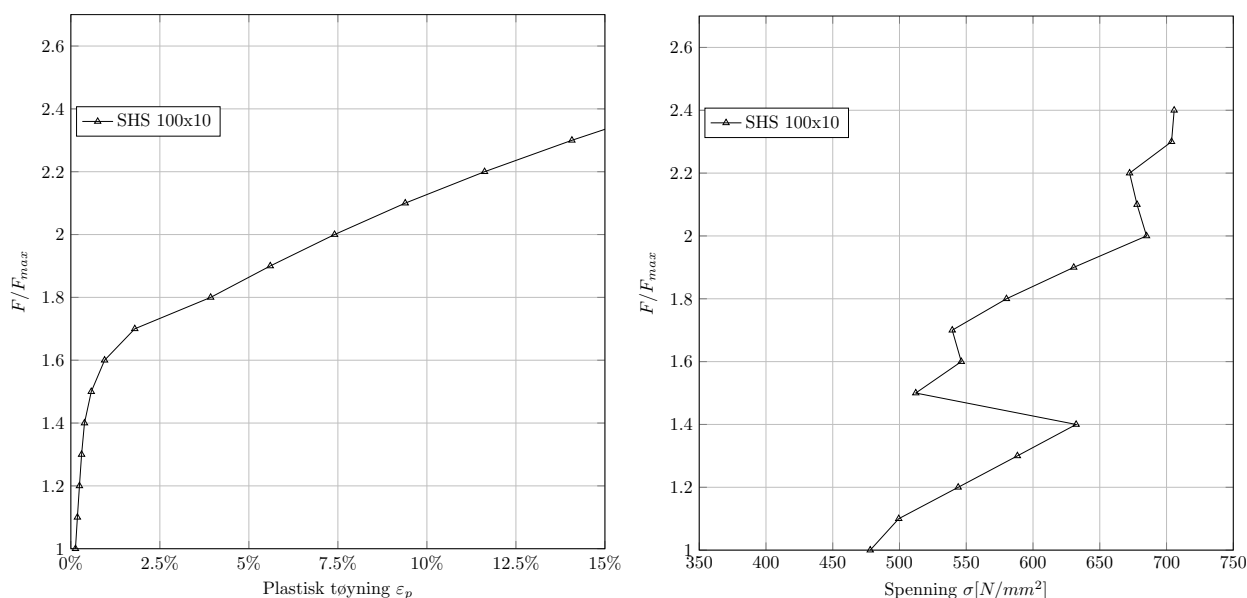
For etablering av faktoren for lengde ble det også besluttet å ta for seg den høyeste og laveste verdien. Faktoren har større sprik for høyere tøyning enn for 5%  $\epsilon_p$ . Ved å ta med spriket som skjer som kan være forersaket av noe annet, garanterer man at det er tatt høyde for og at det ikke skal komme uforventet på. Dermed blir det lavere resultater til de høyere plastiske tøyingsverdiene. Dette er gunstig fordi konstruksjonen kan bli mer ustabil ved høyere plastiske tøyninger.

### 8.5.5 Tøyning, forskyvning og spenning

Som vist i teorikapittelet er det en lineær sammenheng mellom tøyning og forskyvning. I denne oppgaven er det presentert resultater i form av plastisk tøyning. Ved å koble

dette opp mot forskyvning ville det blitt enklere for dimensjonering ved å benytte andre programmer. Stivhetskurver kan etableres basert på kraft-forskyvningskurver som man kan benytte seg av i dimensjonering av komplette rørsystemer. Da kan man legge inn stivhet som en ikke-lineær funksjon og forskyvningene til opplageren kan relateres direkte til tøyningen av strukturen.

Spenningsene for strukturen har som vist i Vedlegg A.2 h variert utover  $F/F_{Max}$ , og ikke hatt en stabil stigning som er normalt å observere i konstruksjoner. Figur 8.1 viser spenning knyttet til  $F/F_{Max}$  opp mot plastisk tøyning utvikling. Her kan man se at for hver gang tøyningens kurven endrer stigning vil spenningsene gå ned. Dette stemmer godt overens med at plastisk tøyningens kurver kan egentlig sees på som kraft-forskyvningskurver, på grunn av deres lineære relasjon. Dermed er det naturlig å anta at for hver gang kurven endrer stigning vil det resultere i endring av stivhet for strukturen. Variasjonen i spenningen kan da komme av endringer i stivhet som omfordeler spenningsene i tverrsnittet.



Figur 8.1: Plastisk tøyning- og spennings utvikling av SHS 100x10, [Egen figur].

## 8.6 Verifisering

I dette kapittelet vurderes gyldigheten til ikke-lineære analysene utført i ANSYS for plastisk fase. Det diskuteres hvordan forenkling av geometri påvirker resultatene og hvordan disse avvikene er håndtert videre i beregningene. Ulike tester med tilfeldige profiler og ulike parametre ble også gjort i ANSYS for å undersøke de potensielle avvikene fra simuleringene.

### 8.6.1 Forenkling av modell

Figur 7.7 viser forskjellene i profilene med runde hjørner og vinkelhjørner slik som illustrert i Figur 6.3. Her kan man tydelig se en forskjell på den forenklede og den reelle søylen, som vises i Figur 7.6. Differansen er presentert i prosent og gjelder for utvikling

av plastisk tøyning. Denne forskjellen kan begrunnes med at den forenklete søylen tar opp spenningene på en mer effektiv måte i ytterste fiber enn den reelle, grunnet at den har større areal på kantene. Dette kommer frem i tabell 8.1

Tabell 8.1: Avvik fra forenklet areal mot reell areal, [Egen tabell].

Profil	Areal [mm <sup>2</sup> ]		
	F	R	Differanse
SHS 100x10	3600	3260	9.4%
SHS 80x8	2304	2084	9.5%
SHS 60x6.3	1352	1214	10.3%

Areforskjellen varierer fra 9.4% til 10.3% for disse testene og forklarer derfor en mulig grunn til at de forenklete søylene oppnår mer plastisk tøyning enn de originale søylene. En forskjell på ca 10% vil påvirke resultatene i betydelig grad, særlig i starten. Dette er tatt i betraktning videre til utviklingen av PKF, ved at den multipliseres inn med resten av parametrene som vist i 7.4.5.

### 8.6.2 Tilfeldige profiler

For å verifisere modellen ble det også utført tester med tilfeldige profiler. Testene fra Tabell 6.4, som nevnt tidligere, ble valgt helt tilfeldig ut for å kunne verifisere vår egen metodikk. Samtidig var det for å forutse antall prosent plastisk tøyning. Ved bruk av  $PKF_n$  fra formel 7.13, 7.14 og 7.15 er det utledet  $F/F_{Max}$  til hver profil. Vi har da hentet ut den faktiske  $F/F_{Max}$  verdien og sett hvor nøyaktig denne treffer på våre antagelser. I Tabell 8.2 vises resultatene fra grafen i Figur 7.5 og man ser tydelig at det er god dekning for disse resultatene. For eksempel for 5% plastisk tøyning ligger vår antagelse i gjennomsnitt kun 4.5% lavere enn den faktiske verdien. Dette er positivt ettersom det indikerer at resultatene er på den sikre siden, og formelen gir gode estimater. Ved plastisk tøyning på 7.5% og 10% er det litt større avvik, men siden disse verdiene også ligger under de faktiske verdiene, kan vi konstatere at metoden gir et konservativt resultat. Det skal også nevnes at simuleringene er utført med forenklete geometri som i Figur 7.6. Forenkling er tatt høyde for i utregningen.

Tabell 8.2: Tilfeldige profiler for verifisering, [Egen tabell].

Profil	Vinkel	5 % Plastsik Tøyning			7,5 % Plastsik Tøyning			10 % Plastsik Tøyning		
		Faktor	Eksakt	Avvik	Faktor	Eksakt	Avvik	Faktor	Eksakt	Avvik
SHS 100x8	0	1.609	1.705	94.4 %	1.656	1.81	91.5 %	1.78	1.92	92.7 %
SHS 80x8	45	1.691	1.757	96.2 %	1.749	1.843	94.9 %	1.877	1.93	97.3 %
SHS 60x6.3	30	1.719	1.791	96.0 %	1.78	1.894	94.0 %	1.909	1.987	96.1 %
		$\mu = 95.5\%$			$\mu = 93.5\%$			$\mu = 95.3\%$		

### 8.6.3 Sensitivitetsanalyse

I Figur 7.8 vises resultatet for sensitivitetsanalysen som ble gjennomført med både lineære og kvadratiske elementer. Avviket mellom elementtypene kan forklares med at kvadratiske elementer bruker flere noder enn lineære elementer. Dette gir antagelse om

kvadratisk forskyvning over elementet, som kan være mer nøyaktig enn lineær forskyvning. Valget ved å bruke to elementer i tykkelse på profilen setter grunnlaget for den beste representasjonen av den strukturelle oppførelsen. Når det ble flere enn to elementer i tykkelsen på profilen, ble sideforholdet større og resultatene antas å ha vært påvirket av dette. Endringen i sideforholdet kan forklare hvorfor resultatet fortsetter å øke etter 5mm elementstørrelse. Valget av mesh-størrelsen ble avgjørende, og å opprettholde et sideforhold nærmere 1 sees på som en nødvendighet. Det viste seg at to elementer i bredden ga muligheten til å ha lav sideforhold i alle analysene.

#### 8.6.4 Forskyvning som lastpåføring

Som tidligere nevnt er den største usikkerheten til modellen, selve lasten og hvordan denne håndteres. På grunn av dette etablerte vi en modell med påsatt forskyvning for å undersøke forskjellene dette gir. Figur 7.9 ser på hvordan forskjellene mellom påføring av reaksjonskraft og forskyvning blir. Her ser man en minimal forskjell i starten, noe som er forventet siden liten forskyvning ikke skal føre til store forskjeller i krefter. Grafen viser etterhvert at det gir mer forskyvning med kraft enn forskyvd plate, som underbygger at våre analyser med påført kraft kan betraktes som konservativt.

### 8.7 Plastisk tøyningvolum

Resultatene fra ANSYS er hentet ut som de maksimale verdiene over tid. For plastisk tøyning er det ikke sett mye på hvor stort volum av tverrsnittet som opplever plastisk tøyning. Dette kan være svært aktuelt å vurdere ettersom de plastiske tøyningene kan kun gjelde ytterst i kantene av tverrsnittet og dermed ikke være reelt for vurdering i dimensjonering. De faktiske tøyningene vil være tilstede, men om de er store nok til at det har en strukturell virkning bør vurderes individuelt i hver sak.

### 8.8 Usikkerheter

Som tidligere nevnt er vår antagelse om lastpåføring, en konservativ tilnærming for å gjennomføre flere simuleringer. Selve påføringen av kraften er en mulig feilkilde ettersom det er usikkert hvordan denne kraften egentlig vil påføres pipe-supporten. Denne usikkerheten kan mulig endre strukturens oppførelse og dermed påvirke designparametrene.

Vår egen tilnærming til ANSYS er en usikkerhet i rapporten. Dette skyldes både feil bruk av programmet og om resultatene er tolket riktig. Dette usikkerhetsmomentet skyldes hovedsakelig de komplekse, ikke-lineære analyser som ikke kan kontrolleres med manuelle beregninger.

## 9 | Konklusjon

I dette kapittelet trekkes konklusjoner knyttet til forskningsspørsmålet og underspørsmålene.

### 9.1 Forskerspørsmål

#### *Hvordan påvirker ulike designparametere integriteten til pipe-support strukturer utsatt for eksplosjonslast?*

Designparameteren lokal slankhet, har den største påvirkningen på pipe-supporten. Den påvirker ved at lavere lokal slankhet gir større plastisk kapasitet. Designparameterne tykkelse og lengde, har betydelig mindre påvirkning på pipe-supporten. Derimot har lastvinkel en lineær synkende påvirkning på kapasiteten fra  $0^\circ - 15^\circ$  og en reduserende konstant effekt fra  $15^\circ - 45^\circ$ . Det er fremdeles en usikkerhet rundt interaksjon av designparameterne og om de vil gi redusert eller forsterket effekt.

#### 9.1.1 Underspørsmål

##### *Hva er fordelene og ulempene med ikke-lineær statistisk analyse for eksplosjonslast?*

Fordelene med ikke-lineær statistisk analyse er at det er en mer virkelighetsnær tilnærming enn lineær statistisk analyse. Dette er fordi med en ikke-lineær statistisk analyse tillater man plastisitet i materiale, og geometriske ikke-lineariteter for store forskyvninger. I tillegg tillater man kinematisk ikke-linearitet for kontakt problematikker med last påført som plateforskyvning. Ulempene med ikke-lineær statistisk analyse er at det gir lavere resultater enn dynamisk analyse som tyder på at beregning med statistisk ikke-linearitet er underestimert av de faktiske forholdene for strukturen.

##### *Hva er fordelene og ulempene med forenklet metode for lastpåføring?*

Fordelene med forenklet lastpåføring er at det er en raskere og mer effektiv måte å gjennomføre analyser på. Forenklet lastpåføring krever mindre beregningskraft enn overføring med forskyvning av plate, samt er det direkte overførbart til lineære analyser. Ulempene med forenklet lastpåføring er at det tyder til mer konservative resultater som kan føre til unøyaktighet i beregningene og materialsløsning.

##### *Hvordan kan plastisk tøyning benyttes for dimensjonerer og av pipe-support utsatt for eksplosjonslaster?*

Ved å tillate plastiske tøyninger på 5%, 7.5% og 10% blir dimensjoneringskapasiteten til strukturen økt, og den tillater en høyere last før den overstiger dimensjoneringskriteriet. Videre bidrar det til å redusere materialsvinn, da man unngår å bytte til en struktur med mer materiale og i stedet tillater plastiske tøyninger.

## 10 | Anbefalinger

### 10.0.1 Anbefalinger til oppdragsgiver

Det anbefales å benytte seg av PKF for dimensjoner mot eksplosjonslaster for eventuelle material og kostnadsbesparelser. Ved benyttelse av PKF for dimensjonering, anbefales det å bekrefte tilnærmingen ved tilfeller som avviker fra det vi har sett på. Dette er for å ikke være i fare for underdimensjonert konstruksjoner som kan komme i skade for personer.

### 10.0.2 Videre anbefalinger

For videre arbeid med oppgaven anbefales det å prøve å etablere stivhetskurver for pipe-supporten basert på relasjonen mellom tøyning og forskyvning. Videre hadde det også vært interessant å gjennomføre en dynamisk analyse for å sammenligne dette opp mot de ikke-lineære statiske beregningene. Da kunne man sett direkte effekten av å gjennomføre de ulike metodene.

I vår oppgave ble det kun sett på et enkelt tilfelle av pipe-support. Det hadde vært interessant å utføre analyser for forskjellige caser slik man kan underbygge PKF og konklusjonen i denne oppgaven.

Det anbefales også å se på de eventuelle økonomiske og miljøbesparinger som kan oppnås ved å benytte seg av plastisk kapasitet til eksplosjonslaster.

## Referanser

- [1] *Risikonivået på norsk sokkel er lavt og stabilt - Offshore Norge*. no. Mar. 2024. URL: <https://www.offshorenorger.no/om-oss/nyheter/2024/03/risikonivaet-pa-norsk-sokkel-er-lavt-og-stabilt/> (sjekket 23.05.2024).
- [2] KiYeob Kang mfl. «A Critical Review of a Computational Fluid Dynamics (CFD)-Based Explosion Numerical Analysis of Offshore Facilities». eng. I: *Archives of computational methods in engineering* 29.7 (2022). Place: Dordrecht Publisher: Springer Netherlands, s. 4851–4870. ISSN: 1134-3060.
- [3] Havindustritilsynet. *Hovedrapport - Utviklingstrekk Norsk Sokkel 2023 - Risikonivå i norsk petroleumsvirksomhet*. no. Tekn. rapp. Stavanger, mar. 2024, s. 241. URL: <https://www.havtil.no/globalassets/rnnp/2023/rnnp-2023-hovedrapport.pdf>.
- [4] «Piper Alpha: Firefighter recalls horror of oil rig disaster». en-GB. I: *BBC News* (sep. 2015). URL: <https://www.bbc.com/news/uk-scotland-north-east-orkney-shetland-34210959> (sjekket 23.05.2024).
- [5] Bjørn Aasen og Gry Hege Svarliaunet, red. *Stål håndbok: Del 3*. Norsk (Bokmål). Issue: 3. utg. no: Norsk stålforbund, 2020. ISBN: 978-82-91466-25-5. URL: [https://urn.nb.no/URN:NBN:no-nb\\_digibok\\_2011042706099](https://urn.nb.no/URN:NBN:no-nb_digibok_2011042706099).
- [6] Sudath C. Siriwardane og Dimitrios Pavlou. «Reuse of Offshore Steel Components for Buildings: Opportunities, Challenges and a Framework». en. I: *OnePetro*, jun. 2023. URL: <https://dx.doi.org/> (sjekket 23.05.2024).
- [7] Det Norske Veritas. *DNV-OS-C101 Design of offshore steel structures, general - LRFD method*. Jul. 2019.
- [8] Per K Larsen. *Dimensjonering av stålkonstruksjoner*. 3. utg. Trondheim: Fagbokforlaget, 2020. ISBN: 978-82-450-3391-5.
- [9] John Eie. *Stålkonstruksjoner*. nob. Edition: 2. utg. ISBN: 9788256270538 Place: Bekkestua. 2010.
- [10] *Sustainability Indicators 2023 report*. en-US. URL: <https://worldsteel.org/steel-topics/sustainability/sustainability-indicators-2023-report/> (sjekket 23.05.2024).
- [11] *Ansvarlig forbruk og produksjon*. URL: <https://fn.no/om-fn/fns-baerekraftsmaal/ansvarlig-forbruk-og-produksjon> (sjekket 23.05.2024).
- [12] *Stoppe klimaendringene*. URL: <https://fn.no/om-fn/fns-baerekraftsmaal/stoppe-klimaendringene> (sjekket 23.05.2024).
- [13] *Bærekraftige byer og lokalsamfunn*. URL: <https://fn.no/om-fn/fns-baerekraftsmaal/baerekraftige-byer-og-lokalsamfunn> (sjekket 23.05.2024).
- [14] *Industri, innovasjon og infrastruktur*. URL: <https://fn.no/om-fn/fns-baerekraftsmaal/industri-innovasjon-og-infrastruktur> (sjekket 23.05.2024).
- [15] *Pipe support - Nordic Steel Group*. URL: <https://www.nordicsteel.no/produkter/pipe-support> (sjekket 15.04.2024).
- [16] *Pipe Supports*. tr. Jan. 2024. URL: <https://noveltystructures.com/pipe-supports/> (sjekket 15.04.2024).



- [17] Ioannis Vayas, John Ermopoulos og George Ioannidis. *Design of Steel Structures to Eurocodes*. en. Springer Tracts in Civil Engineering. Cham: Springer International Publishing, 2019. ISBN: 978-3-319-95473-8 978-3-319-95474-5. DOI: 10.1007/978-3-319-95474-5. URL: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-95474-5> (sjekket 09.04.2024).
- [18] Tony M. Allen, Andrzej S. Nowak og Richard J. Bathurst. «Calibration to Determine Load and Resistance Factors for Geotechnical and Structural Design». I: *Transportation research circular* (2005). URL: <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:110979720>.
- [19] Standard Norge. *NS-EN 1993-1-1:2005+A1:2014+NA:2015 - Prosjektering av stålkonstruksjoner - Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger*. Apr. 2009.
- [20] Bruce Quinton mfl. *Committee V.1: Accidental Limit States*. Bd. Day 1 Sun, September 11, 2022. International Ship and Offshore Structures Congress. Sep. 2022. DOI: 10.5957/ISSC-2022-COMMITTEE-V-1. URL: <https://doi.org/10.5957/ISSC-2022-COMMITTEE-V-1>.
- [21] Det Norske Veritas. *DNV-RP-C208 Determination of structural capacity by non-linear finite element analysis methods*. Sep. 2019.
- [22] Martin Storheim, Hagbart S. Alsos og Jørgen Amdahl. «Evaluation of Nonlinear Material Behavior for Offshore Structures Subjected to Accidental Actions». en. I: *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering* 140.4 (aug. 2018), s. 041401. ISSN: 0892-7219, 1528-896X. DOI: 10.1115/1.4038585. URL: <https://asmedigitalcollection.asme.org/offshoremechanics/article/doi/10.1115/1.4038585/442724/Evaluation-of-Nonlinear-Material-Behavior-for> (sjekket 19.04.2024).
- [23] Geir Terjesen. *Dimensjoneringsteknikk for ingeniører*. Norsk (Bokmål). Bergen: Fagbokforlaget, 2021. ISBN: 978-82-450-3519-3. URL: [https://urn.nb.no/URN:NBN:no-nb\\_pliktnonografi\\_000001316](https://urn.nb.no/URN:NBN:no-nb_pliktnonografi_000001316).
- [24] Kolbein Bell. *Konstruksjonsmekanikk : D. 2 : Fasthetslære*. nob. Bd. 2. opplag. Fagbokforlaget, 2017. ISBN: 978-82-450-1848-6.
- [25] Kolbein Bell og Runald Walter Meyer. *Elementmetoden*. no. Okt. 2022. URL: <https://snl.no/elementmetoden> (sjekket 19.01.2024).
- [26] Audun Fiskvatn. *Elementmetoden*. Norsk (Bokmål). Tapir, 1984. ISBN: 82-519-0601-6.
- [27] Kolbein Bell. *Engineering approach to finite element analysis of linear structural mechanics problems*. 1. utg. Fagbokforlaget, 2014. ISBN: 978-82-321-0268-6.
- [28] The International Academy for Production Engineering, Luc Laperrière og Gunther Reinhart, red. *CIRP Encyclopedia of Production Engineering*. en. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014. ISBN: 978-3-642-20616-0 978-3-642-20617-7. DOI: 10.1007/978-3-642-20617-7. URL: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-20617-7> (sjekket 22.02.2024).
- [29] M.J. Fagan. *Finite Element Analysis: Theory and Practice*. Longman Scientific and Technical. Longman Scientific & Technical, 1992. ISBN: 978-0-582-02247-8.
- [30] Izaak Neutelings. *Mechanical stress & deformation*. en-US. Jul. 2021. URL: [https://tikz.net/mechanics\\_stress/](https://tikz.net/mechanics_stress/) (sjekket 25.03.2024).
- [31] Daryl L. Logan. *A First Course in the Finite Element Method*. en. 6th ed. Southbank: Cengage Learning, 2017. ISBN: 978-1-305-63734-4.



- [32] J.O. Dow. *A Concise Overview of the Finite Element Method*. Solid mechanics collection. Momentum Press, 2014. ISBN: 978-1-60650-508-3. URL: <https://books.google.no/books?id=wCLGngEACAAJ>.
- [33] Huei-Huang Lee. *Finite element simulations with ANSYS Workbench 2019: Theory, applications, case studies*. SDC Publications, 2019.
- [34] Nam-Ho Kim. *Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis*. en. New York, NY: Springer US, 2015. ISBN: 978-1-4419-1745-4 978-1-4419-1746-1. DOI: 10.1007/978-1-4419-1746-1. URL: <http://link.springer.com/10.1007/978-1-4419-1746-1> (sjekket 28.03.2024).
- [35] Constantine Spyarakos og John Raftoyiannis. *Linear and nonlinear finite element analysis in engineering practice : includes examples with ALGOR ACCUPAK/VE*. eng. Pittsburg, PA: Distributed by Algor Publ. Division, 1997. ISBN: 0-9652806-2-4.
- [36] *Guidance Notes on Nonlinear Finite Element Analysis of Marine and Offshore Structures 2021*. en. Jan. 2021.
- [37] P. Wriggers. *Nonlinear finite element methods*. en. OCLC: ocn236120878. Berlin: Springer, 2008. ISBN: 978-3-540-71000-4.
- [38] European Commission. Joint Research Centre. Institute for the Protection and the Security of the Citizen. *Calculation of blast loads for application to structural components*. en. LU: Publications Office, 2013. URL: <https://data.europa.eu/doi/10.2788/61866> (sjekket 24.01.2024).
- [39] Jovan Trajkovski mfl. «Minimum mesh design criteria for blast wave development and structural response - MMALE method». en. I: *Latin American Journal of Solids and Structures* 11.11 (2014), s. 1999–2017. ISSN: 1679-7825. DOI: 10.1590/S1679-78252014001100006. URL: [http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci\\_arttext&pid=S1679-78252014001100006&lng=en&tlng=en](http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S1679-78252014001100006&lng=en&tlng=en) (sjekket 22.01.2024).
- [40] Vegard Aune. «Behaviour and Modelling of Flexible Structures Subjected to Blast Loading». en. Ph.d.-avh. Trondheim: NTNU, 2017. URL: <http://hdl.handle.net/11250/2441684> (sjekket 02.04.2024).
- [41] *FPSO/FSO | Floating Production Systems | FPSO Business*. en. URL: <https://www.modec.com/business/service/floater/fpso/index.html> (sjekket 23.04.2024).
- [42] Børge Harestad. *FPSO produksjonsskip - Boring (TP-BRT vg2) - BETA - NDLA*. no. URL: <https://ndla.no/nb/subject:1:98cbb757-a718-4275-b87a-2248cde4b58d/topic:725d714f-44e1-41f8-8d25-7efb4ed5443a/resource:1:152931> (sjekket 24.04.2024).
- [43] *Programvare for prosjektstyring | Microsoft Project*. nb-NO. URL: <https://www.microsoft.com/nb-no/microsoft-365/project/project-management-software> (sjekket 23.05.2024).
- [44] Comité Européen de Normalisation. *EN 10219-2 - Cold formed welded structural hollow sections of non-alloy and fine grain structural steels Part 2: Tolerances, dimensions and sectional properties*. Aug. 1997.
- [45] L.A. Louca og R.M. Mohamed Ali. «Improving the ductile behaviour of offshore topside structures under extreme loads». en. I: *Engineering Structures* 30.2 (feb. 2008), s. 506–521. ISSN: 01410296. DOI: 10.1016/j.engstruct.2007.04.020. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0141029607001861> (sjekket 08.05.2024).

- [46] Dac Dung Truong, Beom-Seon Jang og Han-Baek Ju. «Development of simplified method for prediction of structural response of stiffened plates under explosion loads». en. I: *Marine Structures* 79 (sep. 2021), s. 103039. ISSN: 09518339. DOI: 10.1016/j.marstruc.2021.103039. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0951833921000952> (sjekket 08.05.2024).
- [47] Jung Min Sohn mfl. «Nonlinear structural consequence analysis of FPSO topside blastwalls». en. I: *Ocean Engineering* 60 (mar. 2013), s. 149–162. ISSN: 00298018. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2012.12.005. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0029801812004143> (sjekket 08.05.2024).
- [48] OpenAI. *ChatGPT: Language Model*. <https://www.openai.com/chatgpt>. 2024.
- [49] Aiwei Su. *Analysis of Explosion Load Effects in Pipe-racks*. Mai 2012.

## **A | Vedlegg**

**A.1 Håndberegninger**

**A.2 Resultat ark**

**A.3 Presentasjon - Geostasjonærmodul**

**A.4 Kakinada APL NOV Beregningsrapport**

**A.5 Simuleringsmodell.STP**

**A.6 A3-Poster**