



Høgskulen på Vestlandet

Bacheloroppgave Maskin

INÇ3039-BAC-2020-HØST-FLOWassign

Predefinert informasjon

Startdato:	28-09-2020 09:00	Termin:	2020 HØST
Sluttdato:	16-12-2020 14:00	Vurderingsform:	Norsk 6-trinns skala (A-F)
Eksamensform:	Bacheloroppgave		
SIS-kode:	203 INÇ3039 1 BAC 2020 HØST		
Intern sensor:	(Anonymisert)		

Deltaker

Navn:	Richard Enes
Kandidatnr.:	101
HVL-id:	577053@hvl.no

Informasjon fra deltaker

Tittel *:	Styrkeberegning av Firewater System på Jotun FPSO LQ Helideck
Antall ord *:	12133
Engelsk tittel *:	Stress Calculations on Firewater System on Jotun FPSO LQ Helideck

Egenerklæring *: Ja Nei
Inneholder besvarelsen Nei
konfidensielt materiale?:

Jeg bekrefter at jeg har Ja
registrert
oppgavetittelen på
norsk og engelsk i
StudentWeb og vet at
denne vil stå på
uitnemålet mitt *:

Jeg godkjenner autalen om publisering av bacheloroppgaven min *

Ja

Er bacheloroppgaven skrevet som del av et større forskningsprosjekt ved HVL? *

Nei

Er bacheloroppgaven skrevet ved bedrift/virksomhet i næringsliv eller offentlig sektor? *

Ja, Leirvik AS



Høgskulen
på Vestlandet

BACHELOROPPGAVE

Styrkeberegning av Firewater System på JOTUN FPSO
LQ Helideck

Stress Calculations on Firewater System on JOTUN
FPSO LQ Helideck

Kandidatnr. 101

Bachelor i maskinteknikk- retning marin konstruksjonsteknikk
Fakultet for ingeniør- og naturvitenskap/ Institutt for maskin- og marinfag
Veileder: Runald Walter Meyer
16.12.20

Jeg bekrefter at arbeidet er selvstendig utarbeidet, og at referanser/kildehenvisninger til alle

kilder som er brukt i arbeidet er oppgitt, jf. Forskrift om studium og eksamen ved Høgskulen på Vestlandet, § 12-1.

BACHELOROPPGAVE

Studentenes navn: Richard Enes

Linje & studieretning: Bachelor i ingeniørfag, Maskin Marin konstruksjonsteknikk

Oppgavens tittel: *Styrkeberegning av firewater system på JOTUN FPSO LQ Helideck*

Oppgavetekst:

Denne bacheloroppgaven skal omhandle brannvannsystemet til boligkvarteret til Jotun FPSO

Og det skal utføres:

1. En spennings og fleksibilitets analyse på brannvannsystemet, hovedsakelig rørledningene ut på helikopterdekk men også 8" rør fra ringmain, alle avgreninger til annet utstyr avgrenses fra oppgaven. Styrkeberegningene gjøres i tråd med betingelser, laster og spenninger definert i ASME B31.3, DNVGL-RP-D101, NORSOK L-002 og NORSOK L-004. I beregningene skal også supportere på helikopterdekket plasseres i tråd med Pipe supports detalj standards PDF utlevert fra Leirvik AS
2. Design og styrkeberegning av høyest påkjent support på helikopterdekket. Det skal velges en support som skal designes og stress beregnes i ANSYS i tråd med Leirvik standarder

Endelig oppgave gitt: Onsdag 21. oktober 2020

Innleveringsfrist: Onsdag 16. desember 2020 kl. 14:00

Intern veileder: Runald Meyer, HVL

Ekstern veileder: Vidar Aspen, Leirvik AS

**Godkjent av
Studieansvarlig:**

Dato:

*Forum S. Nysted
2/12-20*

Forord

Ved fullføring av ingeniørutdanning ved Høgskolen på Vestlandet skal det gjennomføres en bacheloroppgave. Ved å gjennomføre prosjektet skal det vises kunnskap fra enkeltemner på tvers av flere fagfelt, som kulminerer i en komplett faglig presentasjon. Dette skal da gi 20 studiepoeng og er det viktigste enkeltemnet i utdanningen.

Problemstillingen ble gitt av Leirvik AS og omhandler styrkeberegning av brannslukningssystemet tilhørende helikopterdekket på boligmodulen til Jotun FPSO, med design og beregning av størst utsatt pipe support.

Jeg har valgt å gjøre oppgaven alene på da jeg tar bacheloroppgaven på mitt 5. Semester (også siste) i utdanningen. Ingen av dem jeg har studert med skal skrive bacheloroppgave samtidig som meg selv. Jeg vil takke Leirvik AS for at jeg har fått utlevert bacheloroppgaven og at jeg har fått tilgang til kontorplass og dataverktøy.

Jeg vil også takke ekstern veileder Vidar Aspen for veiledning og tilgang til tekniske standarder og tekniske rekvisisjoner tilhørende prosjektet som har vært viktig i løsingen av oppgaven. Jeg vil også takke intern veileder Runald Meyer for veiledning gjennom oppgaven.

Oppgaven har gitt utfordring og fordypning i følgende emner som har blitt tatt gjennom utdanningen: Statikk (utregning av opplagerkrefter, skjær og momentfordelinger både i rør og pipe support), Rørkonstruksjon (bruk av ASME B31.3 for koder og reguleringer brukt i oppgaven og bruk av likningene denne standarden gir for sustained, hoop og displacement stress. Og bruk av Sap2000), Maskinkonstruksjon I og II (bruk av Eurokode 3 for utregning av tverrsnitt, sveiser og bolteberegninger i pipe support og bruk av Inventor (for design) og Ansys(for FEA))

I begynnelsen av arbeidet brukte jeg programmet Ansys til mesteparten av rørberegningene, dermed ble hele brannvannsystemet først modellert i Ansys som en bjelkemodell. Videre ble flere mindre 3d modeller av isolerte rørdeler modellert for styrkeberegning. Dessverre skal man ikke bruke Ansys i tråd med ASME B31.3 da man heller skal bruke Sap 2000. Ansys blir brukt som et “supplement” til de skikkelige beregningene.

Sammendrag

Denne oppgaven er todelt. Første del er en spennings- og fleksibilitetsanalyse av brannvannsystemet som er definert i P&ID i kapittel 2.1 og i stress isometrier i vedlegg A. Del 1 er hovedsakelig gjort i tråd med ASME B31.3 som definerer: likningene som inngår, laster som oppstår, kodespenninger som skal finnes og tillatte grunnspenninger. Det er også brukt DNV GL siden rørsystemet er på et FPSO skip, hvorav spesielle laster er definert. Del 2 av oppgaven er konstruksjon og beregning av størst utsatt pipe support med bruk av Eurokode 3 med standarder fra prosjektet for detaljering og innfestning rustfritt mot aluminium for pipe supports.

Rapporten legger frem fremgangsmetoden hvor alle beregninger, basert på last og lastsituasjonene, samt fremgangsmåten i Sap2000, er tydelig presentert. Det samme gjelder beregningene for pipe supporten. Ved utvikling og design av pipe supporten er det også forsøkt å tydelig fremstille hvordan tankeprosessen i hver situasjon samt de forskjellige løsningsmetodene, også de som ikke ble valgt. Som en avslutning er det lagt arbeidstegninger av pipe supporten.

Det er utført stressberegning på rørene tilhørende hovedrørledningen. Disse går fra stigerørene som kommer fra ringmain inn på boligkvarteret og inn til Dual agent hosereel skapene og brannkanonene. Videre går rørene på helikopterdekket langs hovedledningen samt ut under helidekket. Alt som grener seg ut til annet ubeskrevet utstyr er ekskludert fra oppgaven. Det er blitt stressberegnet mot statiske laster som systemets egenvekt og indre trykk, og sporadiske (occasional) laster som vindkrefter og islast. Siden skipet er et FPSO skip så er det også blitt sett på dynamiske laster definert i DNV GL som accidental heel og strukturbevegelse fra bølgekrefte kalt i oppgaven «helideck induced accelerations». Beregningene og konklusjonene skal være forankret i standardene.

Innhold

1 Innledning.....	10
1.1 Bakgrunn for oppgaven.....	10
1.2 Leirvik AS.....	11
1.3 Jotunfeltet.....	12
1.4 Problembeskrivelse.....	13
1.5 Avgrensninger.....	13
1.6 Løsningsmetode.....	13
1.6.1 Løsningsmetode for rørsystemet.....	13
1.6.2 Løsningsmetode for pipe support.....	14
2 Det eksisterende brannvannsystemet.....	16
2.1 Scope.....	16
2.2 Områdebeskrivelse.....	17
2.2.2 Teknisk om Brannvannsannlegget.....	18
2.2.3 Rørlinjen.....	23
3 Designbasis.....	24
3.1 Materialdata, koder og reguleringer.....	24
3.2 Tillatte spenningsverdier.....	25
3.3 Designparametere.....	27
3.4 Laster.....	27
3.4.1 Sustained loads.....	27
3.4.2 Occational loads.....	27
3.4.3 Dynamic loads.....	28
3.5 Load Cases for beregningene.....	32

3.6 Pipe supports	33
3.7 Sap2000.....	34
3.8 Krav til spenningsanalyse.....	36
3.9 Stress intensification factors(SIF)	37
4 Fleksibilitet- og stress beregninger	39
4.1 Beregninger	39
4.2.1 Deadweight Analysis.....	39
4.2.2 Lastsituasjon I	46
4.2.3 Lastsituasjon II	51
4.2.4 Lastsituasjon III.....	55
4.2.5 Lastsituasjon IV.....	60
5 Pipe Supports.....	67
5.1 Materialvalg	67
Syrefast stål (AISI 316).....	67
5.3 Design.....	68
5.4 Områdebeskrivelse pipe support	69
5.5 Funksjonsbeskrivelser og prinsippkisser	74
5.6 Manuelle beregninger.....	80
5.6.1 Statikkberegninger	82
5.6.2 Utregning av motstandsmomenter	88
5.6.3 Kritiske tverrsnitt.....	92
Eurokode 3	93
5.6.4 Sveiseberegninger	93
5.6.5 Mest kritisk bjelketverrsnitt	100

5.6.6 Beregninger Lineguide	101
5.6.7 Bolte Beregninger	103
Konklusjon	104
5.7 Beregninger Ansys	105
5.8 Konseptrealisering.....	108
5.8.1 Sammenstillingstegninger	109
6 Konklusjon	114
7 Videre arbeid	114
Referanser.....	115
Vedlegg A Stress isoer	116
Isoer utlevert fra leirvik:.....	116
Isoer satt opp i utførelsen av oppgaven:	128
Vedlegg B til stress og fleksibilitetsberegninger	133
AT76.....	133
Line list.....	134
Pipe support span chart for titanium lines	134
Symboler for opplagerbetingelser	135
Definering av tillatte spenningsverdier	136
Vedlegg C Til beregninger pipe supports	Feil! Bokmerke er ikke definert.

Figurliste

Fig[1] Leirvik AS.....	11
Fig[2.1] P&ID av firewater.....	16
Fig[2.2] Oversikt helikopterdekk.....	17
Fig[2.5] Brannkanonene.....	19

Fig[2.6] Dysene.....	21
Fig[2.7] Dual agent hosereel.....	22
Fig[2.8] Dual agent hosereel teknisk.....	22
Fig[2.9] Brannvannslinjen.....	23
Fig[3.1] Modellen i Sap2000.....	33
Fig[3.2] Modellen i Sap2000.....	34
Fig[3.3] Load cases sap2000.....	35
Fig[4.1] Stress intensification factor bend.....	37
Fig[4.2] Stress intensification factor tee.....	38
Fig[4.3] Momentfordelingen Deadweight analyse.....	40
Fig[4.4] Spenningsfordelingen deadweight.....	41
Fig[4.5] Spenningsfordelingen kritisk punkt 1.....	42
Fig[4.6] Moment og spenningsfordeling.....	43
Fig[4.7] moment og spenningsfordeling t-stykke.....	44
Fig[4.8] momentfordelingen lastsituasjon I.....	47
Fig[4.9] spenningsfordelingen i lastsituasjon I.....	47
Fig[4.10] momentfordelingen i lastsituasjon II.....	52
Fig[4.11] momentfordelingen i lastsituasjon III.....	55
Fig[4.12] momentfordelingen lastsituasjon IV.....	60
Fig[5.1] områdebeskrivelse 1 support 3	69
Fig[5.2] support 3 sett underfra.....	69
Fig[5.3] support nr 3 sett fra siden.....	70
Fig[5.4] valg av support sko.....	72
Fig[5.5] valg av lineguide.....	73
Fig[5.7] funksjonsbeskrivelser pipe support.....	74
Fig[5.8] prinsippskisser pipe supports.....	74
Fig[5.9] prinsippskisser innfestning i steget.....	75
Fig[5.10] prinsippskisser innfestning i bunnflens.....	76
Fig[5.11] valg av endelig support design.....	78
Fig[5.12] endelig support design tegnet i inventar.....	79
Fig[5.13] fritt legeme diagram 1.....	81
Fig[5.14] fritt legeme diagram 2.....	82
Fig[5.15] fritt legeme diagram 3.....	83
Fig[5.16] fritt legeme diagram 4.....	84
Fig[5.17] support sap2000.....	86
Fig[5.18] fritt legeme diagram 5 med opplagerreaksjoner.....	87
Fig[5.19] frilagt support med indre krefter.....	88
Fig[5.20] skjærkraftfordelingen.....	88
Fig[5.21] momentfordelingen.....	89
Fig[5.22] tverrsnittene i sveist vinkelprofil.....	91
Fig[5.23] steiners metode.....	91

Fig[5.24] steiners metode på sveis.....	92
Fig[5.25] steiners metode for å regne skrått innfestet profil.....	93
Fig[5.26] markering av knutepunkter.....	95
Fig[5.27] fremstilling av kreftene på knutepunkt a.....	97
Fig[5.28] fremstilling av kreftene på knutepunkt b.....	100
Fig[5.29] fritt legeme diagram og tverrsnitt i lineguide.....	107
Fig[5.30] equivalent von mises stress ansys.....	113
Fig[5.31] maximum princial stress ansys.....	113
Fig[5.32] resulterende krefter i boltehull.....	114
Fig[5.33] stress test bolt.....	115
Fig[5.32] fremstilling av endelig support design.....	116
Fig[5.33] sammenstillingstegning pipe support.....	118
Fig[5.34] sammenstillingstegning venstreside.....	119
Fig[5.35] arbeidstegning bolteplate venstreside.....	120
Fig[5.36] arbeidstegning skrått innfestet vinkelprofil.....	121
Fig[5.37] arbeidstegning bolteplate høgreside.....	122

Tabelliste

Tabell[3.1] Rørdimensjoner fra pipe spec.....	24
Tabell[3.2] Tverrsnittsegenskaper for rørdimensjonene.....	24
Tabell[3.3] Tillatte grunnspenninger.....	25
Tabell[3.4] definerte tillatte spenningsverdier.....	26
Tabell[3.5] definerte linjelaster.....	27
Tabell[3.6] målinger av vindkast.....	27
Tabell[3.7] definerte vind og islaster.....	28
Tabell[3.8] måling av akselerasjoner som følge av skipets akselerasjonsendringer.....	29
Tabell[3.9] linjelaster modelert fra accidental heel.....	30
Tabell[3.10] helideck induced accelerations.....	30
Tabell[3.11] linjelaster modelert med helideck induced accelerations.....	30
Tabell[3.12] sjekklister for definering av lastsituasjoner.....	32
Tabell[4.1] definerte kritiske punkter i deadweight.....	41
Tabell[4.2] de beregnede verdiene for hvert tverrsnitt i deadweight.....	45
Tabell[4.3] sammenlikning og påvisning deadweigth.....	45
Tabell[4.4] definerte kritiske punkter i lastsituasjon I.....	48
Tabell[4.5] beregnede spenningsverdier i lastsituasjon I.....	51
Tabell[4.6] sammenlikning og påvisning i lastsituasjon I.....	51
Tabell[4.7] definerte kritiske punkter i lastsituasjon II.....	52
Tabell[4.8] beregnede verdier for kritiske tverrsnitt i lastsituasjon II.....	54
Tabell[4.9] sammenlikning og påvisning lastsituasjon II.....	55
Tabell[4.10] definerte kritiske punkter lastsituasjon III.....	56
Tabell[4.11] beregnede verdier for kritiske tverrsnitt i lastsituasjon III.....	59

Tabell[4.12] sammenlikning og påvisning lastsituasjon III.....	60
Tabell[4.13] definerte kritiske punkter lastsituasjon IV.....	61
Tabell[4.14] beregnede spenninger for kritiske punkter i lastsituasjon IV.....	65
Tabell[4.15] sammenlikning og påvisning lastsituasjon IV.....	65
Tabell[4.16] opplagerreaksjonene på alle pipe supports.....	66
Tabell[5.1] mest kritisk opplager.....	68
Tabell[5.2] bedømmelse av skisser innfestning i steget.....	75
Tabell[5.3] bedømmelse av skisser innfestning i bunnflens.....	77
Tabell[5.4] kreftene i knutepunktene.....	87
Tabell[5.5] de beregnede arealtreghetsmomentene.....	91
Tabell[5.6] kreftene som oppstår i knutepunktene.....	92
Tabell[5.7] sammenlikning tillatte og dimensjonerende spenningsverdier.....	104
Tabell[5.8] resultantkreftene i boltehullene.....	106

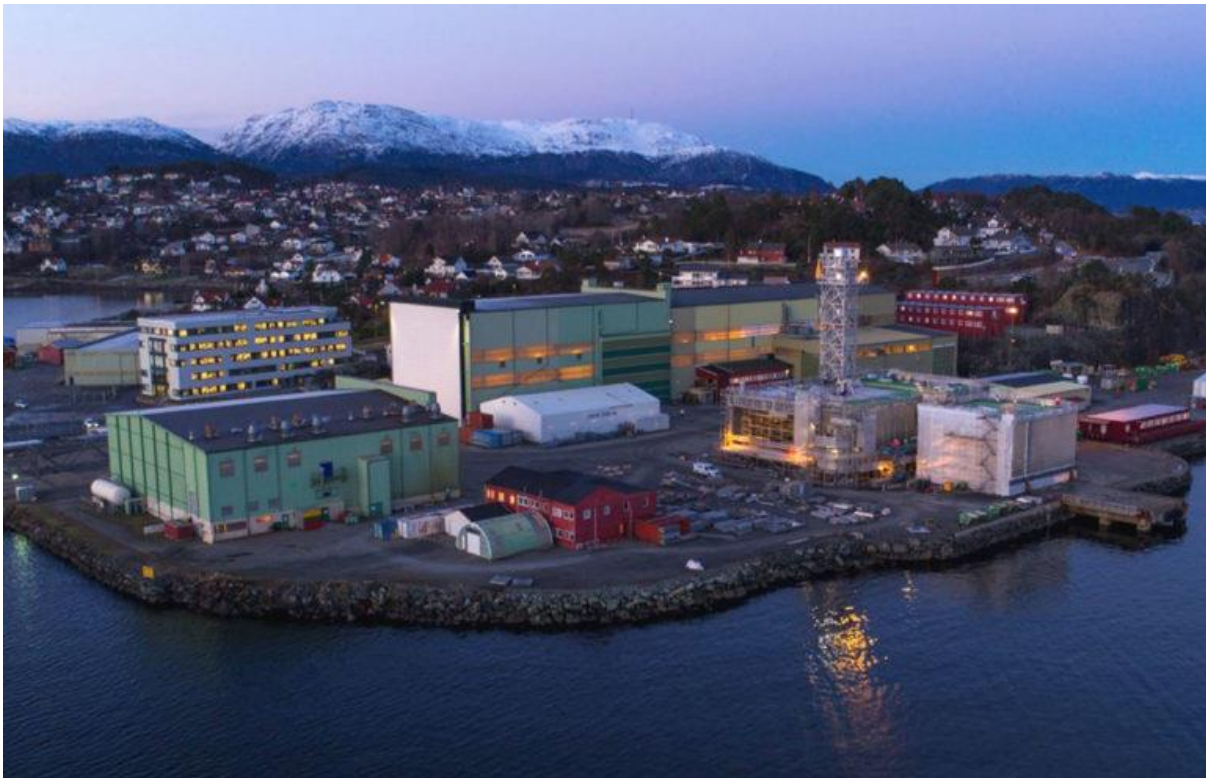
1 Innledning

1.1 Bakgrunn for oppgaven

Som en avsluttende oppgave i bachelorgraden innen maskinteknikk, marin konstruksjonsteknikk, skal det utføres en bacheloroppgave for å vise til det som har blitt tillært gjennom utdanningen. I den forbindelse er det gitt en oppgavestilling av Leirvik AS. I første omgang ble det gitt et forslag til hva oppgaven kunne handle om. Gjennom møter med ekstern og intern veileder så ble det formet til en endelig oppgavestilling. Oppgavestillingen landet til slutt på at det skulle utføres en styrkeberegning av brannvannsystemet, som utføres i tråd med ASME B31.3. Design med beregninger av pipe support gjøres i tråde med Eurokode 3 og pipe support standarder. Disse standardene gir retningslinjer for detaljering og innfestning rustfritt mot aluminium. Dette virket som en veldig passende oppgave, da det er tenkt at jeg skal arbeide med lignende arbeid etter oppgaven. Rørledningene som står i fokus ble utvalgt ved utlevering av oppgaven og blir definert i kapittel 2.1 i form av P&ID, det er også isometrier av rørledningene i vedlegg A. Pipe supporten som skal fokuseres på ble definert etter endt spenningsanalyse på firewater systemet da Sap2000 modellen leverte reaksjonskrefter til opplagerne i hele systemet. De største opplagerkrefter i dimensjonerende last tilstand brukes her.

Jeg syntes denne oppgaven var passende siden bakgrunnen min før ingeniørstudiene har vært som Industrirørlegger på Leirvik AS hvor jeg har jobbet med fabrikasjon og installasjon av brannvannsystemer på Boligkvarter og helikopterdekk. I gjennomføringa av oppgaven så har jeg fått tilgang til kontor og dataverktøy hos Leirvik AS der jeg har brukt Revit modellen i Navisworks til å analysere rørsystemet og omkringende utstyr og struktur. Gjennom skolen har jeg fått tilgang til studentversjoner av Ansys mechanical, Sap2000 og Autocad. Jeg har også fått tilgang til standarder tilhørende prosjektet fra ekstern veileder fra Leirvik AS Vidar Aspen fra Piping & Mechanical

1.2 Leirvik AS



Fig[1] Leirvik AS [15]

«Leirvik AS er en ledende leverandør av tjenester innen Engineering, Procurement and Construction (EPC) for aluminiumsprosjekter og lignende tjenester for kunder som opererer både onshore og offshore» [15]. «De har 300 ansatte og holder til på Stord. Selskapet startet med reparasjon av båter, men har de siste 40 årene vært en ledende leverandør av nesten alle boligmodulene på norsk sokkel» [15]. «De leverer boligkvarter, helikopterdekk og diverse konstruksjoner og vedlikehold, alt i aluminium». De skal også begynne med bygging av aluminiums oppdrettsanlegg som landbaserte RAS anlegg og bygging av aluminiums broer[15].

1.3 Jotunfeltet

«Jotun ligger i den sentrale delen av Nordsjøen, 25 kilometer nord for Balder» [14].
«Vanndybden er 125 meter. Jotunfeltet ble oppdaget i 1994, og plan for utbygging og drift (PUD) ble godkjent i 1997. Feltet ble bygd ut med Jotun A, et kombinert produksjons- og lagerskip (FPSO), og en brønnhodeinnretning, Jotun B. Jotun er integrert med Balder-feltet. Produksjon startet i 1999 [14]. Siden Jotun sluttet å produsere i 2016 på grunn av disponeringsvedtaket skal Jotun FPSO oppgraderes, flyttes til en ny lokasjon og brukes videre av Balder og Ringhorne Øst»[14].

Jotun A FPSO skal flyttes fra Jotun A feltet til Balder X feltet. I sammenheng med dette skal Jotun A FPSO sin levetid utvides fra 20 år til 45 år [5, s.5].

1.4 Problembeskrivelse

Det skal utføres:

En spennings og fleksibilitets analyse på utvalgte deler av brannvannsystemet tilhørende helikopterdekket. Styrkeberegningene gjøres i tråd med betingelser, laster og spenninger definert i ASME B31.3, DNVGL-RP-D101, NORSOK L-002 og NORSOK L-004. Opplagerbetingelser defineres med pipe supports detail standards tilhørende prosjektet som er utlevert av Leirvik AS.

Design og styrkeberegning av utvalgt høyest påkjent opplager. For dette opplageret skal en pipe support designes, detaljeres og beregnes i henhold til Eurokode 3 og fremstilles som en avslutning på oppgaven.

1.5 Avgrensninger

I del 1 av oppgaven skal rørlinjene undersøkes definert i stress isometriene (vedlegg A). Disse isometriene dekker alle rør som strekker seg ut på helikopterdekket, samt hovedlinjen som går inn på boligkvarteret. Altså to stigerør på 8" som går opp til forsiden av helikopterdekket, ett som strekker seg opp på innsiden av boligkvarteret og et utvendig stigerør som stiger opp langs veggen på boligkvarteret under helidekket, og 6 rørstrekk ut på helidekk, hvorav 3 stk 4" som går til DAHRS, og 3 stk 6" som går til brannkanonene. Alt brannvannsrør som grener ut fra hovedlinjen til annet utstyr avgrenses fra oppgaven.

1.6 Løsningsmetode

1.6.1 Løsningsmetode for rørsystemet

Det er først og fremst bestemt hvilken laster som oppstår, da det er et system av sveiste titan rør som skal ha et konstruksjonstrykk på 19.75 Barg, samt at det haren relativt høy egenvekt brukes laster definert i ASME B31.3 Process piping. Røret befinner seg også på et Helikopterdekk på et FPSO skip, da skal det også beregnes mot laster definert i DNVGL-RP-D101 som gjelder for denne situasjonen.

Etter det var funnet hvilke laster som opptrer, gjøres nødvendig forarbeid for å modellere disse lastene inn i Sap2000 som f.eks. linjelaster fra egenvekt, vind, isvekt, etc. Det oppsto spørsmål om hvordan akselerasjonene fra "accidental heel" og akselerasjoner på strukturen som følge av bølgekrefter skulle modelleres. Dette kunne det kunne utføres gjennom modal analysis i Sap2000 der systemet blir målt mot varierende akselerasjonsendringer over tid. En forenklet modell ble brukt da det var raskere. Metoden er at det antas at hele rørsystemet får

en uniform akselerasjon fra skipet som er lik den største målte akselerasjon for en 10 års måling. Målingen er en teknisk informasjon hentet ut fra helideck assembly kit. Helideck assembly kit gir informasjon for akselerasjoner fra “helideck induced accelerations” og “accidental heel”. Enhver 1 meters seksjon av rør vil få en linjelast lik summen av alle linje massene på røret per meter ganget med komponenten av definerte akselerasjoner. Dette blir linjelastene i hver retning for røret.

For at Sap2000 skal levere det mest konservative resultatet, er det besluttet at det skal brukes akselerasjoner i de retningene der akselerasjonene går i samme retning som de tidligere lastene. F.eks assembly kit gir +/- akselerasjoner i hver retning, bruker (-)verdi for vertikal retning siden den vil sammen med tyngdeakselerasjonen utføre en større netto kraft enn hvis den hadde hatt positiv verdi. Den samme tankegangen brukes med at horisontale akselerasjoner virker sammen med vindlaster. Dette gjøres pga. at det blir gitt +/- verdier for alle akselerasjoner i tabellen, noe som kan føre til et “worst case” der alle akselerasjonene oppstår i minst gunstig retning samtidig.

Bakdelen med denne metoden er at den antar at den høyeste akselerasjonen som er målt over 10 år opptrer uniformt over hele systemet og virker som en konstant last. I virkeligheten ville den bare opptre i høyeste verdi i korte trekk enkelte plasser, og derfor hadde nok en modal analysis vært en bedre tilnærming. Metoden er uansett den mest konservative måten å modelere på. Disse lastene som er definert blir modellert inn i Sap2000 modellen og den leverer resultat for hvert definert case. De kritiske tverrsnittene ble valgt med å først og fremst se på hvor momentene og kreftene opptrer sterkest. Dette viste seg å være på de rette rørstrekkene over opplagrene, men det ble også utvalgt størst påkjent rørdeler som bend og t-stykker i hvert case. Videre ble likningene fra ASME B31.3 brukt til å undersøke de utvalgte kritiske tverrsnitt i modellen. Rørdelene beregnes med stress intensification factors og likninger fra ASME B31.3 som er definert i kap [3.9]. Resultatene fra beregningene og tillatte spenningsverdier sammenlignes til sutt med en påvisning at rørsystemet tåler de definerte lastene.

1.6.2 Løsningsmetode for pipe support

I utregningene av stress og fleksibilitet for brannvannslinjen ble opplagrene definert. I dimensjonerende lastsituasjon(Lastsituasjon IV) så ble opplagerreaksjonene for alle opplager utregnet av sap2000. Det ble i denne delen av oppgaven bestemt hvilken pipe support som skulle fokuseres på. Etter valgt opplager så ble området rundt opplager studert for mulige innfestnings muligheter, deretter ble det skissert mulige løsninger. Løsningen som ble valgt fordi den hadde to innfestningsmuligheter og dermed symmetri, noe som er ønsket for en stabil konstruksjon. Det oppsto en ny problemstilling for denne løsningen, da det ikke lot seg gjøre å feste pipe supporten rett opp i bjelkelagene som ligger over. Det ble gjort en designprosess med konseptskisser og eliminering av dårlige alternativer, og et endelig design ble funnet. Deretter ble designet detaljert med lineguides og valg av riktig support sko. For

innfestning ble det brukt en pipe support standard som tilhører prosjektet utlevert av Leirvik for å velge riktig innfestningsmetode for rustfritt stål opp mot aluminium.

Etter designet grovt sett var ferdig så ble det gjort forarbeid til beregninger. Bl.a. uthenting av materialdata og likninger fra Eurokode 3, og utregning av tverrsnittsverdier for spesielle tverrsnitt. Det ble utført en statikkberegning for å finne moment og skjærkraft fordelingen i konstruksjonen, de indre kreftene og opplagerreaksjonene. Denne statikkberegningen ble sammenlignet med tilsvarende modell i Sap2000. Deretter ble sveise- og bolteforbindelser undersøkt i tillegg til størst utsatt tverrsnitt på vinkelprofilene.

Endelig support design ble modellert i inventor, og sammenstillingstegninger ble utarbeidet, deretter ble 3d cad modellen konvertert til step fil for å kjøre en finite element simulering i Ansys for å sammenligne med beregningene.

2 Det eksisterende brannvannsystemet

2.1 Scope

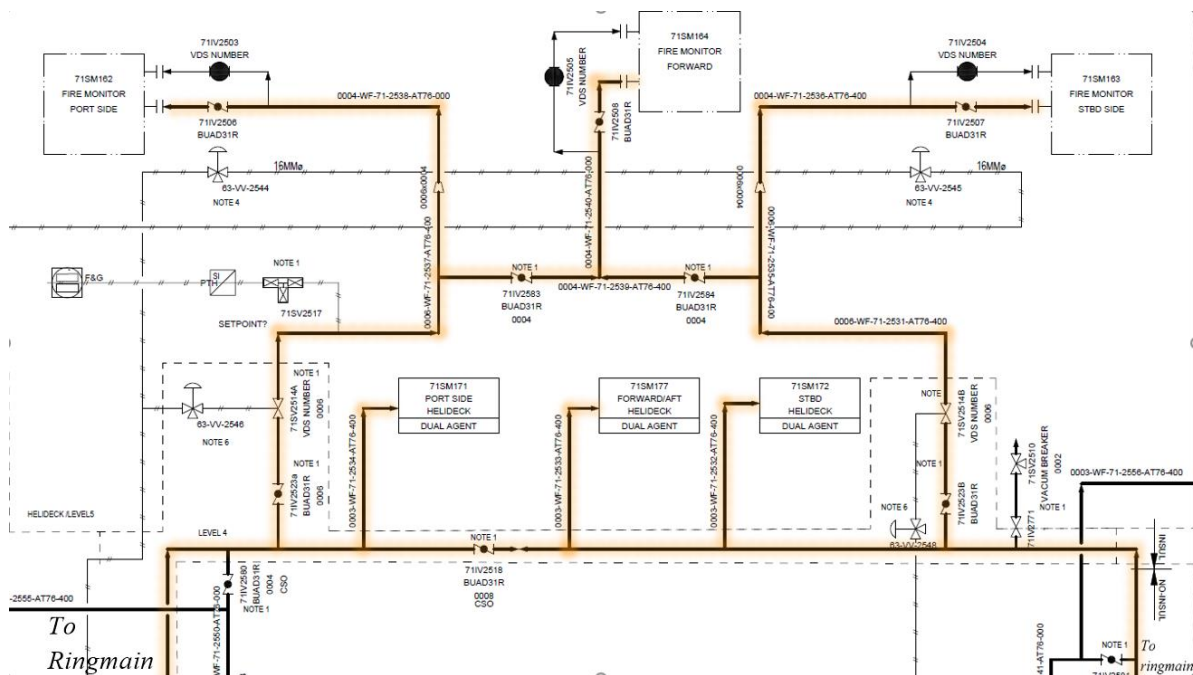


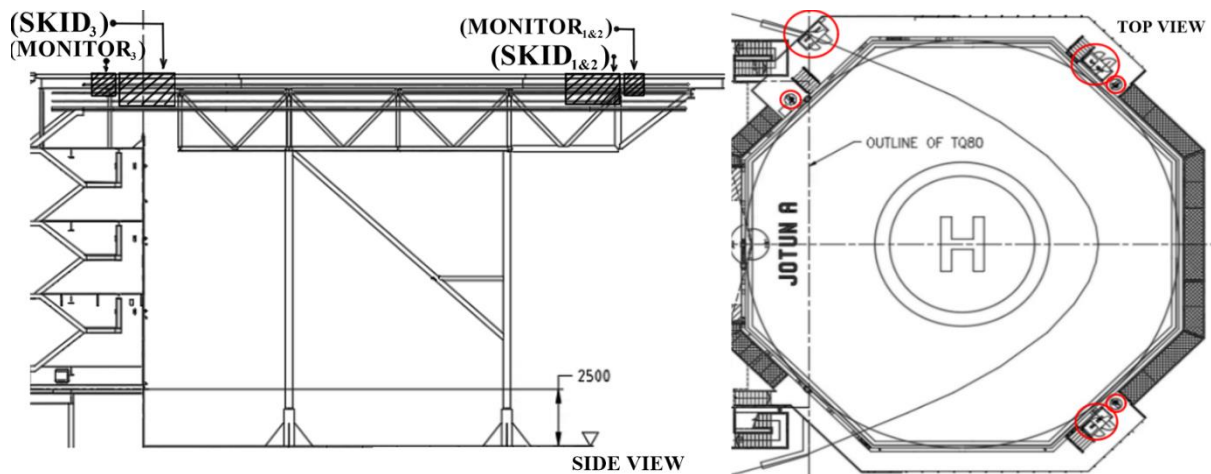
Fig [2.1] markert P&ID av firewater systemet

På det markerte prosessflytskjemaet er det rørlinjen markert med oransje som inngår i oppgaven. I bunnen av flytskjemaet går rørsystemet tilbake til ring main. I senter av diagrammet ligger de 3 DAHR skiddene, som er manuelt opererte brannslanger. I toppen av skjemaet er 3stk brannkanoner som kan opereres manuelt evt. automatisk. I sløyfepunktet er den nederste rørlinjen 8", rørene til dual agent skids er 3", rørene opp til øverste del av sløyfepunkt er 6" og rørene ut til brannkanonene er 4".

Utstyr som skiddene, kanonene og pumpene er gammelt utstyr som skal gjenbrukes. Det skal ikke forsøkes å optimalisere utstyret, det skal bare hentes inn informasjon som kan brukes i stressberegning av rørsystemet.

Når det jobbes med oppgaven og den isolerte delen av systemet må man ta høyde for resten av systemet.

2.2 Områdebeskrivelse



Fig[2.2] Oversikt helikopterdekk fra [5,S.15]

Figuren ovenfor markerer brannskp 1, 2, og 3 og ved siden av henholdsvis brannkanon 1, 2, og 3.

Brannvannslinjen som inngår i oppgaven går ut til utstyret som vises i fig [2.3]. Helidekket er $535m^2$. Dette utstyret er plassert nedsenket i forhold til overflaten på helidekket, slik at det ikke er innenfor “safe landing zone” for helikopteret. De er plassert ved hver av de tre trappenedgangene fra helidekket.

Rørlijnen går fra hver enkel skid og brannkanon inn horisontalt til forsiden av boligkvarteret, (markert som “outline of TQ80”) på figur 2.3, hvor sløyfepunktet befinner seg. Utvendige stigerør går vertikalt langs boligkvarteret ned til skipsdekket og videre til ring main. Det innvendige stigerøret går i hovedlinjen fra sløyfepunktet horisontalt inn til stigerøret, som befinner seg innvendig i boligkvarteret og deretter et stigerør vertikalt ned til skipsdekket og videre til ring main.

2.2.2 Teknisk om Brannvannsannlegget

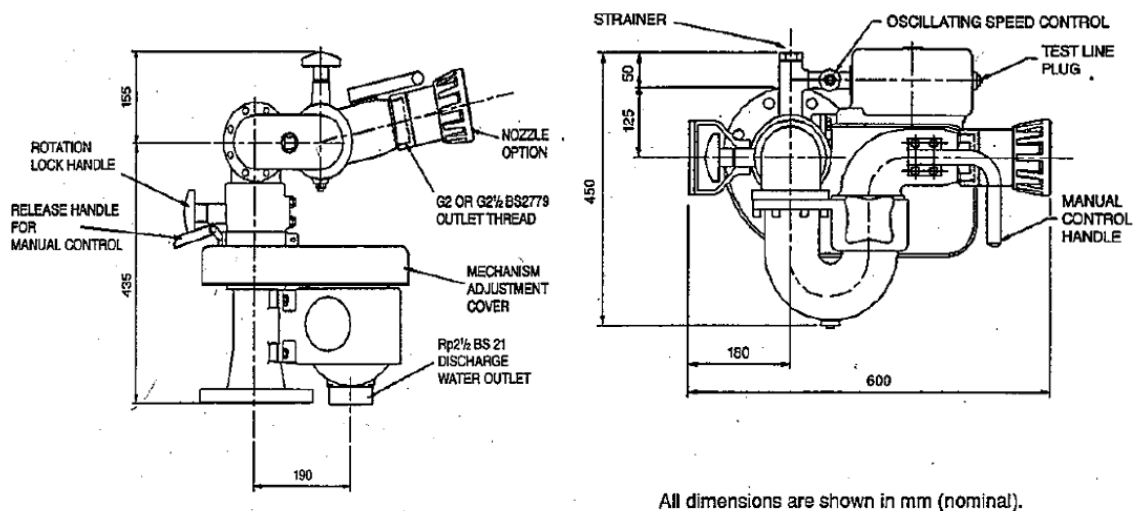
«Et brannpumpesystem er definert som det totale systemet som kreves til å supplere vann til ringmain altså vanninløp, filtre, pumper, risere, drivere, kraftoverføringer, rørføring fra dieseltank til generator, motor, dieseltank etc [9, s.14]». Brannpumpene skal være sentrifugalpumper. Pumpedesign og karakteristikk skal være i tråd med NFPA 20. Brannvann skal leveres til ringmain av 2stk 50% elektriske motordrevne brannpumper på framsiden av skipet. Hver motor har en tilhørende dieselgenerator, og på samme vis er det to pumper på baksiden av skipet med hver sine motorer med generatorer. Hver enkelt pumpe har en kapasitet på $1450 \frac{m^3}{h}$ (inkludert motorkjølingsvann) ved 13.5 barg ved pump “discharge flange”. Pumpenes plassering er 30 meter under skiddene på helikopterdekket.

Hver pumpe skal kunne supplere vann i minst 18 timer med full operasjon [9, s.15].

Brannpumpene kan starte ved automatisk og manuell aktivering [9, s.16]. De blir automatisk aktivert ved trykktap i firewater ring main under forhåndsinnstilt nivå, også når «fire & gas detection system» går av, og ved utløsning av pneumatic fusible loop / plugs system.

Brannpumpene blir manuelt aktivert ved: 1. Lokal start panel i brannpumperom, 2. Push button i ccr, 3. Igangsetting av «manual fire alarm (MFA) pushbutton» og 4. Deluge system release push button.

Monitor(brannkanon) Angus OMI MKII



Fig[2.5] Brannkanonene bilde fra [8, s.6]

Leverandør av brannkanonene er Semco Teknologi AS. Hver brannkanon består av en dyse og en monitor [8, s.4]. Hver enkelt kanon veier 90 kg og har en reaksjonskraft på 1200N ved 7 barg. Brannkanonene skal brukes for områder som har høyt potensiale for brannfare og som ikke er beskyttet av deluge systemer. Monitorene skal også brukes til å supplere deluge systemer i overbelastede områder.

Designet av Angus OMI Mk2 automatic water-driven oscillating monitor har blitt utviklet først og fremst for å møte behovet for helidekkbeskyttelse på offshore oljeplattformer, men er også egnet for bruk i for eksempel luftfarts hangarer, storage tank farms, etc [8, s.6]. Der hvor risiko har blitt identifisert som krever et bredt område må slukkes og krever noe som kan dekke en vid vinkel med vann eller skum i tilfellet ulykke.

Den er utstyrt med en høyt effektiv “Pelton wheel water motor” som bruker små mengder av fire main vannet for å forsyne automatisk oscillering [8, s.6]. OMI Mk2 vil derfor operere automatisk, rett etterpå brannpumpen starter og krever ingen sekundær elektrisk forsyning.

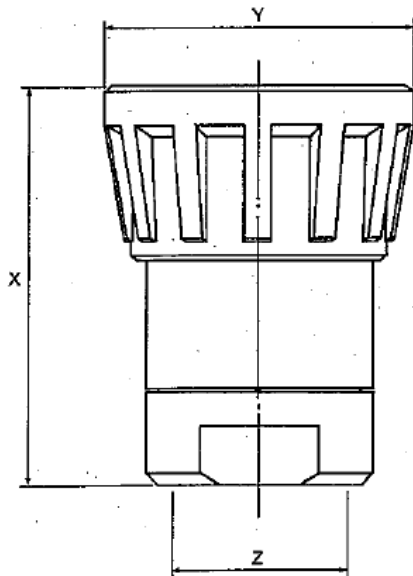
Det er tre brannkanoner av typen self oscillating monitors på helideck som har en kapasitet på $90 - 120 \frac{m^3}{h}$ og har bevegelsesfrihet til å rotere fra -45grader nedover til 60 grader oppover samt rotere 360 grader om vertikalakse, den lengst mot LQ er plassert på andre siden av gangveg fra DAHR skiddene. De lengst ute på helideck er plassert rett ved siden av DAHR skid. [8, s.3] Monitorene har automatisk utløsning ved branndeteksjon i området de skal beskytte, og kan manuelt overstyres, selv under operasjon. Under manuell operasjon har operatøren mulighet til å låse monitoren i en stilling eller løse den for full bevegelighet. Gripehåndtaket er tilpasset for bevegelse i manuell modus. En oscillating speed control er tilpasset som typisk produserer en frekvens på 8 sykluser i minuttet ved 7 bar. “Sweep angle”

er justerbar mellom 45 grader og 120 grader i 15 graders intervaller. Elevasjons kontroll er justerbar mellom -70grader +85 grader. "Depression angle" er bare begrenset ved operasjon over girkasse.

Spesifikasjoner hentet fra [8, s.3],

Maks/Min tillatt arbeidstrykk	15-5 Bar.g
Test Trykk	22.5 Bar.g
innvendig diameter	75 mm
Maks tillat Flow	3500 L/Min
Trykktap ved:	0,3 Bar.g ved 2000 L/Min
	0,7 Bar.g ved 3000 L/Min
	0,9 Bar.g ved 3500 L/Min
Inngangs flens	4" ANSI Class 150 RF eller 3" ANSI class 150 RF
Utløp kobling	2½" BSP Male eller 2" BSP Male
Water Monitor Outlet Connection	2½" BSP Female
Vekt	83 Kg

Nozzle(dyser) Angus N1800



SPECIFICATION

Model	N900	N1800	N2700
Nominal Flow Rate (±5%) at 7 Bar Pressure	900 litres/min	1800 litres/min	2700 litres/min
K Factor*	340	680	1020
Minimum Recommended Pressure	4 bar g	4 bar g	4 bar g
Maximum Working Pressure	15 bar g	15 bar g	15 bar g
Test Pressure	22.5 bar g	22.5 bar g	22.5 bar g
Maximum Spray Angle	90° (nominal)	90° (nominal)	90° (nominal)
NOMINAL DIMENSIONS:— Length 'X' (Minimum) Diameter 'Y'	175 mm 111 mm	175 mm 135 mm	175 mm 135 mm
Inlet Connection 'Z'	2" BSP Female	2½" BSP Female	2½" BSP Female
	Also available with 2½" Inst. male couplings†		Inst. BS336 coupling not recommended
APPROXIMATE WEIGHT:— Light Alloy Gunmetal	1.5 Kg 4.0 Kg	2.4 Kg 6.4 Kg	2.4 Kg 6.4 Kg

*Flow Rate (litres/min) = $K\sqrt{P}$ where P = Inlet Pressure (bar g)

†Alternative adaptors may be selected from the "Armourite" range.

Page 8 of 19

Fig[2.6] dysene på brannkanonen bilde fra [8, s.8]

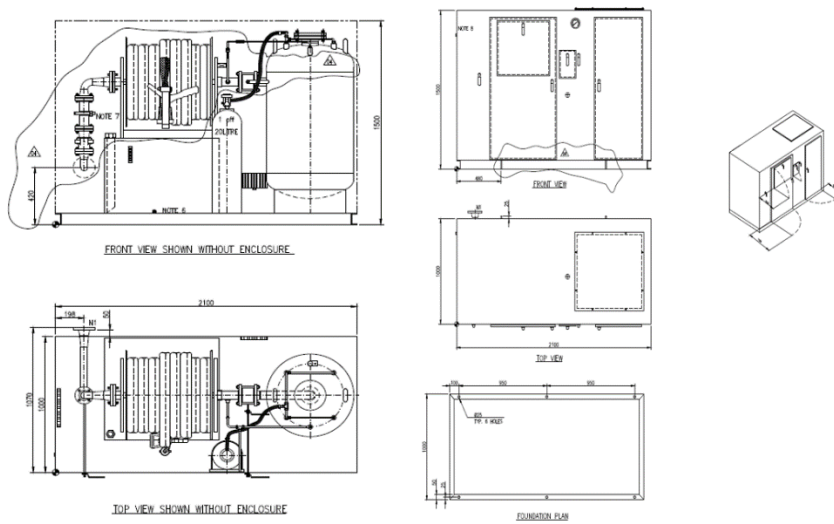
På enden av monitoren er en konstant flow jet/spray dyse. Dysen er enkelt å bytte ut manuelt under operasjon fra konsentrert vannstråle (solid jet) til vid vannstråle (wide spray) og motsatt [8, s.8]. Angus "Armourite" N-Range gir en konstant flow rate ved et gitt trykk fra jet til vidvinkel spray. Dette forsikrer at rask endring av modus ikke utgjør noen dårlige utslag på pumpe eller annet utstyr som deler på samme vanntilførsel, altså det fører ikke til noe signifikant trykktap ved annet utstyr ved å skifte modus. Armourite dysene har høy ytelse og pålitelighet. Dem er ideelle for bruk ved Angus monitoren sin rekkevidde.

Brannskapene(DAHR)



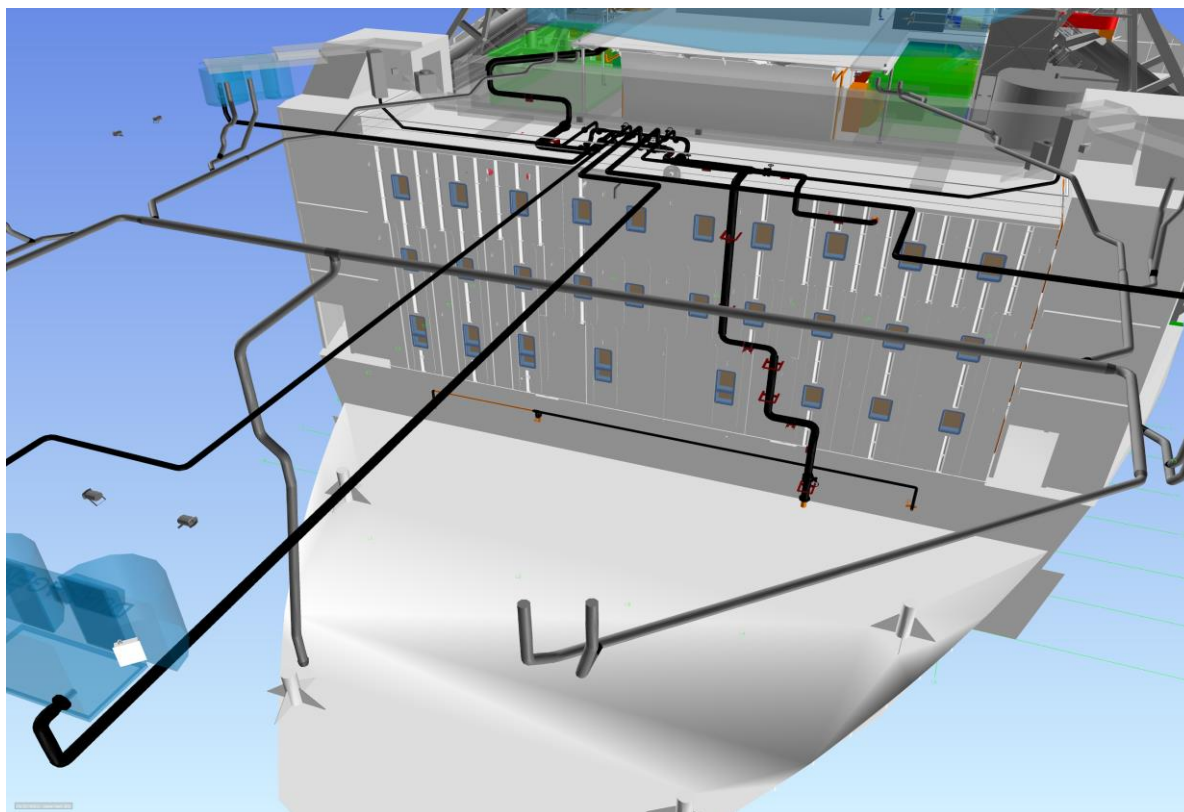
Fig[2.7] Dual agent hose reel

Brannskapene er plassert ved siden av monitorene og har en maks design flow: $(V) = 6084 \frac{L}{min}$. Disse opereres manuelt for å supplere brannkanonene,



Fig[2.8] dual agent hose reel teknisk

2.2.3 Rørlinjen



Fig[2.9] visning av brannvannslinjen i navisworks

Bildet viser til rørlinjene som går under helikopterdekket, hvor de sorte rørene er alle tilhørende brannslukningssystemet som inngår i denne rapporten, mens de grå rørene er avløpsrør som ikke er relevante. Systemet består av to stigerør som er 8" rør der det ene stiger opp på utsiden av boligkvarteret som vist på figuren mens det andre stiger opp innvendig i boligkvarteret opp til en vakuumbryter som er på innsiden av boligkvarteret og deretter går ut av boligkvarteret og inn på sløyfepunktet som er synlig på figuren. Noe som også er synlig i figuren er at opplagerpunkt på hovedlinjen som ligger inntil boligkvarteret er bestemt, mens opplagerpunkt ut på helidekk er ubestemt. Disse ubestemte opplagrene blir funnet i utførelsen av beregningene med bruk av Standarder, Sap 2000 og ved å undersøke hvor HEA bjelkene ligger under helikopterdekket. Disse opplagerpunktene er definert i stress isoer i vedlegg A

3 Designbasis

3.1 Materialdata, koder og reguleringer

[16] AT76 Material: Titan Legering: Grade 2

- SPEC AT76
- Design kode ASME B31.3
- Korr allow 0,0
- Wall thickness under 12.5%,SEE
- Longitudinal weld efficiency 0,8

ND [inch]	OD [mm]	THK [mm]	SCH	90deg	45deg
3	88,9	3,05	10S	114,3	
4	114,3	3,05	10S	152,4	
6	168,3	3,40	10S	228,6	
8	219,1	3,76	10S	305	127

Tabell[3.1] rørdimensjoner fra pipe spec i vedlegg B [16,s.53]

Verdier i tabellen er regnet ut med bruk av følgende likninger hentet fra ASME B31.3

$$Z = \pi \cdot \left(\frac{d}{2}\right)^2 \cdot t \quad I = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64} \quad A_y = \frac{\pi D^2}{4}$$

$$A_i = \frac{\pi d^2}{4} \quad A_m = A_y - A_i \quad d = D - 2t$$

ND [inch]	I [mm ⁴]	Z [mm ³]	A _y [mm ²]	A _i [mm ²]	A _m [mm ²]
3	758802	16422	6207	5384	823
4	1650388	28044	10260	9194,8	1065,2
6	5989428	69648	22246	20484,9	1761,1
8	14748717	132200	37702	35159	2543

Tabell[3.2] Tverrsnittsegenskaper beregnet fra likningene over og tabell 3.1

3.2 Tillatte spenningsverdier

Fra ASME B31.3-2014 S204 Appendix Table A-1 og Table K-1

Utdrag fra tabellene for tillatte spenninger som ligger i vedlegg B og tabell fra AT76

	Legering	opp til 37.7C	93.3C
Rørlengdene	B862 Gr2	$115 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	$100 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$
Rørdelene	B363 WPT2	$184 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	$144 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$

[B31.3] Tabell [3.3] Tillatte grunnspenninger

I pipe specet står det at for alle rør fra 0.5" til 14" er av legeringen B 862 GR 2 og for alle rørdeler er av legeringen B363 WPT2 [16, s.53].

Disse grunnspenningene(S) ganges med en langsgående sveise faktor på 0.8 hentet fra pipe spec, før det regnes ut S_H, S_L, S_E og S_{occ}

$$S_H = S_L = 0.8(S), S_E = f(1.25(S_c) + 0.25(S_h)).$$

Dersom lastsituasjon defineres som "occational" så gjelder: [1, Seksjon 302.3.6] Summen av de langsgående spenningene under occasional tilstand kan bli opp til 1.33 ganger grunnspenningen. $1.33(S): S_{L,occ} = S_{occ} = 1.33(S_L)$.

For rørlengdene ved normal temperatur så gjelder: $S_H = S_L = 115 \text{ Mpa} \cdot 0.8 = 92 \text{ Mpa}$ og $S_{occ} = 1.33(92 \text{ Mpa}) = 122 \text{ Mpa}$.

Bruker figur fra [1, Seksjon S302.3.5, s.17] antall sykluser antas til å ikke overskride 7000 da settes $f = 1$ dette er også nevnt i [1, Seksjon S301.7, s.437]. Siden dette er et brannvannsystem så skal det ikke være i drift mer enn nødvendig gjennom sin levetid og de store kreftene som kommer fra vind, bølger og akselerasjons endringer antas at ikke oppstår så ofte at det blir mer enn 7000 sykluser i systemets levetid. For S_E antas $S_c = S_h = S_L$ og så $S_E = 1 \cdot (1.25(92 \text{ Mpa}) + 0.25(92 \text{ Mpa})) = 138 \text{ Mpa}$

For Rørdelene:

$$S_H = S_L = 184 \frac{N}{mm^2} \cdot 0.8 = 147 \frac{N}{mm^2} \quad S_{occ} = 1.33 \left(147 \frac{N}{mm^2} \right) = 195 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_E = 1 \cdot \left(1.25 \left(147 \frac{N}{mm^2} \right) + 0.25 \left(147 \frac{N}{mm^2} \right) \right) = 220 \frac{N}{mm^2}$$

dette gir da følgende tillatte spenningsverdier oppgitt i $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$ og C° :

For sustained tilstand	Grunnspenning opp til 37.7C	Grunnspenning 93.3C	S_H	S_L	S_E	S_{occ}
Rørlengder[B 862]	115	100	92	92	138	122
Rørdeler[B 363]	184	144	147	147	220	195
For occasional tilstand	Grunnspenning opp til 37.7C	Grunnspenning 93.3C	S_H	$S_{L,occ}$	S_E	S_{occ}
Rørlengder[B 862]	115	100	122	122	138	122
Rørdeler[B 363]	184	144	195	195	220	195

[B31.3]Tabell[3.4] Definerte tillatte spenningsverdier

Rørdelene har en høyere flytgrense enn de rørlengdene har, dette er fordi de er av en annen legering. Spenningskonsentrasjonene oppstår veldig ofte i knutepunktene på grunn av geometrien til delene ref Tabell 3.3.

I de forskjellige lastsituasjonene brukes S_H og S_L for Deadweight analysis. Da lastsituasjon I, II, III og IV inneholder Occasional loads, men da brukes $1.33(S_L)$ som lavest tillatte spenning for langsgående spenninger.

3.3 Designparametere

Ref. linjeliste i Vedlegg B

Design trykk=19.75Bar Design temp= 4C° til 17C°

Dette er hentet fra prosjektets line list som ligger i Vedlegg B

3.4 Laster

3.4.1 Sustained loads

Linjelast	3"	4"	6"	8"
$q_{pipe\ only} [N/m]$	36,3	41,2	77,1	112
$q_{pipe+liquid} [N/m]$	89	131,2	278	457
$q_{pipe+liquid+insulation} [N/m]$	103	154	302	486

Tabell[3.5] definerte linjelaster hentet fra [18,s.12] utdrag ligger også i vedlegg B

Rørene som inngår i oppgaven skal isoleres. Bruker vekten pipe+ liquid+ insulation på alle rørlengdene.

3.4.2 Occational loads

[1] Vindlaster skal tas med i beregningen hvis rørsystemet er ute, og skal legges inn som en jevnt fordelt last av størrelse og retning definert i prosjektets "functional design criteria or design documents"

Return period	Wind speed [m/s]
1 year	28.44
10 year	31.58
100 year	34.40
10 000 year	39.35

Tabell[3.6] målinger av vindlaster fra [5, s.37]

Definert i ASME B31.3 at likninger for vindlaster og islaster definert i DNVGL-RP-D101 skal brukes.

Fra [11,s.30] $F_D [N/m] = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot D \cdot u^2 \cdot C_D$

ρ : Tettheten til luften $\left[\frac{kg}{m^3} \right]$

D : Rørets diameter [m]

\vec{v} : Hastigheten til mediet [Vindkast] $\left[\frac{m}{s}\right]$

C_D : Drag coefficienten

100 års vindlastmåling brukes fra tabell 3.6 at vindkast kan komme helt opp til 34.4m/s

$$\rho_{luft} = 1.2754 \frac{kg}{m^3} \quad u=35[m/s]$$

$$C_D = 1 \quad \text{Projisert areal per meter rør er } 1m \cdot D[m] = D[m]$$

Islaster: “tykkelsen av isen rundt rørene regnes til å være 10mm på alle strukturelle elementer” fra [5, s.38] og [19] og “tetthet is er 900kg/m³” [5, s.38]

$$[11] \quad F_{is} = \rho \cdot g \cdot A \quad A_{is} = \frac{\pi}{4} (D_{is}^2 - D_{rør}^2)$$

$$A_{is,8} = \frac{\pi}{4} ((218mm + 2 \cdot 10mm)_{is}^2 - (218mm)_{rør}^2) = 7162,8mm^2$$

$$F_{is,8} = 900 \frac{kg}{m^3} \cdot 9.81 \frac{m}{s^2} \cdot 7.162 \cdot 10^{-3} m^2 = 63.23 N/m$$

På samme måte regnes resten av tverrsnittene ut og ender opp med verdiene i tabell 3.7:

	8”	6”	4”	3”
$A_{is}[mm^2]$	7162.8	5592	3895	3107
$F_{is}[N/m]$	63.23	49.4	34.4	27.43
$F_{D,vind}[N/m]$	171	131	114	69.44

Tabell 3.7 definerte vind og islaster

Blast

- N/A blast inngår ikke ref [5, s.23]

3.4.3 Dynamic loads

«Helikopterdekket skal være på en høyde slik at den definerte 100 års bølgehøyde ikke når opp til helikopterdekket» [5, s.39]. Pga dette neglisjeres derfor krefter fra grønn sjø på helikopterdekket. Da kommer grønn sjø bare til å påvirke det utvendige stigerøret.

Accidental heel

Akselerasjonsendringer på helidekkets struktur fra når FPSO skipet beveger seg.

Design condition	LC	Combination with fraction of responses				
		Global hull girder loads		Acceleration		
		M_{Wv}	Q_{Wv}	a_z	a_y	a_x
Hogging - max. M_{Wv} , Q_{Wv} , a_z	1a	1	1	+/- 1.0	+/- 0.4	+/- 0.8
Sagging - max. M_{Wv} , Q_{Wv} , a_z	1b	-1	1	+/- 1.0	+/- 0.4	+/- 0.8
Hogging - max. a_x	2a	0.3	0.5	+/-0.5	+/- 0.6	+/-1.0
Sagging - max. a_x	2b	-0.3	0.5	+/-0.6	+/- 0.6	+/-1.0
Hogging - max. a_y	3a	0.7	0.7	+/- 0.9	+/- 1.0	+/- 0.7
Sagging - max. a_y	3b	-0.7	0.7	+/- 0.9	+/- 1.0	+/- 0.7

Tabell 3.8 Måling av akselerasjoner som følge av skipets akselerasjonsendringer fra [5, s.37]

Tabell hentet fra Structural Design Brief, Helideck and substructure. Den viser til høyest målte akselerasjoner som oppstår på grunn av skipets bevegelse. Bruker her Load case 3b. Dersom akselerasjonene ifra accidental heel blir lagt inn som linjelaster så vil linjelastene på hvert segment av hvert tverrsnitt se ut slik som definert i tabellen under.

$$m(0.7i + 1j + 0.9k)$$

	m[kg/m]	Fx[N/m]	Fy[N/m]	Fz[N/m]
8''	46.62	32	46.62	41.95
6''	28.4	19.88	28.4	25.56
4''	14	9.8	14	12.6

Tabell 3.9 linjelaster modellert ut fra akselerasjonene i tabell 3.8

Helideck induced accelerations

Bevegelsene og akselerasjonene på helikopterdekket er tatt fra hydrodynamisk analyse av Global Maritime [5,s.36] og [12]. Dette er fremstilt i tabellen under. P7 er det punktet på helikopterdekket der akselerasjonene ble målt som høyest og blir brukt som dimensjonerende akselerasjoner på rørsystemet fra bølgekreftene.

Worst case	1-year			100-year			10 000-year		
	Point no.	Xacc [m/s ²]	Yacc [m/s ²]	Zacc [m/s ²]	Xacc [m/s ²]	Yacc [m/s ²]	Zacc [m/s ²]	Xacc [m/s ²]	Yacc [m/s ²]
P1	1.23	1.84	3.38	1.50	1.84	3.75	1.83	2.39	4.67
P2	1.42	1.75	2.19	1.71	1.82	2.22	2.10	2.46	2.80
P3	1.44	2.03	2.37	1.75	2.47	2.66	2.14	3.24	3.32
P4	0.25	1.60	2.78	0.41	1.76	3.12	0.50	2.39	3.83
P5	0.41	1.69	2.78	0.61	1.88	3.12	0.74	2.53	3.83
P6	1.05	1.97	2.78	1.33	2.35	3.12	1.62	3.09	3.83
P7	1.55	2.55	4.33	1.90	3.23	4.99	2.32	4.19	6.14
P85	1.49	2.15	2.78	1.81	2.67	3.12	2.22	3.48	3.83
P86	1.21	2.04	2.78	1.51	2.46	3.12	1.84	3.24	3.83

Tabell 3.10 Helideck induced accelerations [5, s.36]

Akselerasjons endringer på helikopterdekk som følge av uro i sjø. Undersøker denne situasjonen med 100 års akselerasjoner målt ved point 7. Modellert som linjelaster blir disse akselerasjonene

$$\text{bruker at } q = \frac{\text{masse}}{\text{meter}} \cdot \vec{a}_{\text{netto}}$$

$$\text{eks for } 8'' \text{ her vil bli: } q_{8''} = 46.64 \frac{\text{kg}}{\text{m}} \cdot \left[1.9 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} i + 3.23 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} j + 4.99 \frac{\text{m}}{\text{s}^2} k \right]$$

$$q_{8''} = \left[88.58 \frac{\text{N}}{\text{m}} i + 150 \frac{\text{N}}{\text{m}} j + 232 \frac{\text{N}}{\text{m}} k \right]$$

	m[kg/m]	Fx[N/m]	Fy[N/m]	Fz[N/m]
8''	46.62	88.578	150.6	232.6
6''	28.4	53.96	91.732	141.7
4''	14	26.6	45.22	69.8

Tabell 3.11 linjelaster modelert med akselerasjonene i tabell 3.10

Thermal expansion and contraction loads

Design temperaturene på 4 til 17 grader legges inn som temperaturlaster i Sap2000.

Jordskjelv: inngår ikke

Sludge

Bruker at kreftene som oppstår i bendene blir tilsvarende kreftene som oppstår ved sludge, der parameterene som inngår er hastigheten på brannvannet, tverrsnittsarealet til røret projisert på bendets innvendige overflate, og tettheten til brannvannet som antas til å være $1000 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$. Når

flowen passerer gjennom ett bend så vil mediet i røret "kollidere" med veggen i bendet og endre retning, dette vil føre til et kraftstøt som påvirker røret

Utrekning av krefter i bend

$$F_{Sludge} = \rho \cdot A \cdot v^2 \cdot DLF$$

DLF=1.5 dersom nærmeste support er solid

DLF=2 Dersom nærmeste support ikke er stiv

Siden opplagrenes frihetsgrad er definert til å være R, HD, LG så vil den ikke være stiv i langsgående retning og derfor brukes DLF til å være 2.

Dekomponert for 45 graders bend:

Dekomponert for 90 graders bend:

$$F_{x,[45]} = \rho \cdot A \cdot v^2 \cdot \sin(45)$$

$$F_{x,[90]} = \rho \cdot A \cdot v^2$$

$$F_{y,[45]} = \rho \cdot A \cdot v^2 \cdot \cos(45)$$

$$F_{y,[90]} = \rho \cdot A \cdot v^2 \cdot \sqrt{2}$$

Brannvannsystemet har en Design flow på 1500L/m
hastigheten vil da bli i de forskjellige rørtverrsnittene:

$$\dot{Q} = A \cdot \vec{v} \sim \vec{v} = \frac{\dot{Q}}{A}$$

$$\dot{Q} = 1500 \frac{L}{m} = 0.025 \frac{m^3}{s}$$

$$\vec{v}_{8\text{»}} = \frac{0.025 \frac{m^3}{s}}{0.035 m^2} = 0.7 \frac{m}{s}$$

$$\vec{v}_{6\text{»}} = \frac{0.025 \frac{m^3}{s}}{0.02 m^2} = 1.25 \frac{m}{s}$$

$$\vec{v}_{4\text{»}} = \frac{0.025 \frac{m^3}{s}}{0.009 m^2} = 2.7 \frac{m}{s}$$

$$\vec{v}_{3\text{»}} = \frac{0.025 \frac{m^3}{s}}{0.005 m^2} = 5 \frac{m}{s}$$

$$\vec{F}_{8\text{»}} = 1000 \frac{kg}{m^3} \cdot 0.035 m^2 \cdot 0.7 \frac{m}{s} = 25 N$$

$$\vec{F}_{6\text{»}} = 1000 \frac{kg}{m^3} \cdot 0.02 m^2 \cdot 1.25 \frac{m}{s} = 25 N$$

$$\vec{F}_{4\text{»}} = 1000 \frac{kg}{m^3} \cdot 0.009 m^2 \cdot 2.7 \frac{m}{s} = 25 N$$

$$\vec{F}_{3\text{»}} = 1000 \frac{kg}{m^3} \cdot 0.005 m^2 \cdot 5 \frac{m}{s} = 25 N$$

DLF: siden alle krefter i bend lander på 25N så blir kreftene i alle bend med DLF slik:

$$\text{Dersom nærmeste opplager er stiv: } DLF=1.5: \vec{F} = 25 N \cdot 1.25 = 31.25 N$$

$$\text{Dersom nærmeste opplager ikke er stiv: } DLF=2: \vec{F} = 25 N \cdot 2 = 50 N$$

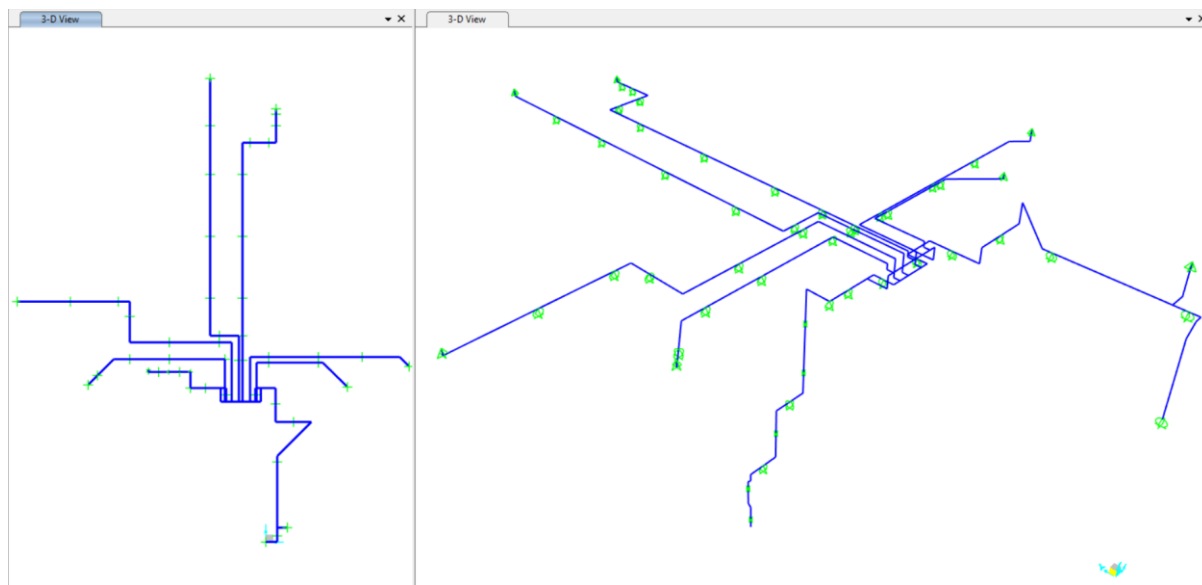
3.5 Load Cases for beregningene

	Case I	Case II	Case III	Case IV
Sustained Loads: Deadweight [DW]	x	x	x	x
Sustained Loads: Design trykk [P_o]	x	x	x	x
Occational loads: Vind og is [WL+is]	x	x	x	x
Occational loads: Fluid transient [FT]	x	x	x	x
Dynamic loads: Green sea forces [GS]			x	x
Dynamic loads: Accidental heel [AH]		x		x
Accidental head load from fire [HL]				
Thermal expansion and contraction loads			x	x
Dynamic loads: Blast/explosion loads				
Dynamic loads: Helideck bevegelse fra bølgekrefter [a_{HD}]			x	x

Tabell 3.12 skjekklister for definering av lastsituasjoner

Sjekker først en Normal sustained [DW+ P_o] situasjon Lastsituasjon I Normal sustained + Occational [DW+ P_o +WL+IL+FT] Lastsituasjon II [Case I+AH] Lastsituasjon III [Case I+GS+ a_{HD}] Lastsituasjon IV [Case I+AH+GS+ a_{HD}]

3.6 Pipe supports

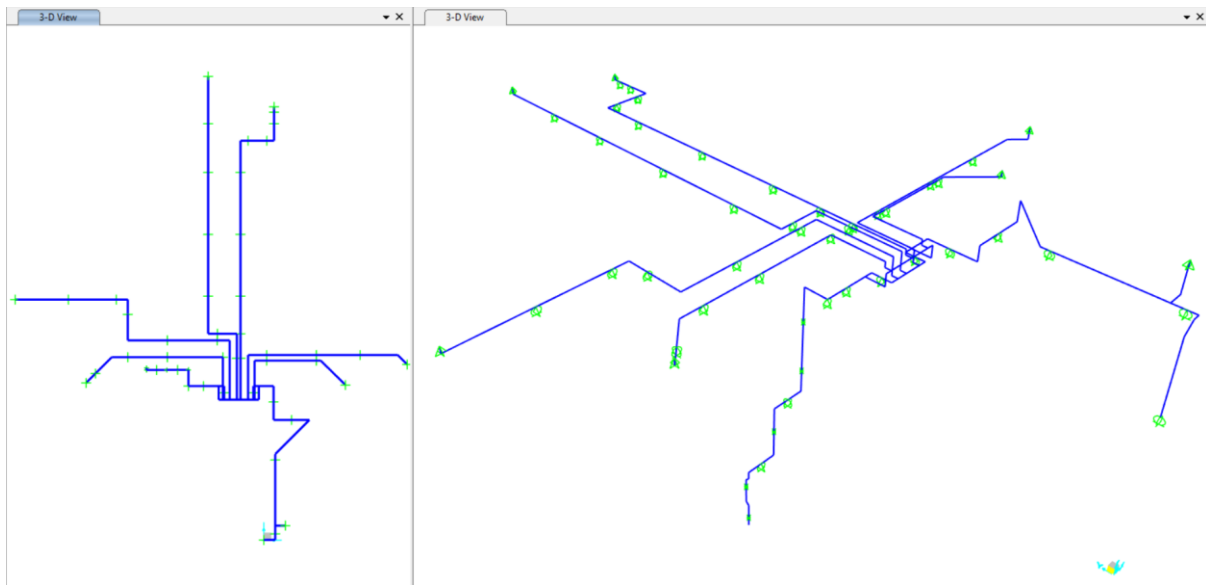


Fig[3.1] modellen i Sap2000 brukt til lastsituasjonene

På figuren over er supportene på hovedlinjen fremstilt, samt rørstrekene ut til helikopterdekket. På hovedlinja er support plasseringen forhåndsbestemt i prosjektet og lagt der de er plassert på stress isoene, mens support plasseringene på rørene som går ut på helikopterdekket (DAHR brannskapene og brannkanonene) er bestemt under utførelsen av oppgaven i henhold til pipe support standard og plassert slik at det skal la seg gjøre å supportere ned fra bjelkene på helikopterdekk. Disse er plassert og navngitt på stress isoene utarbeidet i oppgaven ref vedlegg A del 2. De er navngitt slik at f.eks. HD1.1, hvorav det første tallet betegner linje nr 1, og det andre tallet betegner support nr på den linjen. Supportene på hovedlinja har blitt navngitt Sn der n betegner nummer på supporten telt fra innvendig stigerør og til bunnen av utvendig stigerør.

Rørenes frihetsgrad er fritt i rørets lengdeakse og ellers låst av supports med mindre annet er markert på figuren. Frihetsgradene er på alle opplagrene av typen Rest, Hold down, lineguide. Disse begrepene er forklart på figuren i vedlegg B hentet fra [11 ,s.68].

3.7 Sap2000



Fig[3.2] modellen i Sap2000

Systemet er modellert i Sap2000 og skal beregnes for last situasjonene definert i kap 3.4 og Vedlegg B. Disse beregningene gir ikke spenninger fra trykk, men resultatene fra Sap2000 skal beregnes sammen med håndberegninger og kan sammenliknes med resultatene fra Ansys.

I Sap2000 modelleres rørlinjen ut ifra stress isoene i vedlegg A og ut ifra mål tatt av 3d modell i Navisworks som er brukt på Leirvik AS. Opplager på hovedlinjen bestemmes ut ifra plasserte opplager i stress iso med tilhørende frihetsgrader. Opplager på 6" og 4" rør ut på helidekk bestemmes i oppgaven ut ifra pipe support standard fra Leirvik og plassering av aluminiumbjelker på helidekk. Modellen blir så påsatt de jevnt fordelte lastene og opplager akselerasjonene som er definert i kap 3.3 disse legges inn i forskjellige Load cases som ble definert i kap 3.4.

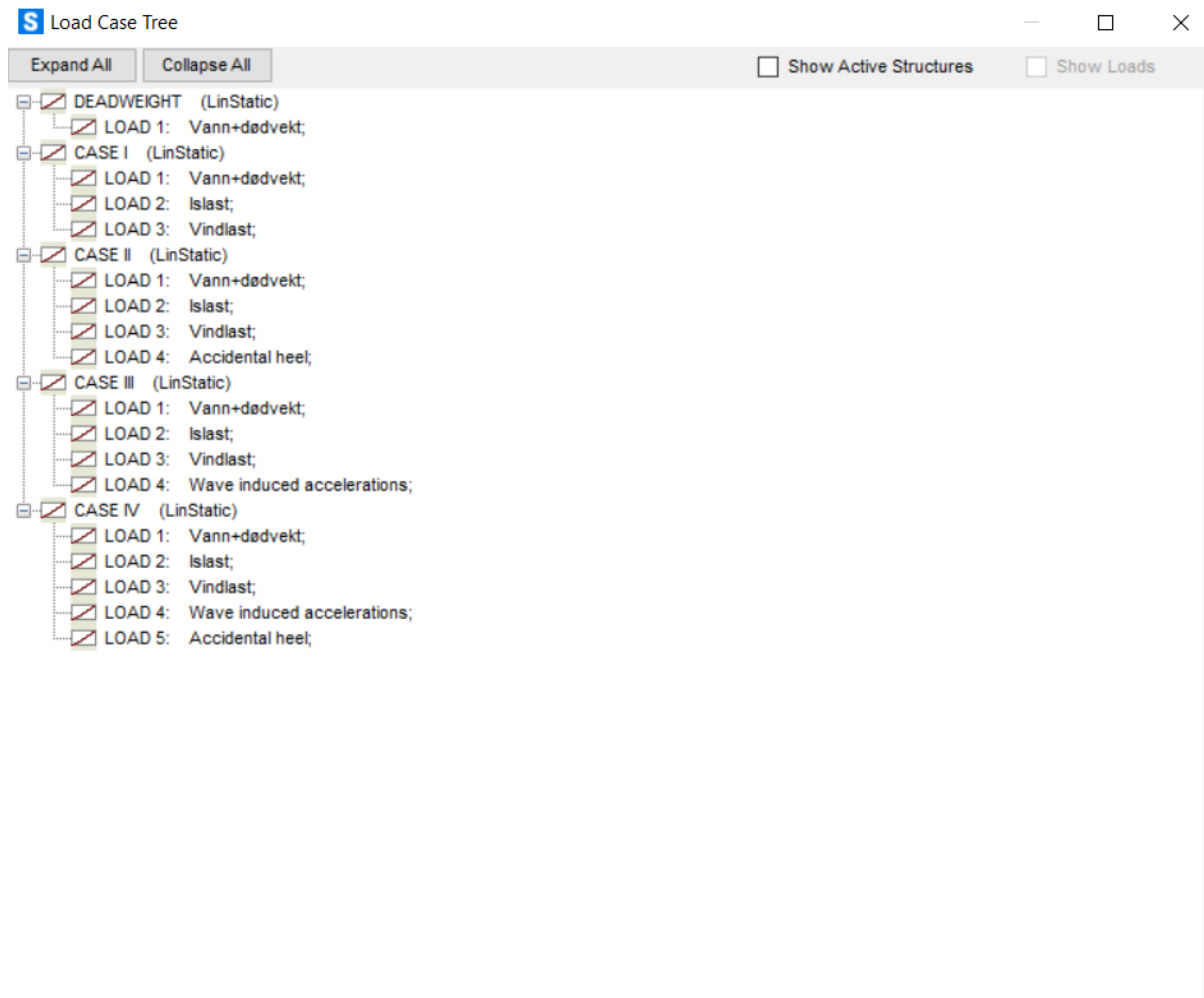
Fra Sap modellen hentes informasjon ut om momenter in and out of plane, torsjonsmomenter og aksialkrefter, Denne informasjonen skal brukes med håndberegninger av formler fra ASME B31.3 til å finne de største relevante "kode spenningene" som er definert i standarden. Slik koordinatsystemet er definert, så er nullpunktene i horisontalplanet ved flens til ring main til innvendig stigerør(stigerøret helt til høyre på figuren) og nullpunkt vertikal akse er ved flens til ringmain på utvendig stigerør(stigerøret som starter nederst på figuren).

x-akse er [Nord(+),Sør(-)], y-akse er [Øst(+), Vest(-)] z-akse er [Opp(+), Ned(-)]

Pipe Supports er modellert slik at de har frihetsgrader i rørets lengdeakse dersom annet ikke er definert i stress isoer. Frihetsgrader og plassering av opplager endres dersom det skal vise seg

å være den beste løsningen med tanke på hvor spenningskonsentrasjonene vil oppstå, og størrelsen på dem.

Lastsituasjonene i sap2000



Fig[3.3] load cases Sap2000

3.8 Krav til spenningsanalyse

Likninger for utregning av Sustained stress, hoop stress og displacement stress hentet fra [1,s.39].

$$S_b = \frac{\sqrt{(i_i \cdot M_{is})^2 + (i_o \cdot M_{os})^2}}{Z} \quad S_A = \frac{4F_A}{\pi(D^2 - d^2)}$$

$$S_p = \frac{pD}{4t} \quad S_L = S_p + S_b + S_A \leq S_{tillatt}$$

Her brukes i_i og i_o ved sine tilhørende rørdeler. Ved rette rørlengder er SIF lik 1 så da har det blitt brukt at $S_b = \frac{\sqrt{(M_{is})^2 + (M_{os})^2}}{I} \cdot \frac{D}{2}$

der $S_{L,tillatt} = 92 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$ og $147 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$ for henholdsvis rørstrekk og rørdeler under sustained tilstander. Og $S_{L,tillatt} = 122 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$ og $195 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$ for henholdsvis rørstrekk og rørdeler under occasional last tilstander.

$$\text{Hoop stress: } S_H = \frac{pD}{2t} - pY \quad \text{For worst case } Y=0 \text{ der i worst case: } Y = 0: S_{hoop} = \frac{pD}{2t} - p(0) = \frac{pD}{2t}$$

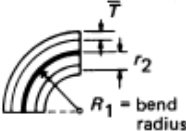
Der tillatt spenningsverdier for hoop stress S_H følger dei samme verdiene som $S_{L,tillatt}$ under sustained tilstand og occasional tilstand

Displacement stress:

$$\sqrt{S_b^2 \cdot 4S_t^2} \leq S_{tillatt} \quad S_t = \frac{M_H}{2 \cdot Z}$$

3.9 Stress intensification factors(SIF)

Utregning av stress intensification faktorer for 90 graders bend
SIF 90 Deg Bend

Description	Flexibility Factor, k	Stress Intensification Factor [Notes (1), (2)]		Flexibility Characteristic, h	Sketch
		Out-of-Plane, I_o	In-Plane, I_i		
Welding elbow or pipe bend [Notes (1), (3)-(6)]	$\frac{1.65}{h}$	$\frac{0.75}{h^{2/3}}$	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{\bar{T}R_1}{r_2^2}$	

Fig[4.1] SIF bend ref[1] Appendix D Table D300 S.372

$$r_2 = \left(\frac{D}{2} + \frac{d}{2}\right) \cdot \frac{1}{2} \quad h = \frac{T \cdot R_1}{r_2^2}$$

$$\text{SIF in plane: } I_i = \frac{0.9}{h^{2/3}} \quad \text{SIF out of plane: } I_o = \frac{0.75}{h^{2/3}}$$

Utregning av SIF for 8" 90Deg bend

$$r_2 = \left(\frac{D}{2} + \frac{d}{2}\right) \cdot \frac{1}{2} = \left(\frac{219.1mm}{2} + \frac{211.58mm}{2}\right) \cdot \frac{1}{2} = 107.67mm \quad h = \frac{3.76 \cdot 305}{(107.67)^2} = 0.0985$$

$$I_i = \frac{0.9}{(0.0985)^{2/3}} = 4.21 \quad I_o = \frac{0.75}{(0.0985)^{2/3}} = 3.51$$

Utregning av SIF for 6" 90 Deg bend

$$r_2 = \left(\frac{168.5mm}{2} + \frac{161.5mm}{2}\right) \cdot \frac{1}{2} = 82.5mm \quad h = \frac{3.4 \cdot 228.6mm}{(82.5mm)^2} = 0.114$$

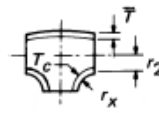
$$I_i = \frac{0.9}{(0.114)^{2/3}} = 3.8 \quad \text{SIF out of plane: } I_o = \frac{0.75}{(0.114)^{2/3}} = 3.2$$

Utregning av SIF for 4" 90 Deg bend

$$\text{Bend 8"}: I_i = 4.21 \quad I_o = 3.51$$

$$\text{Bend 6"}: I_i = 3.8 \quad I_o = 3.2$$

Stress intensification factor for welding tee

Description	Flexibility Factor, k	Stress Intensification Factor [Notes (1), (2)]		Flexibility Characteristic, h	Sketch
		Out-of-Plane, I_o	In-Plane, I_i		
Welding tee in accordance with ASME B16.9 [Notes (1), (3), (5), (7), (8)]	1	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{3}{4}I_o + \frac{1}{4}$	$3.1 \frac{T}{r_2}$	

Fig[4.2] SIF welded tee ref[1] Appendix D Table D300 S.373

$$h = 3.1 \frac{T}{r_2} \quad \text{SIF out of plane: } I_o = \frac{0.9}{h^{2/3}} \quad \text{SIF in plane: } I_i = \frac{3}{4}I_o + \frac{1}{4}$$

Utregning av SIF for 8"-6" Tee

$$r_2 = \left(\frac{219.1\text{mm}}{2} + \frac{211.58\text{mm}}{2} \right) \cdot \frac{1}{2} = 107.67\text{mm} \quad h = 3.1 \frac{3.76\text{mm}}{(107.67\text{mm})^2} = 0.108$$

$$I_o = \frac{0.9}{(0.108)^{2/3}} = 3.96 \quad I_i = \frac{3}{4}(3.96) + \frac{1}{4} = 3.47$$

Utregning av SIF for 6"-4" Tee

$$r_2 = \left(\frac{168.5\text{mm}}{2} + \frac{161.5\text{mm}}{2} \right) \cdot \frac{1}{2} = 82.5\text{mm} \quad h = 3.1 \frac{3.4\text{mm}}{82.5\text{mm}} = 0.127$$

$$I_o = \frac{0.9}{(0.127)^{2/3}} = 3.56 \quad I_i = \frac{3}{4}(3.56) + \frac{1}{4} = 2.92$$

Tee 8" $I_o = 3.96$ $I_i = 3.47$

Tee 6" $I_o = 3.56$ $I_i = 2.92$

4 Fleksibilitet- og stress beregninger

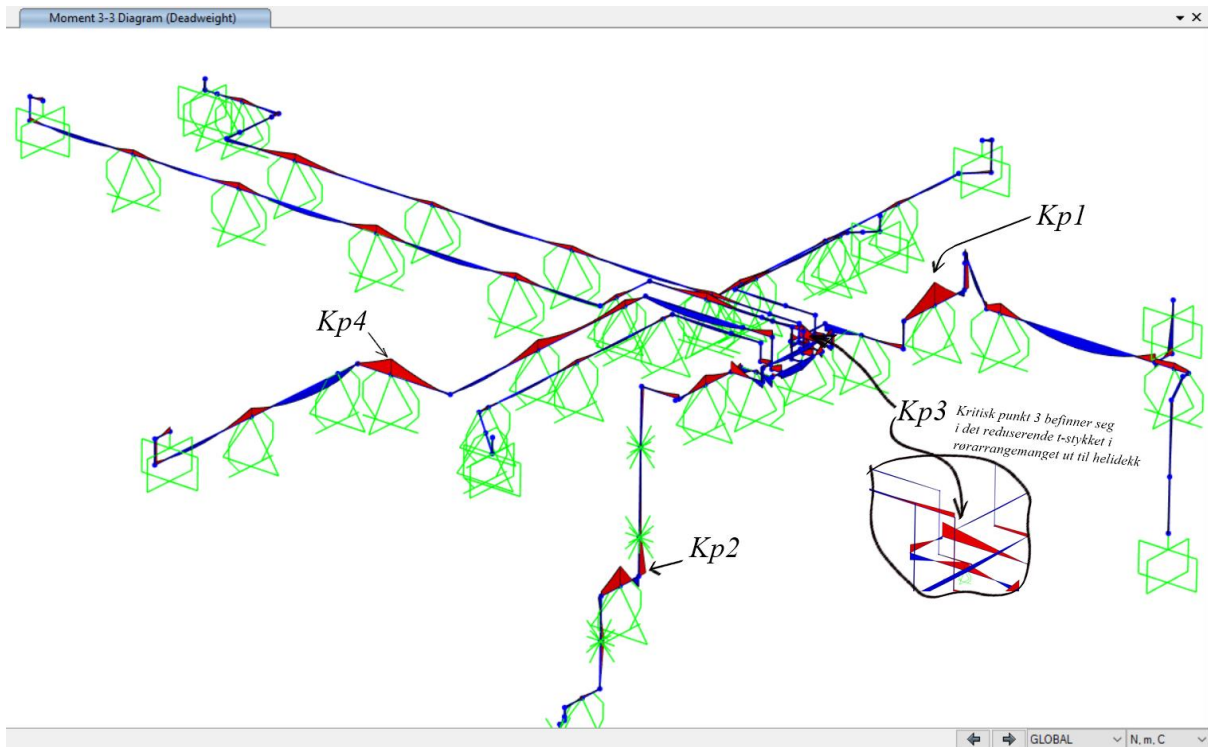
4.1 Beregninger

4.2.1 Deadweight Analysis

Det gjøres først en test med systemets egenvekt for å kontrollere med manuelle beregninger at modellen er modellert og satt opp på en riktig måte. Det gjøres ved å bruke normale betingelser som normal temperatur og systemet er trykksatt med designtrykk, og det er fylt med væske. Det kjøres først en analyse i Ansys og deretter blir det sett nærmere på de kritiske punktene som kan være viktige for de neste lastsituasjonene. Disse kritiske punktene blir sjekket med bjelke metode og tverrsnittet blir undersøkt for spenningene som oppstår.

Beregningene gjøres med bruk av Sap 2000 og Kode Spenninger fra ASME B31.3.

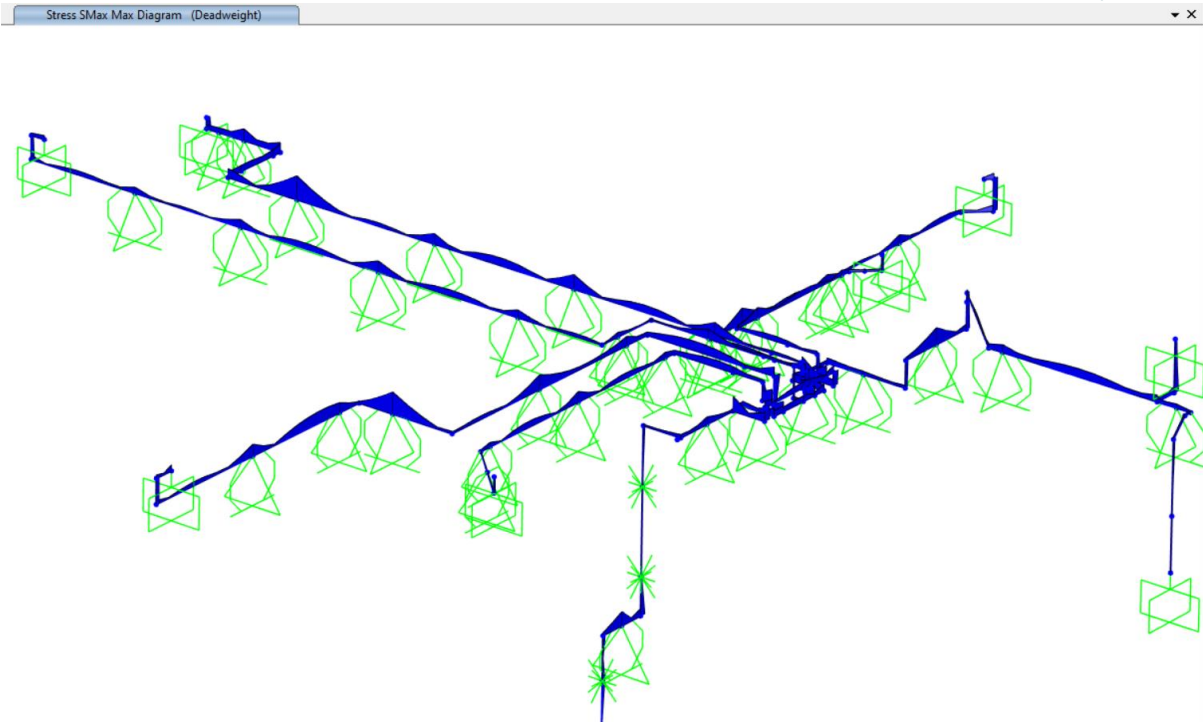
Moment Fordelingen i deadweight case



Fig[4.3] momentfordelingen deadweight analyse

Annotert på figuren er de kritiske punktene som oppstår i deadweight situasjonen

Spenningsfordelingen i deadweight case:



Fig[4.4] spenningsfordelingen i deadweight analyse

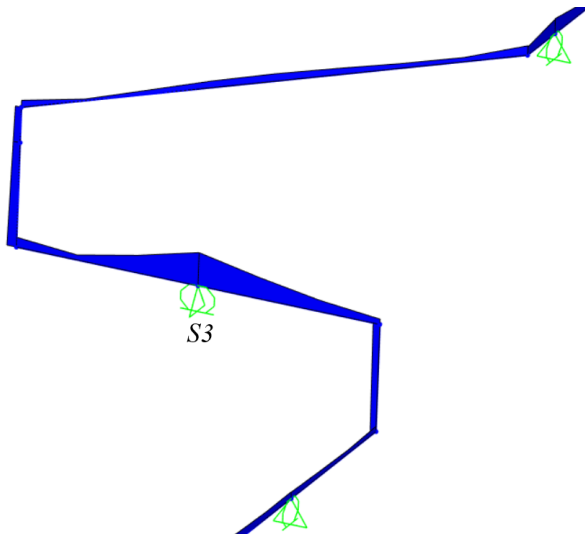
Kritiske punkter med resultater fra Sap-2000

POS	Axial Force [N]	Bending Moment in plane [Nm]	Bending moment out of plane [Nm]	Bending moment resultant [Nm]	Torsjon[Nm]	Smax
Kp 1	Neglisjerbar	3333.75	-248	3342.9	582	
Kp2	-3342	1426	Neglisjerbar	Krever beregning med SIF	10.8	
Kp3	Neglisjerbar	1880	300	Krever beregning med SIF	1323	
Kp4	Neglisjerbar	1672.4	Neglisjerbar	1672.4	15	

Tabell[4.1] Definerte kritiske punkter i deadweight

Tverrsnittene definert i tabell 4.1 undersøkes ved bruk av likningene definert i kap 3.9, krav til spenningsanalyse. Deretter sammenliknes de dimensjonerende spenningsnivåene som oppstår med de tillatte spenningsnivåer for sustained tilstand definert i kap 3.2.

Sustained stress i Kritisk punkt 1:



Fig[4.5] spenningsfordeling over S3

Dette punktet befinner seg i en del av rørsystemet. Det røret går langt ut i x akse før det går inn igjen på support nr 3. Det kan tenkes at når dette 8" røret er fullt med vann så vil tyngden av delen av røret som strekker seg uten støtte ut til siden skape store momenter inn på S3.

$$S_P = 28.77 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_b = \frac{\sqrt{(3333Nm)^2 + (248Nm)^2} \cdot (1000 \frac{mm}{m})}{14748717mm^4}$$

$$\frac{219.1mm}{2} = 24.82 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_{Axial} = 0 \quad S_L = 28.77 \frac{N}{mm^2} + 24.82 \frac{N}{mm^2} = 53.59 \frac{N}{mm^2}$$

$$53.59 \frac{N}{mm^2} < 92 [\frac{N}{mm^2}] \text{ så } S_L < S_{tillatt}$$

$$\text{Hoop stress: } S_{Hoop,8"} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \leq 92 \frac{N}{mm^2} \text{ ok}$$

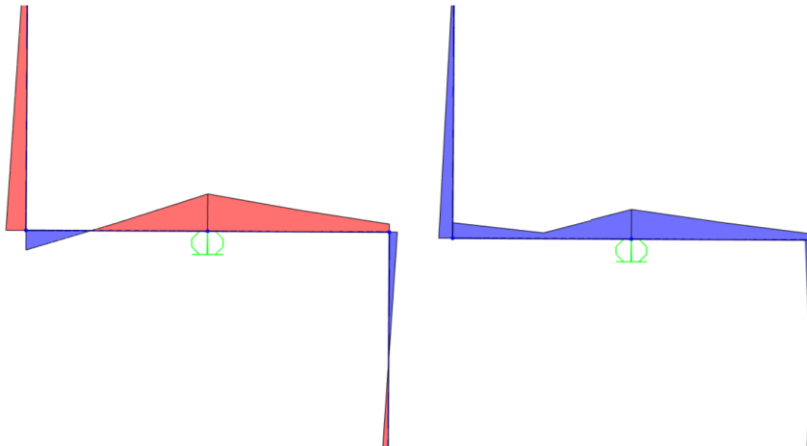
Displacement stress:

$$S_E = \sqrt{S_b^2 \cdot 4S_t^2} \leq 138 \frac{N}{mm^2} \quad S_t = \frac{582Nm}{2 \cdot 132200mm^3} = 2.2 \frac{N}{mm^2} \quad S_b = 24.82 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_E = \sqrt{(24.82 \frac{N}{mm^2})^2 \cdot 4(2.20 \frac{N}{mm^2})^2} = 25 \frac{N}{mm^2} \leq 138 \frac{N}{mm^2} \text{ ok}$$

$$S_L = 53.59 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 25 \frac{N}{mm^2}$$

Ser etter sustained stress i kritisk punkt 2: Rørbend med SIF faktor



Fig[4.6] moment og spenningsfordeling

På figuren så er kritisk punkt 2 bendt til venstre

Utrekning sustained stress

$$M_b = \sqrt{(i_i \cdot M_{is})^2 + (i_o \cdot M_{os})^2} = \sqrt{(4.21 \cdot 1426 Nm)^2 + (3.51 \cdot 0 Nm)^2} = 6003 Nm$$

$$\sigma_b = \frac{\sqrt{(i_i \cdot M_{is})^2 + (i_o \cdot M_{os})^2}}{Z} = \frac{6003 Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{132200 mm^3} = 45.4 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{Axial} = \frac{4F_{Axial}}{\pi(D^2 - d^2)} = \frac{4(3342 N)}{\pi((219.1 mm)^2 - (211.58 mm)^2)} = 1.31 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad \sigma_P = 28.77 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_L = 1.31 \frac{N}{mm^2} + 45.4 \frac{N}{mm^2} + 28.77 \frac{N}{mm^2} = 75.48 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_L = 75.48 \frac{N}{mm^2} < 147 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad \text{ok} \quad \text{Hoop stress:}$$

$$Y = 0: S_{hoop} = \frac{pD}{2t} = \frac{1.975 \frac{N}{mm^2} \cdot 219.1 mm}{2 \cdot 3.76 mm} = 57.7 \frac{N}{mm^2} < 147 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad \text{ok}$$

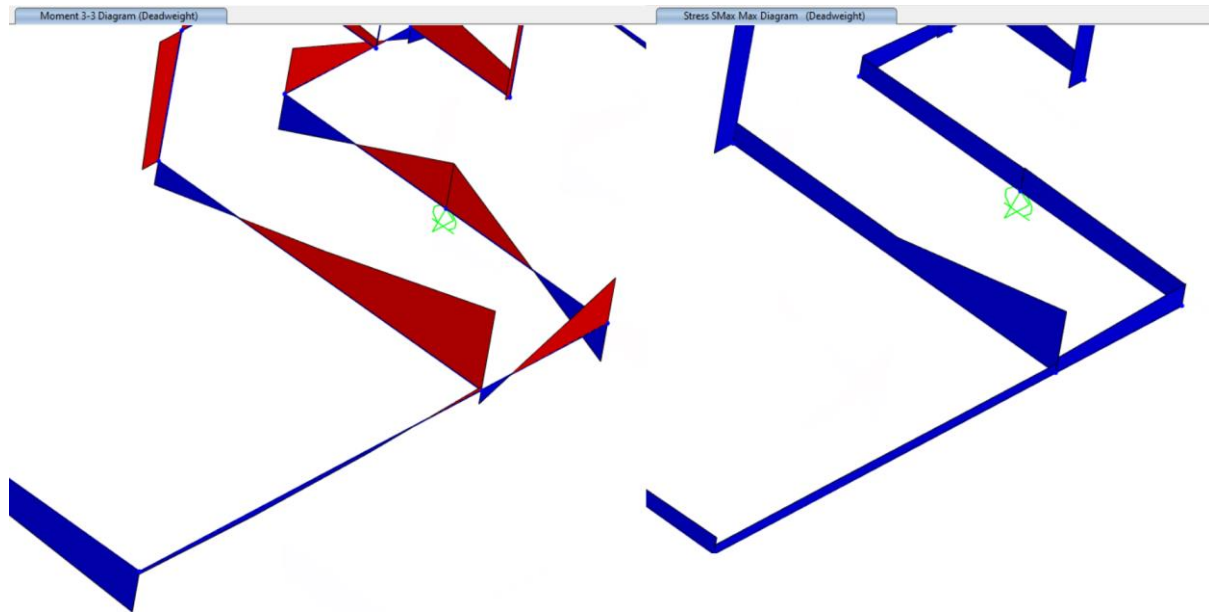
Utrekning displacement stress

$$S_E = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} \leq 220 \frac{N}{mm^2} \quad \text{siden: } S_t \approx 0 \text{ Så er } S_E = S_b$$

$$S_E = S_b = 45.4 \frac{N}{mm^2} \leq 220 \frac{N}{mm^2} \quad \text{ok}$$

$$\text{Resultater } S_L = 73.68 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 45.4 \frac{N}{mm^2}$$

Kritisk punkt 3: høyest påkjent 8" til 6" T-Stykke



Fig[4.7] moment og spenningsfordeling t-stykke

Sustained stress:

$$M_b = \sqrt{(i_i \cdot M_{is})^2 + (i_o \cdot M_{os})^2} = \sqrt{(3.96 \cdot 1880 \text{ Nm})^2 + (3.47 \cdot 300 \text{ Nm})^2} = 7517 \text{ Nm}$$

$$S_b = \frac{\sqrt{(i_i \cdot M_{is})^2 + (i_o \cdot M_{os})^2}}{Z} = \frac{7517 \text{ Nm} \cdot 1000 \frac{\text{mm}}{\text{m}}}{\pi (105.79 \text{ mm})^2 (3.76 \text{ mm})} = 56.81 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_{Axial} = \frac{4F_{Axial}}{\pi(D^2 - d^2)} = \frac{4(3342 \text{ N})}{\pi((219.1 \text{ mm})^2 - (211.58 \text{ mm})^2)} = 1.31 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \text{og} \quad S_p = 28.77 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_L = \sigma_b + \sigma_p = 56.81 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} + 28.77 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} = 85.58 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$S_L = 85.58 \text{ Mpa}$ Dette er den største spenningskonsentrasjonen i deadweight

$$85.58 \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \right] < 147 \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \right] \text{ ok}$$

$$S_E = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} \leq 138 \text{ Mpa} \quad S_t = \frac{1323 \text{ Nm} \cdot 1000 [\text{mm}/\text{m}]}{2 \cdot 69650 \text{ mm}^3} = 9.5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad S_b = 24.82 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$S_E = \sqrt{(56.81 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2})^2 + 4(9.5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2})^2} = 59.9 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \leq 220 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \text{ ok}$$

$$S_L = 85.58 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \leq 147 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \leq 147 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad S_E = 59.9 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \leq 220 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Kritisk punkt 4

Dette punktet befinner seg i en rett rørlengde og markert på fig 4.3

Sustained stress:

$$\sigma_b = \frac{1672.4Nm \cdot (1000 \frac{mm}{m})}{5989428mm^4} \cdot \frac{168.3mm}{2} = 23.49 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{Axial} = 0 \quad \sigma_p = \frac{pD}{4t} = \frac{1.975[\frac{N}{mm^2}] \cdot 168.3mm}{4 \cdot 3.4mm} = 24.44 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 23.49 \frac{N}{mm^2} + 24.44 \frac{N}{mm^2} = 47.9 \frac{N}{mm^2} < 92 \frac{N}{mm^2} \text{ ok}$$

Hoop Stress:

$$S_{hoop} = \frac{pD}{2t} = \frac{1.975 \frac{N}{mm^2} \cdot 168.3mm}{2 \cdot 3.4mm} = 48.8 \frac{N}{mm^2} < 92 \frac{N}{mm^2} \text{ ok}$$

Displacement:

$$S_E = \sqrt{S_b^2 \cdot 4S_t^2} \leq 138Mpa \quad S_t \approx 0 \quad S_E \approx S_b = 24.82 \frac{N}{mm^2} \leq 138 \frac{N}{mm^2} \text{ ok}$$

$$S_L = 47.9 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2} < 92 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 24.82 \frac{N}{mm^2} \leq 138 \frac{N}{mm^2}$$

DN	POS	I_i	I_o	M_{is} [Nm]	M_{os} [Nm]	M_{Total} [Nm]	F_{Axial} [N]	S_A [$\frac{N}{mm^2}$]	S_b [$\frac{N}{mm^2}$]	S_p [$\frac{N}{mm^2}$]	S_L [$\frac{N}{mm^2}$]	S_H [$\frac{N}{mm^2}$]	S_E [$\frac{N}{mm^2}$]
8"	Kp1	N/A	N/A	3333.75	248	3342	0	0	24.82	28.77	53.59	57.7	25
8"	Kp2	4.12	3.43	1426	0	5875	3342	1.31	45.4	28.77	75.48	57.7	45
8"	Kp3	6.5	8.33	1880	300	12472	0	0	94.35	28.77	85.58	57.7	60
6"	Kp4	N/A	N/A	1672.4	0	1672	0	0	23.49	24.44	47.9	48.8	24.82

Tabell[4.2] de beregnede verdiene for hvert tverrsnitt

	S_H [$\frac{N}{mm^2}$]	S_L [$\frac{N}{mm^2}$]	S_E [$\frac{N}{mm^2}$]	S_H [$\frac{N}{mm^2}$] [tillatt]	S_L [$\frac{N}{mm^2}$] [tillatt]	S_E [$\frac{N}{mm^2}$] [tillatt]	CHECK
Kp1	57.7	53.59	25	92	92	138	Pass
Kp2	57.7	73.68	45.4	147	147	220	Pass
Kp3	57.7	85.58	59.9	147	147	220	Pass
Kp4	48.8	47.9	24.82	92	92	138	Pass

Tabell[4.3] sammenlikning og påvisning for de kritiske tverrsnitt

Største opp tredende spenning oppstår i t-stykket men er godt innenfor tillatt spenningsnivå

$$85.58 \frac{N}{mm^2} \leq 147 \frac{N}{mm^2}$$

4.2.2 Lastsituasjon I

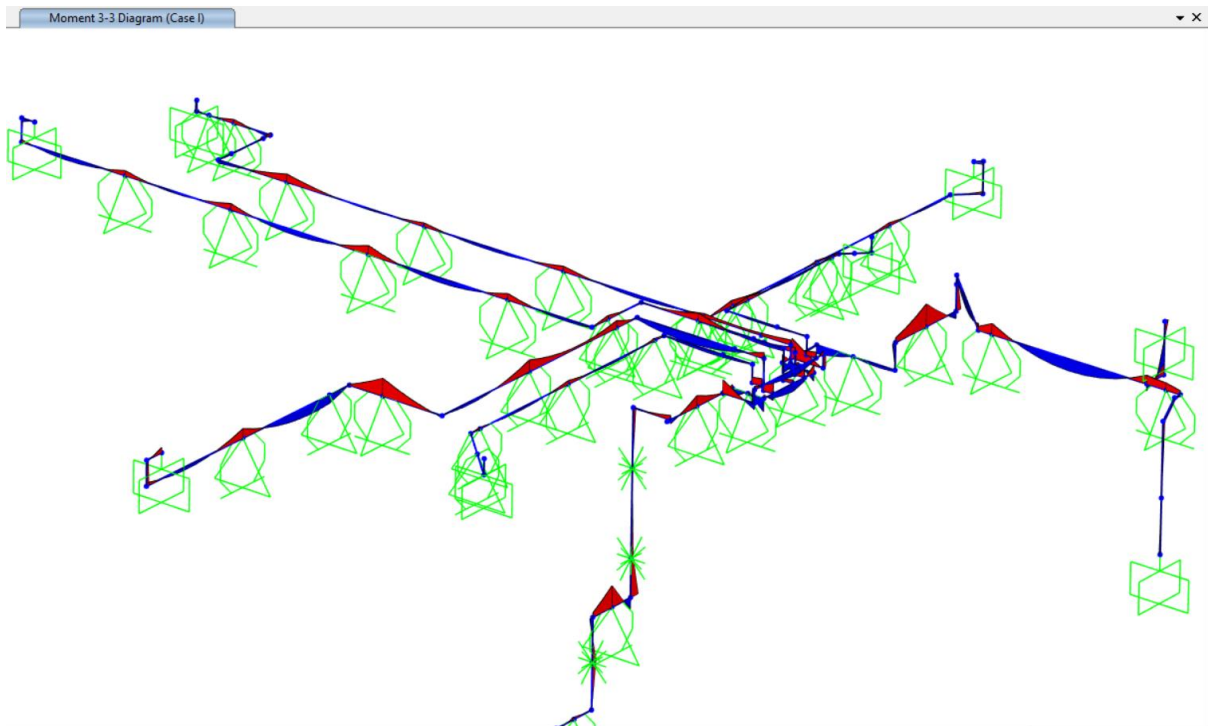
Normal sustained + occational $S_H=S_L=S_{occ}$

I denne lastsituasjonen så skal systemet måles opp mot egenvekt, konstruksjonstrykk, naturlaster og dynamiske belastninger, hvor naturlastene er vekten av is og kraften fra vindkast og de dynamiske belastningene er laster fra bruk av brannvannssystemet som sludgekrefter som slår i bend og brå endringer i retning for flow,

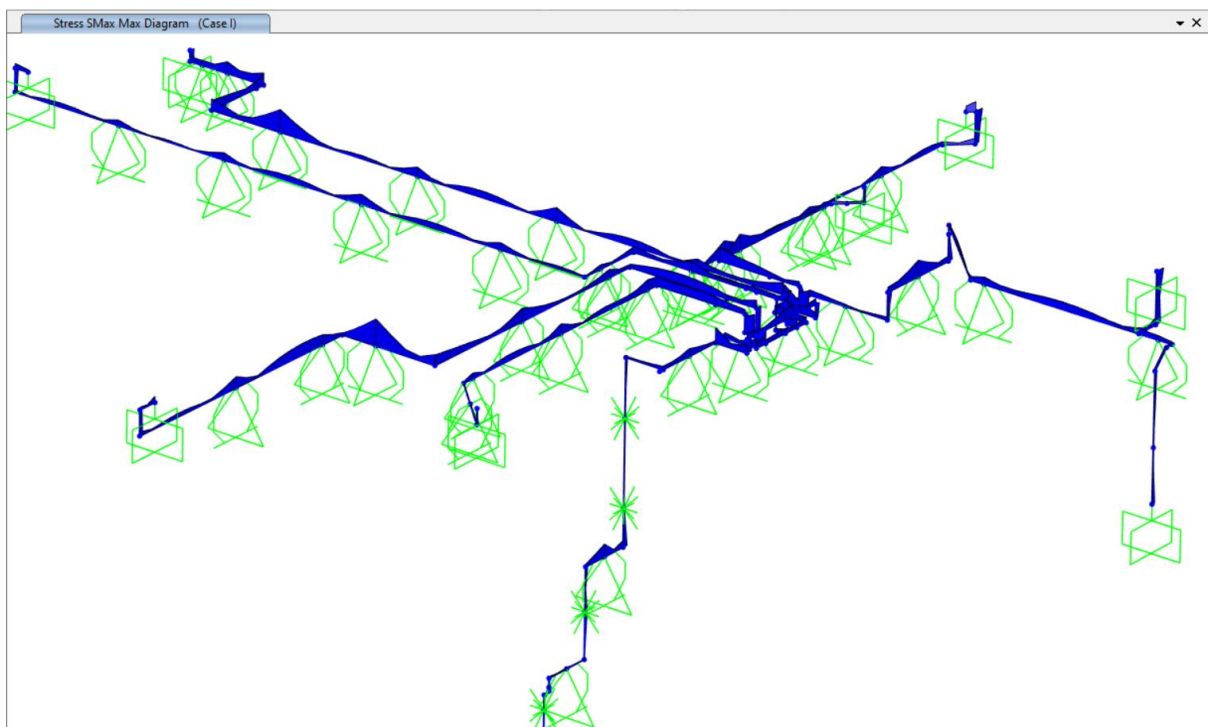
Deadweight+Designtrykk+Naturlaster(snø,vind,is)+Dynamic loads(sludge,..)

I denne lastsituasjonen brukes design temp: 4C og 17C og blir lagt inn som en frame temperature i Sap2000. Denne temp.lasten vil sannsynligvis ikke utgjøre noen stor forskjell på grunn av at opplagrene er plassert slik med lineguides, og linestops noe som gjør at røret har litt frihet til å ekspandere. Dette er spesielt tatt høyde for der rørene strekker seg langt.

Kontroll av Lastsituasjon I med Sap 2000 og regning



Fig[4.8] momentfordelingen i lastsituasjon I



Fig[4.9] spenningsfordelingen i lastsituasjon I

Kritiske punkter med resultater fra Sap2000. De kritiske punktene oppstår i mye av de samme plassene her som i Deadweight testen. Definerer først de kritiske punktene som er utvalgt fra Sap2000 Last Situasjonen. Koordinatene i tabellen har punktet [0,0,0] ved startpunktet på det innvendige stigerøret.

	Beskrivelse	Koord [x,y,z]	Bending Moment in plane [Nm]	Bending moment out of plane [Nm]	Bending moment resultant [Nm]	FA
Kp1	8"-6" Tee	[-443,13647,13151]	2000	260	Krever beregning med SIF	Horisontal Fa=0
Kp2	8" Bend	[-6675,15082,13151]	1063	1000	Krever beregning med SIF	950
Kp3	6" bend	[-12044,21304,14213]	70	2902	Krever beregning med SIF	Horisontal Fa=0
Kp4	S3	[2454,10634,14074]	3812	230	3818	Horisontal Fa=0
Kp5	HD 5.3	[-12044,19984,14213]	3812	230	3818	Horisontal Fa=0

Tabell[4.4] definerte kritiske punkter i lastsituasjon I

Tverrsnittene definert i tabell 4.4 undersøkes ved bruk av likningene definert i kap 3.9 krav til spenningsanalyse. Deretter sammenliknes de dimensjonerende spenningsnivåene som oppstår med de tillatte spenningsnivåer for occational tilstand definert i kap 3.2.

Kritisk punkt 1 Størst påkjent 8"-6" tee

For 8"-6" Tee: $I_o = 3.96$ $I_i = 3.47$

$$M_{total} = \sqrt{(3.96 \cdot 2000Nm)^2 + (3.47 \cdot 260Nm)^2} = 7971Nm$$

$$S_L = \frac{1,975 \frac{N}{mm^2} \cdot 219.1mm}{4 \cdot 3.76mm} + \frac{7971Nm \cdot 1000}{\pi \cdot (105.79mm)^2 (3.76mm)} + 0 \leq S_{tillatt}$$

$$S_L = 28.77 \frac{N}{mm^2} + 60 \frac{N}{mm^2} = 88.77 \frac{N}{mm^2} \leq 147 \frac{N}{mm^2}$$

Displacement

$$S_t = \frac{1265Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot 132200mm^3} = 4.78 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_e = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{\left(60 \frac{N}{mm^2}\right)^2 + 4 \left(4.78 \frac{N}{mm^2}\right)^2} = 60.7 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 88.77 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 60.7 \frac{N}{mm^2}$$

Kritisk punkt 2 Størst påkjent 8" bend

Bend: 8" $I_i = 4.21$ $I_o = 3.51$

$$M_{total} = \sqrt{(4.21 \cdot 1063Nm)^2 + (3.51 \cdot 1000Nm)^2} = 5687Nm$$

$$S_L = \frac{1,975 \frac{N}{mm^2} \cdot 219.1mm}{4 \cdot 3.76mm} + \frac{5687Nm \cdot 1000}{\pi \cdot (105.79mm)^2 (3.76mm)} + \frac{4(950N)}{\pi(219.1mm^2 - 211.58mm^2)} \leq S_{tillatt}$$

$$S_L = 28.77 \frac{N}{mm^2} + 43 \frac{N}{mm^2} + 0.37 \frac{N}{mm^2} = 72 \frac{N}{mm^2} \leq 184 \frac{N}{mm^2} \quad \text{ok}$$

$$S_t \approx 0 \rightarrow S_E \approx S_b = 43 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 72 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 43 \frac{N}{mm^2}$$

Kritisk punkt 3 størst påkjent 6" bend

Bend: 6" $I_i = 3.8$ $I_o = 3.2$

$$M_{total} = \sqrt{(3.8 \cdot 70Nm)^2 + (3.2 \cdot 2902Nm)^2} = 9290Nm$$

$$S_L = \frac{1,975 \frac{N}{mm^2} \cdot 219.1mm}{4 \cdot 3.76mm} + \frac{9290Nm \cdot 1000}{\pi \cdot (105.79mm)^2 (3.76mm)} + 0 \leq S_{tillatt}$$

$$S_L = 28.77 \frac{N}{mm^2} + 70 \frac{N}{mm^2} = 98 \frac{N}{mm^2} \leq 195.77 \frac{N}{mm^2} \quad \text{ok}$$

Displacement:

$$S_t = \frac{32.81Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot 69648mm^3} = 0.23 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_E = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{\left(70 \frac{N}{mm^2}\right)^2 + 4 \left(0.23 \frac{N}{mm^2}\right)^2} = 70 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 98 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 70 \frac{N}{mm^2}$$

Kritisk punkt 4: Undersøker høyest belastede rette rørlengde S3

Sustained stress:

$$\frac{\sqrt{(3812Nm)^2 + (230Nm)^2} \cdot \left(\frac{1000mm}{m}\right)}{14748717mm^4} \cdot \frac{219.1mm}{2} = 28.35 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 28.77 \frac{N}{mm^2} + 28.35 \frac{N}{mm^2} = 57.12 \frac{N}{mm^2} \leq 184 \frac{N}{mm^2} \text{ ok}$$

Displacement stress:

$$S_t = \frac{426Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot \pi (105.75mm)^2 (3.76mm)} = 1.61 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_{Displ} = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{\left(28.35 \frac{N}{mm^2}\right)^2 + 4 \left(1.61 \frac{N}{mm^2}\right)^2} = 28.5 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 57.12 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 28.5 \frac{N}{mm^2}$$

Kritisk punkt 5: undersøker høyest belastede 6" rørlengde Østgående 6" rør mot DAHR Portside

Sustained stress:

$$S_b = \frac{\sqrt{(1882Nm)^2 + (960Nm)^2} \cdot \left(\frac{1000mm}{m}\right)}{5989428mm^4} \cdot \frac{168.3mm}{2} = 29.7 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_p = \frac{pD}{4t} = \frac{1.975 \frac{N}{mm^2} \cdot 168.3mm}{4 \cdot 3.4mm} = 24.44 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 24.44 \frac{N}{mm^2} + 29.7 \frac{N}{mm^2} = 54.14 \frac{N}{mm^2} \leq 184 \frac{N}{mm^2} \text{ ok}$$

Hoop stress:

$$S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2}$$

Displacement stress:

$$S_t = \frac{32.81Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot \pi (80.75mm)^2 (3.4mm)} = 0.23 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_{Displ} = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{\left(29.7 \frac{N}{mm^2}\right)^2 + 4 \left(0.23 \frac{N}{mm^2}\right)^2} = 29.7 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_E \approx S_b$$

$$S_L = 54.14 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 29.7 \frac{N}{mm^2}$$

Bare de største torsjonsmomentene er lagt inn i formel for displacement stress utregning på grunn av at etter utregning så er torsjonsmomentene så små at i nesten alle tilfeller så blir det tilnærmet null spenning

$$S_{Displacement} = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{S_b^2 + 4(\approx 0)^2} = S_b$$

DN	POS	I_i	I_o	M_{is} [Nm]	M_{os} [Nm]	M_{Total} [Nm]	F_{Axial} [N]	S_A [$\frac{N}{mm^2}$]	S_b [$\frac{N}{mm^2}$]	S_p [$\frac{N}{mm^2}$]	S_L [$\frac{N}{mm^2}$]	S_H [$\frac{N}{mm^2}$]	S_E [$\frac{N}{mm^2}$]
8"	Kp1	3.96	3.47	2000	260	7971	0	0	60	28.77	88.77	57.7	60
8"	Kp2	4.21	3.51	1063	1000	5687	950	0.37	43	28.77	72	57.7	43
8"	Kp3	3.8	3.2	70	2902	9290	0	0	70	28.77	98	57.7	70
8"	Kp4	N/A	N/A	3812	230	3818	0	0	28.35	28.77	57.12	57.7	28.5
6"	Kp5	N/A	N/A	1882	960	2112	0	0	29.7	24.44	54.14	48.8	29.7

Tabell[4.5] beregnede spenninger i lastsituasjon I

	S_H [$\frac{N}{mm^2}$]	S_L [$\frac{N}{mm^2}$]	S_E [$\frac{N}{mm^2}$]	S_H [$\frac{N}{mm^2}$] [tillatt]	S_L [$\frac{N}{mm^2}$] [tillatt]	S_E [$\frac{N}{mm^2}$] [tillatt]	CHECK
Kp1	57.7	88.77	60.7	195.7	195.7	220	Pass
Kp2	57.7	72	43	195.7	195.7	220	Pass
Kp3	57.7	98	70	195.7	195.7	220	Pass
Kp4	57.7	57.12	28.5	122	122	138	Pass
Kp 5	48.8	54.14	29.7	122	122	138	Pass

Tabell[4.6] sammenlikning og påvisning i lastsituasjon I

Største sustained stress: 98Mpa

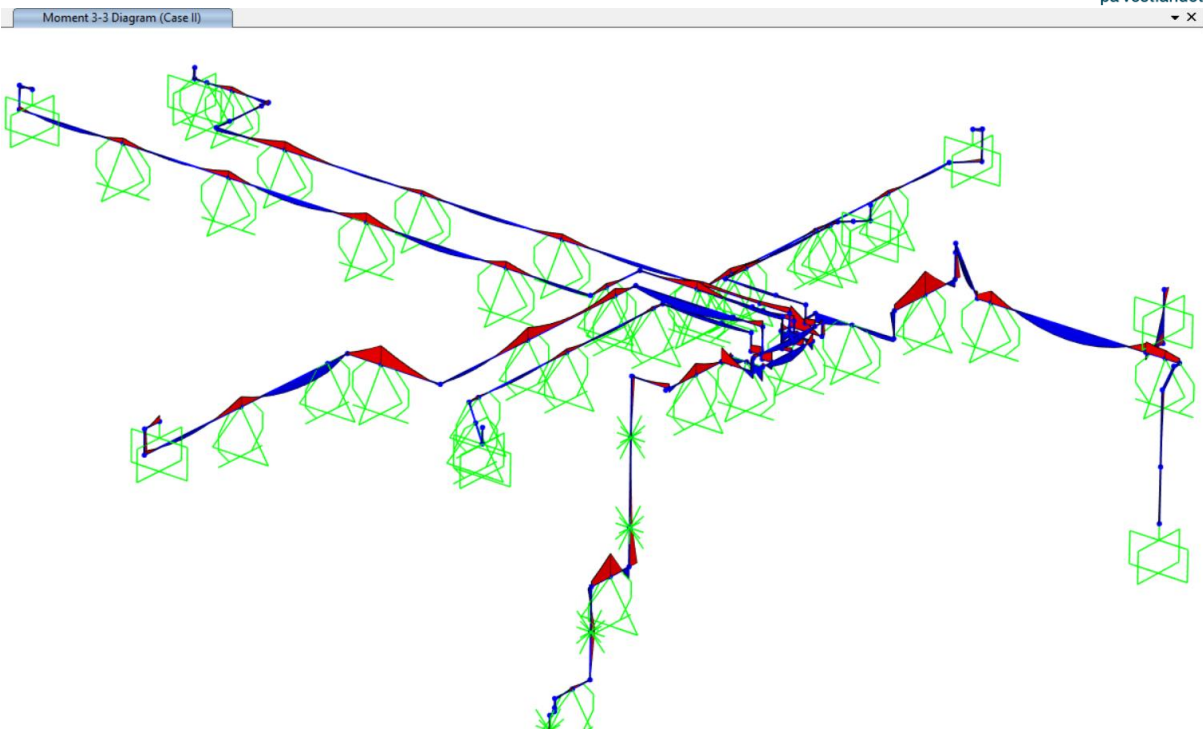
Største hoop stress: 57.7Mpa

Største displacement stress: 70Mpa Alle under tillatt spenningsverdi

4.2.3 Lastsituasjon II

Case I + accidental heel $S_H = S_L = S_{occ}$

Linjelastene fra tbell 3.9 brukes i denne lastsituasjonen. Denne lastsituasjonen så undersøkes det for lastene definert i astsituasjon I + accidental heel



Fig[4.10] momentfordelingen i lastsituasjon II

Her går også de samme kritiske punktene igjen.

Undersøker de mest kritiske av hver rørdimensjon/komponent

	Beskrivelse	Koord [x,y,z]	Bending Moment in plane [Nm]	Bending moment out of plane [Nm]	Bending moment resultant [Nm]	Torsjon [Nm]	FA	Smax fra Sap
Kp1	S3 8" pipe	[2454,10634,14074]	3770	643		1609	0	28
Kp2	8" Bend	[-6675,15082,13151]	1083	1111	Krever SIF	88	1000	8
Kp3	8"-6" Tee	[-443,13647,13151]	2150	500	Krever SIF	1575	0	29
Kp4	6" Bend sløyfe	[-3995,12431,13151]	1236	1245	Krever SIF	565		18
Kp5	6" pipe HD 5.3	[-443,13647,13151]	1958	760		0	0	37

Tabell[4.7] definerte kritiske punkter i lastsituasjon II

I denne lastsituasjonen gjelder tillatte spenningsverdier for occasional loads: $S_H = S_L = S_{occ}$

Undersøker Kritisk punkt 1 som er et rett 8" rør over Support nr 3:

Sustained stress:

$$\frac{\sqrt{(3770Nm)^2 + (643Nm)^2} \cdot (1000 \frac{mm}{m})}{14748717mm^4} \cdot \frac{219.1mm}{2} = 28 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_L = 28.77 [\frac{N}{mm^2}] + 28 [\frac{N}{mm^2}] = 56 [\frac{N}{mm^2}] \leq 122 [\frac{N}{mm^2}] \text{ ok}$$

Displacement stress:

$$S_t = \frac{1609Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{132200mm^3} = 12.17 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_e = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(28 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2 + 4(12.17 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2} = 37 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 56 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad S_{Hoop} = 57.7 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad S_E = 37 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Kritisk punkt 2 90 graders bend på toppen av utvendig riser

Bend: 8" $I_i = 4.21$ $I_o = 3.51$

$$M_{total} = \sqrt{(4.21 \cdot 1083Nm)^2 + (3.51 \cdot 1111Nm)^2} = 5999Nm \approx 6000Nm$$

$$S_L = \frac{1,975 \frac{N}{mm^2} \cdot 219.1mm}{4 \cdot 3.76mm} + \frac{6000Nm \cdot 1000}{132200mm^3} + \frac{4(1000N)}{10174mm^2} \leq S_{tillatt}$$

$$S_L = 28.77 \left[\frac{N}{mm^2} \right] + 45 \left[\frac{N}{mm^2} \right] + 0.4 \left[\frac{N}{mm^2} \right] = 74.17 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \leq 195 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \text{ ok}$$

$$S_t = \frac{88Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{132200mm^3} = 0.66 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_E = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(45 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2 + 4(0.66 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2} = 45 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 72 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 45 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Kritisk punkt 3 8"-6" Tee

For 8"-6" Tee: $I_o = 3.96$ $I_i = 3.47$

Sustained stress

$$M_{total} = \sqrt{(3.96 \cdot 2150Nm)^2 + (3.47 \cdot 500Nm)^2} = 8688Nm$$

$$S_L = \frac{1,975 \frac{N}{mm^2} \cdot 219.1mm}{4 \cdot 3.76mm} + \frac{8688Nm \cdot 1000}{132200mm^3} + 0 \leq S_{tillatt}$$

$$S_L = 28.77 \left[\frac{N}{mm^2} \right] + 65.71 \left[\frac{N}{mm^2} \right] = 94.48 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \leq 195.77 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \text{ ok}$$

Displacement stress

$$S_t = \frac{1575Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{132200mm^3} = 11.91 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_E = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(65.71 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2 + 4(12 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2} = 69.95 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \approx 220 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 94.48 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 70 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Kritisk punkt 4 størst påkjent 6" bend

Bend: 6" $I_i = 3.8$ $I_o = 3.2$

$$M_{total} = \sqrt{(3.8 \cdot 1236Nm)^2 + (3.2 \cdot 1245Nm)^2} = 6159Nm$$

$$S_L = \frac{1,975 \frac{N}{mm^2} \cdot 219.1mm}{4 \cdot 3.76mm} + \frac{6159Nm \cdot 1000}{69650mm^3} + 0 \leq S_{tillatt}$$

$$S_L = 24.44 \left[\frac{N}{mm^2} \right] + 88.4 \left[\frac{N}{mm^2} \right] = 112.8 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \leq 195.7 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \text{ ok}$$

Displacement:

$$S_t = \frac{565Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot 69650mm^3} = 4 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_e = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(88.4 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2 + 4(4 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2} = 88.76 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 112.8 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_e = 88.76 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Kritisk punkt 5 størst belastede 6" rørlengde

$$S_b = \frac{\sqrt{(1958Nm)^2 + (760Nm)^2} \cdot (1000 \frac{mm}{m})}{5989428mm^4} \cdot \frac{168.3mm}{2} = 29.45 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 24.44 \left[\frac{N}{mm^2} \right] + 29.45 \left[\frac{N}{mm^2} \right] = 54 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \leq 122 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \text{ ok}$$

Displacement:

$$S_t = 0 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \text{ siden } S_t=0 \text{ så er } S_e=S_b$$

$$S_e \approx S_b$$

$$S_L = 60 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2} \quad S_e = 29.45 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

DN	POS	I_i	I_o	M_{is} [Nm]	M_{os} [Nm]	M_{Total} [Nm]	F_{Axial} [N]	S_A $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_b $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_p $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_L $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_H $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_E $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$
8"	Kp1	N/A	N/A	3770	643	3824	0	0	28	28.77	56	57.7	37
8"	Kp2	4.21	3.51	1083	1111	6000	1000	0.37	45	28.77	72	57.7	45
8"	Kp3	3.96	3.47	2150	500	8688	0	0	65.71	28.77	94.48	57.7	70
6"	Kp4	3.8	3.2	1236	1245	6159	0	0	88.4	24.44	112.8	48.8	88.76
6"	Kp5	N/A	N/A	1958	760	2100	0	0	29.45	24.44	54	48.8	29.45

Tabell[4.8] beregnede verdier for kritiske tverrsnitt i lastsituasjon II

Tabell 4.8

	$S_H \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	$S_L \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	$S_E \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	$S_H \left[\frac{N}{mm^2} \right] [tillatt]$	$S_L \left[\frac{N}{mm^2} \right] [tillatt]$	$S_E \left[\frac{N}{mm^2} \right] [tillatt]$	CHECK
Kp1	57.7	56	37	122	122	138	Pass
Kp2	57.7	72	45	195.7	195.7	220	Pass
Kp3	57.7	94.48	70	195.7	195.7	220	Pass
Kp4	48.8	112.8	88.76	195.7	195.7	220	Pass
Kp 5	48.8	54	29.45	122	122	138	Pass

Tabell[4.9] påvisning mot tillatte spenninger lastsituasjon II

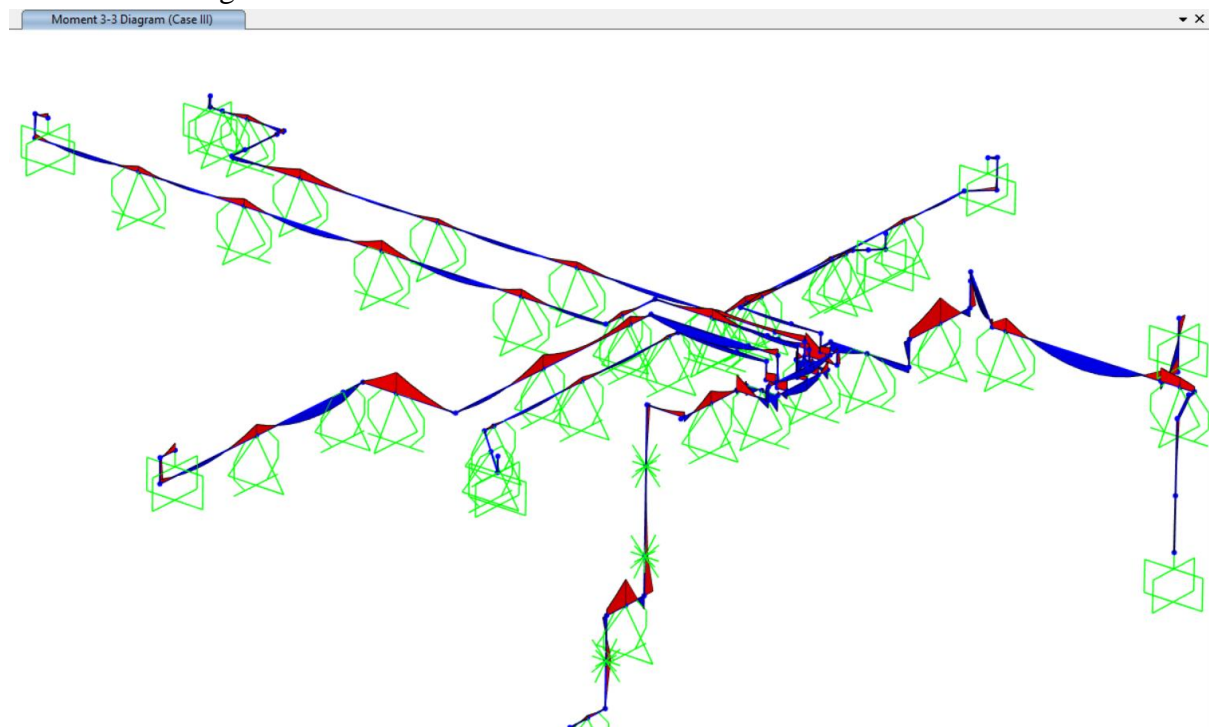
4.2.4 Lastsituasjon III

Case I + Helideck induced accelerations

I denne lastsituasjonen skal rørsystemet testes med alle lastene som inngår i første lastsituasjon og det skal også testes med akselerasjonene som oppstår da store bølger treffer skipet. For å være på den sikre siden vil man bruke akselerasjoner som oppstår i 100 års worst case målinger. Disse akselerasjonene er svært usannsynlige at inntreffer samtidig som “accidental heel” som inngår i lastsituasjon II,

Linjelastene som inngår fra helideck induced accelerations blir definert i tabell 3.11

Momentfordelingen:



Fig[4.11] momentfordelingen i lastsituasjon III

Kritiske punkter

Analyserer de høyeste påkjente rette rørlengder, bend, T-stykker som tilhører alle rørdimensjoner i systemet 4" rør, bend og 6"-4" Tee får neglisjerbare belastninger

	Beskrivelse	Plassering og koordinater [x,y,z]	Smax fra sap2000	Bending Moment in plane [Nm]	Bending moment out of plane [Nm]	Bending moment resultant [Nm]	Torsjon [Nm]	FA
Kp 1	S3 8" pipe	Horisontalt rør over S3 [2454,10634,14074]	36	4337	2497		1601	Horisontal Fa=0
Kp 2	8" Bend	Over utvendig stigerør [-6675,15082,13151]	10.6	1380	1390	Krever beregning med SIF	88	1165
Kp 3	8" Bend	over S3 [4042,10634,15278]	14	1573	1633		1637	1270
Kp 4	8"-6" Tee	Sløyfe [-443,13647,13151]	10	2861	536	Krever beregning med SIF	1576	Horisontal Fa=0
Kp 5	6" Bend sløyfe		22	1572	1550		562	2844
Kp 6	6" Bend mot dahr portside	[-12044,21304,14213]	24	70	1766		0	0
Kp 7	6" pipe HD 5.3	[-12044,19984,14213]	33	2450	555		0	Horisontal Fa=0

Tabell[4.10] definerte kritiske punkter lastsituasjon III

Som Sap2000 viser til så befinner de største spenningene seg i rørstrekkene, men alle bend og t-stykker beregnes da Sap2000 modellen ikke tar høyde for at spenningskonsentrasjonene kan oppstå i bend og t-stykker på grunn av geometrien til disse delene.

Beregner høyest påkjent bend og t-stykker

Kritisk punkt 1

Sustained stress:

$$\frac{\sqrt{(4337Nm)^2 + (2497Nm)^2} \cdot (1000 \frac{mm}{m})}{14748717mm^4} \cdot \frac{219.1mm}{2} = 37 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_L = 28.77 [\frac{N}{mm^2}] + 37 [\frac{N}{mm^2}] = 65.77 [\frac{N}{mm^2}] \leq 138 [\frac{N}{mm^2}] \text{ ok}$$

Displacement stress:

$$S_t = \frac{1601Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{132200mm^3} = 12.11 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_e = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(37 [\frac{N}{mm^2}])^2 + 4(12.11 [\frac{N}{mm^2}])^2} = 44.22 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_L = 65.77 [\frac{N}{mm^2}] \quad S_{Hoop} = 57.7 [\frac{N}{mm^2}] \quad S_e = 44.22 [\frac{N}{mm^2}]$$

Kritisk punkt 2Bend: 8" $I_i = 4.21 I_o = 3.51$

$$M_{total} = \sqrt{(4.21 \cdot 1380Nm)^2 + (3.51 \cdot 1390Nm)^2} = 7586Nm$$

$$S_L = S_p + \frac{7586Nm \cdot 1000}{132200mm^3} + \frac{4(1165N)}{10174mm^2} \leq S_{tillatt}$$

$$S_L = 28.77 [\frac{N}{mm^2}] + 57.3 [\frac{N}{mm^2}] + 0.45 [\frac{N}{mm^2}] = 86.5 [\frac{N}{mm^2}] \leq 195.7 [\frac{N}{mm^2}] \text{ ok}$$

$$S_t = \frac{88Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{132200mm^3} = 0.66 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_e = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(57.3 [\frac{N}{mm^2}])^2 + 4(0.66 [\frac{N}{mm^2}])^2} = 57.3 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_L = 86.5 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_e = 57.3 [\frac{N}{mm^2}]$$

Kritisk punkt 3Bend: 8" $I_i = 4.21 I_o = 3.51$

$$M_{total} = \sqrt{(4.21 \cdot 1573Nm)^2 + (3.51 \cdot 1633Nm)^2} = 8758Nm$$

$$S_L = S_p + \frac{8758Nm \cdot 1000}{132200mm^3} + \frac{4(1270N)}{10174mm^2} \leq S_{tillatt}$$

$$S_L = 28.77 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] + 66.24 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] + 0.5 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] = 95.51 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] \leq 195.7 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] \text{ ok}$$

$$S_t = \frac{1637Nm \cdot 1000 \frac{\text{mm}}{\text{m}}}{132200\text{mm}^3} = 12.38 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

$$S_e = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(66.24 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right])^2 + 4(12.38 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right])^2} = 70.71 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

$$S_L = 95.51 \frac{N}{\text{mm}^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{\text{mm}^2} \quad S_e = 70.71 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

Kritisk punkt 4

Sustained stress:

$$M_{total} = \sqrt{(3.96 \cdot 2861Nm)^2 + (3.47 \cdot 536Nm)^2} = 11481Nm$$

$$S_b = \frac{11481Nm \cdot 1000mm}{132200\text{mm}^3} = 86.84 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

$$S_L = 28.77 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] + 86.84 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] = 115.6 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] \leq 195.7 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

Displacement stress:

$$S_t = \frac{1576Nm \cdot 1000 \frac{\text{mm}}{\text{m}}}{132200\text{mm}^3} = 11.92 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

$$S_e = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(86.84 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right])^2 + 4(11.92 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right])^2} = 90 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

Kritisk punkt 5:

$$M_b = \sqrt{(3.8 \cdot 1572Nm)^2 + (3.2 \cdot 1550Nm)^2} = 7764Nm$$

$$S_b = \frac{7764Nm \cdot 1000}{69650\text{mm}^3} = 111 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] \quad S_a = \frac{4(-2844N)}{1761,1\text{mm}^2} = -6.45 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

$$S_L = 24.44 \frac{N}{\text{mm}^2} + 111 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] + |(-6.45 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right])| = 141 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] \leq 195.7 \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right] \text{ ok}$$

Hoop stress:

$$S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Displacement:

$$S_t = \frac{562Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot 69650mm^3} = 4 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_E = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(111.3 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2 + 4(4 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2} = 111.3 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Kritisk punkt 6

$$M_b = \sqrt{(3.8 \cdot 70Nm)^2 + (3.2 \cdot 1766Nm)^2} = 5657Nm$$

$$S_b = \frac{5657Nm \cdot 1000}{69650mm^3} = 81.22 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad S_a = 0$$

$$S_L = 24.44 \frac{N}{mm^2} + 81.22 \left[\frac{N}{mm^2} \right] = 105.66 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \leq 195.7 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \text{ ok}$$

Hoop stress:

$$S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2}$$

Displacement:

$$S_t = 0 \quad \text{så: } S_E = S_b$$

Kritisk punkt 7: 6" rør som går over support: HD5.

$$S_b = \frac{\sqrt{(2450Nm)^2 + (555Nm)^2} \cdot (1000 \frac{mm}{m})}{5989428mm^4} \cdot \frac{168.3mm}{2} = 35.29 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 24.44 \left[\frac{N}{mm^2} \right] + 35.29 \left[\frac{N}{mm^2} \right] = 60 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \leq 195.7 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \text{ ok}$$

Displacement:

$$S_t = 0 \quad \text{Så } S_e = S_b$$

$$S_L = 60 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 35.29 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

DN	POS	I_i	I_o	M_{is} [Nm]	M_{os} [Nm]	M_{Total} [Nm]	F_{Axial} [N]	S_A $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_b $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_p $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_L $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_H $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_E $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$
8"	Kp1	N/A	N/A	4337	2497	5000	0	0	37	28.77	65.77	57.7	44.22
8"	Kp2	4.21	3.51	1380	1390	7586	0	0	57.3	28.77	86.5	57.7	57.3
8"	Kp3	4.21	3.51	1573	1633	8758	-1270	-0.5	66.24	28.77	95.51	57.7	70.71
8"	Kp4	3.96	3.47	2861	536	11481	0	0	86.84	28.77	115.6	57.7	90
6"	Kp5	3.8	3.2	1572	1550	7764	-2844	-6.45	111	24.44	141	48.8	111.3
6"	Kp6	3.8	3.2	70	1766	5657	0	0	81.22	24.44	105.66	48.8	81.22
6"	Kp7	N/A	N/A	2450	555	2512	0	0	35.29	24.44	60	48.8	35.29

Tabell[4.11] beregnede verdier for de kritiske punktene for lastsituasjon III

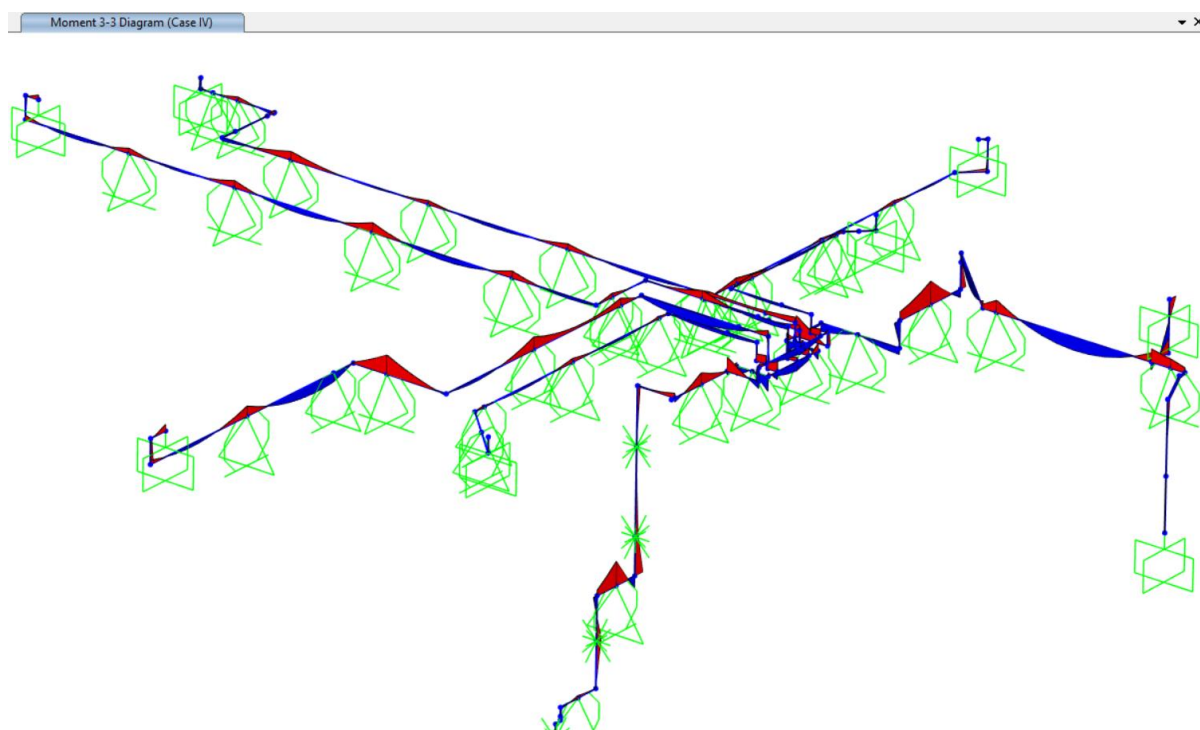
	$S_H \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	$S_L \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	$S_E \left[\frac{N}{mm^2} \right]$	$S_H \left[\frac{N}{mm^2} \right] [tillatt]$	$S_L \left[\frac{N}{mm^2} \right] [tillatt]$	$S_E \left[\frac{N}{mm^2} \right] [tillatt]$	CHECK
Kp1	57.7	65.77	44.22	122	122	138	Pass
Kp2	57.7	86.5	57.3	195.7	195.7	220	Pass
Kp3	57.7	95.51	70.71	195.7	195.7	220	Pass
Kp4	57.7	115.6	90	195.7	195.7	220	Pass
Kp 5	48.8	141	111.3	195.7	195.7	220	Pass
Kp6	48.8	105.66	81.22	195.7	195.7	220	Pass
Kp7	48.8	60	35.29	122	122	138	Pass

Tabell[4.12] påvisning mot tillatte spenninger lastsituasjon III

Den største spenningen som oppstår i dette caset er $SL=141\text{Mpa}$. Denne skal være lavere enn tillatt occasional spenning på 195.77Mpa beregnet for rørdelene. Den er også høyere enn tillatt $SL[tillatt]$ på 147Mpa men denne gjelder ikke under occasional laster.

4.2.5 Lastsituasjon IV

Momentfordelingen



Fig[4.12] momentfordelingen lastsituasjon IV

Denne lastsituasjonen er den dimensjonerende lastsituasjonen i oppgaven.

Kritiske punkter

Analyserer de høyeste påkjente rette rørlengder, bend, T-stykker som tilhører alle rørdimensjoner i systemet 4" rør, bend og 6"-4" Tee får neglisjerbare belastninger

	Beskrivelse	Plassering og koordinater [x,y,z]	Smax fra sap2000	Bending Moment in plane [Nm]	Bending moment out of plane [Nm]	Bending moment resultant [Nm]	Torsjon [Nm]	FA
Kp 1	S3 8" pipe	Horisontalt rør over S3 [2454,10634,14074]	40.8	4500	3220		1894	Horisontal Fa=0
Kp 2	8" Bend	Over utvendig stigerør [-6675,15082,13151]	10.8	1395	1400	Krever beregning med SIF	70	-1190
Kp 3	8" Bend	over S3 [4042,10634,15278]	22	2069	1900	Krever beregning med SIF	1913	1278
Kp 4	8"-6" Tee	Sløyfe [-443,13647,13151]	39	2799	930	Krever beregning med SIF	1518	Horisontal Fa=0
Kp 5	6" Bend sløyfe		19	1488	1500	Krever beregning med SIF	609	-2608
Kp 6	6" Bend mot dahr portside	[-12044,21304,14213]	18	100	1343	Krever beregning med SIF	94	Horisontal Fa=0
Kp 7	6"-4" Tee Sløyfe		29	800	315	Krever beregning med SIF	604	Horisontal Fa=0
Kp 8	6" pipe HD 5.3	[-12044,19984,14213]	34	2516	442		41	Horisontal Fa=0

Tabell[4.13] definerte kritiske punkter lastsituasjon IV

Regner først ut de størst påkjente horisontalrørene Kp1 og Kp7

Kp1 8" Røret over support nr 3:

$$\frac{\sqrt{(4500Nm)^2 + (3220Nm)^2} \cdot (1000 \frac{mm}{m})}{14748717mm^4} \cdot \frac{219.1mm}{2} = 41 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_L = 28.77 [\frac{N}{mm^2}] + 41 [\frac{N}{mm^2}] = 69.8 [\frac{N}{mm^2}] \leq 184 [\frac{N}{mm^2}] \text{ ok}$$

Displacement:

$$S_t = \frac{1894Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot \pi (105.75mm)^2 (3.76mm)} = 7.1 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_E = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(41 [\frac{N}{mm^2}])^2 + 4(7.1 [\frac{N}{mm^2}])^2} = 43.4 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_L = 69.8 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Displacement} = 43.4 [\frac{N}{mm^2}]$$

Kritisk punkt 8: undersøker høyest belastede 6" rørlengde Østgående 6" rør mot DAHR Portside

$$S_b = \frac{\sqrt{(2515Nm)^2 + (442Nm)^2} \cdot (1000 \frac{mm}{m})}{5989428mm^4} \cdot \frac{168.3mm}{2} = 35.8 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_p = \frac{pD}{4t} = \frac{1.975 [\frac{N}{mm^2}] \cdot 168.3mm}{4 \cdot 3.4mm} = 24.44 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 24.44 [\frac{N}{mm^2}] + 35.8 [\frac{N}{mm^2}] = 60 [\frac{N}{mm^2}] \leq 184 [\frac{N}{mm^2}] \text{ ok}$$

Displacement:

$$S_t = \frac{41Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot 69650mm^3} = 0.29 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_{Displ} = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(35.8 [\frac{N}{mm^2}])^2 + 4(0.29 [\frac{N}{mm^2}])^2} = 35.8 [\frac{N}{mm^2}]$$

$$S_E \approx S_b$$

$$S_L = 60 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 35.8 [\frac{N}{mm^2}]$$

Regner så ut det størst påkjente 8" bendet som ligger over support nr 3 definert som kritisk punkt 3:

$$I_i = 4.21 \quad I_o = 3.51 \quad M_i = 2169Nm \quad M_o = 1900Nm \quad Z = \pi(105.79mm)^2(3.76mm) = 132198.6292mm^3 \approx 132200mm^3$$

Sustained stress:

$$M_b = \sqrt{(4.21 \cdot 2069Nm)^2 + (3.51 \cdot 1900Nm)^2} = 10970Nm$$

$$S_b = \frac{\sqrt{(i_i \cdot M_{is})^2 + (i_o \cdot M_{os})^2}}{Z} = \frac{10970Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{132200mm^3} = 83 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_a = \frac{4F_{Axial}}{\pi(D^2 - d^2)} = \frac{4(1278N)}{\pi((219.1mm)^2 - (211.58mm)^2)} = 0.5 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad \sigma_P = 28.77 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 0.5 \frac{N}{mm^2} + 83 \frac{N}{mm^2} + 28.77 \frac{N}{mm^2} = 112 \frac{N}{mm^2}$$

$$S_L = 112 \frac{N}{mm^2} < 184 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Hoop stress:

$$S_{hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} < 184 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad \text{ok sikkerhet: } 3.18$$

Displacement stress:

$$\sqrt{S_b^2 \cdot 4S_t^2} \leq S_{tillatt} \quad S_t = \frac{1913Nm \cdot 1000mm}{2 \cdot 132200mm^3} = 7.23 \frac{N}{mm^2} \quad S_b = 81.1 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sqrt{\left(83 \frac{N}{mm^2}\right)^2 \cdot 4\left(7.23 \frac{N}{mm^2}\right)^2} = 84 \frac{N}{mm^2} \leq S_{tillatt}$$

$$S_L = 112 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 57.7 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Displacement} = 84 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Regner ut det størst påkjente 6" Bendet som befinner seg i sløyfepunktet ut mot helidekk, Kp4:

$$I_i = 3.8 \quad I_o = 3.2 \quad M_i = 1488Nm \quad M_o = 1500Nm \quad M_t = 609 \quad F_a = -2608Z = \pi(80.75mm)^2(3.4mm) = 69648.83 \approx 69650mm^3 \quad \sigma_p = 24.44 \frac{N}{mm^2}$$

Sustained stress:

$$M_b = \sqrt{(3.8 \cdot 1488Nm)^2 + (3.2 \cdot 1500Nm)^2} = 7417Nm$$

$$S_b = \frac{7417Nm \cdot 1000}{69650mm^3} = 106 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad S_a = \frac{4(-2608N)}{1761,1mm^2} = -5.92 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \approx -6 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 24.44 \frac{N}{mm^2} + 106 \left[\frac{N}{mm^2} \right] + |(-6 \left[\frac{N}{mm^2} \right])| = 136 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \leq 184 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \text{ ok}$$

Hoop stress:

$$S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2}$$

Displacement:

$$S_t = \frac{609Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot 69650mm^3} = 4.37 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_{Displ} = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(106 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2 + 4(4.37 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2} = 106.3 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 132.44 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Displacement} = 102.37 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Regner ut størst påkjent 8"-6" Tee Kp5

$$I_o = 3.96 \quad I_i = 3.47 \quad M_i = 2799Nm \quad M_o = 930Nm \quad M_t = 1518 \quad F_a = 0Z =$$

$$\pi(105.79mm)^2(3.76mm) = 132198.6292mm^3 \approx 132200mm^3$$

Sustained stress:

$$M_{total} = \sqrt{(3.96 \cdot 2799Nm)^2 + (3.47 \cdot 930Nm)^2} = 11544Nm$$

$$S_b = \frac{11544Nm \cdot 1000mm}{132200mm^3} = 87.32 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 28.77 \left[\frac{N}{mm^2} \right] + 87.32 \left[\frac{N}{mm^2} \right] = 116 \left[\frac{N}{mm^2} \right] \leq 195.7 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Hoop stress:

Displacement stress:

$$S_t = \frac{604Nm \cdot 1000 \frac{mm}{m}}{2 \cdot 132200mm^3} = 2.28 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_E = \sqrt{S_b^2 + 4S_t^2} = \sqrt{(87.32 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2 + 4(2.28 \left[\frac{N}{mm^2} \right])^2} = 87.43 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 116 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Displacement} = \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Regner ut størst påkjent 6"-4" Tee Kp6

$$I_o = 3.56 \quad I_i = 2.92 \quad M_i = 2799Nm \quad M_o = 930Nm \quad M_t = 1518 \quad F_a = 0Z =$$

$$\pi(80.75mm)^2(3.4mm) = 69648.83 \approx 69650mm^3 \quad S_p = 24.44 \frac{N}{mm^2}$$

Sustained stress:

$$M_{total} = \sqrt{(3.56 \cdot 800Nm)^2 + (2.92 \cdot 315Nm)^2} = 2992Nm$$

$$S_b = \frac{2992Nm \cdot 1000mm}{69650mm^3} = 42.95 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 24.44 \left[\frac{N}{mm^2} \right] + 42.95 \left[\frac{N}{mm^2} \right] = 67.4 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

Hoop stress:

Displacement stress:

$$S_t \approx 0 \quad S_E = S_b = 42.95 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

$$S_L = 67.4 \frac{N}{mm^2} \quad S_{Hoop} = 48.8 \frac{N}{mm^2} \quad S_E = 43 \left[\frac{N}{mm^2} \right]$$

DN	POS	I_i	I_o	M_{is} [Nm]	M_{os} [Nm]	M_{Total} [Nm]	F_{Axial} [N]	S_A $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_b $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_p $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_L $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_H $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_E $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$
8"	Kp1	N/A	N/A	4500	3220	5533	0	0	41	28.77	69.8	57.7	43.4
8"	Kp2	4.21	3.51	2515	442	2553	0	0	35.8	24.44	60	48.8	35.8
8"	Kp3	4.21	3.51	2069	1900	10730	-1278	-0.5	83	28.77	112	57.7	82.38
8"	Kp4	3.96	3.47	1488	1500	7110	-2608	-6	106	24.44	136	48.8	102.37
6"	Kp5	3.8	3.2	2799	930	19774	0	0	87.32	28.8	116	48.8	87
6"	Kp6	3.8	3.2	800	315	5219	0	0	42.95	24.44	67.4	48.8	43

Tabell[4.14] beregnede spenninger for kritiske punkter i lastsituasjon IV

	S_H $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_L $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_E $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$	S_H $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$ [tillatt]	S_L $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$ [tillatt]	S_E $\left[\frac{N}{mm^2} \right]$ [tillatt]	CHECK
Kp1	57.7	69.8	43.4	122	122	138	Pass
Kp2	48.8	60	35.8	122	122	138	Pass
Kp3	57.7	112	82.38	195.7	195.7	220	Pass
Kp4	48.8	136	102.3	195.7	195.7	220	Pass
Kp5	57.7	116	87	195.7	195.7	220	Pass
Kp6	48.8	67.4	43	195.7	195.7	220	Pass

Tabell[4.15] påvisning mot tillatte spenninger lastsituasjon IV

Største sustained stress: 136Mpa Oppstår i 90 graders rørbend over S3

Største hoop stress: 57.7Mpa oppstår i alle 8" rør

Største displacement stress: 102.37Mpa Oppstår i samme bend som største SL

Alle disse spenningene er under tillatt spenning for occational lasttilstand.

Alle dei kritiske punktene som er utvalgt av rørsystemet i oppgåva passerer kravene fra ASME B31.3, Og systemet tåler derfor alle lastene det kan bli utsatt for som er definert fra ASME B31.3.

Opplagerkrefter i Lastsituasjon IV(Worst case):

Support Nr	Fx Nord(+) Sør(-)	Fy Øst(+) Vest(-)	Fz Opp(+) Ned(-)	Support Nr	Fx Nord(+) Sør(-)	Fy Øst(+) Vest(-)	Fz Opp(+) Ned(-)	Support Nr	Fx Nord(+) Sør(-)	Fy Øst(+) Vest(-)	Fz Opp(+) Ned(-)
S1	-1432	0	-756	HD2.1	0	95	1780	HD5	0	517	3127
S2	-1372	0	7115	HD2.2	0	1224	3300	HD5.1	0	1021	3221
S3	0	6000	6883	HD3	-122	0	1197	HD5.2	1954	0	4182
S4	2879	0	3665	HD3.1	0	0	572	HD5.3	0	533	-158
S5	1024	0	11483	HD3.2	-136	0	1589	HD5.4	0	675	3855
S6	627.63	0	11193	HD3.3	-130	0	1929	HD6	0	2247	2554
S7	0	1404	1342	HD3.4	-108	0	1569	HD6.1	0	-119	3135
S8	70	1392	0	HD3.5	0	1872	786	HD6.2	0	656	2133
S9	-1302	715	0	HD3.6	0	-497	594	HD6.3	-194	-61	514
S10	0	0	8684	HD3.7	-248	0	652				
S11	2771	856	0	HD3.8	146	0	55				
S12	0	-41	6502	HD4	385	0	2786				
S13	-1148	861	0	HD4.1	0	1501	2203				
S14	2	240	0	HD4.2	302	0	3060				
HD1	0	750	1565	HD4.3	294	0	3612				
HD1.1	0	-179	1489	HD4.4	219	0	3084				
HD2	0	603	3819	HD4.5	284	0	2563				

Tabell[4.16] opplagerreaksjonene på alle pipe supports

Dette er dermed opplagerreaksjonene på alle pipe supports i dimensjonerende lastsituasjon, og det er disse kreftene som skal brukes som grunnlag videre i konstruksjon av pipe support. Da dette er resultater generert fra mest ugunstig situasjon for hele systemet så kan det brukes til utgangspunkt i konstruksjonen av alle supportene som inngår.

5 Pipe Supports

5.1 Materialvalg

Syrefast stål (AISI 316)

Da supporterne skal være ute på helidekket, er det egnet å bruke syrefast stål. Det er svært korrosjonsbestandig, noe som kreves på utsiden av et FPSO-skip. Bestemte profiler av 316L blir festet opp imot aluminiumsbjelkene ihht Leirvik standard.

Supporterne skal være av sveiste vinkelprofiler i syrefast stål, og fordi de skal festes opp mot en aluminiums HEA 800 bjelke så sies det at: "Rustfrie bolter av kvalitet A4-80 skal brukes for alle forbindelser mellom aluminium og rustfritt [18, s.11]." og 5.1.1 "POM-C shimmer skal brukes mellom forbindelser av ulike materialer (typically Aluminium-SS) [18, s.11]." I dette tilfellet aluminium/rustfritt. Med dette så må det legges inn POM-C shims på 3mm mellom de rustfrie innfestningene og HEA bjelkene som er av aluminium.

I table 7.1 fra [18, s.15] står det at for nominelle boltehull i rustfrie profiler så skal toleransen ved hulldimensjoner innenfor området $18\text{mm} < \text{Ø} < 30\text{mm}$ være $+0.130\text{ms}$ og for aluminiumsbjelken skal hullet være $\text{Ø}+0.3\text{mm}$ [18, s.15].

Den totale tykkelsen av bunnflensen på bjelken, innfestningsplaten og POM-C shim vil bli

$$t_{\text{bunnflens}} + t_{\text{plate}} + t_{\text{POM-C}} = 20\text{mm} + 28\text{mm} + 3\text{mm} = 51\text{mm}$$

Bolter, muttere og skiver definert i [18, s.15] skal være:

Bolt: ISO 4014 M20 Nominell lengde: 80mm

Mutter: ISO 7040

Skive: ISO 7089

Der boltelengde ble valgt under konstruksjon i inventar da det var den korteste boltelengden samtidig som den passer godt ved total platetykkelse på 41mm.

5.3 Design

Design av supporterene skal gjøres i tråd med Eurokode 3

Support	DOF	F _x [N] [Nord(+),Sør(-)]	F _y [N] [Øst(+),Vest(-)]	F _z [N] [Vertikal]	R[N]
S10	Rest	0	0	8684	8684
S3	Rest, Hold down, Lineguide	0	6000	6883	9131
S5	Rest, Hold down, Lineguide	1024	0	11483	11528
HD 2.2	Rest, Hold down, Lineguide	0	1224	3300	3519

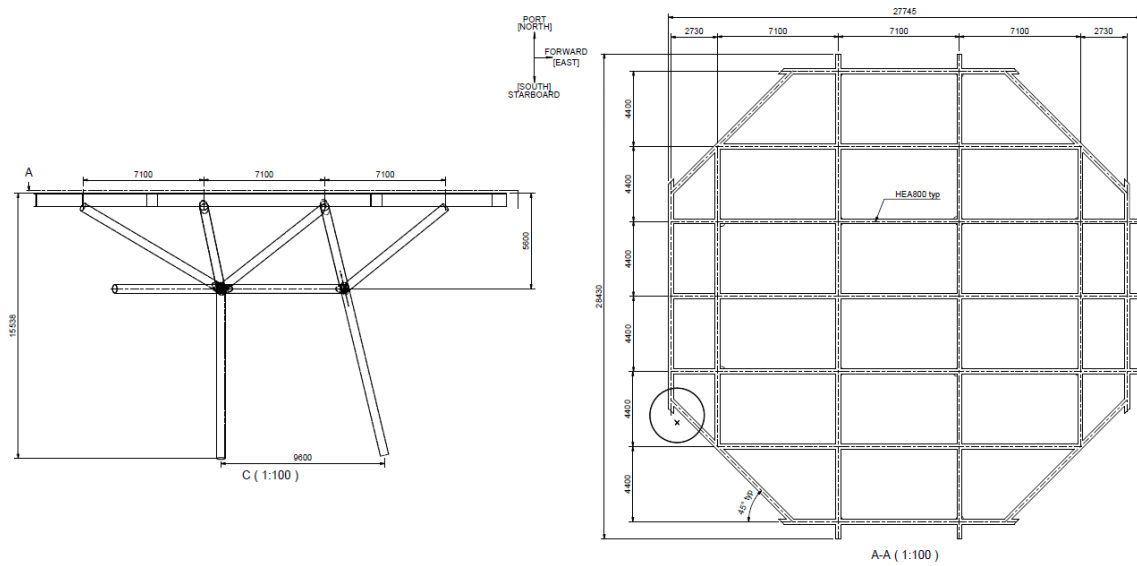
Tabell[5.1] mest kritiske opplager

I tabellen over så kan det se ut som at de horisontale kreftene er veldig store, dette er fordi de bare oppstår i korte øyeblikk, og dette er den dimensjonerende og mest ugunstige situasjon for et FPSO skip der akselerasjoner i vertikal retning er beregnet til å bli opp i $5.7 \frac{m}{s^2}$ dersom alle akselerasjoner vil opptre i den samme retningen i et kort tidsrom.

$5.7 \frac{m}{s^2}$ tilsvarer $\frac{5.7}{9.81} \approx 0.6g$ pluss vindkast og alle andre faktorer som spiller inn så kan dette virke realistisk i en ugunstig situasjon.

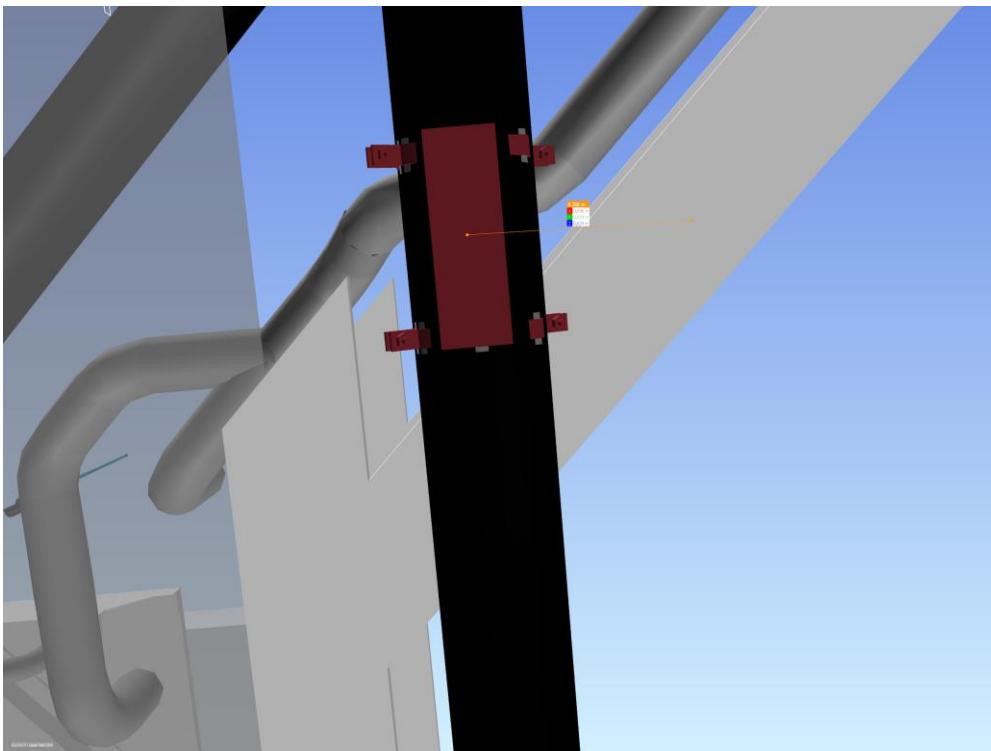
De mest utsatte opplagrene er S3 og S5, der S5 er plassert slik at røret ligger nesten rett over gulvet og kan supporteres fra gulvet. S3 ble valgt fordi den er på en mer utfordrende plassering og muligens er mer aktuell for oppgaven.

5.4 Områdebeskrivelse pipe support



Fig[5.1] områdebeskrivelse helikopterdekk fra [5,s.90]

Figur hentet fra [JT01-RO-N-PA-2001_0] merket inn på figuren er plasseringen av supporten S3 som supporter røret som går nordover.



Fig[5.2] Support nr 3 sett underfra bilde tatt ut av navisworks

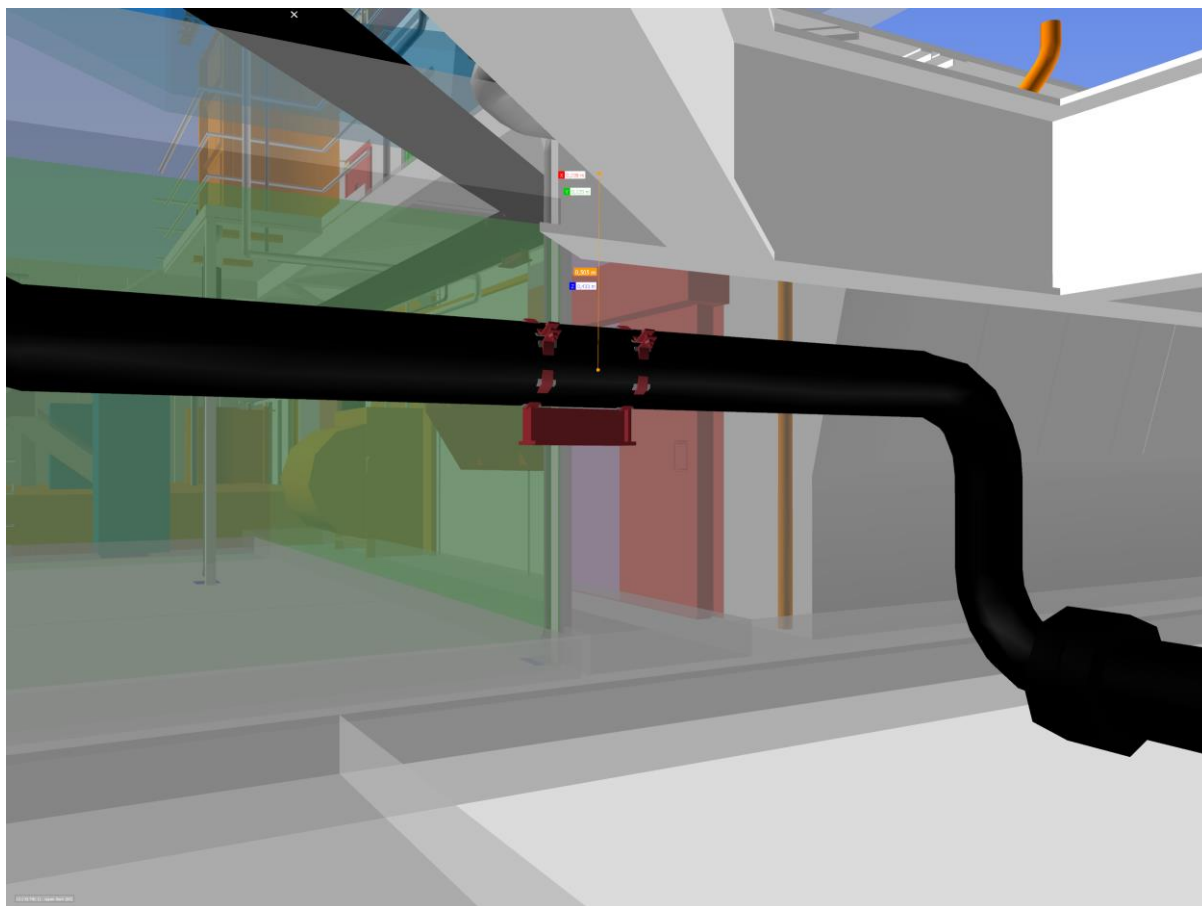
På figuren er røret sett fra undersiden av aluminiumsbjelken. Målingen på figuren viser forskjellen i høyde og bredde fra bunnsiden i flensen til bunnsiden på skoen. Det er den skråliggendes bjelken som er tenkt å feste pipe supporten direkte opp i, på høyre side. Man må finnes et supportdesign som gjør det mulig å feste i begge bjelkene. Da må supporten på venstre side festes opp i en diagonal forlengelse av HEA bjelken.

Senterlinjen til røret befinner seg 433mm under bjelkelaget som er vist på figuren og avstand i fra bjelken i øst/vest retning er 625mm. Skal det også supporteres i bjelken som går nordover, må det lages en løsning for å forlenge bjelken, slik at det er en profil som står rett over supporten som kan fungere som innfestning til en vertikal vinkel i primærsupporten.

Da er det muligheter for å forbinde i bunnflens eller toppflens. Det går også an å innfeste i steget.

[Rest, Hold down, Lineguide, Line stop] Bruker sko med sveiste lineguides som holder røret nede og på plass i breddeaksen, med line stop i lengdeaksen. Siden denne supporten befinner seg på et vest

Områdebeskrivelse:



Fig[5.3] support nr 3 sett fra siden bilde tatt ut fra navisworks

Røret står under to bjelker, der den ene går i 45 grader og den andre går langs røret. Det kan være mulig å montere opp i begge, eller bare en. Det er også en mulighet å montere i gulvet, alle disse mulighetene blir tatt videre i funksjonsbeskrivelsen.

Support sko

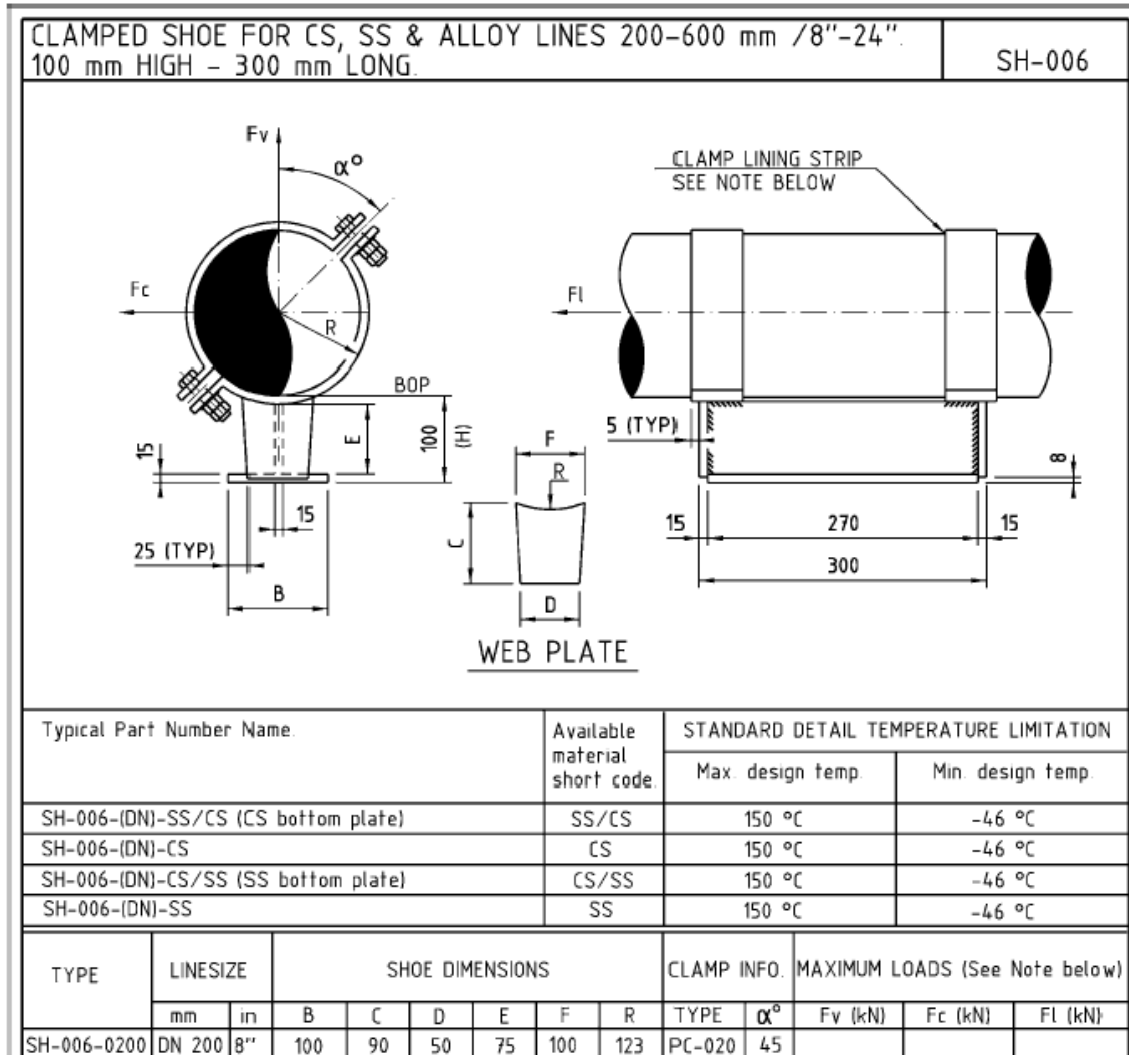
Title:
PIPE SUPPORT DETAIL STANDARD

Doc. No.:
JT01-RO-L-HA-0004

Rev.:
0

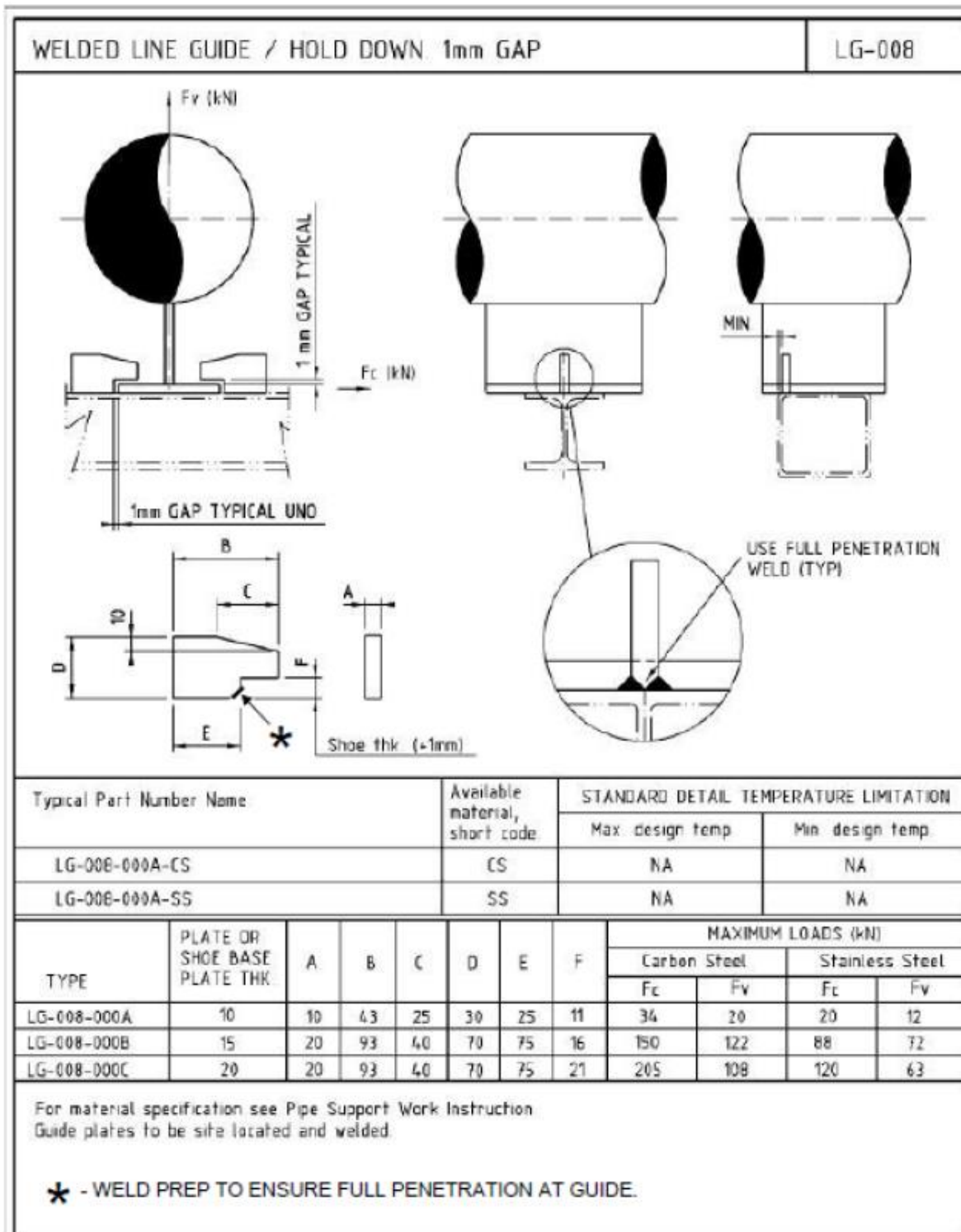
Date:
10-02-2020

Page:
36 of 313



Fig[5.4] valg av support sko hentet fra [20, s.36]

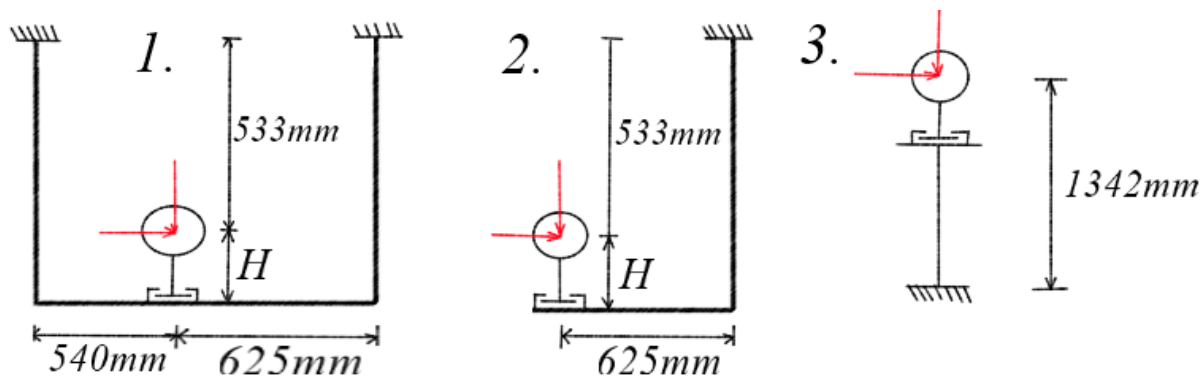
Lineguides



Fig[5.5] valg av lineguide fra [20, s.219]

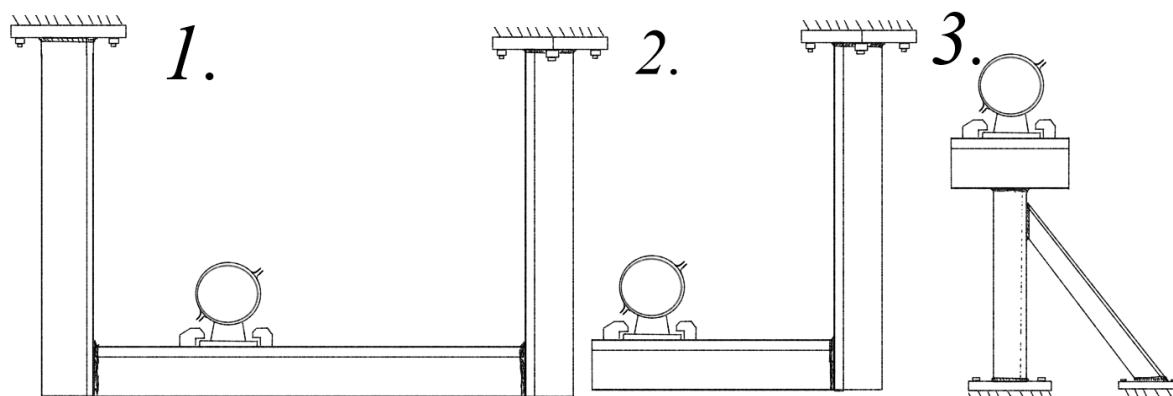
5.5 Funksjonsbeskrivelser og prinsippkisser

Skal ta opp vertikale og horisontale krefter, skal ha frihetsgradene R, HD, LG



Fig[5.7] funksjonsbeskrivelser pipe support. Tegnet på data

Som vist på figuren så er alternativ 1 og 2 montert i bjelke mens alternativ 3 er montert i gulvet.



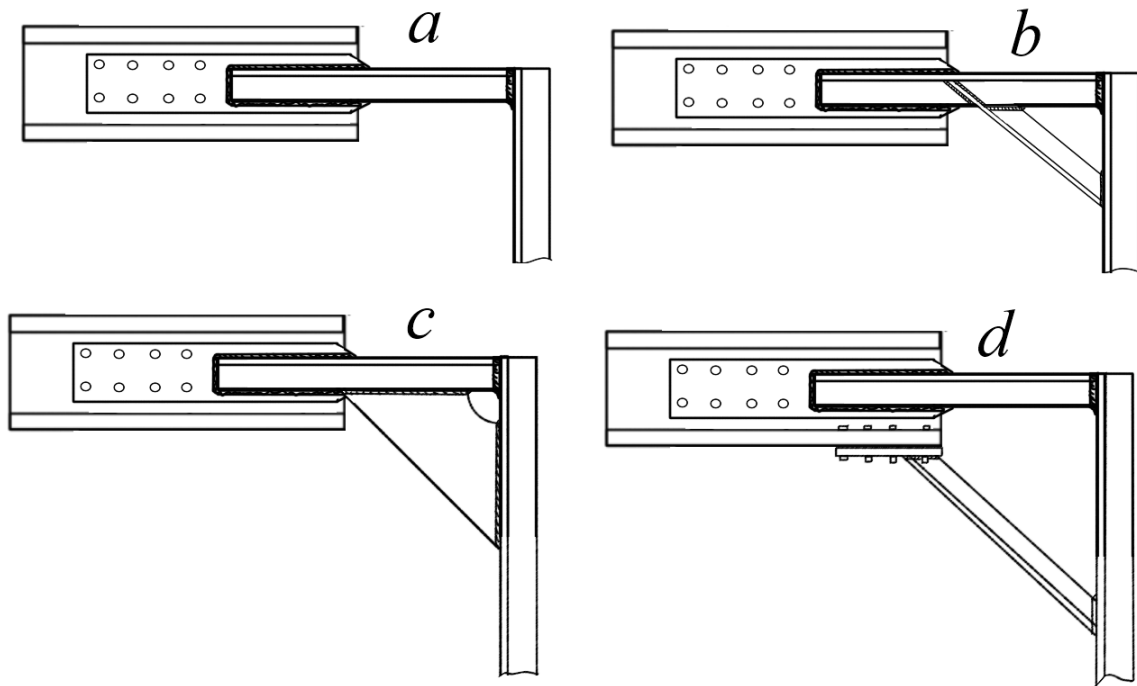
Fig[5.8] prinsippkisser pipe supports. Tegnet på data

Ser på design for alternativ 1:

I denne situasjonen så må det finnes en måte å feste opp i den langsgående bjelken. Da den langsgående bjelken ikke strekker langt nok bort, må man finne en løsning der bjelken blir forlenget.

Det kan være mulig å sette inn en vinkelprofil i steget på HEA bjelken

Prinsippskisser for innfestning i steget på HEA 800 bjelken



Fig[5.9] prinsippskisser innfestning i steget. Tegnet på data

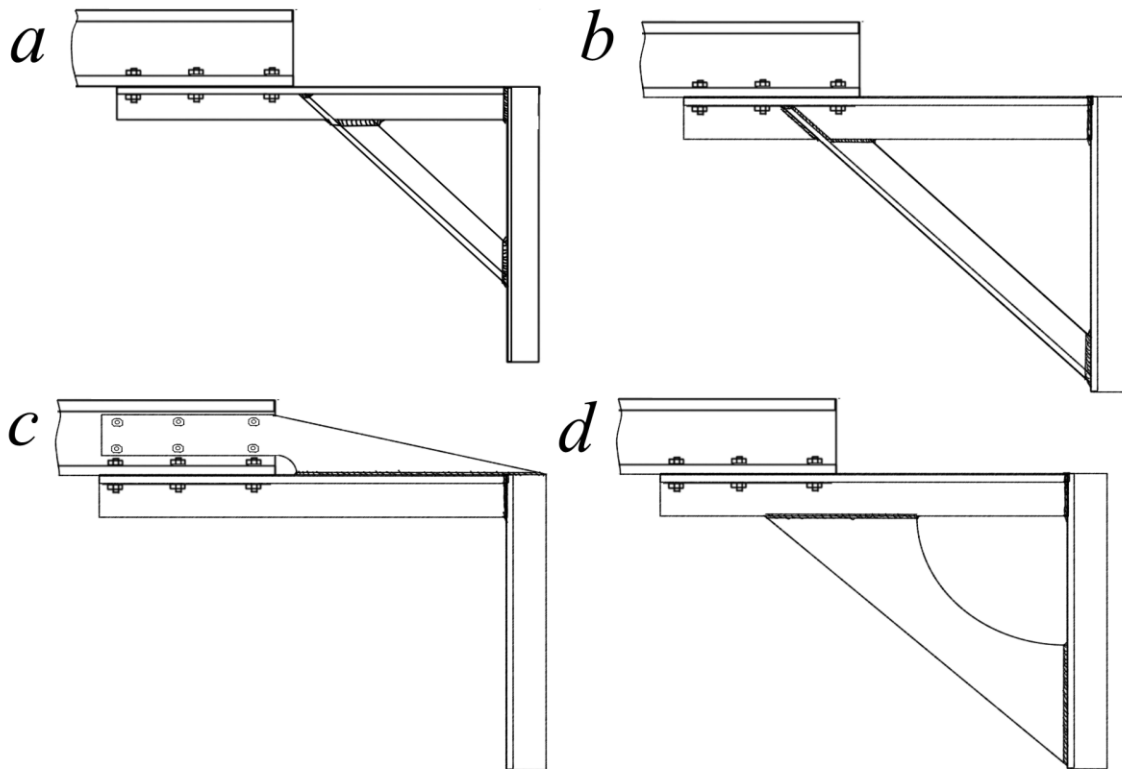
Grov vurdering av skissene:

	a	b	c	d
Strukturell integritet	2	6	6	8
Utseende	7	7	6	3
Gunstig størrelse	8	7	6	2
Nødvendighet	7	7	4	4
Konstruksjon	9	8	4	2
Installasjon	7	7	6	4
Kostnad	6	6	4	2
Sum	46	48	36	25

Tabell[5.2] bedømmelse av skisser for innfestning i steget

Utifra bedømmelsen så kommer alternativ b best ut da den har god moment avlastning, samt lite bakkdeler. Det er også en mulighet å sette inn en innfestning i bunnflensen på HEA bjelken

Prinsippkisser for innfestning i bunnflens:



Fig[5.10] prinsippkisser innfestning i bunnflens. Tegnet på data

Her er 4 prinsippkisser som baserer seg på at den horisontale profilen skal kunne få en momentavlastning, der a og b er mer normale løsninger og c og d er litt mer spesielle løsninger. Der b tar mer plass enn a, men a vil ha høyere sannsynlighet for å få store spenningskonsentrasjoner i snittet rett før HEA bjelken.

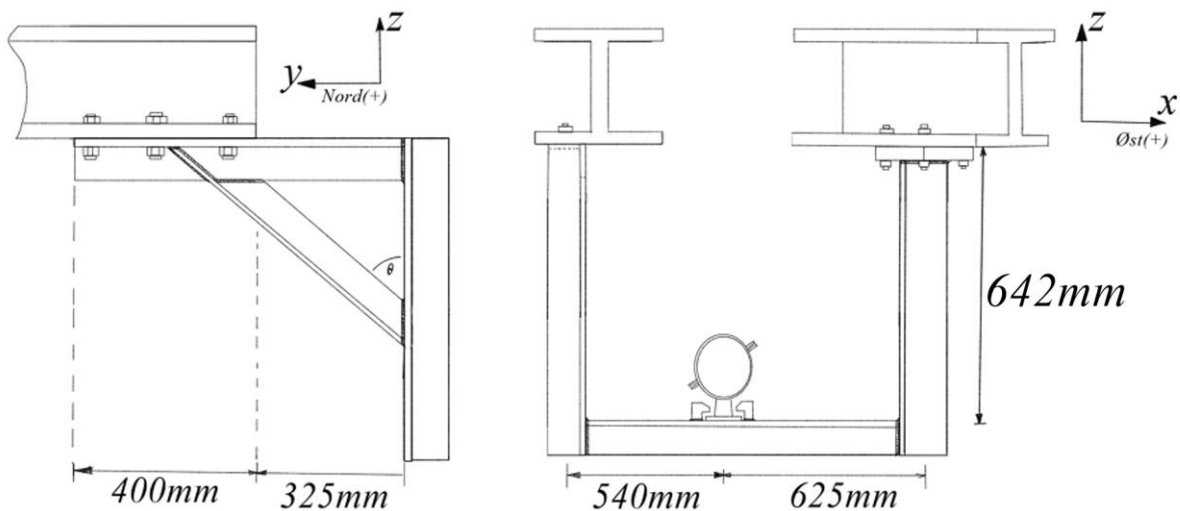
Rangerer konseptene for å luke ut de dårlige alternativene.

	a	b	c	d
Strukturell integritet	4	8	8	8
Utseende	7	8	3	3
Gunstig størrelse	7	6	8	2
Nødvendighet	5	5	4	4
Konstruksjon	8	7	4	4
Installasjon	8	8	3	5
Kostnad	6	6	4	4
Sum	45	48	34	30

Tabell[5.3] bedømmelse av skisser for innfestning i bunnflens

Velger b fra andre eksempel, da den har god strukturell integritet og den har minst ulemper. Den ser også ut til å være sterkere enn alternativ b i første eksempel ved innfestning i steget på grunn av at den tverrgående profilen er innfestet under HEA bjelken og det vil derfor ikke oppstå de samme skjærkreftene i knutepunktet.

Valg av løsning.



Fig[5.11] valg av endelig support design. Tegnet på data

Begge HEA bjelkene er på samme høyde, 642 mm over primær support.

Velger at vinkelen i tverrstag er 45 grader. Da bygger den 325 mm i bredde og høyde slik at den er innfestet under HEA bjelken. Høyden fra senter av rør opp til bunnflens i HEA 800 bjelken er 433mm så da blir den totale byggelengden på pipe support: $H = 433mm + h_{sko} + \frac{D}{2} = 433mm + 100mm + \frac{219.1mm}{2} = 642mm$

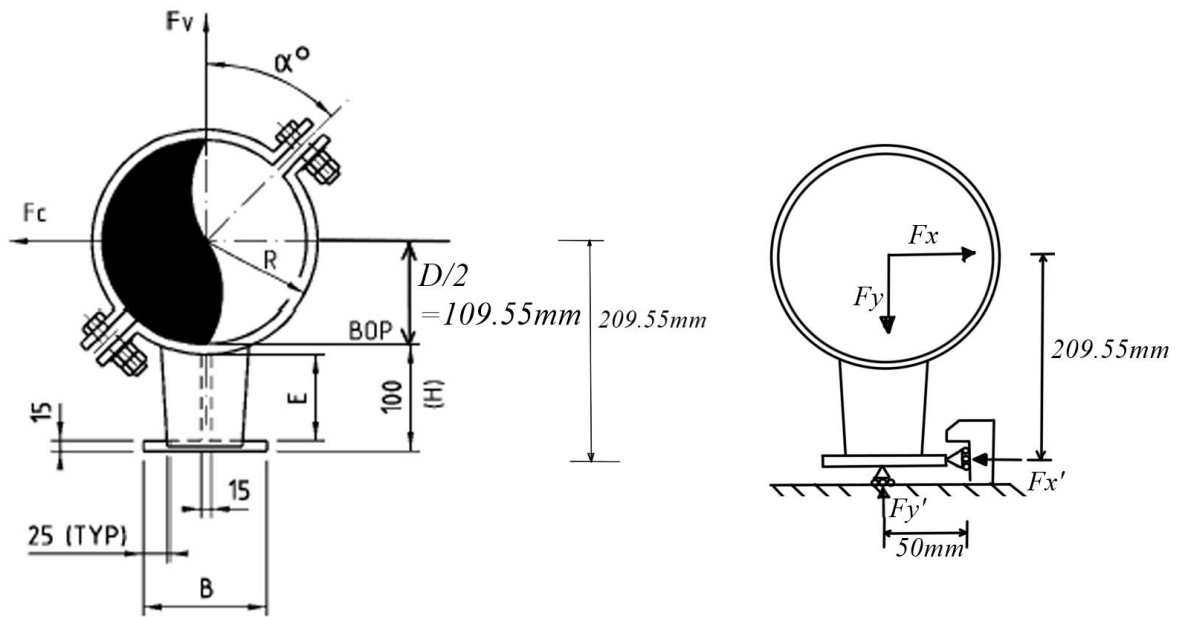


Fig[5.12] endelig support design tegnet inn i Inventor

Det endelige support designet tegnet inn i inventor, her er det brukt supporten i fig[5.11]. Det er en 200x200x20 bolteplate i HEA bjelken på høyreside, og på venstreside er det en 400x200x20 rustfri plate boltet opp i bjelken og sveist på den liggende vinkelprofilen. Det skal under montering legges en 400x200x3mm POM-C shim under venstre innfestning og en 200x200x3 POM-C shim under høgre innfestning

Valgte at vinkelen i tverrstag er 45 grader, da bygger den 325 mm i bredde og høyde slik at den er innfestet under HEA bjelken. Høyden fra senter av rør opp til bunnflens i HEA 800 bjelken er 433mm så da blir den totale byggelengden på pipe support: $H = 433mm + h_{sko} + \frac{D}{2} = 433mm + 100mm + \frac{219.1mm}{2} = 642mm$ i høyden

5.6 Manuelle beregninger



Fig[5.12] fritt legeme diagram 1. Venstre del hentet fra [20, s.36]. Høgre del tegnet.

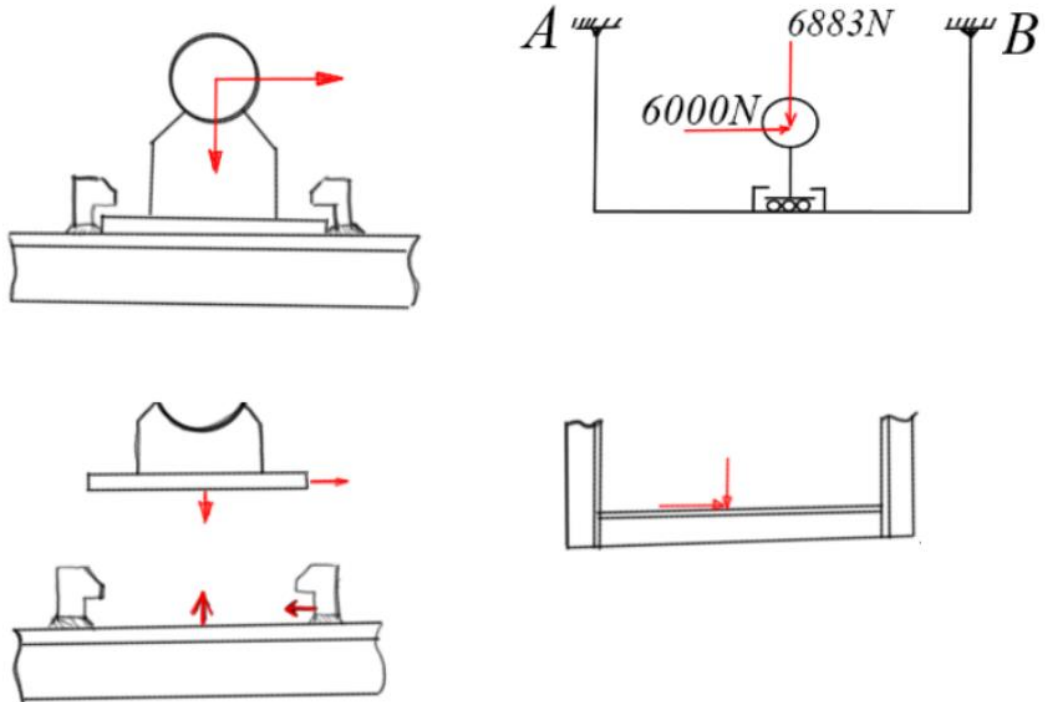
Velger å se på skoen slik at den har liten friksjon til underlaget og lineguiden, så da vil altså alle horisontale krefter bli tatt imot av en av lineguidene til ethvert tidspunkt. Lineguide vil ikke ta imot vertikale krefter, med mindre røret får en netto akselerasjon oppover eller vipper. Dette blir sett bort ifra her.

$$\Sigma_{Fx} = Fx + Fx' = 0 \quad \text{og} \quad \Sigma_{Fy} = Fy + Fy' = 0$$

$$\text{dvs } Fx' = -Fx \quad \text{og} \quad Fy' = -Fy$$

Bruker dette når jeg ser videre på bjelken og modellerer disse kreftene slik at de angriper et punkt på bjelken.

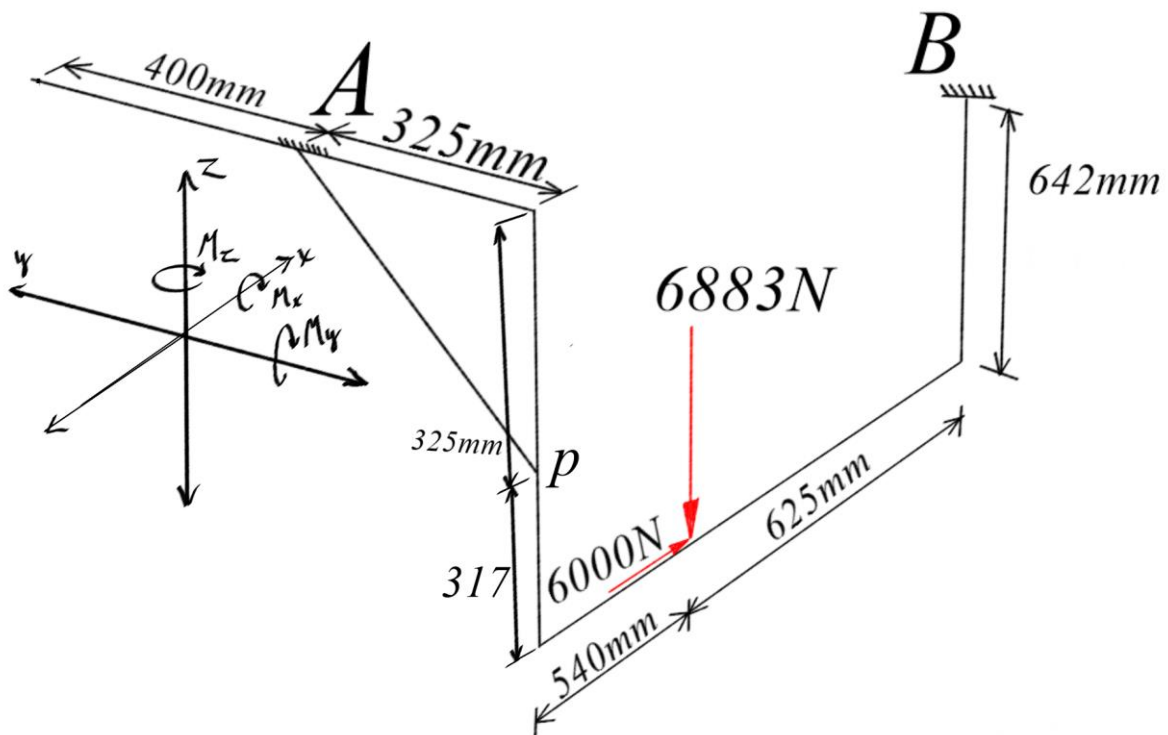
Fritt legeme diagram



Fig[5.13] fritt legeme diagram 2. Tegnet på data

Beregner ikke selve skoen da det allerede er gitt i support standarden hvilke krefter den tåler.

5.6.1 Statikkberegninger



Fig[5.15] fritt legeme diagram 4. Tegnet på data

Statisk likevekt i tre dimensjoner:

$$\Sigma_{Fx} = 0, \Sigma_{Fy} = 0, \Sigma_{Fz} = 0 \text{ og } \Sigma_{Mx} = 0, \Sigma_{My} = 0, \Sigma_{Mz} = 0$$

Kreftene gir likningene:

$$\Sigma_{Fx} = 6000N - Bx - Ax = 0 \quad \Sigma_{Fy} = Ay + By = 0 \quad \text{og} \quad \Sigma_{Fz} = -6883N + Az + Bz = 0$$

Momentene om punktet p gir likningene:

$$I: \Sigma_{Mx} = Az(0.325m) + Ay(0.325m) + By(0.325m) = 0$$

$$II: \Sigma_{My} = 6883N(0.540m) - 6000N(0.317m) + Bz(1.16m) + Bx(0.642m - 0.317m) + Ax(0.325m) = 0$$

$$III: \Sigma_{Mz} = Ax(0.325m) + By(1.16m) + Bx(0.642 - 0.317)$$

dette gir 6 likningssett og 6 ukjente, prøver å løse likningene med innsettingsmetode.

$$I: \Sigma_{Mx} = Az(0.325m) + Ay(0.325m) + By(0.325m) = 0$$

$$II: \Sigma_{My} = 1814Nm + Bz(1.16m) + Bx(0.325m) + Ax(0.325m) = 0$$

$$III: \Sigma_{Mz} = Ax(0.325m) + By(1.16m) + Bx(0.325m)$$

$$\Sigma_{Fx} = 6000N - Bx - Ax = 0 \Rightarrow Ax = 6000N - Bx$$

$$\Sigma_{Fy} = Ay + By = 0$$

$$\Sigma_{Fz} = -6883N + Az + Bz = 0$$

$$\Sigma_{Fx} \Rightarrow III: \Sigma_{Mz} = (6000N - Bx)(0.325m) + By(1.16m) + Bx(0.642 - 0.317)$$

$$\Sigma_{Fx} \Rightarrow III: \Sigma_{Mz} = 1950Nm - 0.325mBx + By(1.16m) + 0.325mBx = 0$$

$$\Sigma_{Fx} \Rightarrow III: \Sigma_{Mz} = 1950Nm + By(1.16m) \sim By = \frac{1950Nm}{1.16m} = 1681N$$

$$\Sigma_{Fy} = Ay + By = 0 \Rightarrow Ay = -1681N$$

$$\Sigma_{Fx} = 6000N - Bx - Ax = 0 \Rightarrow Bx = 6000 - Ax$$

$$\Sigma_{Fx} \Rightarrow II: \Sigma_{My} = 1814Nm + Bz(1.16m) + (6000 - Ax)(0.325m) + Ax(0.325m) = 0$$

$$\Sigma_{Fx} \Rightarrow II: \Sigma_{My} = 1814Nm + Bz(1.16m) + 1950Nm - Ax(0.325m) + Ax(0.325m) = 0$$

$$\Sigma_{Fx} \Rightarrow II: \Sigma_{My} = Bz(1.16m) + 3764Nm = 0 \Rightarrow Bz = \frac{3764Nm}{1.16m} = 3244N$$

$$\text{Bruker at } \Sigma_{Fz} = -6883N + Az + Bz = 0 \Rightarrow Az = 6883N - Bz$$

$$Az = 6883N - 3244N = 3639N$$

$$II: \Sigma_{My} = 1814Nm + (3244N)(1.16m) + Bx(0.325m) + Ax(0.325m) = 0$$

$$II: \Sigma_{My} = 5577Nm + Bx(0.325m) + Ax(0.325m) = 0$$

$$\Sigma_{Fx} = 6000N - Bx - Ax = 0 \Rightarrow Ax = 6000N - Bx$$

$$\Sigma_{My} = 5577Nm + Bx(0.325m) + Ax(0.325m) = 0 \Rightarrow Ax = \frac{5577Nm + Bx(0.325m)}{0.325m}$$

$$II \Rightarrow \Sigma_{Fx} = 6000N - Bx - \frac{5577Nm + Bx(0.325m)}{0.325m} = 0$$

$$II \Rightarrow \Sigma_{Fx} = -Bx - \frac{5577Nm}{0.325m} - \frac{Bx(0.325m)}{0.325m} = -6000N$$

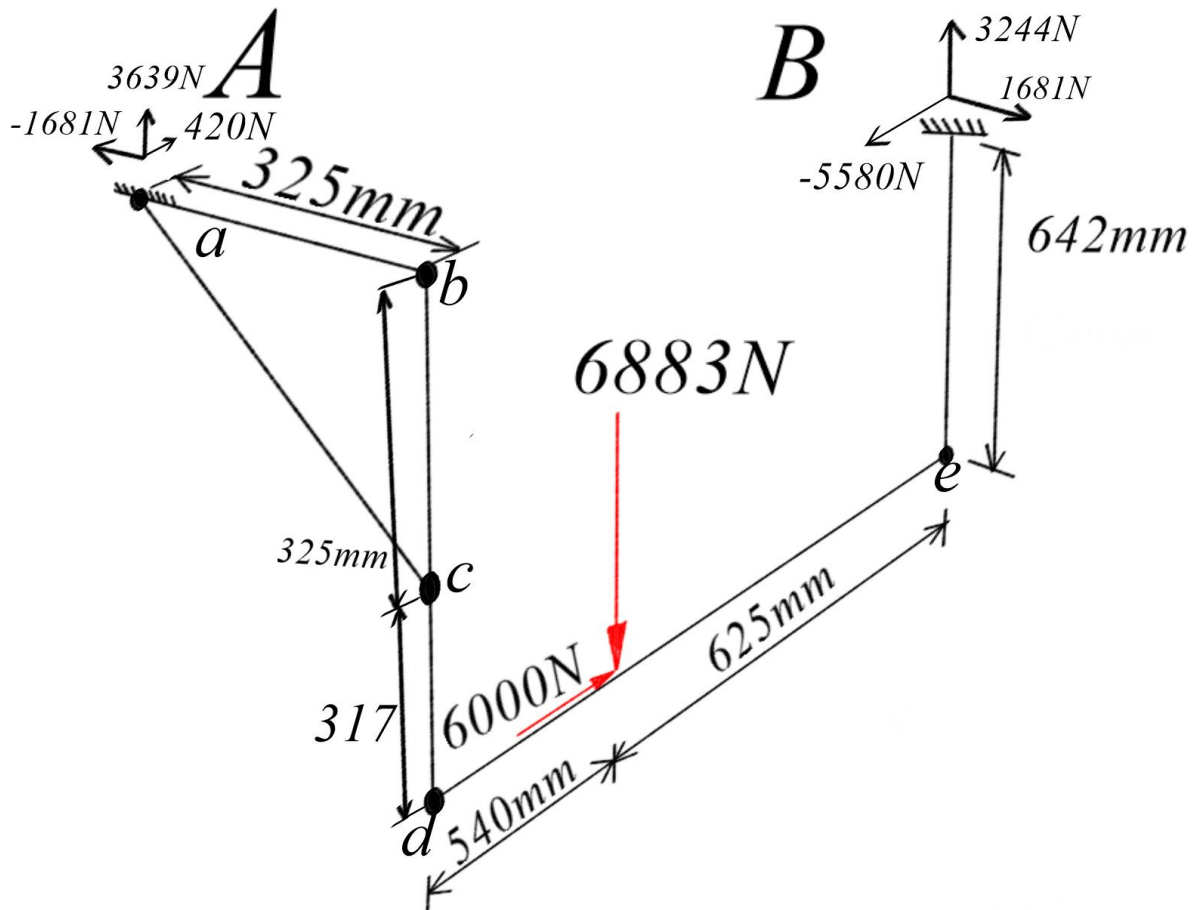
$$II \Rightarrow \Sigma_{Fx} = -Bx - Bx = -6000N + \frac{5577Nm}{0.325m}$$

$$II \Rightarrow \Sigma_{Fx} = -2Bx = 11160N \Rightarrow Bx = -5580N$$

$$\Sigma_{Fx} = 6000N - 5580N - Ax = 0 \Rightarrow Ax = 420N$$

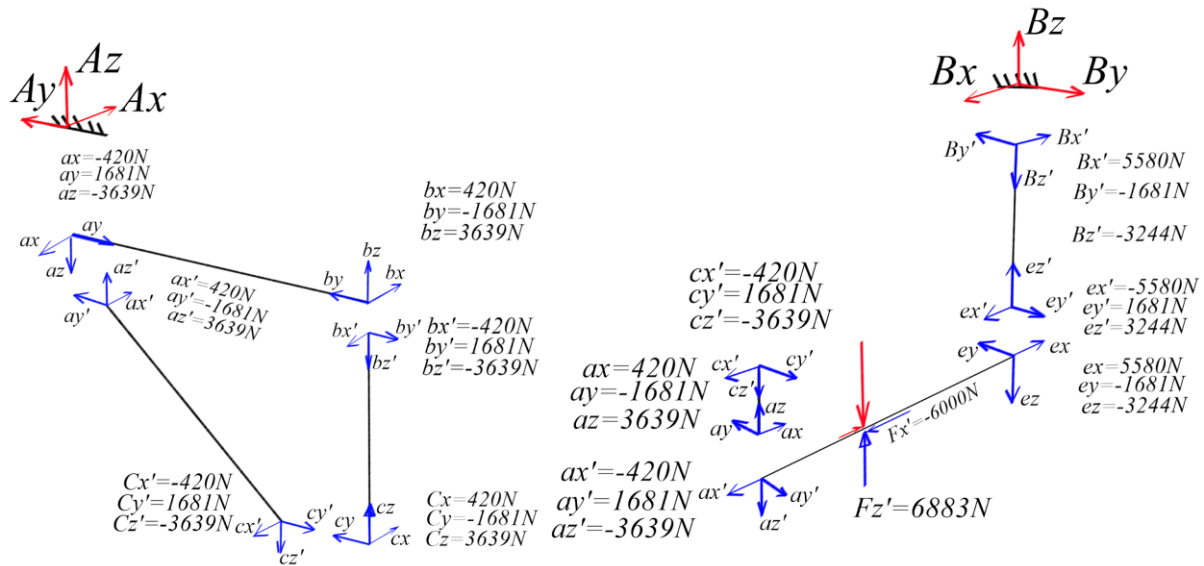
$$By = 1681N \quad Ay = -1681N \quad Bz = 3244N \quad Az = 3639N \quad Bx = -5580N \quad Ax = 420N$$

Har nå funnet de eksterne kreftene som resulterer fra opplagerene. Da kan supporten frilegges for å finne de indre kreftene, deretter kan sjærkraft og momentdiagram settes opp



Fig[5.17] fritt legeme diagram 5 med opplagerreaksjoner

Utregning av innvendige krefter



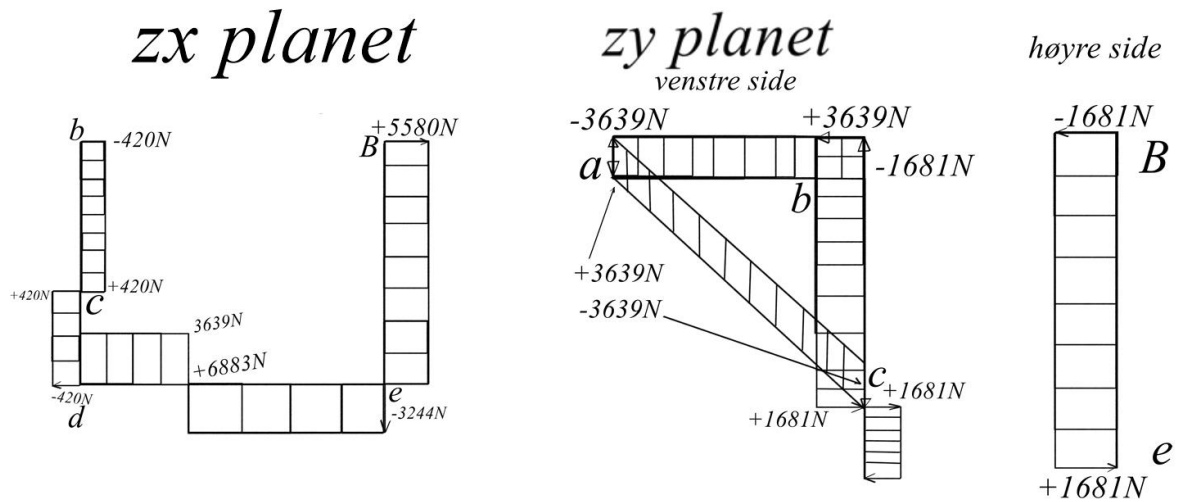
Fig[5.18] frilagt support med indre krefter

De innvendige kreftene er utregnet ved hjelp av kraftbalanse likningene:

$\Sigma_{Fx} = 0, \Sigma_{Fy} = 0, \Sigma_{Fz} = 0$. Hver komponent av supporten er regnet ut hver for seg.

Denne informasjonen brukes videre i utarbeiding av skjærkraft og momentdiagram. Ved beregning av skjærkraften så brukes hvert segment som supporten er oppdelt i på fritt legeme diagram til å sette opp et sammensatt skjærkraftdiagram av supporten sett i to plan, deretter regnes momentene ved bruk av skjærkraft diagrammet.

Skjærkraft diagrammet i zx planet sett forfra, og zy planet, sett fra siden.



Fig[5.19]skjærkraftfordelingen

I zx planet kan det se ut til å være to kritiske punkt for momentene: regner først momenter inn i planet og bruker skjærkraft diagrammet i zx plan.

zx planet

zy planet

$$M_{b[maks[e-B]]} = 5580N \cdot 0.642m = 3582N$$

$$-2027.5N$$

$$M_{b[maks[e-kp]]} = -3244N \cdot 0.625m =$$

$$M_{b[e]} = -2027.5N + 3639N \cdot 0.540m = 62.44Nm$$

$$M_{b[a-b]} = 3639N \cdot 0.325m = 1182Nm$$

$$M_{b[c]} = 62.44N - 420N \cdot 0.317m = -70Nm$$

$$1182Nm$$

$$M_{b[a-c]} = 3639N \cdot 0.325m =$$

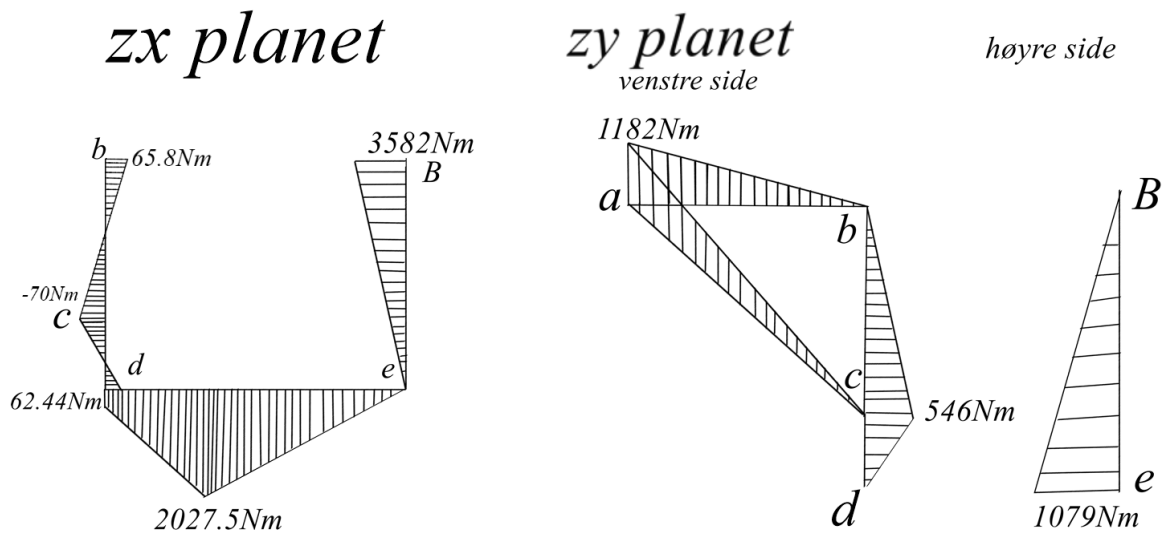
$$M_{b[b]} = -70Nm + 420N \cdot 0.325m = 65.8Nm$$

$$M_{b[c]} = 1681N \cdot 0.325m = 546Nm$$

$$M_{b[d]} = 1681N \cdot 0.325m - 1681 \cdot 0.317m = 13Nm \approx 0$$

$$M_{b[e]} = 1681N \cdot 0.642m = 1079Nm$$

Momentfordelingsdiagrammet blir da slik.



Fig[5.20] momentfordelingen

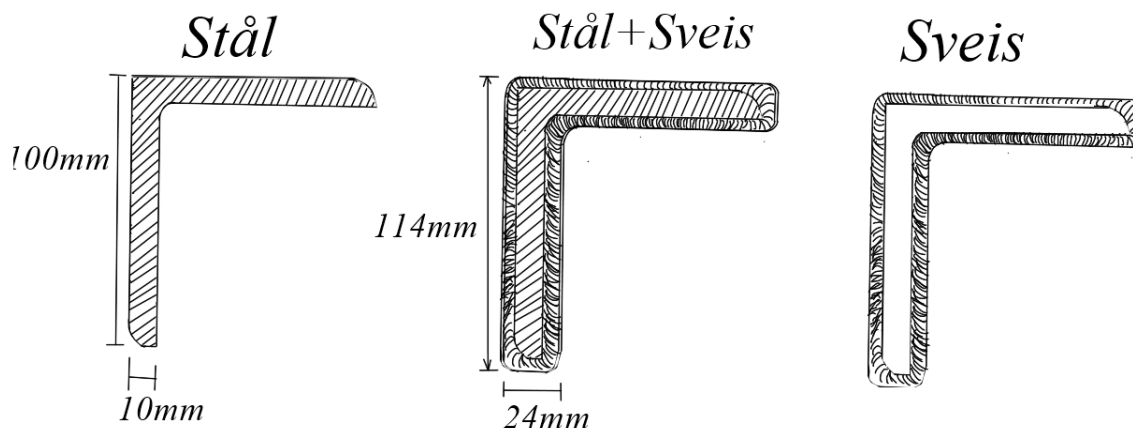
Lastene på knutepunktene

	Forbindelse	$Med_{zx} [Nm]$	$Med_{zy} [Nm]$	$Ved_{zx} [N]$	$Ved_{zy} [N]$	Ned[N]
a	sveist(45deg)	-136.5	1182	-420	-3639	1681
b	Sveist	65.8	0	420	3639	-3639
c	Sveist(45deg)	-70	546	420	-1681	-3639
d	Sveist	62.44	0	-420	1681	-3639
sko	profiltverrsnitt	2027.5	0	0	-3639	0
e	Sveist	0	1079	5580	-1681	-3244
A'	Boltet	-136.5	1182	-420	-3639	1681
B'	Boltet	3582	0	5580	-1681	-3244

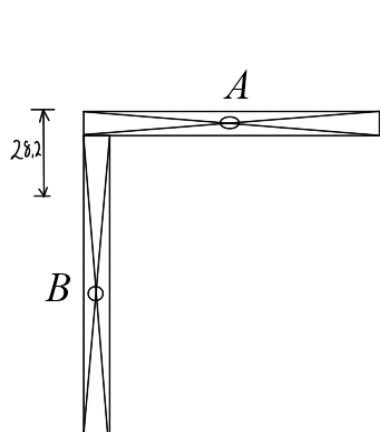
Tabell[5.4] kreftene i knutepunktene

5.6.2 Utregning av motstandsmomenter

For en 100x100x10 profil med sveis



Fig[5.21] tverrsnittene i vanlig sveist vinkelprofil. Figur tegnet på data



$$y = \frac{90\text{mm} \cdot 10\text{mm} \cdot 1\text{mm} + 100\text{mm} \cdot 10\text{mm} \cdot 50\text{mm}}{90\text{mm} \cdot 10\text{mm} + 100\text{mm} \cdot 10\text{mm}} = 26.8\text{mm}$$

$$100\text{mm} - (45\text{mm} + 26.8\text{mm}) = 28.2\text{mm}$$

Steiners metode:

$$I = I_0 + A \cdot y_0^2$$

Toppflensen:

Fig[5.22] steiners metode. Tegnet på data

$$I_{y,A} = \frac{100\text{mm} \cdot (10\text{mm})^3}{12} + (100\text{mm} \cdot 10\text{mm})(28.2\text{mm} - 5\text{mm})^2 = 546573\text{mm}^4$$

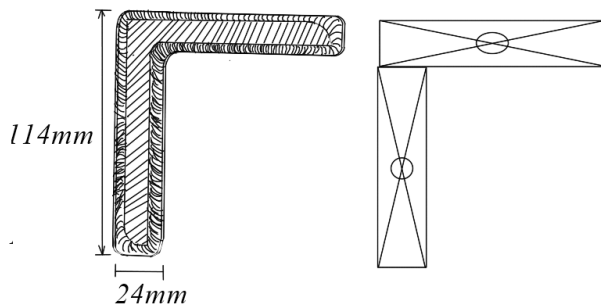
Steget:

$$I_{y,B} = \frac{10\text{mm} \cdot (90\text{mm})^3}{12} + (90\text{mm} \cdot 10\text{mm})(26.8\text{mm})^2 = 1253916\text{mm}^4$$

Det totale arealtrehetsmomentet:

$$I_{[\text{stål}]} = 546573\text{mm}^4 + 125391\text{mm}^4 = 1800489\text{mm}^4$$

Dersom det er sveist rundt
vinkelprofilen så vill den ha dette tverrsnittet



Fig[5.23] steiners metode på sveis

Undersøker det samlede tverrsnittet som kommer av sveisens a-mål rundt stålet

$$y = \frac{24\text{mm} \cdot 90\text{mm} \cdot 45\text{mm} + 114\text{mm} \cdot 24\text{mm} \cdot 102\text{mm}}{24\text{mm} \cdot 90\text{mm} + 114\text{mm} \cdot 24\text{mm}} = 76.85\text{mm}$$

nøytralaksen er 76.85mm fra bunnen av figuren.

Toppflensen:

$$I_{y,A} = \frac{114\text{mm} \cdot (24\text{mm})^3}{12} + (114\text{mm} \cdot 24\text{mm})(114\text{mm} - 76.85\text{mm})^2 = 3907343\text{mm}^4$$

Steget:

$$I_{y,B} = \frac{24\text{mm} \cdot (90\text{mm})^3}{12} + (90\text{mm} \cdot 24\text{mm})(76\text{mm} - \frac{90\text{mm}}{2})^2 = 3649152\text{mm}^4$$

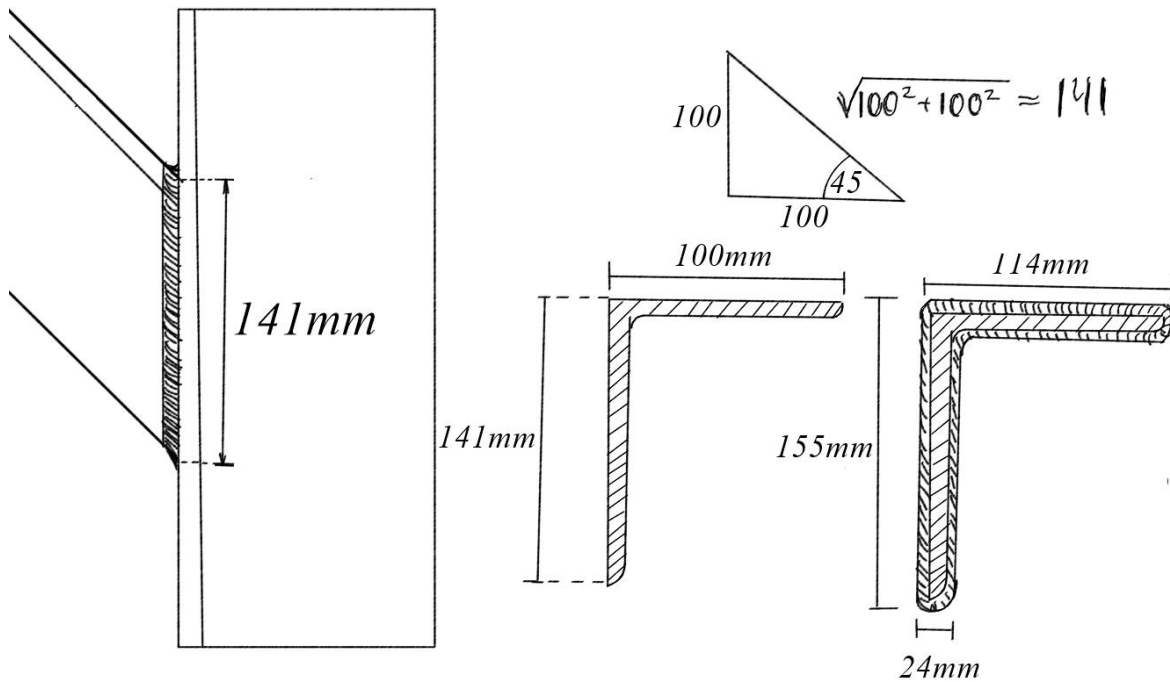
Det sammenlagte arealtrehetsmomentet:

$$I_{[\text{stål+Sveis}]} = 3907343\text{mm}^4 + 3649152\text{mm}^4 = 7556495\text{mm}^4$$

Isolert arealtrehetsmoment bare for sveisen:

$$I_{[\text{sveis}]} = I_{[\text{stål+Sveis}]} - I_{[\text{stål}]} = 7556495\text{mm}^4 - 1800489\text{mm}^4 = 5756006\text{mm}^4$$

Ser på hva motstandsmomentene blir i sveisene på profilene som blir sveist i 45 grader.



Fig[5.23] steiners metode for å regne en skrått innfestet vinkelprofil

Steiners metode for å finne motstandsmomentet i vinkelstålet. $a=7\text{mm}$

nøytralaksen:

$$y = \frac{131\text{mm} \cdot 10\text{mm} \cdot 65.5\text{mm} + 100\text{mm} \cdot 10\text{mm} \cdot 136\text{mm}}{131\text{mm} \cdot 10\text{mm} + 100\text{mm} \cdot 10\text{mm}} = 96\text{mm}$$

Toppflensen:

$$I_{y,A} = \frac{100\text{mm} \cdot (10\text{mm})^3}{12} + (100\text{mm} \cdot 10\text{mm})(40\text{mm})^2 = 1608333\text{mm}^4$$

Steget, i denne situasjonen vil det virke lengre:

$$I_{y,B} = \frac{10\text{mm} \cdot (131\text{mm})^3}{12} + (131\text{mm} \cdot 10\text{mm})(96\text{mm} - \frac{141\text{mm}}{2})^2 = 2725236\text{mm}^4$$

Totalt arealtregghetsmoment kun for stålet:

$$I_{[\text{stål}]} = 1608333\text{mm}^4 + 2725236\text{mm}^4 = 4333569\text{mm}^4$$

Steiners metode for å finne arealtrehetsmomentet i vinkelstålet og sveisen sammenlagt.

$$y = \frac{131mm \cdot 24mm \cdot 65.5mm + 114mm \cdot 24mm \cdot 143mm}{131mm \cdot 24mm + 114mm \cdot 24mm} = 101mm$$

$$I_{y,A} = \frac{114mm \cdot (24mm)^3}{12} + (114mm \cdot 24mm) \left(155mm - \frac{24}{2} - 101\right)^2 = 4957632mm^4$$

$$I_{y,B} = \frac{24mm \cdot (155 - 24mm)^3}{12} + ((155mm - 24) \cdot 24mm) \left(101mm - \frac{155 - 24}{2}\right)^2 = 8458408mm^4$$

$$I_{[stål+sveis]} = 4957632mm^4 + 8458408mm^4 = 13416040mm^4$$

Kan da finne arealtrehetsmomentet i sveisen ved å trekke stålet fra det totale motstandsmomentet

$$I_{[sveis]} = I_{[stål+sveis]} - I_{[stål]} \Rightarrow I_{[sveis]} = 13416040mm^4 - 4333569mm^4$$

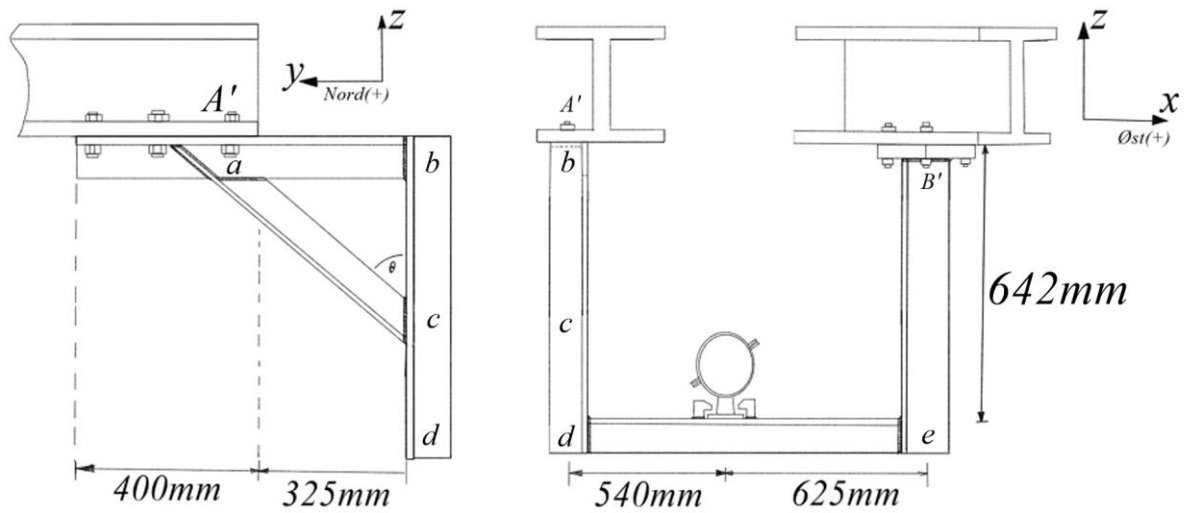
$$I_{[sveis]} = 9082471mm^4$$

Ender da opp med disse arealtrehetsmomentene

	I _x	I _y	e _x	e _y
Stål[100x100x10]	$1.8 \cdot 10^6 mm^4$	$1.8 \cdot 10^6 mm^4$	26.8mm	26.8mm
Sveis[100x100x10]	$5.75 \cdot 10^6 mm^4$	$5.75 \cdot 10^6 mm^4$	37mm	37mm
Stål 45 grader [100x100x10]	$4.3 \cdot 10^6 mm^4$			45mm
Sveis 45 grader [100x100x10]	$9 \cdot 10^6 mm^4$			54mm

Tabell[5.5] dei beregnede arealtrehetsmomentene

5.6.3 Kritiske tverrsnitt.



Fig[5.24] markering av knutepunkter

	Forbindelse	Med_{zx} [Nm]	Med_{zy} [Nm]	Ved_{zx} [N]	Ved_{zy} [N]	Ned [N]
a	sveist(45deg)	-136.5	1182	-420	-3639	1681
b	Sveist	65.8	0	420	3639	-3639
c	Sveist(45deg)	-70	546	420	-1681	-3639
d	Sveist	62.44	0	-420	1681	-3639
sko	profiltverrsnitt	2027.5	0	0	-3639	0
e	Sveist	0	1079	5580	-1681	-3244
A'	Boltet	-136.5	1182	-420	-3639	1681
B'	Boltet	3582	0	5580	-1681	-3244

Tabell[5.6] kreftene som oppstår i knutepunktene i fig[5.24]

Markert på figuren over er alle knutepunktene som er i tabellen over.

Undersøker størst påkjent sveis og størst påkjent bolteforbindelse.

Eurokode 3

Fra EN 1993-1-4:2006 (E) tabell 2,1: Material AISI 316L: Austenittisk stål grade 1.4404
[10,s.7]

$$f_y = 220 \frac{N}{mm^2} \quad f_u = 530 \frac{N}{mm^2}$$

Fra EN 1993-1-4:2006 (E) tabell 2.1.3 Design values of material coefficients

$$E=200\,000 \quad \text{og } G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad \text{der } \nu = 0.3$$

Det er også definert partialfaktorer på side 46 Eurokode 3
Anbefalte partialfaktorer for rustfritt stål NS-EN-1993-1-4

$$\gamma_{M0}=1.1 \quad \gamma_{M1}=1.1 \quad \gamma_{M2}=1.25$$

Tverrsnittsklasse

$$\text{ref Eurocode 3 S 46 } \varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} = \sqrt{\frac{235}{220 \frac{N}{mm^2}}} = 1.033$$

ref Eurokode 3 s 46 : for vinkelprofiler: $\frac{h}{t} \leq 15\varepsilon$ og $\frac{b+h}{2t} \leq 11.5\varepsilon$: ok = tverrsnittsklasse 3

$$\frac{100mm}{10mm} \leq 15(1.033) \quad \text{og} \quad \frac{100mm+100mm}{2 \cdot 10mm} \leq 11.5(1.033)$$

$10 \leq 15.49$ og $10 \leq 11.87$:Ok =Tverrsnittsklasse 3.

Dette stemmer så bruker videre metoder for tverrsnittsklasse 3 for alle tverrsnitt som er av 100x100x10 vinkelstål.

For sveisene:

For sveisene brukes $3mm \leq a \leq 0.7t$ vinkelprofilene har tykkelse=10mm så da blir

$$3mm \leq a \leq 0.7(10mm) = 3mm \leq a \leq 7mm \text{ bruker da } a\text{-mål på } 7mm$$

Setter $\beta_w = 0.9$ ref. NS-EN 1993-1-8 table 4.1

5.6.4 Sveiseberegninger

Regner bare ut de mest utsatte sveisene

For de vanlige sveisene. $f_u = 530 \frac{N}{mm^2} \gamma_{M2}=1.25$ og $\beta_w = 0.9$

Sveisenes kapasitet mot strekkraft

$$F_{\perp} = \frac{f_u \cdot A_{s\perp}}{\sqrt{2}}$$

$$[\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]^{\frac{1}{2}} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} \text{ og } \sigma_{\perp} \leq 0.9 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}}$$

$$\text{dette gir: } [\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]^{\frac{1}{2}} \leq \frac{530 \frac{N}{mm^2}}{0.9 \cdot 1.25} \text{ og } \sigma_{\perp} \leq 0.9 \cdot \frac{530 \frac{N}{mm^2}}{1.25}$$

$$[\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]^{\frac{1}{2}} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \text{ og } \sigma_{\perp} \leq 381 \frac{N}{mm^2}$$

$$F_{w,Rd} = f_{vwd} \cdot a$$

$$\text{Skjærfastheten: } f_{vwd} = \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2} \cdot \sqrt{3}} = \frac{530 \frac{N}{mm^2}}{0.9 \cdot 1.25 \cdot \sqrt{3}} = 271 \frac{N}{mm^2}$$

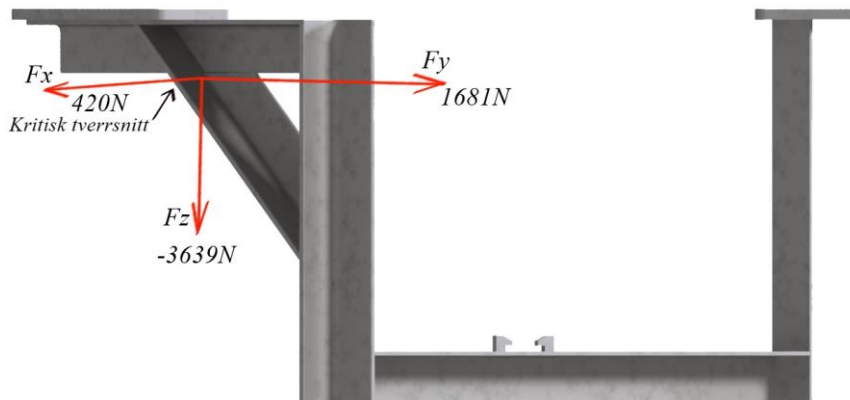
$$F_{w,Rd} = f_{vwd} \cdot a = 271 \frac{N}{mm^2} \cdot 7mm = 1897 \frac{N}{mm}$$

Kravene blir da:

Hver kraftkomponent må sammenlignes med hver sin motvirkende sveiselengdes kapasitet, der kapasiteten vil vere $F_{w,Rd} = f_{vwd} \cdot a \cdot l$ eller $F_{w,Rd} = 1897 \frac{N}{mm} \cdot l$ og

jevnføringsspenning må tilfredsstillte $\sigma_{jf} \leq 471 \frac{N}{mm^2}$

Undersøker først sveisen i knutepunkt a:



Fig[5.25] fremstilling av kreftene på knutepunkt a

[Knutepunkt a] bruker tverrsnitt informasjon fra skrå kuttet vinkel profil

$Med_{zx}[Nm]$	$Med_{zy}[Nm]$	$Ved_x[N]$	$Ved_z[N]$	Nedy[N]
-136.5	1182	-420	1681	-3639

$$\text{Skjærarealet x retning: } a \cdot \Sigma_{l,h} = 7\text{mm} \cdot (100\text{mm} + 90\text{mm} + 10\text{mm}) = 1400\text{mm}^2$$

$$\text{Skjærarealet y retning: } a \cdot \Sigma_{l,v} = 7\text{mm} \cdot (141\text{mm} + 131\text{mm} + 10\text{mm}) = 1974\text{mm}^2$$

$$\text{Sveisens totale areal} = a \cdot \Sigma l = 7\text{mm} \cdot (141\text{mm} + 100\text{mm} + 2 \cdot 10\text{mm} + 90\text{mm} + 131\text{mm}) = 3374\text{mm}^2$$

Sveisens kapasitet mot den vertikale skjærkraften vil bli

$$F_{w,Rd} = f_{vwd} \cdot a \cdot l = \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2} \cdot \sqrt{3}} \cdot A_{v[y\text{-retning}]} = \frac{530 \frac{N}{\text{mm}^2}}{0.9 \cdot 1.25 \cdot \sqrt{3}} \cdot 7\text{mm} \cdot (141\text{mm} + 131\text{mm} + 10\text{mm})$$

$$\text{Skjærkraftskapasitet i y retning blir: } F_{w,Rd} = 536920\text{N} \approx 537\text{Kn}$$

$$\text{Skjærkraftskapasiteten i x retning blir: } f_{vwd} \cdot A_{v[x\text{-retning}]} = \frac{530 \frac{N}{\text{mm}^2}}{0.9 \cdot 1.25 \cdot \sqrt{3}} \cdot 7\text{mm} \cdot (100\text{mm} + 90\text{mm} + 10\text{mm}) = 380794\text{N} \approx 380.8\text{Kn}$$

Kapasiteten mot aksialkraften blir

$$f_{vwd} \cdot A_{w[\text{total}]} = \frac{530 \frac{N}{\text{mm}^2}}{0.9 \cdot 1.25 \cdot \sqrt{3}} \cdot 3374\text{mm}^2 = 917714\text{N} \approx 918\text{Kn}$$

Sammenlikning:

$$\text{Skjærkraft x retning: } 380794N \leq 420N \Rightarrow \frac{420N}{380794N} = 0.0011$$

$$\text{Skjærkraft y retning: } 536920N \leq 1681N \Rightarrow \frac{1681N}{536920N} = 0.003$$

$$\text{Aksiallast: } 917714N \leq 3639N \Rightarrow \frac{3639N}{917714N} = 0.0004$$

Resultanten av de dimensjonerende kreftene blir 4030N som og blir veldig mye lavere enn noen av de utregnede kapasitetene. Her ser det ut til at kapasitetene er langt over tillatte nivåer, men det er flere krefter som opptrer samtidig så man må sjekke den jamnførte spenningen i sveisen.

Finner først største spenningen som opptrer i sveisen over toppflensen, det tenkes at aksialkraften Fz sammen med maks bøymoment vil opptre i ytterste fiber på øvre sveis i longitudinell retning.

$$\sigma_A = \frac{Ned}{A_{sveis}} = \frac{-3639N}{3374mm^2} = -1.07 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad \sigma_b = \frac{Mb}{I} \cdot \frac{e}{2} = \frac{1182Nm \cdot 1000(mm/m)}{4.3 \cdot 10^6 mm^4} \cdot \frac{96mm}{2} = 13 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma = 13Mpa + 1.07 \frac{N}{mm^2} = 14.07 \frac{N}{mm^2} \quad \sigma_T = \tau_T = \sigma \cdot \sin(45) = \frac{\sigma}{\sqrt{2}} = 9.94 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{||}$ kommer fra den diagonale skjærkraften Fx på det horisontale skjær arealet

$$\tau_{||} = \frac{Ved_x}{A_{skjær}} = \frac{-420N}{1400mm^2} = 0.3Mpa$$

$$\left[\left(9.94 \frac{N}{mm^2} \right)^2 + 3 \left(9.94 \frac{N}{mm^2} \right)^2 + 0.3 \frac{N}{mm^2} \right]^{\frac{1}{2}} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad 14.07 \frac{N}{mm^2} \leq 381 \frac{N}{mm^2}$$

$$19.88 \frac{N}{mm^2} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad \leq 9.94 \frac{N}{mm^2} \quad 381 \frac{N}{mm^2}$$

Dette gir at største spenningen y ytterste fiber langs y akse på tverrsnittet blir $19.88 \frac{N}{mm^2}$ men denne spenningen opptrer også i toppen av øvre hjørne på vinkelprofilen. Dette gjør også største spenning i ytterste fiber langs x akse i tverrsnittet.

Langs x aksen:

$$\sigma_A = \frac{Ned}{A_{sveis}} = \frac{-3639N}{3374mm^2} = -1.07 \frac{N}{mm^2} \quad \sigma_b \approx 0 \quad \sigma = \sigma_A = 1.07 \frac{N}{mm^2} \text{ Her neglisjeres}$$

bøyemomentet da bøyemomentet som virker her er 136Nm og bøy spenningen blir da omtrent

$$0. \quad \sigma_T = \tau_T = \sigma \cdot \sin(45) = \frac{1.07 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{2}} = 0.75 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{||}$ kommer fra den diagonale skjærkraften F_y på skjær arealet i y retning

$$\tau_{||} = \frac{Ved_x}{A_{skjær}} = \frac{1681N}{1974mm^2} = 0.85 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{jf} = \left[\left(0.75 \frac{N}{mm^2}\right)^2 + 3 \left(0.75 \frac{N}{mm^2}^2 + 0.85 \frac{N}{mm^2}^2\right) \right]^{\frac{1}{2}} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \text{ og } 14.07 \frac{N}{mm^2} \leq 381 \frac{N}{mm^2}$$

$$2.1 \frac{N}{mm^2} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \text{ og } 0.75 \frac{N}{mm^2} \leq 381 \frac{N}{mm^2}$$

$$\text{største spenningen i øverste fiber langs y akse} = 18.38 \frac{N}{mm^2}$$

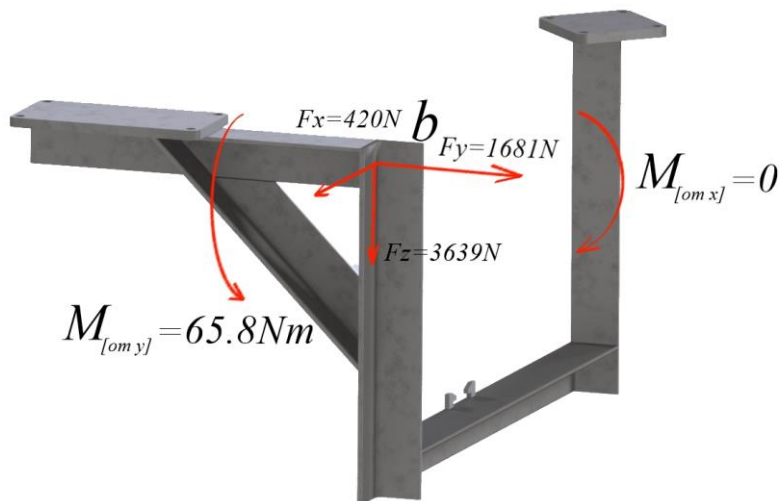
Største spenning i ytterste fiber langs x akse = $2.1 \frac{N}{mm^2}$ oppe i hjørnet på vinkelprofilen der sveisene møtes så vil dette virke sammen da blir største opptredende spenning $19.88 \frac{N}{mm^2} +$

$$2.1 \frac{N}{mm^2} = 21.89 \frac{N}{mm^2} \approx 22 \frac{N}{mm^2} \text{ så da blir } \sigma_{jf} \leq 471 \frac{N}{mm^2}$$

$$\text{i øvre hjørne på sveisen: } 22 \frac{N}{mm^2} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \Rightarrow \frac{22 \frac{N}{mm^2}}{471 \frac{N}{mm^2}} = 0.046$$

Konkluderer da med at spenningene her ikke overskrider tillatt spenningsnivå i dette sveisetverrsnittet.

Undersøker da knutepunkt b som et kritisk tverrsnitt:



Fig[5.26] fremstilling av kreftene på knutepunkt b

	Forbindelse	Med _x [Nm]	Med _y [Nm]	Ved _x [N]	Ved _z [N]	Ned[N]
b	Sveist	65.8	0	420	3639	1681

Her neglisjeres bøyemomentene. Det største momentet er 65Nm og da blir bøyespenningen sannsynligvis nær 0 Mpa. Bruker her tverrsnittet til en normal 100x100x10 vinkel

Ser først på jevnføringsspenning i øvre sveisestreng

$$A_{sveis} = 7mm(2 \cdot 100mm + 2 \cdot 90mm + 2 \cdot 10mm) = 2800mm^2$$

Det samme skjærareal i x og z retning:

$$A_v = 7mm(100mm + 90mm + 10mm) = 1400mm^2$$

$$\sigma_A = \frac{Ned}{A_{sveis}} = \frac{1681N}{2800mm^2} = 0.6 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad \sigma_b = 0 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma = 0 \frac{N}{mm^2} + 0.6 \frac{N}{mm^2} = 0.6 \frac{N}{mm^2} \quad \tau_{\perp} = \tau_{\parallel} = \sigma \cdot \sin(45) = \frac{0.6 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{2}} = 0.42 \frac{N}{mm^2}$$

τ_{\parallel} kommer fra den diagonale skjærkraften F_x på det horisontale skjær arealet

$$\tau_{\parallel} = \frac{Ved_x}{A_{xskjær}} = \frac{420N}{1400mm^2} = 0.3 \frac{N}{mm^2}$$

$$[(0.6 \frac{N}{mm^2})^2 + 3(0.6 \frac{N}{mm^2} + 0.3 \frac{N}{mm^2})^2]^{\frac{1}{2}} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad 14.07 \frac{N}{mm^2} \leq 381 \frac{N}{mm^2}$$

$$1.3 \frac{N}{mm^2} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad \leq 0.6 \frac{N}{mm^2} \quad 381 \frac{N}{mm^2}$$

Ser så på vertikal sveisestreng i ytterste fiber

$$\sigma_A = \frac{N_{ed}}{A_{sveis}} = \frac{1681N}{2800mm^2} = 0.6 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad \sigma_b = 0 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma = 0 \frac{N}{mm^2} + 0.6 \frac{N}{mm^2} = 0.6 \frac{N}{mm^2} \quad \sigma_T = \tau_T = \sigma \cdot \sin(45) = \frac{0.6 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{2}} = 0.42 \frac{N}{mm^2}$$

$\tau_{||}$ kommer fra den diagonale skjærkraften F_x på det horisontale skjær arealet

$$\tau_{||} = \frac{V_{ed_x}}{A_{skjær}} = \frac{3639N}{1400mm^2} = 2.6 \frac{N}{mm^2}$$

$$\left[\left(0.6 \frac{N}{mm^2}\right)^2 + 3 \left(0.6 \frac{N}{mm^2}\right)^2 + 2.6 \frac{N}{mm^2} \right]^{\frac{1}{2}} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad 14.07 \frac{N}{mm^2} \leq 381 \frac{N}{mm^2}$$

$$4.66 \frac{N}{mm^2} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \quad \text{og} \quad \leq 0.6 \frac{N}{mm^2} \quad 381 \frac{N}{mm^2}$$

Der sveisestrengene møtes oppe i hjørnet på tverrsnittet:

$$\sigma_{jf} = 4.66 \frac{N}{mm^2} + 1.3 \frac{N}{mm^2} \leq 471 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{jf} = 5.96 \frac{N}{mm^2} \approx 6 \frac{N}{mm^2} \leq 471 \frac{N}{mm^2} \Rightarrow \frac{6}{471} = 0.012$$

Den største spenningen er langt under tillatt spenningsnivå

$$F_{w,Rd} = f_{vwd} \cdot a$$

$$\text{Skjærfastheten: } f_{vwd} = 271 \frac{N}{mm^2}$$

$$F_{w,Rd} = 271 \frac{N}{mm^2} \cdot 7mm = 1897 \frac{N}{mm}$$

bøyspenningen i sveisen blir

$$M_{c,Rd} = M_{el,Rd} = \frac{W_{el,min} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad W_{el,min} = \frac{I}{e}$$

$$W_{el,min} = \frac{4.3 \cdot 10^6 mm^4}{45mm} = 95555 mm^3$$

$$M_{el,Rd} = \frac{95555 mm^3 \cdot f_y}{\gamma_{M0}}$$

Knutepunkt b:

For kritisk punkt under support skoen

Har klassifisert bjelken som Tverrsnittsklasse 3

$$f_y = 220 \frac{N}{mm^2} \gamma_{M0} = 1.1$$

$$W_{el,min} = \frac{I}{e} = \frac{1800043.9mm^4}{30.78mm} = 63831mm^3$$

$$M_{c,Rd} = M_{el,Rd} = \frac{W_{el,min} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{63831mm^3 \cdot 220 \frac{N}{mm^2}}{1.1} = 12766200Nmm = 12766Nm$$

$$M_{c,Rd} = 12766Nm$$

$$\frac{M_{ed}}{M_{c,Rd}} = \frac{2027.5Nm}{12766Nm} = 0.21 \leq 1$$

$$A_v = 1000mm^2$$

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_v \cdot f_y}{\gamma_{M0} \cdot \sqrt{3}} = \frac{1000mm^2 \cdot 220 \frac{N}{mm^2}}{1.1 \cdot \sqrt{3}} = 115470N$$

$$V_{pl,Rd} = 115470N$$

$$\frac{V_{ed}}{V_{pl,Rd}} = \frac{V_{ed}}{115470N} \leq 1$$

5.6.5 Mest kritisk bjelketverrsnitt

Regner kun ut det mest kritiske bjelketverrsnittet

Har klassifisert bjelken som Tverrsnittsklasse 3

$$f_y = 220 \frac{N}{mm^2} \quad \gamma_{M0} = 1.1$$

$$W_{el,min} = \frac{I}{e} = \frac{1800043.9mm^4}{30.78mm} = 63831mm^3$$

$$M_{c,Rd} = M_{el,Rd} = \frac{W_{el,min} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} = \frac{63831mm^3 \cdot 220 \frac{N}{mm^2}}{1.1} = 12766200Nmm = 12766Nm$$

$$M_{c,Rd} = 12766Nm$$

$$\frac{M_{ed}}{M_{c,Rd}} = \frac{2027.5Nm}{12766Nm} = 0.21 \leq 1$$

$$A_v = 1000mm^2$$

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_v \cdot f_y}{\gamma_{M0} \cdot \sqrt{3}} = \frac{1000mm^2 \cdot 220 \frac{N}{mm^2}}{1.1 \cdot \sqrt{3}} = 115470N$$

$$V_{pl,Rd} = 115470N$$

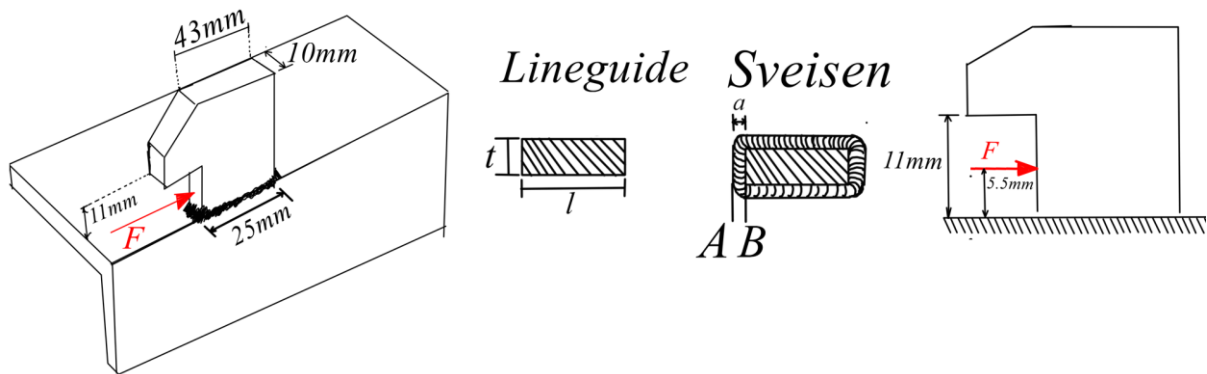
$$\frac{V_{ed}}{V_{pl,Rd}} = \frac{V_{ed}}{115470N} \leq 1$$

Strekkapasiteten

τ_{ed}

100

5.6.6 Beregninger Lineguide



Fig[5.27] fritt legeme diagram og tverrsnitt i lineguide

Beregninger lineguides Material: 316L $b=10\text{mm}$ $h=25\text{mm}$

$$F = 6000\text{N} \quad Mb = 6000\text{N} \cdot 5.5\text{mm} = 33000\text{Nmm} = 33\text{Nm}$$

$$I = \frac{bh^3}{12} = \frac{10\text{mm}(25\text{mm})^3}{12} = 13020\text{mm}^4$$

For tverrsnittet på lineguide

$$\sigma_{\text{maks}} = \frac{Mb}{\left(\frac{I}{e_{\text{maks}}}\right)} = \frac{Mb}{I} \cdot \frac{l}{2} = \frac{33000\text{Nmm}}{13020\text{mm}^4} \cdot \frac{25\text{mm}}{2} = 31 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

for sveisen på lineguiden

$$a=7\text{mm}$$

$$I_{\text{sveis}} = \frac{(10\text{mm}+2 \cdot 7\text{mm})(25\text{mm}+2 \cdot 7\text{mm})^3}{12} - \frac{10\text{mm}(25\text{mm})^3}{12} = 105618\text{mm}^4$$

$$I_{\text{sveis}} = \frac{1}{12} [(b+2a)(h+2a)^3 - b \cdot h^3] = \frac{1}{12} [(10\text{mm} + 2 \cdot 7\text{mm})(25\text{mm} + 2 \cdot 7\text{mm})^3 - 10\text{mm} \cdot 25\text{mm}^3]$$

$$I_{\text{sveis}} = 105617\text{mm}^4$$

Snitt A(ytterste fiber i sveis)

$$\frac{Mb}{I_{\text{sveis}}} \cdot \left(\frac{h}{2} + a\right) = \frac{33000\text{Nmm}}{105617\text{mm}^4} \left(\frac{25\text{mm}}{2} + 7\text{mm}\right) = 6 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\tau b} = \tau_{\tau b} = \sigma_b \cdot \sin(45) = \frac{\sigma_b}{\sqrt{2}}$$

$$\sigma_j = \sqrt{\sigma_{\perp}^2 + \tau_{\perp}^2} = \sqrt{(2\sigma_{\perp b})^2} = \sqrt{4\sigma_{\perp b}^2} = 2\sigma_{\perp b} = 2 \cdot \frac{6 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}{\sqrt{2}} = 8.5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Snitt B(innerste fiber i sveisen)

$$\frac{Mb}{I_{\text{sveis}}} \cdot \left(\frac{h}{2}\right) = \frac{33000\text{Nmm}}{105617\text{mm}^4} \left(\frac{25\text{mm}}{2}\right) = 3.9 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

det samme gjelder her : $\sigma_j = 2 \cdot \frac{3.9 \frac{N}{mm^2}}{\sqrt{2}} = 5.5 \frac{N}{mm^2}$

kapasiteten på sveisen = $\sigma_d = \frac{f_u}{\gamma_M \cdot \beta_w} = \frac{530 \frac{N}{mm^2}}{1.25 \cdot 0.8} = 530$

Spenningsene som oppstår i lineguiden og sveisen er veldig lave.

5.6.7 Bolte Beregninger

Ser på størst utsatt bolteforbindelse

	Forbindelse	$Med_{zx}[Nm]$	$Med_{zy}[Nm]$	$Ved_x[N]$	$Ved_y[N]$	Ned[N]
A'	Boltet	-136.5	1182	-420	-3639	1681
B'	Boltet	3582	0	5580	-1681	-3244

For skjærkreftene så brukes resultanten av skjærkraft i x og y retning. For momentene så brukes resultanten av in plane og out of plane moment. da vil lastene se slik ut

	Forbindelse	$Med [Nm]$	$Ved [N]$	Ned[N]
A'	Boltet	1189	3663	1681
B'	Boltet	3582	5827	-3244

$$\frac{F}{\sigma_{tillatt}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{As^2} + 3\left(\frac{r_m \cdot \tan(\epsilon_1 + \varphi) \cdot 16}{\pi \cdot d_3^3}\right)^2}}$$

Innfestning A

Innfestning B

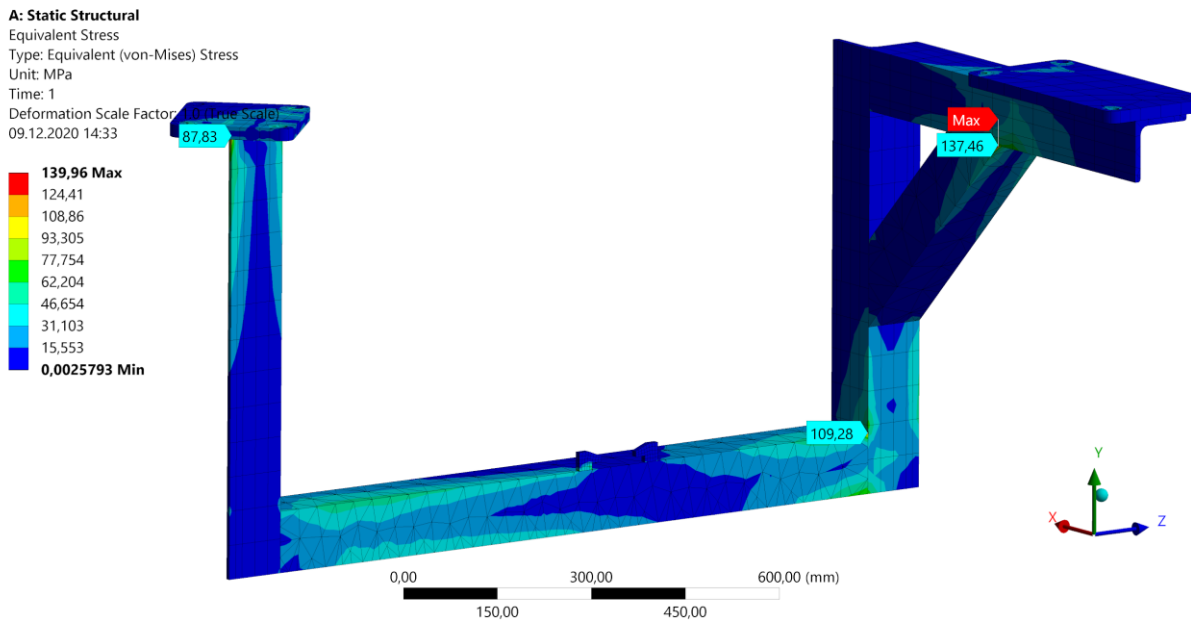
$$\frac{M_{ed}}{Mc, Rd} =$$

Konklusjon

For sveisene ble det beregnet en maks jamnført spenning på 22Mpa som er mye lavere enn den tillatte spenningen på 471Mpa.

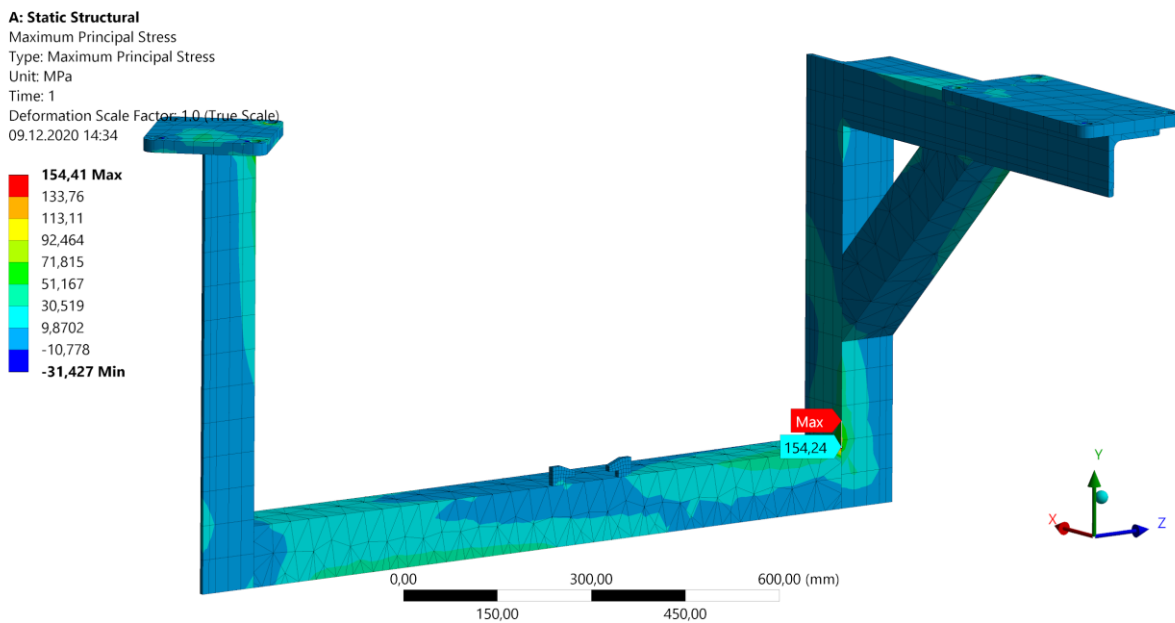
Det ble ikke tid til bolteberegninger manuelt, og resultatene fra sveiseberegningene var veldig lave, trekker ikke noen konklusjon fra disse. Sjekker videre med Ansys.

5.7 Beregninger Ansys



Fig[5.28] equivalent von mises stress i Ansys

Spenningsfordelingen ekvivalent von mises stress. Her er største spenning ca 140Mpa og opptrer i øvre innfestning av skråstag



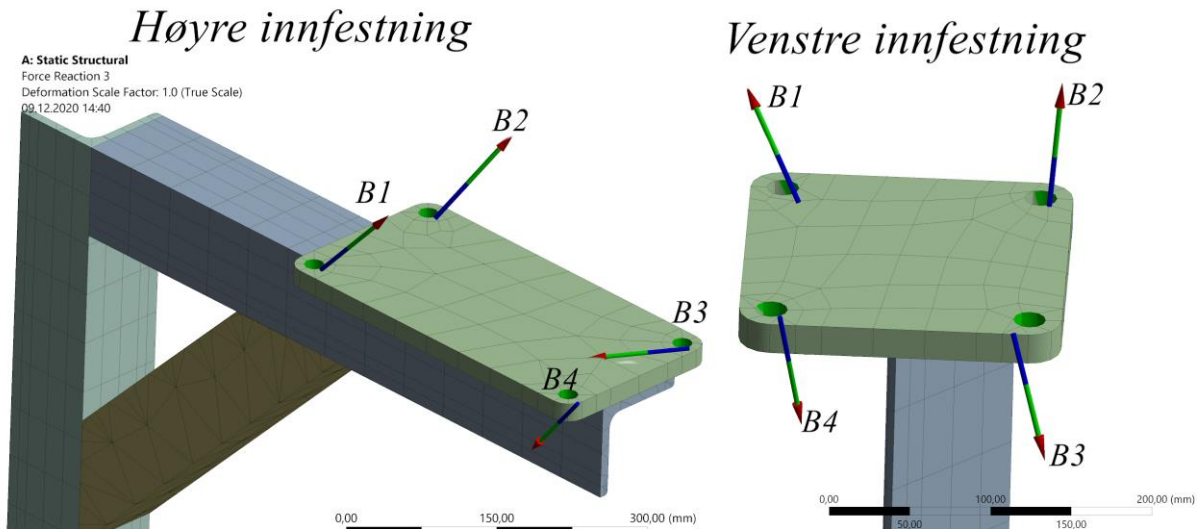
Fig[5.29] maximum principal stress i Ansys

Spenningsfordelingen maximum principal

Her er den største opp tredende spenningen 154.4Mpa og opptrer i punktet det kantene på vinkelprofilene møtes som vist på figuren, det er bare i knutepunktene spenningene blir høye. Langs vinkelprofilene ser det ut til å ligge stabilt på -10 til 50 Mpa.

$$154.4 \frac{N}{mm^2} \leq f_y = 220 \frac{N}{mm^2} \text{ ok}$$

Resulterende krefter i boltene:



Fig[5.30]resulterende krefter i boltehull

Alle boltehullene blir lagt inn som opplager, da blir opplagerreaksjonene som fremstilt i tabellen under.

Høyre innfestning	Fx[N]	Fy[N]	Fz[N]	Venstre innfestning	Fx[N]	Fy[N]	Fz[N]
Bolt 1	-1083	2760	3307	Bolt 1	-19	194	197
Bolt 2	-4606	-3000	6436	Bolt 2	-638	-1540	8921
Bolt 3	2724	1601	-5	Bolt 3	59	-427	-832
Bolt 4	-297	4136	-5000	Bolt 4	-1236	-382	-6090

Tabell[5.8]resultantkrefter boltehull

Antakelse: antar at boltene vil ta opp den samme lasten som boltehullene gjør i denne situasjonen.

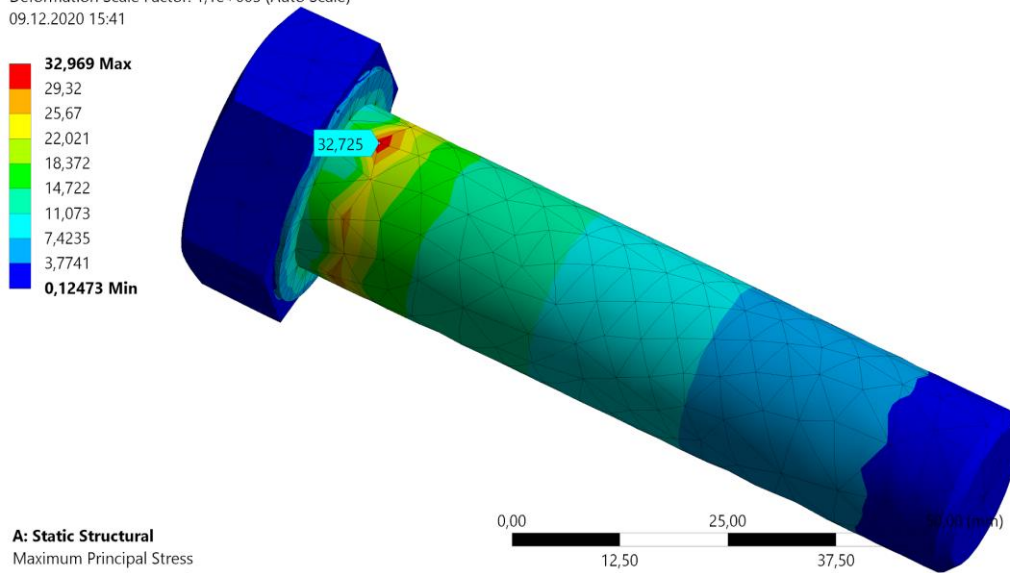
Av dette så blir mest utsatt bolt B2 i venstre side der kraftresultanten vil

$$\text{bli: } \sqrt{(-638N)^2 + (-1540N)^2 + (8921N)^2} = 9075N$$

Stressberegner da denne bolten og antar at hvis den tåler kreftene så vil alle boltene være innenfor.

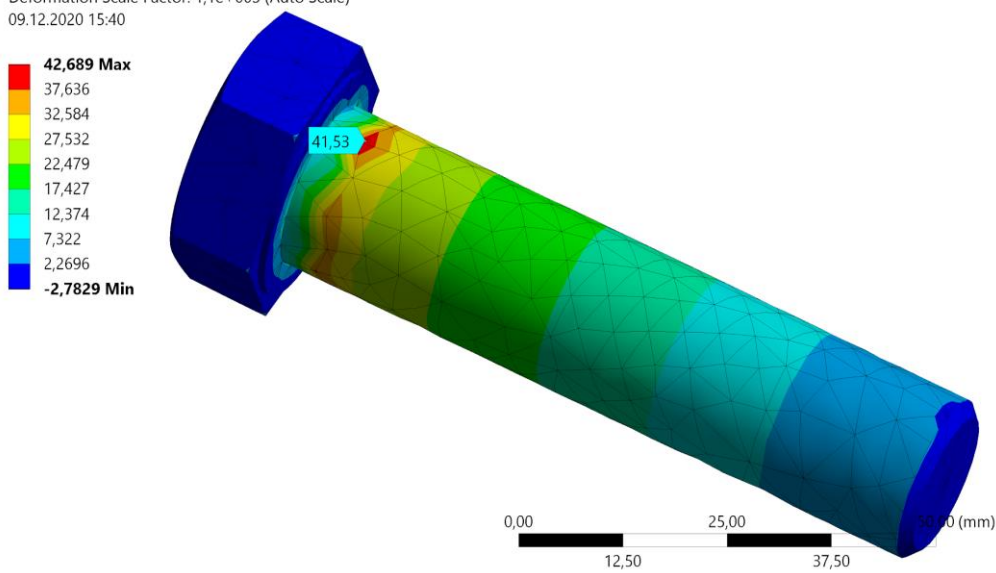
A: Static Structural

Equivalent Stress
Type: Equivalent (von-Mises) Stress
Unit: MPa
Time: 1
Deformation Scale Factor: 1,1e+003 (Auto Scale)
09.12.2020 15:41



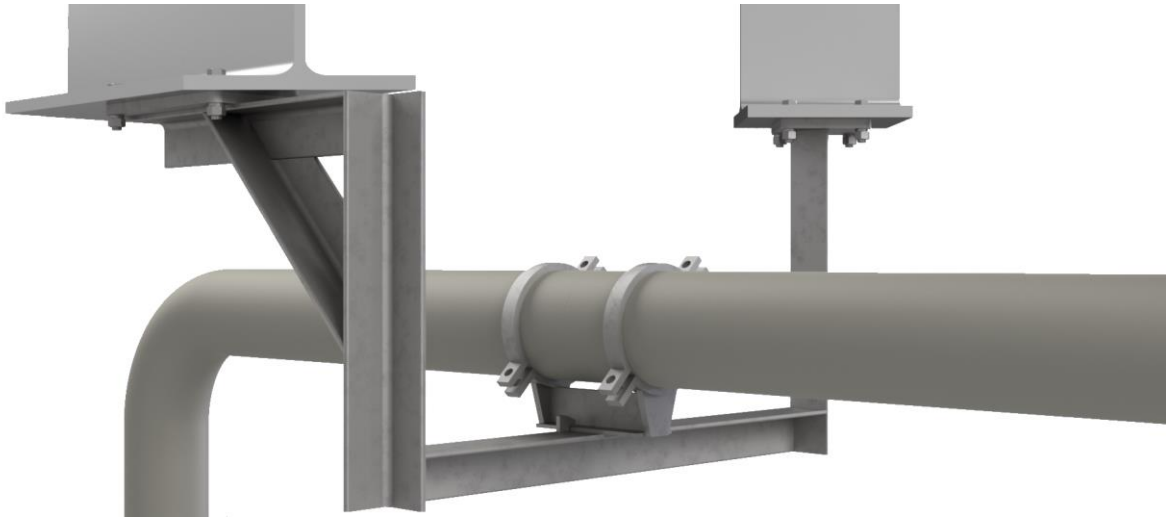
A: Static Structural

Maximum Principal Stress
Type: Maximum Principal Stress
Unit: MPa
Time: 1
Deformation Scale Factor: 1,1e+003 (Auto Scale)
09.12.2020 15:40



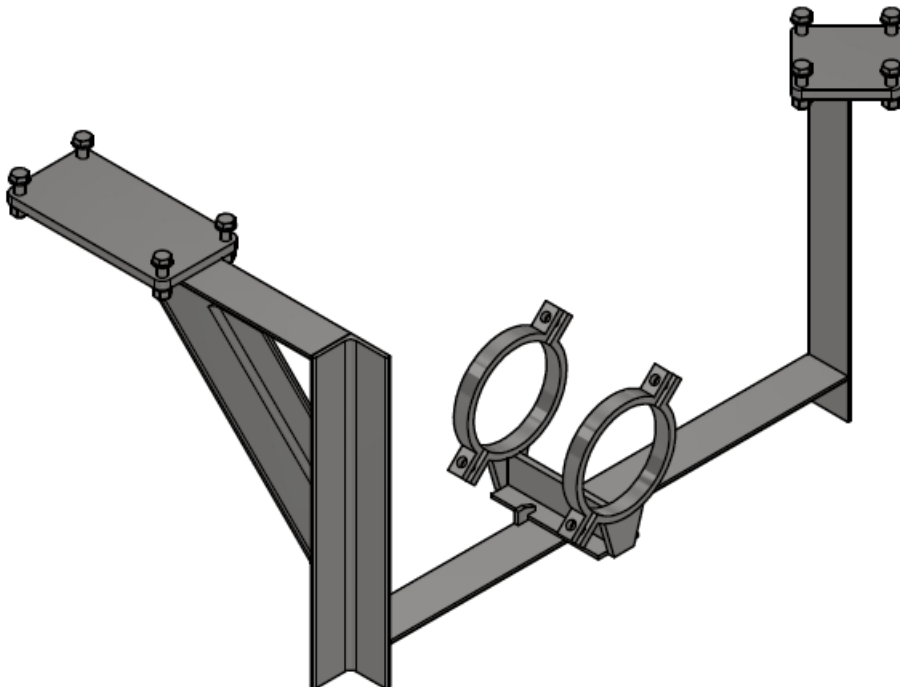
Fig[5.31] stress test bolt

5.8 Konseptrealisering



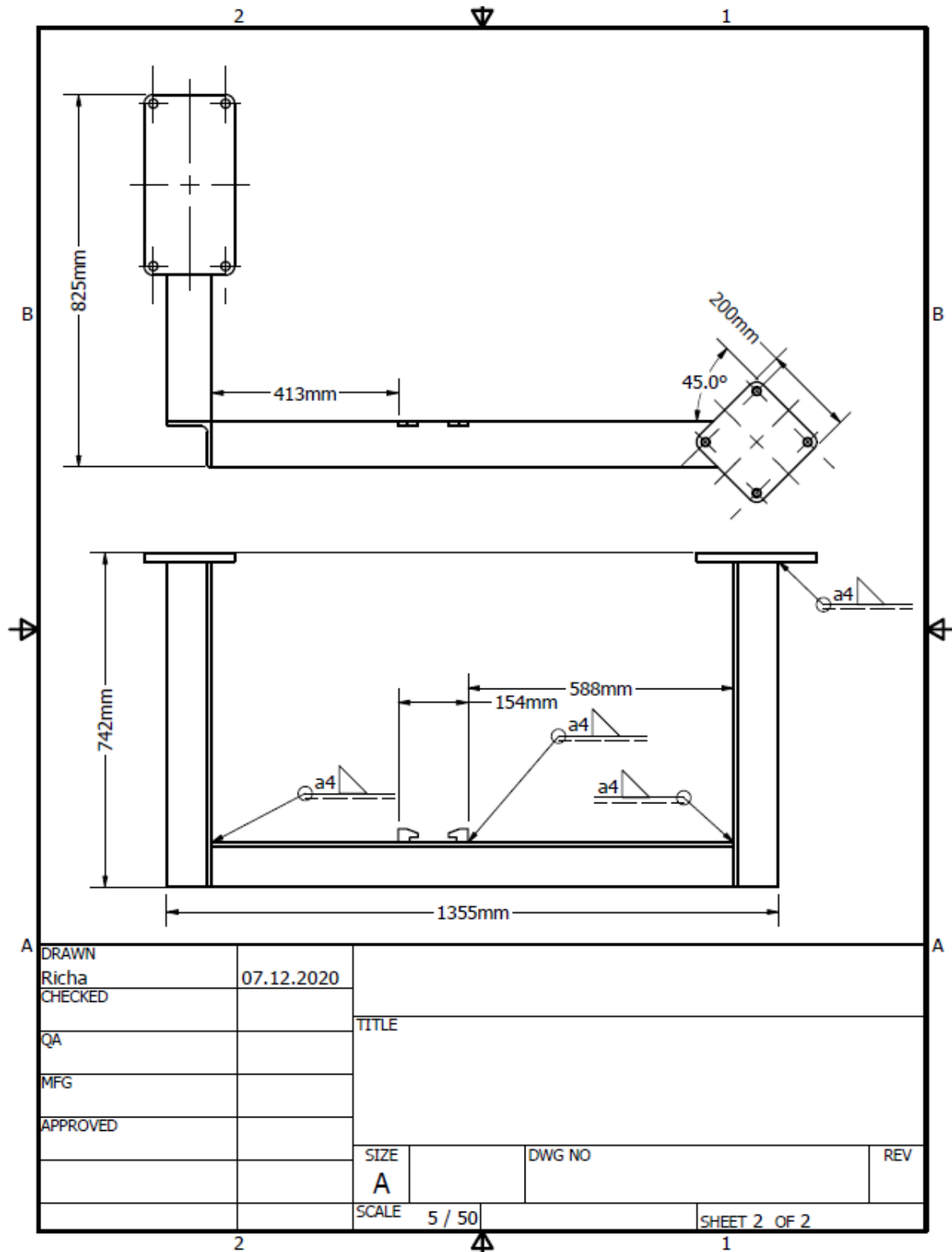
Fig[5.32] fremstilling av endelig support design

På figuren er en fremstilling av pipe supporten, kalt S3, med seksjonene av bjelkene som går over. Videre er arbeidstegninger av denne supporten.

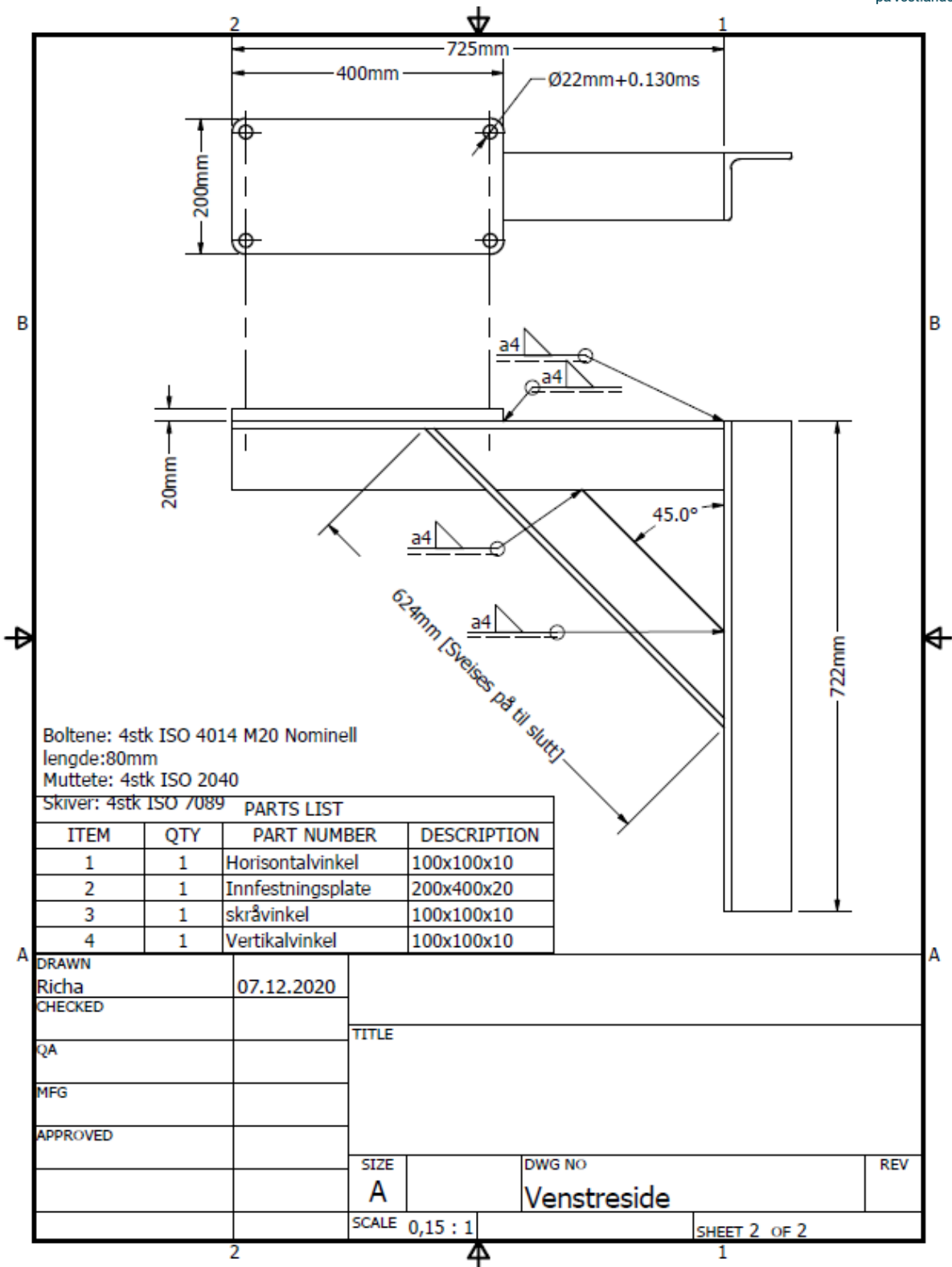


Fig[5.33]

5.8.1 Sammenstillingstegninger

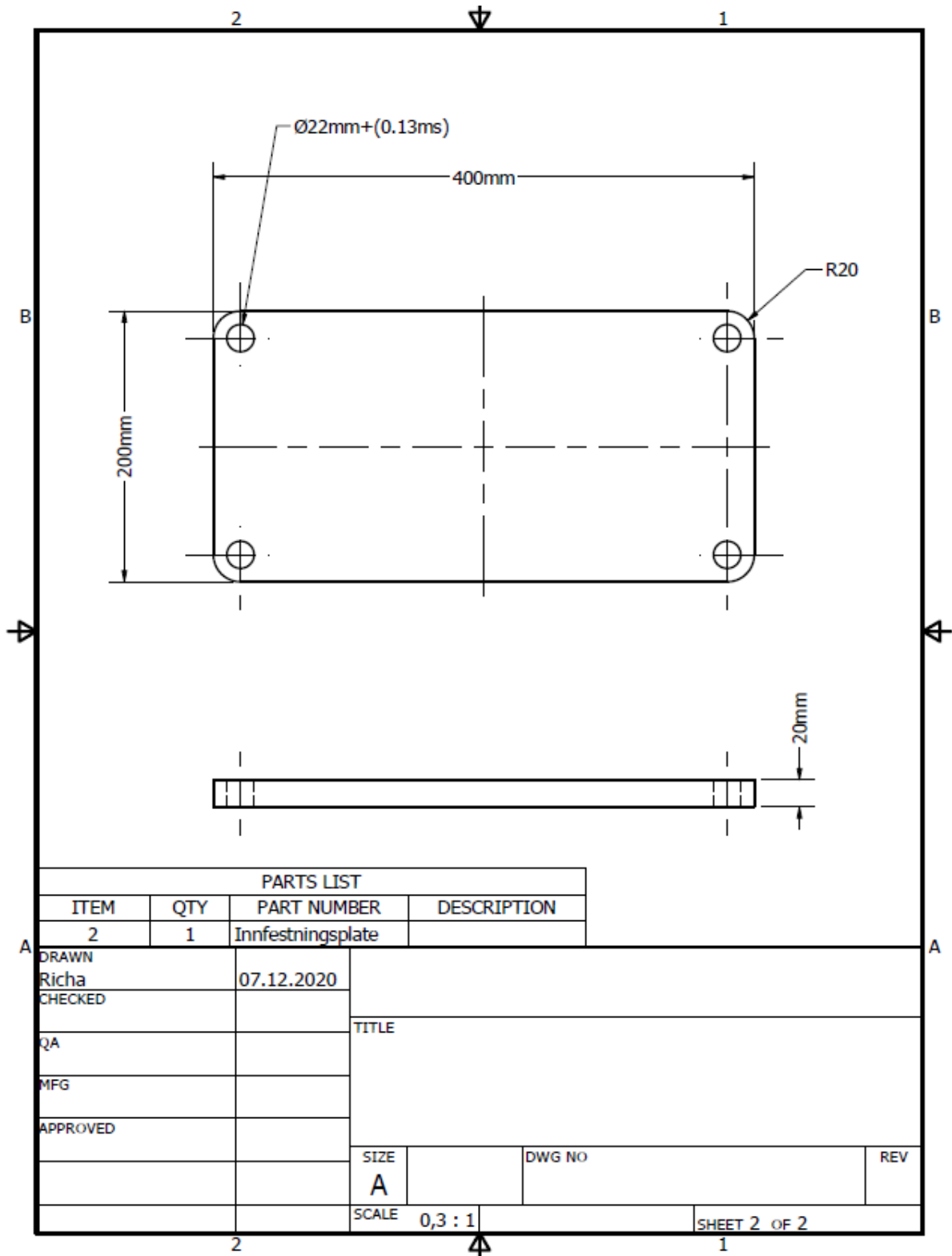


Fig[5.32] sammenstillingstegning pipe support



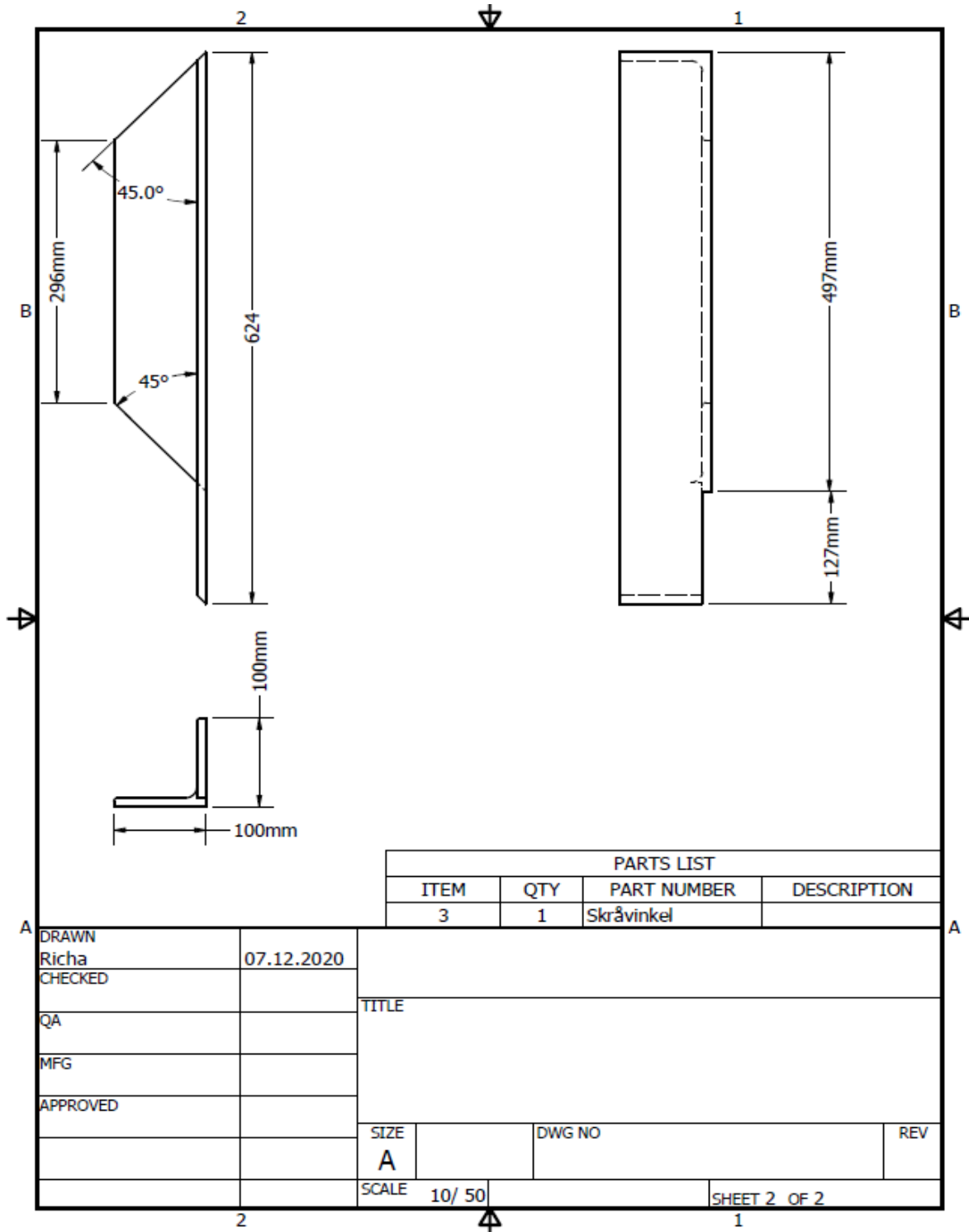
Fig[5.33] sammenstillingstegning venstreside korreksjon: alle boltehull skal være 20mm

Part 2 innfestningsplate



Fig[5.34] arbeidstegning bolteplate venstreside

Komponenttegninger: tegning Nr 1 Skråvinkel

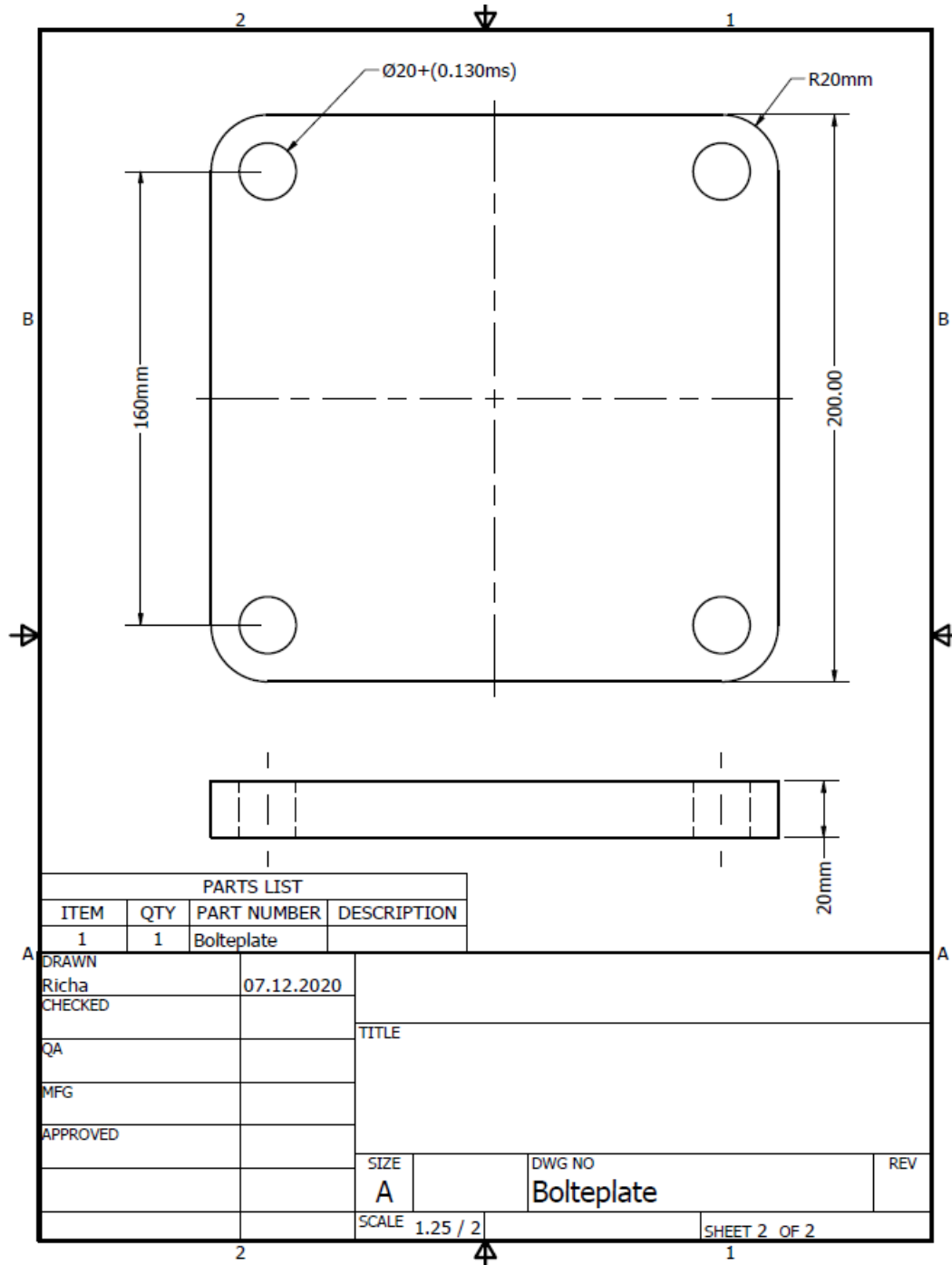


Fig[5.35] arbeidstegning skrått innfestet vinkelprofil

nr 2 innfestningsplaten til langsgående bjelke

Fig[5.36] arbeidstegning bolteplate venstreside

nr 3 Innfestningsplate i 45 graders bjelke



Fig[5.37] arbeidstegning bolteplate høgreside

Av alle deler som går inn i supporten så er det bare den skrått innfestede vinkelprofilen, og innfestningsplaten som krever forarbeid, resten er bare rette vinkellengder som blir sagd og lineguides, pipesupportsko og POM-C shims trenger ikke noe bearbeiding. Ved sammenstilling kan det være lurt å sveise på skråvinkelprofilen til slutt.

6 Konklusjon

I spenning- og fleksibilitetsanalysen ble det funnet at alle spenninger som oppstår er godt under tillatt spenningsverdier og rørsystemet er derfor et godt opplagret og godt dimensjonert system. Under beregninger av pipe supporten så var alle spenninger som ble funnet i profilene, sveisene og boltene godt under flytgrense for det tilhørende material, men denne må undersøkes ytterligere i videre arbeid, da arbeidet ikke kom i mål med alle bolteberegningene og sveiseberegningene. finite element resultatene viser til at det ikke oppstår høyere spenninger i stålet eller boltene en tillatte spenninger. Det ble ikke tid til å gjøre alle nødvendige beregninger her.

Hva kunne blitt gjort annerledes?

Gjennom utførelsen av oppgaven er det flere ting som kunne ha blitt gjort annerledes. F.eks kunne man ha spart mye tid hvis Ansys ikke hadde blitt brukt til beregninger av rør i starten og oppgaven hadde kommet raskere i gang med bruk av Sap.

7 Videre arbeid

I videre arbeid så kan opplagerkreftene og supportplasseringene som er blitt definert i denne rapporten brukes for å konstruere og dimensjonere de resterende pipe supportene som inngår i systemet. Det kan også undersøkes ytterligere for kreftene som fremkommer på grunn av grønn sjø. Man kan også undersøke om et eventuelt helikopterkrasj faktisk vil føre til at det blir en betydelig temperaturøkning på rørsystemet, da dette er sett bort ifra i oppgaven.

Bolteforbindelsene må undersøkes ytterligere med mer avanserte metoder fra Eurokode 3. Det må utføres en beregning for trykkdifferanser da vannet renner tilbake i et stigerør, og hvordan dette påvirker rørsystemet. Det må også sees på trykkstøt når ventiler i systemet stenges raskt.

Referanser

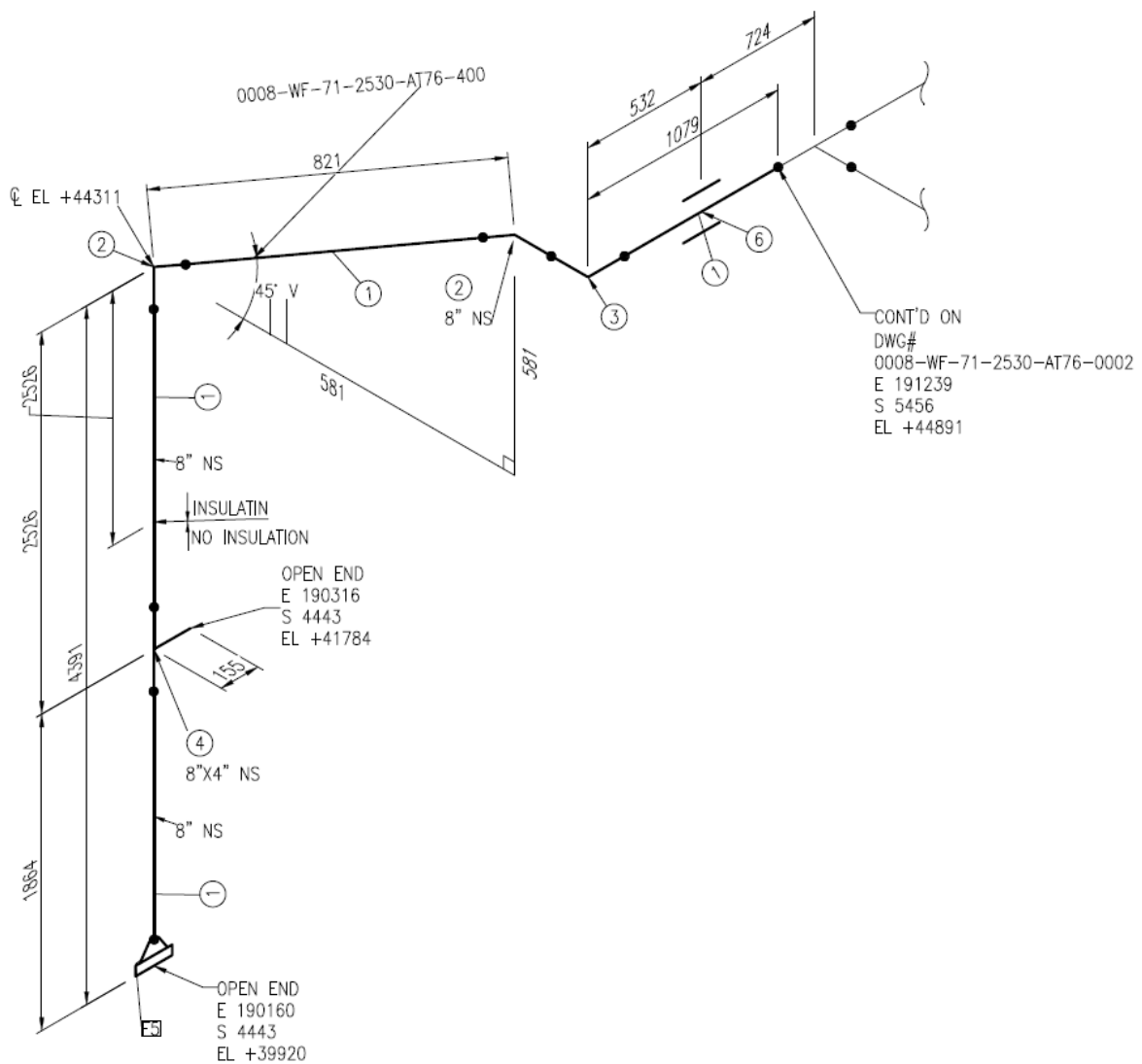
- [1]-American Association of Mechanical Engineering. (2014). ASME B31.3 Process Piping
- [2]-Norsok L-002 Piping system layout, design and structural analysis. (2009)
- [3]- EN-1993-1-1 Eurokode 3 Design of steel structures. (2005)
- [4]-Norsok L-004 Piping fabrication, installation, flushing and testing. (2013)
- [5]-Rosenberg. (2020). Technical Requisition Helideck Pancake Assembly Kit.pdf
- [6]-SEMCO. (1998). MAIN EQUIPMENT LIST, DUAL AGENT.pdf
- [7]-SEMCO. (1998). MAIN EQUIPMENT LIST, CONTROL SYSTEM FOR MONITORS.pdf
- [8]-SEMCO. (1998). mharde_JT01-KV-KS107-0119 TECHNICAL DESCRIPTION (INCL. GA & FOUNDATION DWG. PIPING CONNECTION & PART LIST, FIREWATER MONITORS.pdf
- [9]- Rosenberg. (1999) JT01-KV-S-SD-0002 Fire Fighting System, Design Specification.pdf
- [10]-Eurocode 3 supplementary rules for stainless][EN 1993-1-4: Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-4: General rules - Supplementary rules for stainless]
- [11]-Det Norske Veritas Germanischer Lloyd. (2017). DNVGL-RP-D101 Structural analysis of piping systems
- [12]- Global Maritime. (2020). JT01-RO-I-RA-0002 «Hydrodynamic analysis report – Motion and acceleration report» Rev.0, Global Maritime
- [13]-Global Maritime. (2020). JT01-RO-I-RA-0003 «Hydrodynamic analysis report – Green water» Rev.0, Global Maritime
- [14]- Norsk Petroleum. (2020). *Jotun*. Hentet fra [15.12.20] <https://www.norskpetroleum.no/fakta/felt/jotun/>
- [15]- Leirvik AS. (2020). *About us*. Hentet fra [15.12.20] <https://leirvik.com/about-us/>
- [16]-Material spec AT76
- [17]-Flux Norwegian piping product catalogue
- [18]-Rosenberg. (25.11.2020). Bolting Procedure for Living Quarter and Helideck

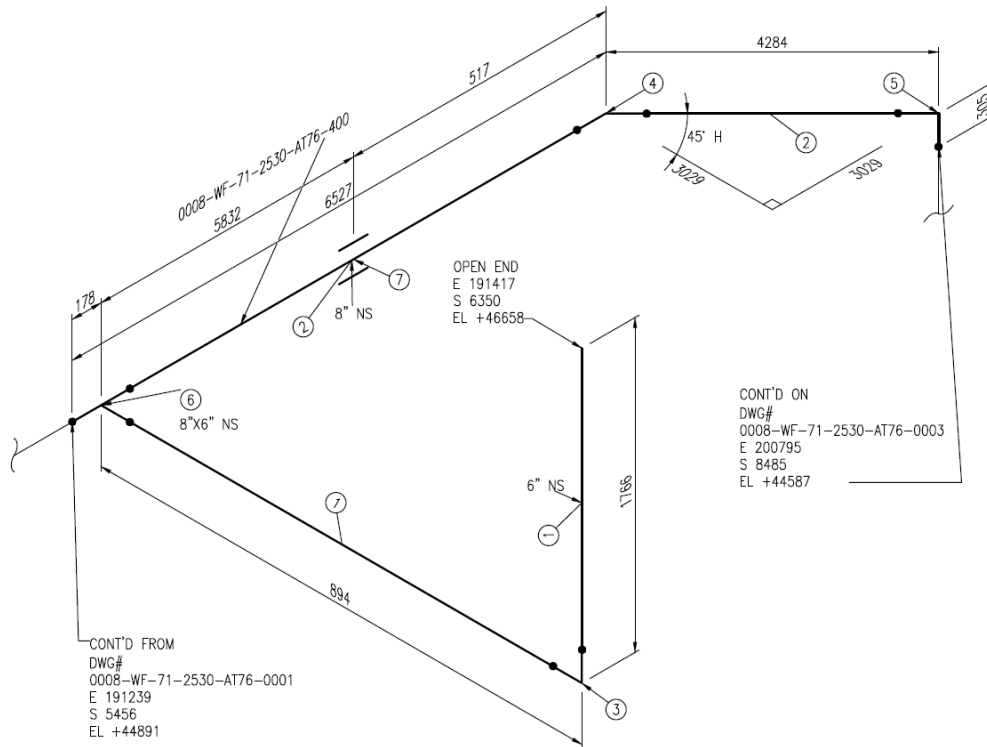
[19]-Norsok N-003

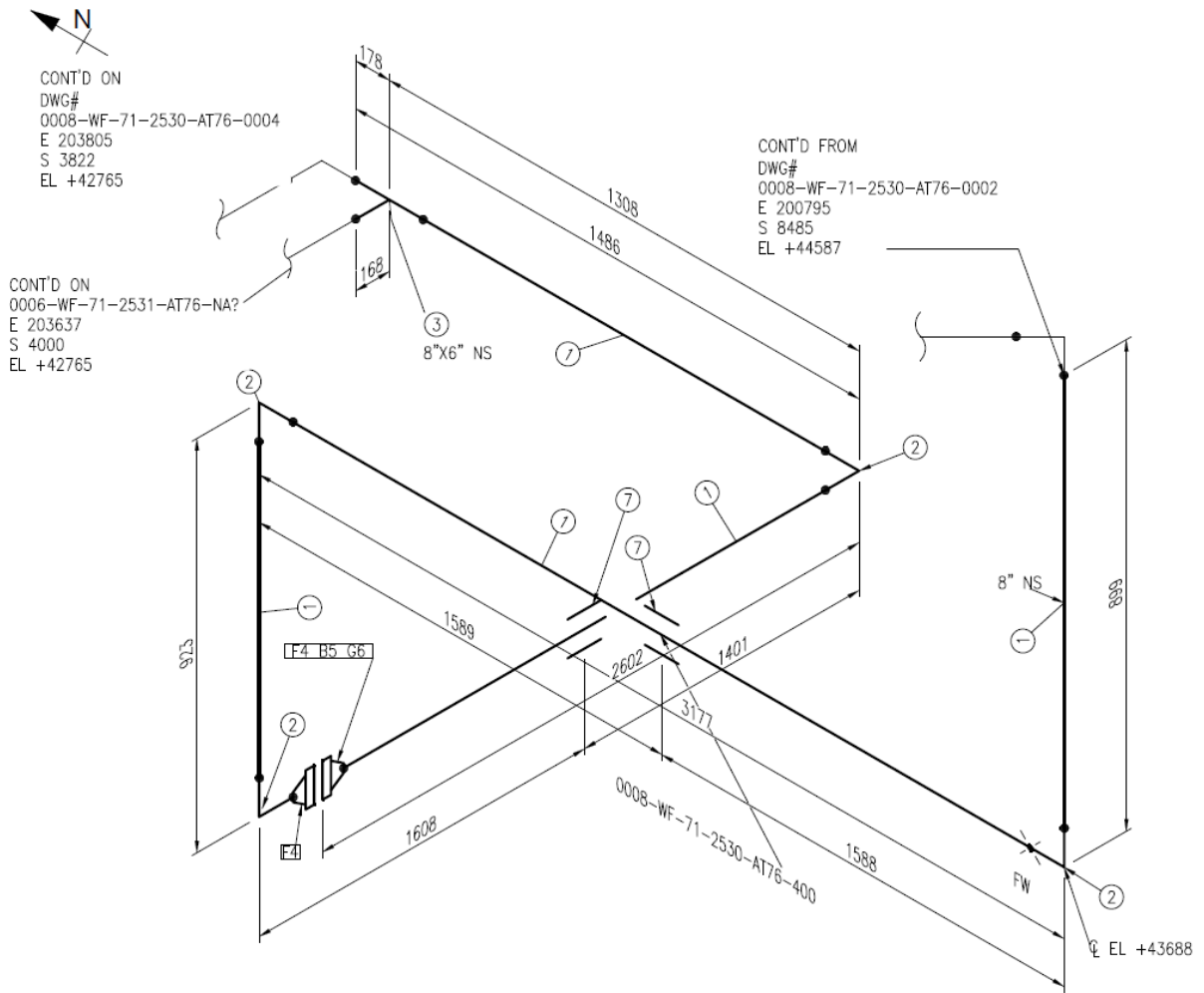
[20]-Rosenberg (10.02.2020). JT01-RO-L-HA-0004_0_001 Pipe Support Detail Standards

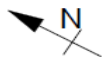
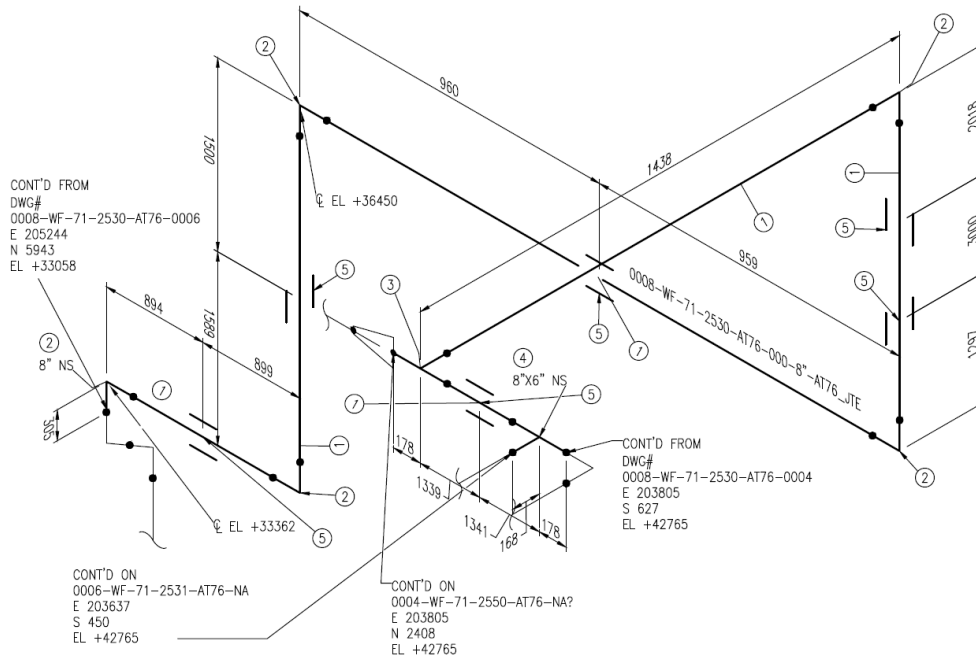
Vedlegg A Stress isoer

Isoer utlevert fra leirvik:

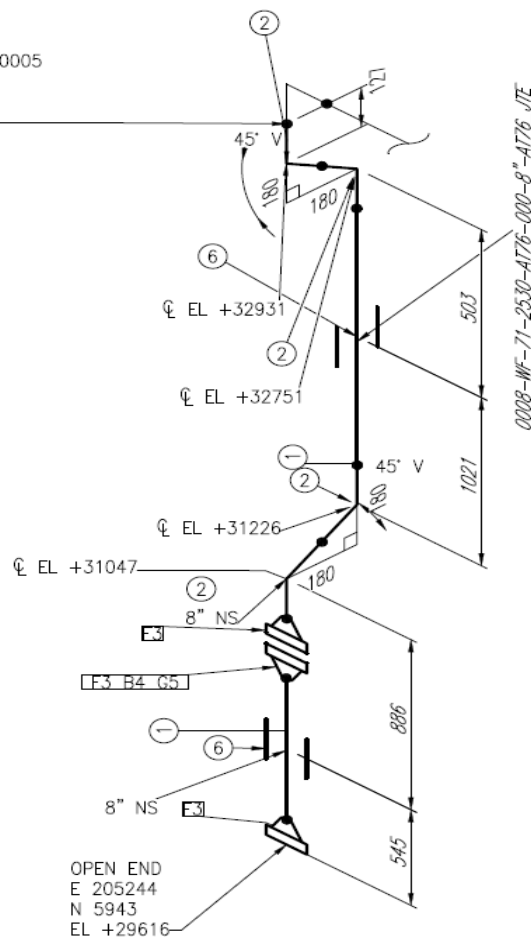


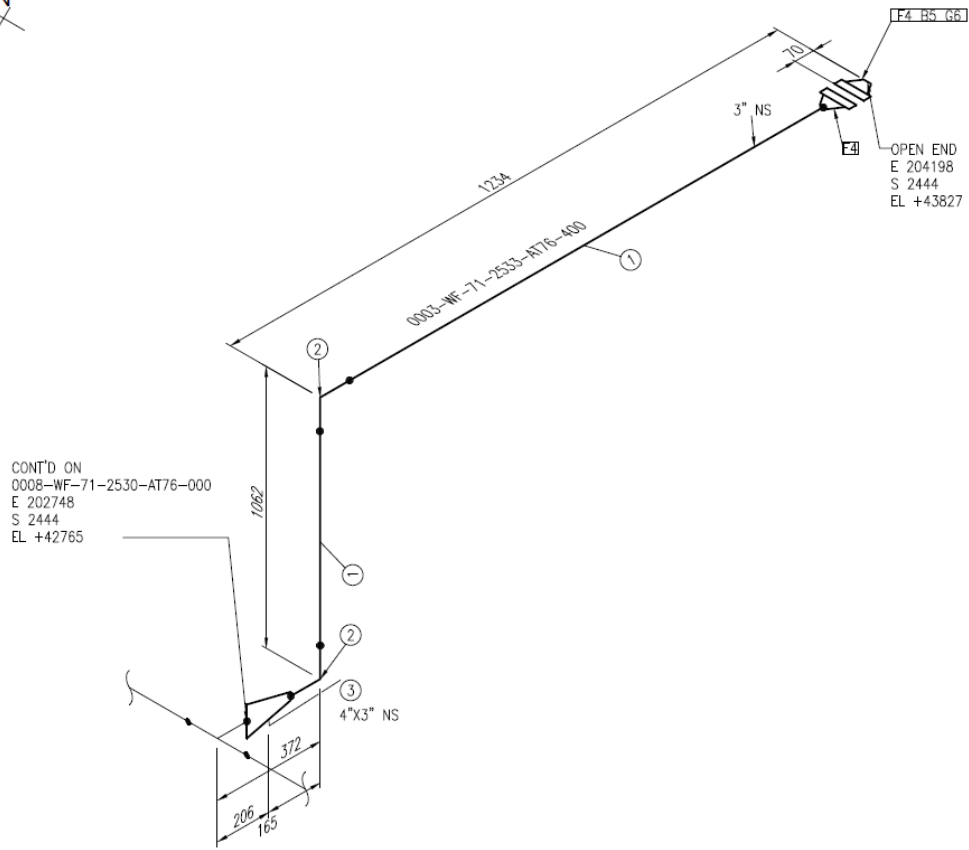


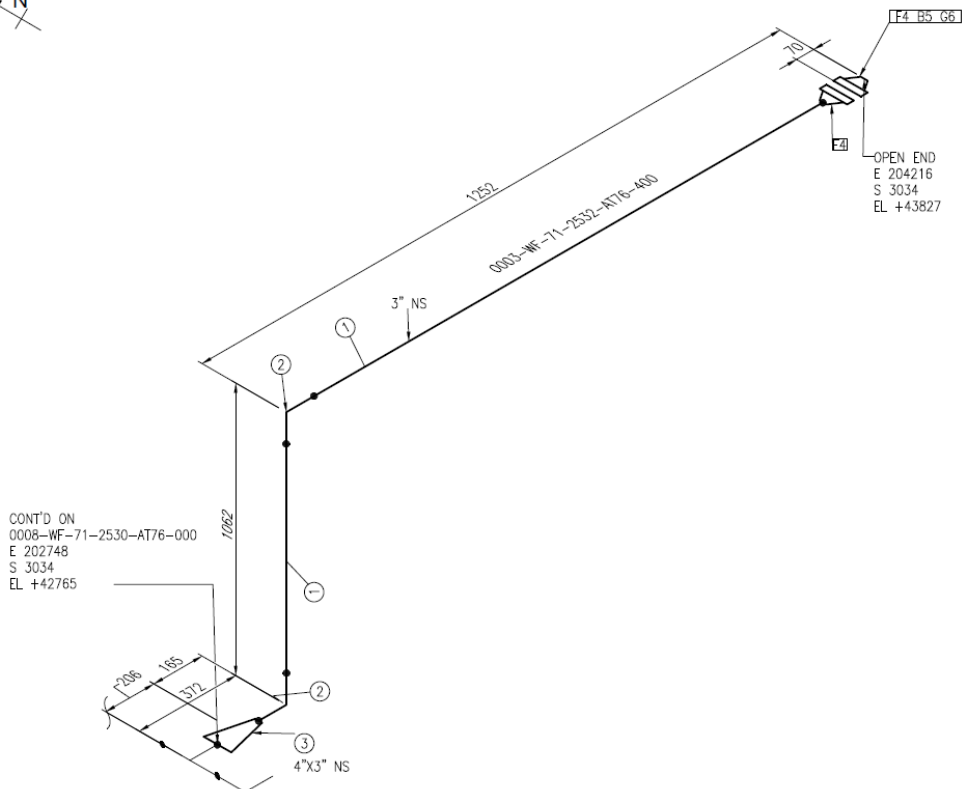
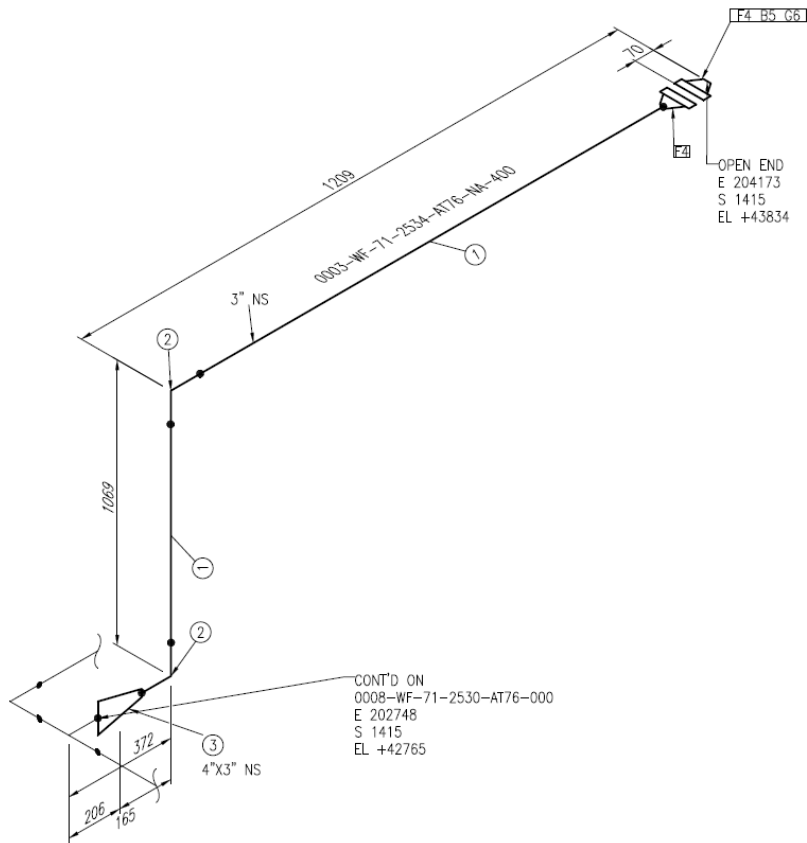


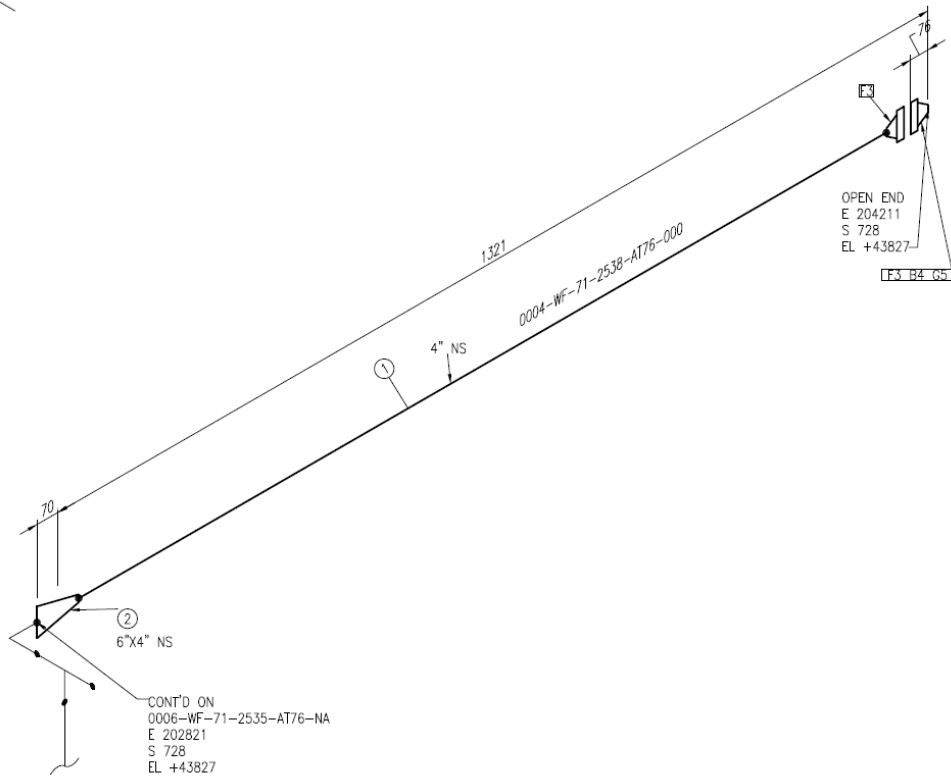


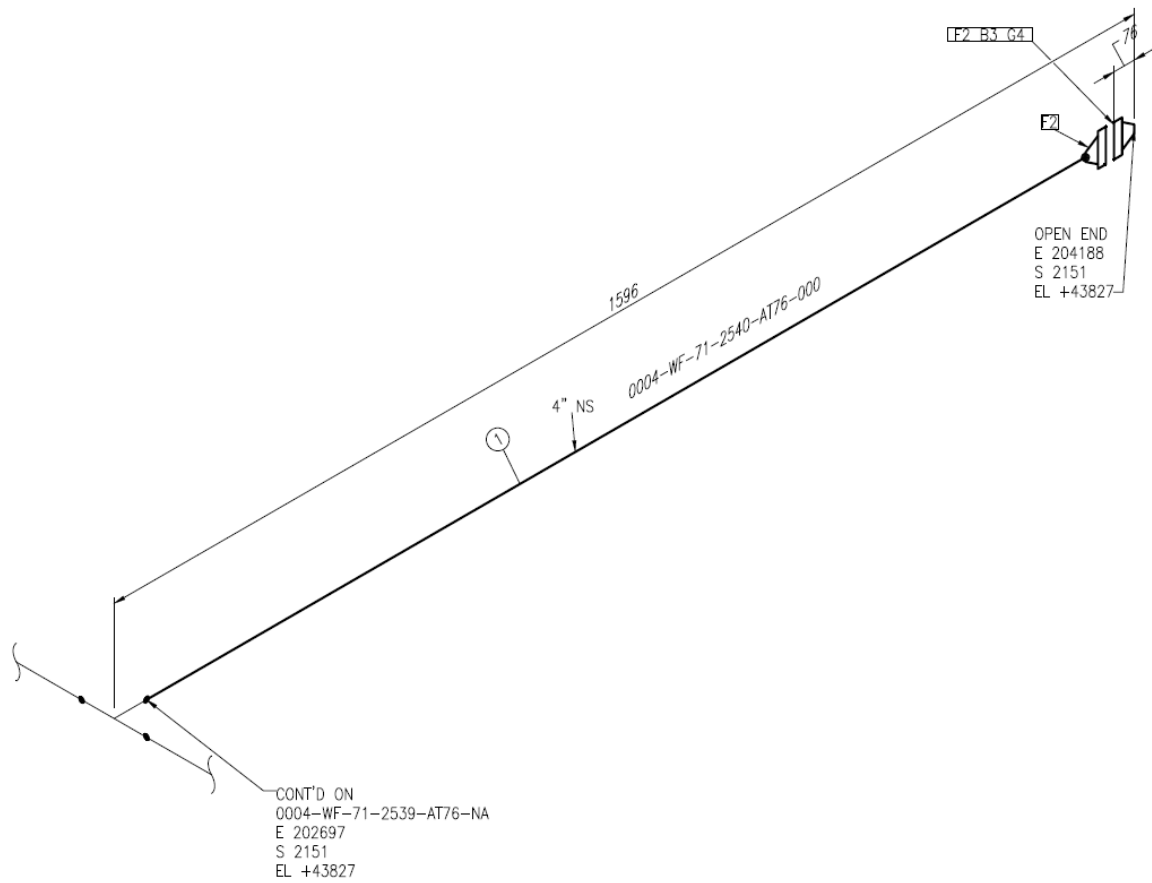
CONT'D ON
DWG#
0008-WF-71-2530-AT76-0005
E 205244
N 5943
EL +33058

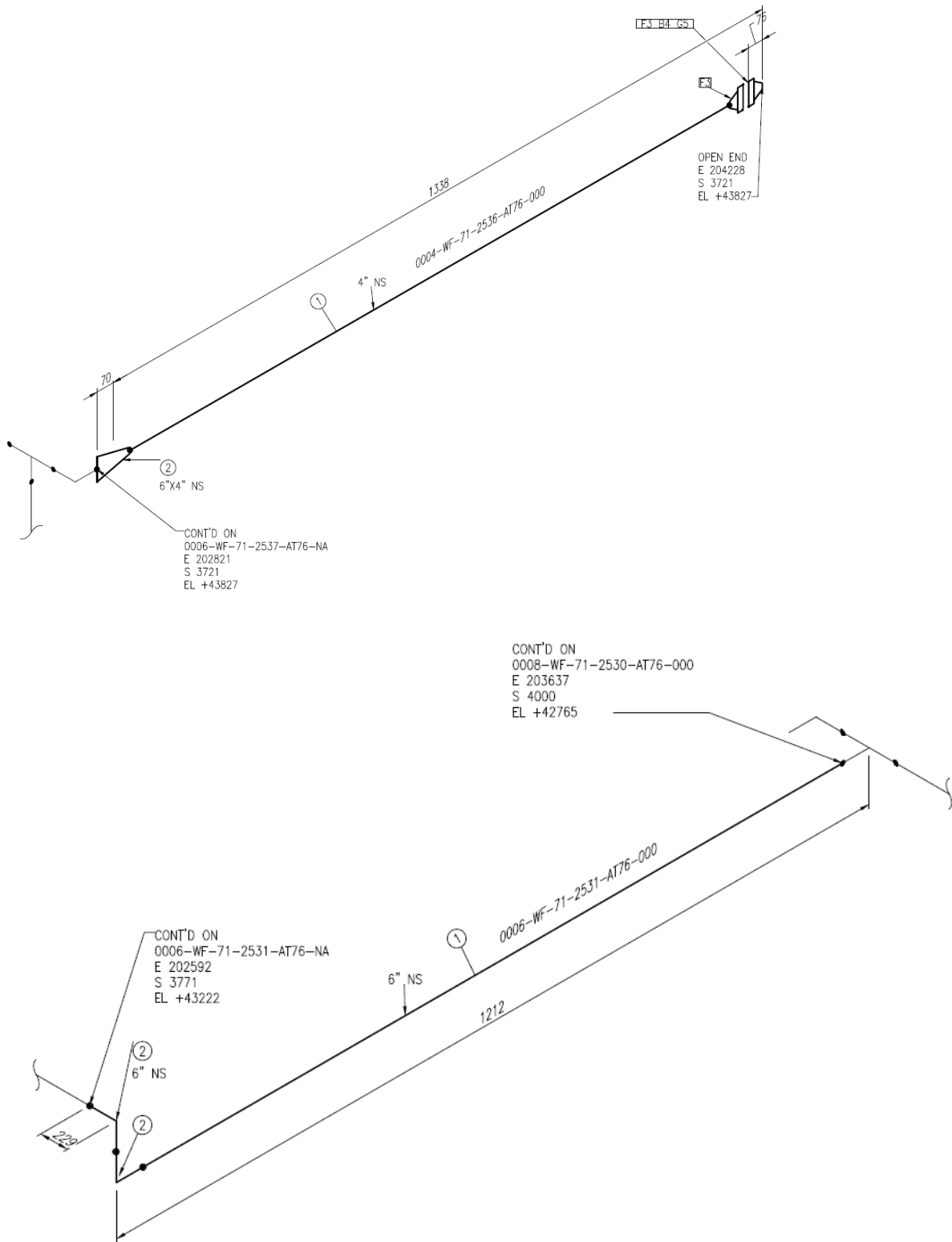


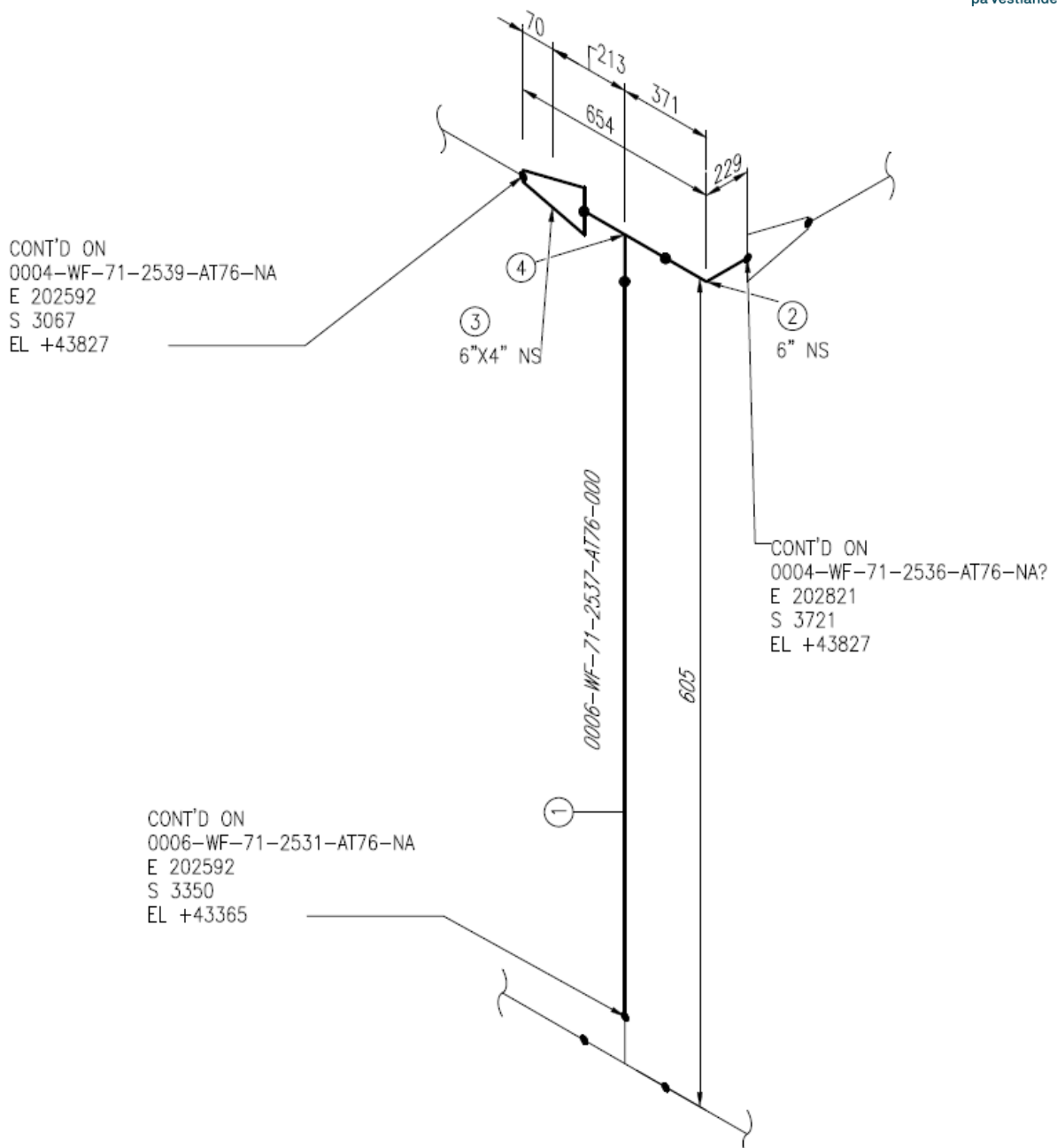


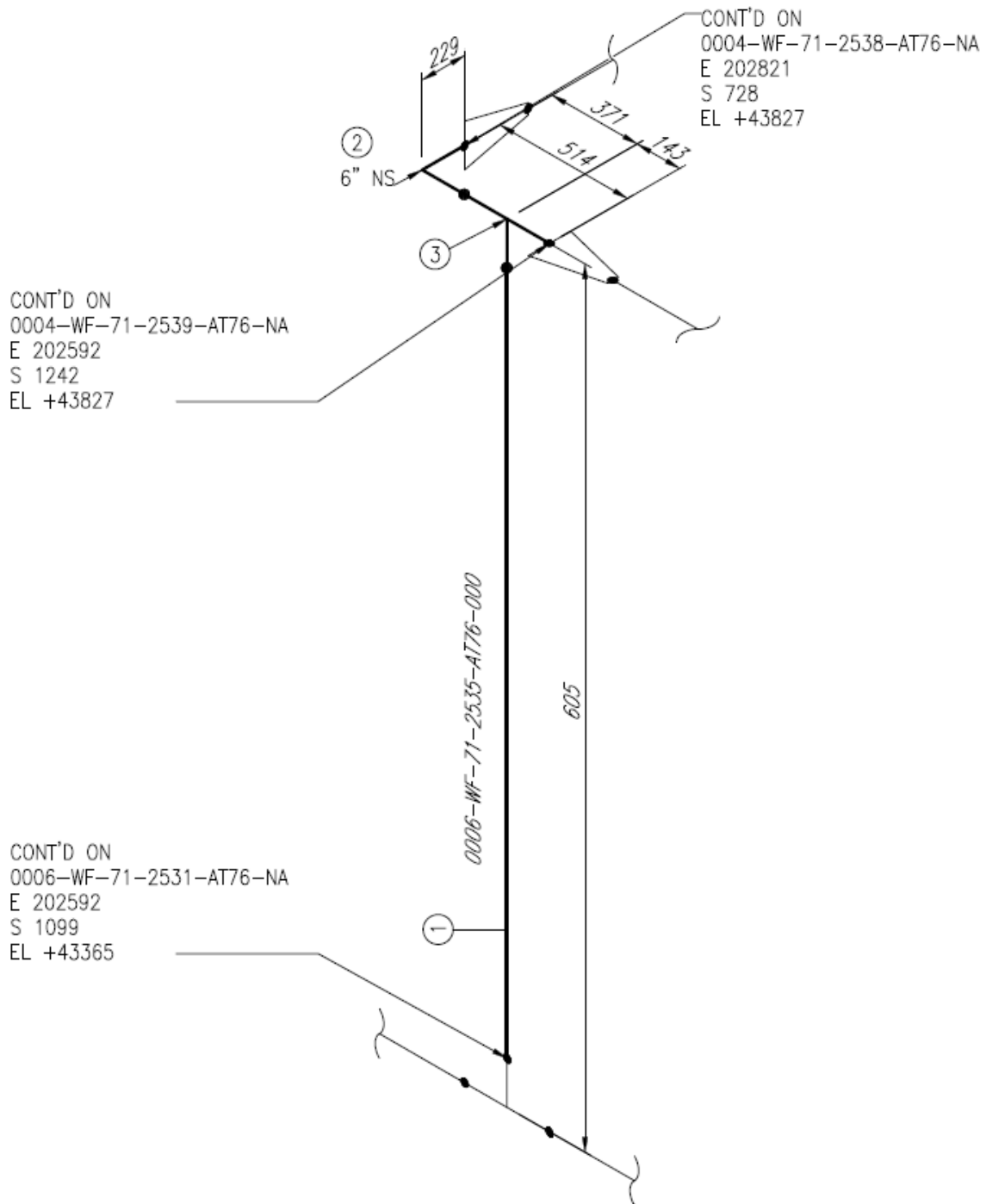


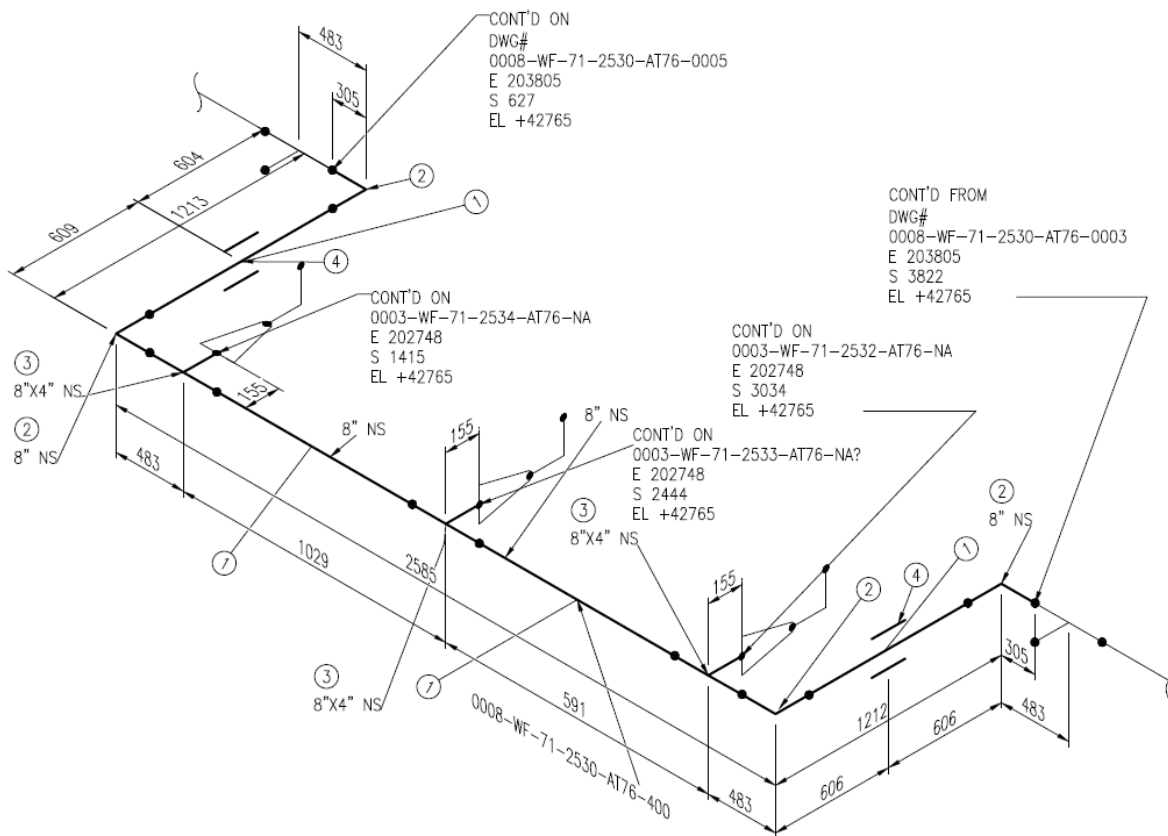
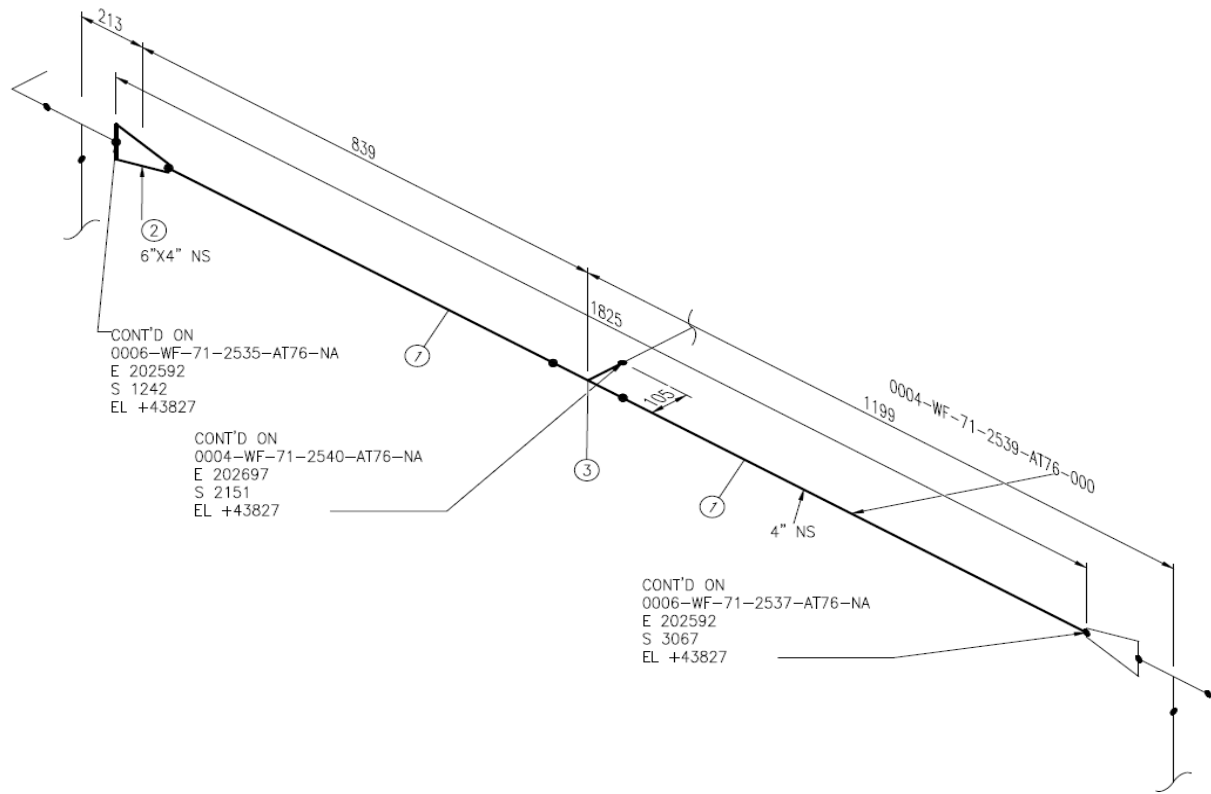




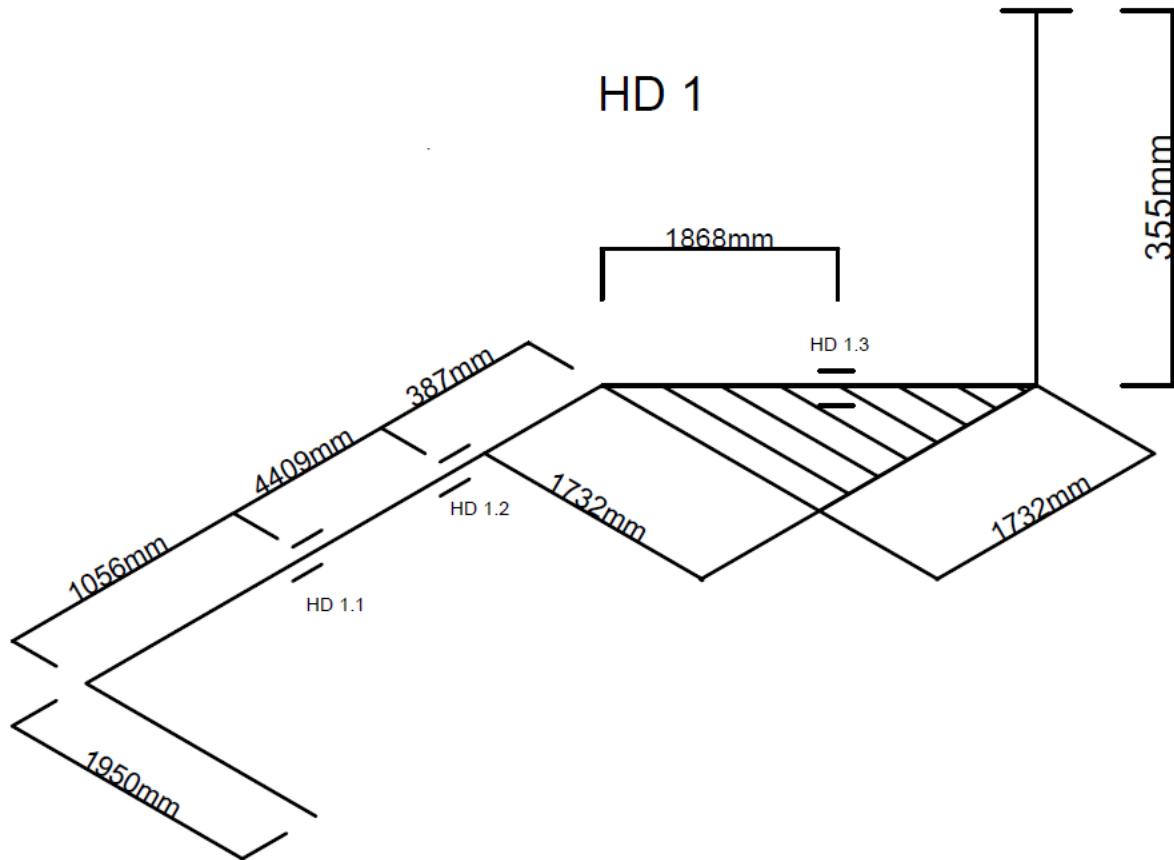


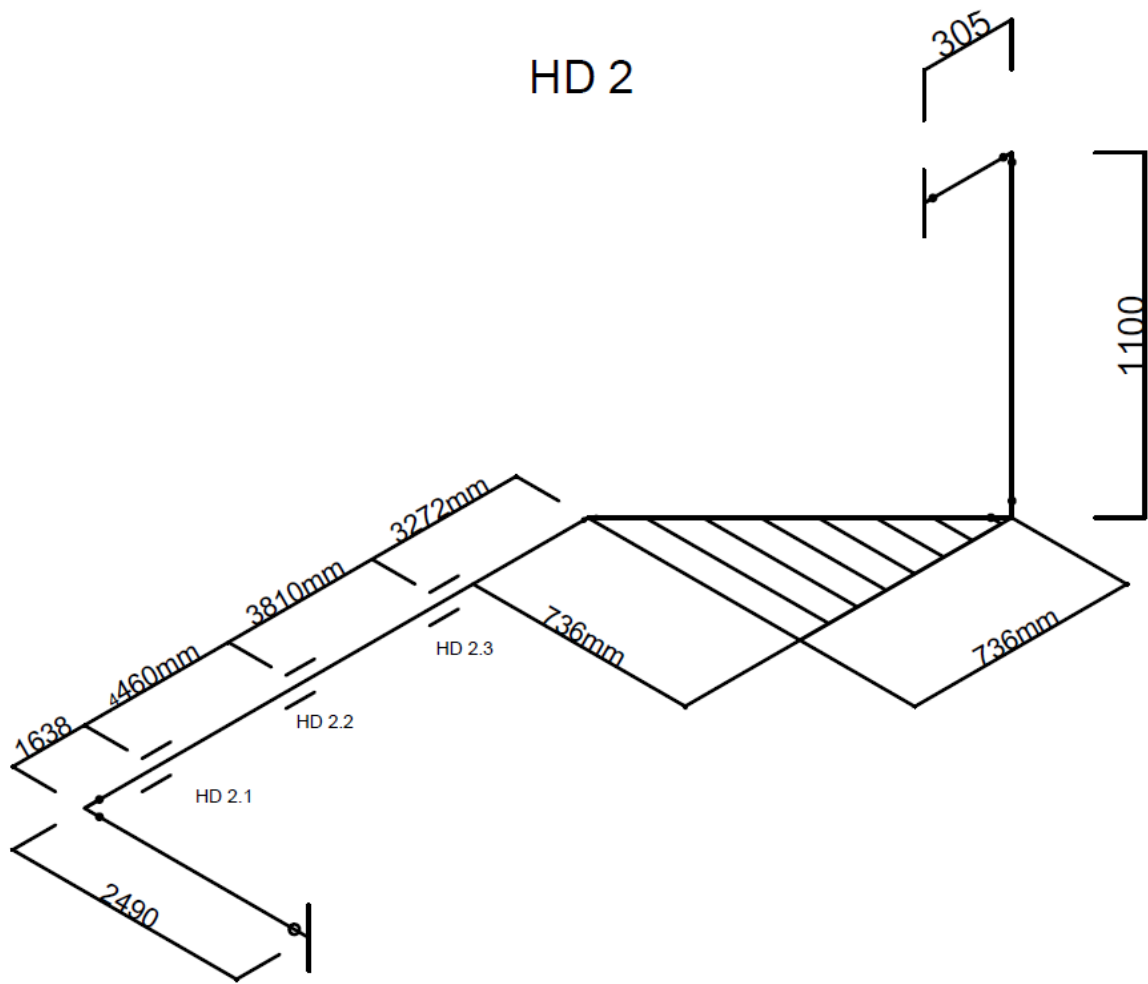




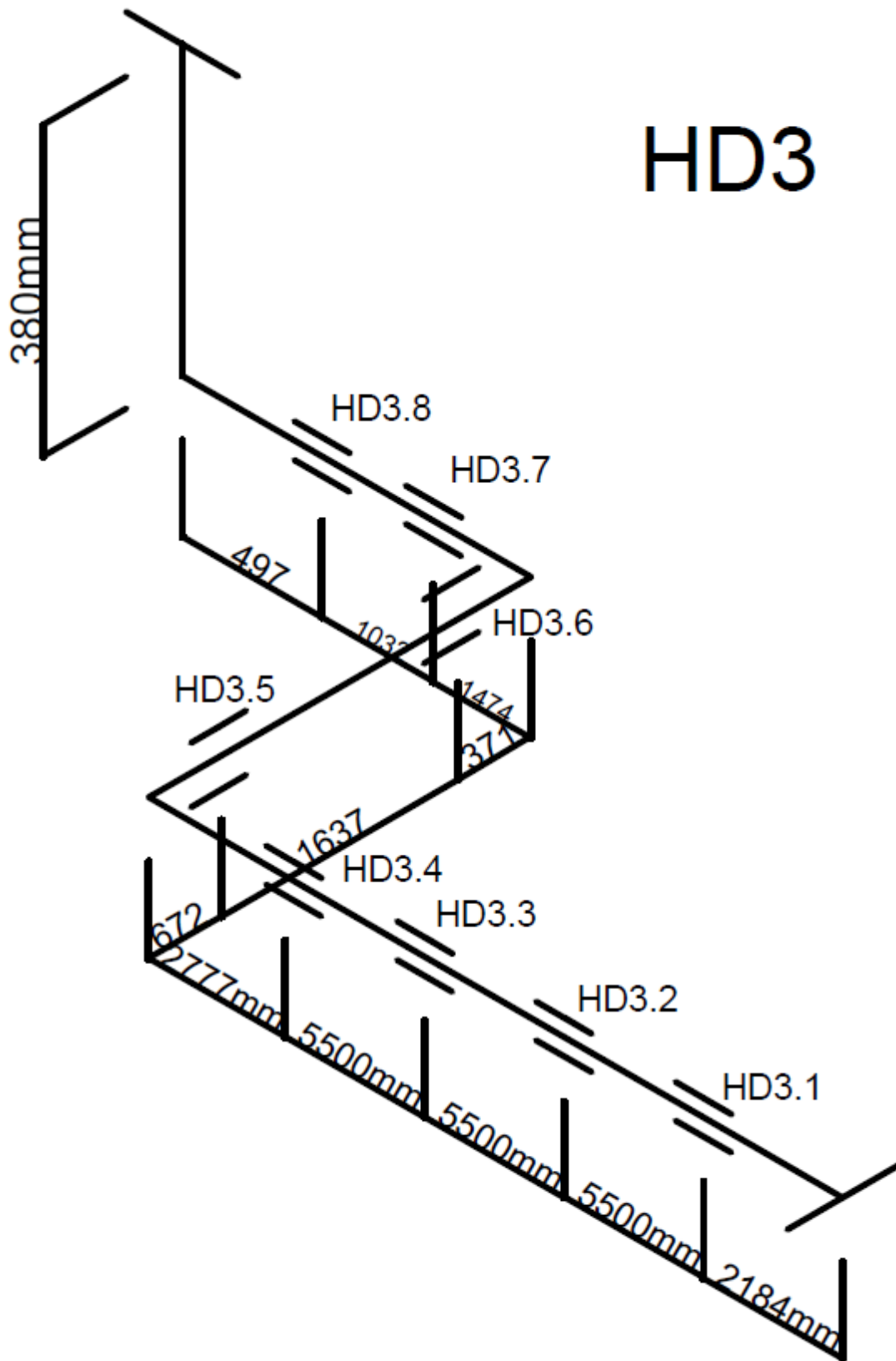


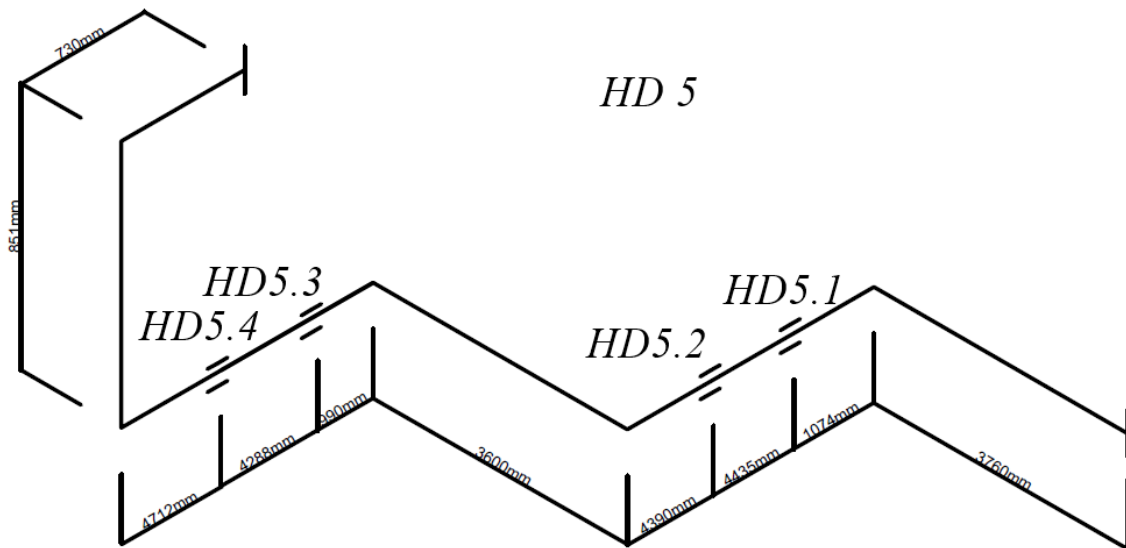
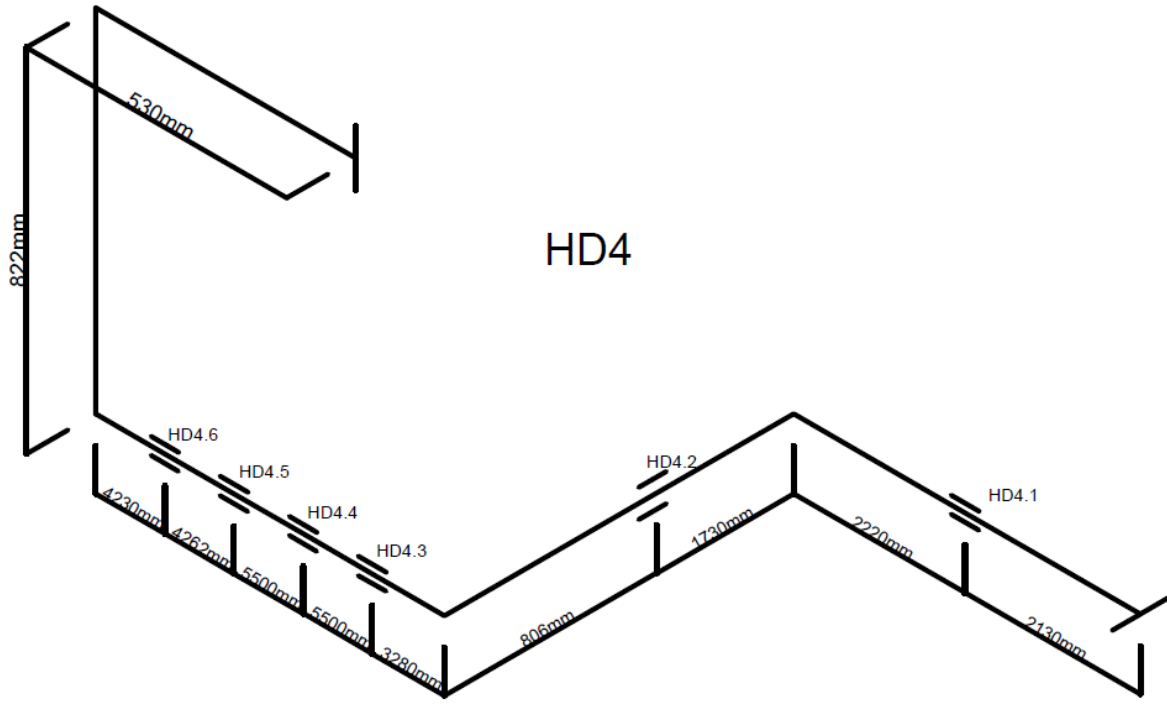
Isoer satt opp i utførelsen av oppgaven:

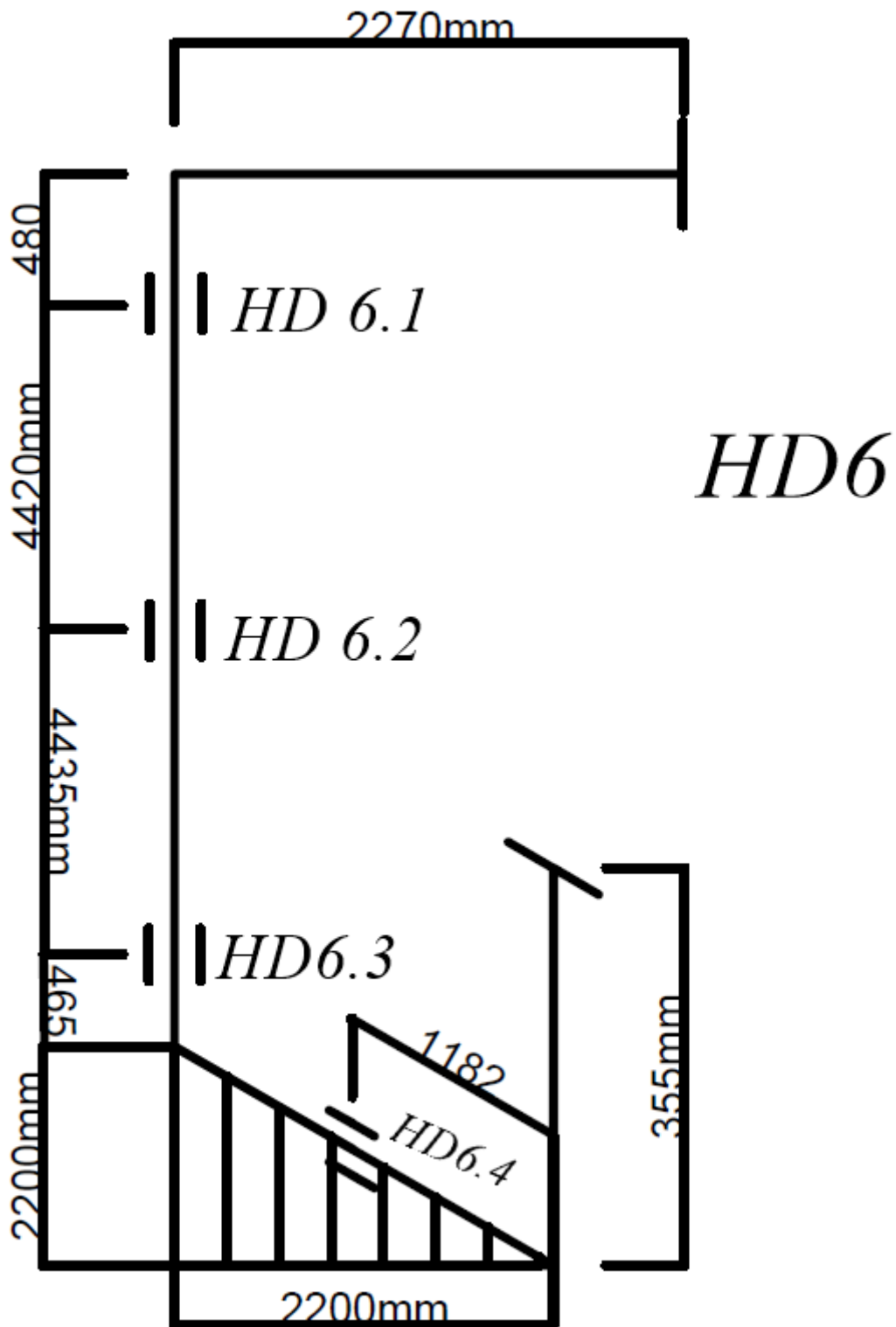




HD3







Vedlegg B til stress og fleksibilitetsberegninger

AT76

Specc hentet fra [16,s.53]

ND (inch)	0.50	0.75	1.00	1.50	2.00	3.00	4.00	6.00	8.00	10.00	12.00	14.00	16.00	18.00	20.00	24.00	30.00	36.00
OD (mm)	21.3	26.7	33.4	48.3	60.3	88.9	114.3	168.3	219.1	273.1	323.9	355.6	406.4	457.0	508.0	610.0	762.0	914.0
THK (mm)	2.77	2.87	3.38	3.68	2.77	3.05	3.05	3.40	3.76	4.19	4.57	4.78	6.35	6.35	6.35	9.53	12.70	12.70
SCH	40S	40S	40S	40S	10S	10S	10S	10S	10S	10S	10S	10S	10	10	10	20	20	20
WEIGHT																STD	XS	XS

ITEM TYPE	RANGE FROM TO		GEOMETRIC STANDARD	EDS	END CONN #1 #2		MATERIAL DESCR.	MDS	RATING	SCHD.	NOTES
PIPE	0.50	14.00	ASME B36.19M		PE	PE	B861 GR2 SMLS	T01			
PIPE	0.50	14.00	ASME B36.19M		PE	PE	B862 GR2	T01			
PIPE	16.00	18.00	ASME B36.10M		PE	PE	B861 GR2 SMLS	T01			
PIPE	16.00	36.00	ASME B36.10M		PE	PE	B862 GR2	T01			
PIPE NIPPLE 100MM LONG	0.50	1.00	ASME B36.19M		TE	PE	B861 GR2 SMLS	T01		80S	
BENDING	0.50	24.00	MADE FROM PIPE	NBE1 NBE2							
CAP	0.50	36.00	ASME B16.9		BE		B363 WPT2	T01			
CONCENTRIC REDUCER	0.75	6.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2/T2W	T01			
CONCENTRIC REDUCER	8.00	36.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2W	T01			
ECCENTRIC REDUCER	0.75	6.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2/T2W	T01			
ECCENTRIC REDUCER	8.00	36.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2W	T01			
ELBOW LONG RADIUS 45 DEG	0.50	6.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2/T2W	T01			
ELBOW LONG RADIUS 45 DEG	8.00	36.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2W	T01			
ELBOW LONG RADIUS 90 DEG	0.50	6.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2/T2W	T01			
ELBOW LONG RADIUS 90 DEG	8.00	36.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2W	T01			
STRAIGHT TEE	0.50	6.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2/T2W	T01			
STRAIGHT TEE	8.00	36.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2W	T01			
REDUCING TEE	0.75	6.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2/T2W	T01			
REDUCING TEE	8.00	36.00	ASME B16.9		BE	BE	B363 WPT2W	T01			
STUB END	0.50	24.00	ASME B16.9	NAF2	RF	BE	B363 WPT2	T01			

Line list

Tilhørende prosjektet

PLANT COND	OPERATING		DESIGN LIMITS		TEST PRESSURE				
	PRESS	TEMP	PRESS	TEMP	PRESS	TEMP	TIME	TEST MED IUM	CLS
MAX	12	AMB	19.6	17	18	AMB	2	Fresh water	H
NOR									
MIN	7		15	4					

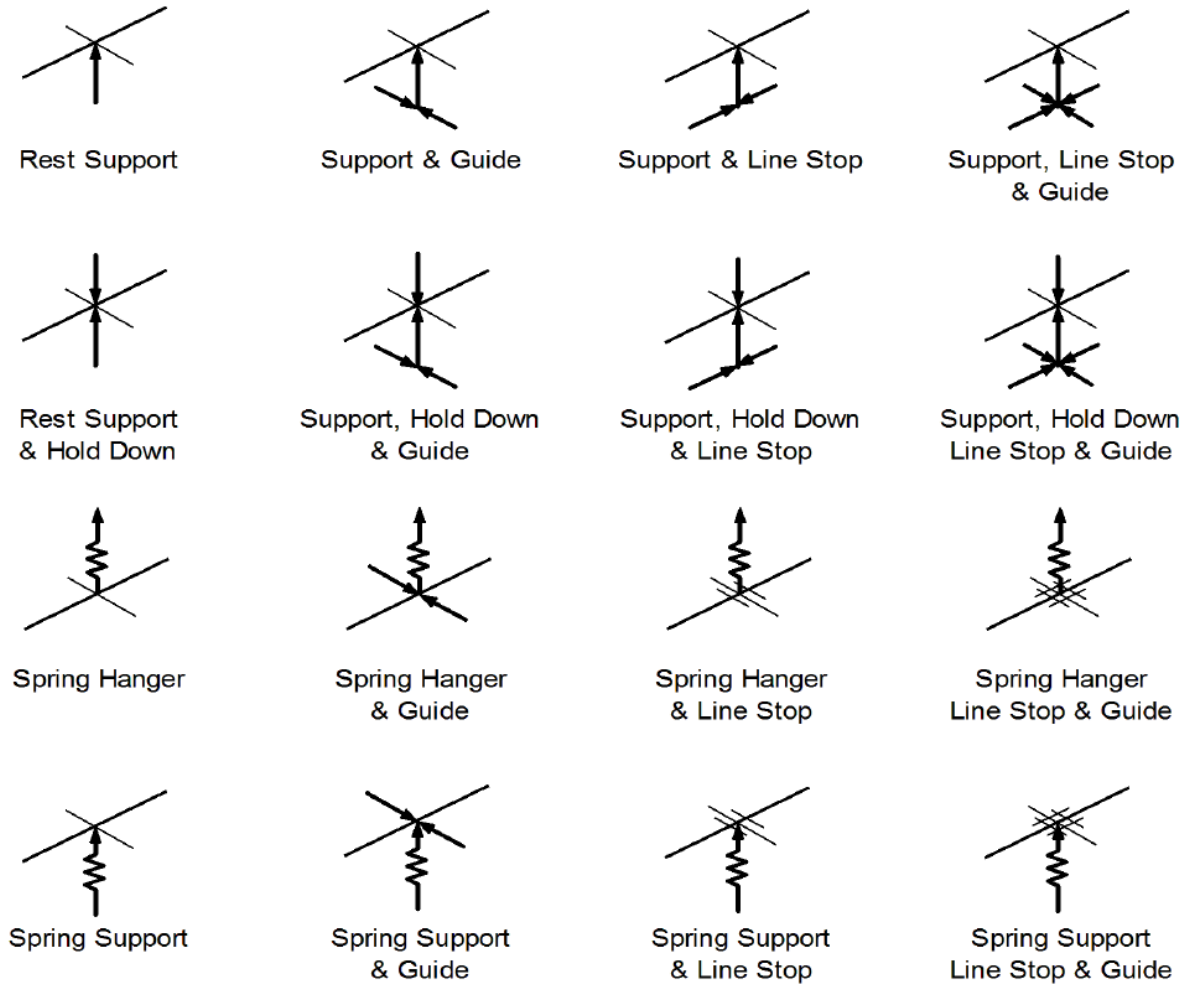
Tabell[]systemets line list utlevert fra Leirvik AS

Pipe support span chart for titanium lines

SPAN CHART FOR TITANIUM LINES									
PIPE SIZE NOM.	OD (mm)	SCH.	WALL THK. (mm)	PIPE ONLY		PIPE + LIQUID		PIPE + LIQUID + INSULATION	
				SPAN (M)	WEIGHT (N/M)	SPAN (M)	WEIGHT (N/M)	SPAN (M)	WEIGHT (N/M)
0.50 "	21.30	40S	2.77	2.9	7	2.8	9	2.4	15
0.75 "	26.70	40S	2.87	3.3	10	3.0	13	2.8	19
1.00 "	33.40	40S	3.38	3.7	14	3.4	20	3.2	27
1.50 "	48.30	10S	2.77	4.6	18	4.0	32	3.7	41
2.00 "	60.30	10S	2.77	5.1	22	4.3	45	4.1	56
3.00 "	88.90	10S	3.05	6.3	36	5.0	89	4.8	103
4.00 "	114.30	10S	3.05	7.1	47	5.5	137	5.3	154
6.00 "	168.30	10S	3.40	8.7	78	6.3	279	6.2	302
8.00 "	219.1	10S	3.76	9.9	112	7.0	457	6.9	486
10.00 "	273.1	10S	4.19	11.1	156	7.6	696	7.6	731
12.00 "	323.9	10S	4.57	12.1	202	8.2	966	8.1	1007
14.00 "	355.6	10S	4.78	12.7	233	8.5	1155	8.4	1200
16.00 "	406.4	10	6.35	13.5	352	9.4	1547	9.3	1597
18.00 "	457.2	10	6.35	14.4	397	9.7	1919	9.6	1976
20.00 "	508.0	10	6.35	15.2	442	10.0	2332	9.9	2394
24.00 "	610.0	STD	9.53	16.6	794	11.5	3484	11.4	3558
30.00 "	762.00	STD	9.53	18.6	995	12.3	5247	12.2	5339
36.00 "	914.0	20	12.7	20.3	1587	13.7	7671	13.7	7780

Tabell[] hentet fra [18,s.12]

Symboler for opplagerbetingelser



Fig] opplagersymboler hentet fra [11,s.68]

	Pipe only		Pipe+Liq		pipe+liq +insulation	
ND	Span[m]	Weight [N/m]	Span[m]	Weight [N/m]	Span[m]	Weight [N/m]
3"	6.3	36	5	89	4.8	103
4"	7.1	47	5.5	137	5.3	154
6"	8.7	78	6.3	279	6.2	302
8"	9.9	112	7	457	6.9	486

Definering av tillatte spenningsverdier

ASME B31.3-2014

Table A-1 Basic Allowable Stresses in Tension for Metals (Cont'd)
 Numbers in Parentheses Refer to Notes for Appendix A Tables; Specifications Are ASTM Unless Otherwise Indicated

Nominal Composition	Spec. No.	Type/Grade	UNS No.	P-No. (5)	Notes	Min. Temp., °F (6)	Specified Min. Strength, ksi		Basic Allowable Stress, S, ksi, at Metal Temperature, °F [Note (1)]			
							Tensile	Yield	Min. Temp. to 100	150	200	
Titanium and Titanium Alloy												
Pipes and Tubes (2)												
Ti	B861	1	R50250	51	...	-75	35	20	11.7	10.7	9.3	
Ti	B862	1	R50250	51	...	-75	35	20	11.7	10.7	9.3	
Ti	B861	2	R50400	51	...	-75	50	40	16.7	16.0	14.5	
Ti	B862	2	R50400	51	...	-75	50	40	16.7	16.0	14.5	
Ti-0.2Pd	B861	7	R52400	51	...	-75	50	40	16.7	16.0	14.5	
Ti-0.2Pd	B862	7	R52400	51	...	-75	50	40	16.7	16.0	14.5	
Ti	B861	3	R50550	52	...	-75	65	55	21.7	20.4	18.4	
Ti	B862	3	R50550	52	...	-75	65	55	21.7	20.4	18.4	
Plates and Sheets												
Ti	B265	1	R50250	51	...	-75	35	25	11.7	10.9	9.6	
Ti	B265	2	R50400	51	...	-75	50	40	16.7	16.0	14.5	
Ti	B265	3	R50550	52	...	-75	65	55	21.7	20.4	18.4	
Forgings												
Ti	B381	F1	R50250	51	...	-75	35	25	11.7	10.9	9.6	
Ti	B381	F2	R50400	51	...	-75	50	40	16.7	16.0	14.5	
Ti	B381	F3	R50550	52	...	-75	65	55	21.7	20.4	18.4	
Zirconium and Zirconium Alloy												
Pipes and Tubes (2)												
Zr	B523	...	R60702	61	...	-75	55	30	18.3	17.2	15.4	
Zr	B658	...	R60702	61	...	-75	55	30	18.3	17.2	15.4	
Zr + Cb	B523	...	R60705	62	(73)	-75	80	55	26.7	24.4	22.1	
Zr + Cb	B658	...	R60705	62	(73)	-75	80	55	26.7	24.4	22.1	
Plates and Sheets												
Zr	B551	...	R60702	61	...	-75	55	30	18.3	17.2	15.4	
Zr + Cb	B551	...	R60705	62	(73)	-75	80	55	26.7	24.4	22.1	
Forgings and Bar												
Zr	B493	...	R60702	61	...	-75	55	30	18.3	17.2	15.4	
Zr	B550	...	R60702	61	...	-75	55	30	18.3	17.2	15.4	
Zr + Cb	B493	...	R60705	62	(73)	-75	70	55	26.7	24.4	22.1	
Zr + Cb	B550	...	R60705	62	(73)	-75	80	55	26.7	24.4	22.1	

204

Copyright © 2015 by the American Society of Mechanical Engineers.
 No reproduction may be made of this material without written consent of ASME.

(14) **Table K-1 Allowable Stresses in Tension for Metals for Chapter IX (Cont'd)**
Numbers in Parentheses Refer to Notes for Appendix K Table; Specifications Are ASTM Unless Otherwise Indicated

Material	Spec. No.	P-No. (1)	Grade	Notes	Specified Min. Strength, ksi	
					Tensile	Yield
Titanium and Titanium Alloy Pipes and Tubes (5)						
Ti	B861	51	2	...	50	40
Ti	B338	51	2	(6)	50	40
Ti-0.2 Pd	B861	51	7	...	50	40
Ti-0.2 Pd	B338	51	7	(6)	50	40
Ti	B861	52	3	...	65	55
Ti	B338	52	3	(6)	65	55
Forgings and Fittings						
Ti	B363	51	WPT2	(6)	50	40
Ti	B381	51	F2	...	50	40
Ti-0.2 Pd	B381	51	F7	...	50	40
Ti	B363	52	WPT3	(6)	65	55
Ti	B381	52	F3	...	65	55

Tabell[K-1] fra ASME B31.3-2014 S.204 Appendix K

Table K-1 Allowable Stresses in Tension for Metals for Chapter IX (Cont'd) (14)
Numbers in Parentheses Refer to Notes for Appendix K Table; Specifications Are ASTM Unless Otherwise Indicated

Min. Temp. to 100	Allowable Stress, ksi (Multiply by 1000 to Obtain psi), for Metal Temperature, °F, Not Exceeding [Notes (2)-(4)]										Grade	Spec. No.
	150	200	250	300	400	500	600	650	700			
Titanium and Titanium Alloy Pipes and Tubes (5)												
26.7	...	21.0	...	17.1	13.1	9.9	7.6	2	B861	
26.7	...	21.0	...	17.1	13.1	9.9	7.6	2	B338	
26.7	...	21.0	...	17.1	13.1	9.9	7.6	7	B861	
26.7	...	21.0	...	17.1	13.1	9.9	7.6	7	B338	
36.7	...	29.3	...	23.8	19.1	15.0	11.4	3	B861	
36.7	...	29.3	...	23.8	19.1	15.0	11.4	3	B338	
Forgings and Fittings												
26.7	...	21.0	...	17.1	13.1	9.9	7.6	WPT2	B363	
26.7	...	21.0	...	17.1	13.1	9.9	7.6	F2	B381	
26.7	...	21.0	...	17.1	13.1	9.9	7.6	F7	B381	
36.7	...	29.3	...	23.8	19.1	15.0	11.4	WPT3	B363	
36.7	...	29.3	...	23.8	19.1	15.0	11.4	F3	B381	

Tabell[K-1] fra [ASME B31.3-2014 S.204 Appendix K]