

# Design og fabrikasjon av knutepunkt i 'jackets' plattformer

**Morten Myhre**

Produktutvikling og produksjon

Innlevert: juli 2014

Hovedveileder: Torgeir Welo, IPM

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet  
Institutt for produktutvikling og materialer



## Oppgavetekst

NORGES TEKNISK-  
NATURVITENSKAPELIGE UNIVERSITET  
INSTITUTT FOR PRODUKTUTVIKLING  
OG MATERIALER

# MASTEROPPGAVE VÅR 2014 FOR STUD.TECHN. MORTEN MYHRE

## DESIGN OG FABRIKASJON AV KNOTEPUNKT I 'JACKETS' PLATTFORMER Design and Manufacturing of Joints in Jacket Structures

Kværner Verdal er hjørnesteinsbedriften i Verdal som siden 70-tallet har produsert stålunderstell til oljeplattformer. I prinsippet blir understellene laget som firkantede fagverk av rør med ulike dimensjoner. I hvert hjørne finner man rørene med de største dimensjonene, også kalt *legs*. Disse er koblet sammen til et strukturelt fagverk gjennom bruk av mindre rør som enten er rett eller skrå, kalt hhv. *rett-* og *skråbrace*, sett i forhold til hjørnerørene. Oppstillingen av brace og leg i forhold til hverandre skaper sammenføyningsflater (*interfaces*) på endene av brace som gjør monteringen komplisert. Dette er nå løst ved å bruke små rørstusser (mellomstykker eller *stubs*) som monteres rett på leggene slik at man enklere kan bruke rettkappede bracer mellom stubbene. Denne konstruksjonsløsningen medfører en del ekstrakostnader i produksjonsprosessen i form av montering, sveising, kapping, kranbruk og stillas. Kværner er derfor interessert i å videreføre kandidatens prosjektarbeid som tok for seg konsekvensene av å eliminere bruk av stubs, og eventuelt montere brace direkte uten bruk av mellomstykker (stubs). I den forbindelse åpnes det også for at kandidaten ser på andre (mindre radikale) konsepter som kan gi økonomisk gevinst i forhold til tradisjonelle løsninger

Hovedmålet med denne MSc oppgaven er å designe strukturell knutepunkter i jackets plattformer, og dokumentere deres styrke- og produksjonsmessige egenskaper. Det er bl.a. av interesse å analysere eventuelle forskjeller mellom tradisjonell design/byggemetode og det nye konseptet som velges, spesielt i forbindelse med sveising (omfang, prosedyre, prosess) og produksjonskostnader.

For å besvare oppgaven, skal kandidaten som et minimum gjennomfører følgende arbeidsoppgaver og problemstillinger:

### Knutepunktets strukturelle egenskaper

- Velge ut et referanseknutepunkt basert på tradisjonell design fra et av dagens prosjekter
- Sette seg inn i krav og dimensjoneringsprinsipper og –praksis som benyttes internt hos Kværner Jacket Technology, Oslo.
- Analysere og dokumentere et knutepunkts egenskaper med 'point-to-point' design (forklart over)
- Beregne og dokumentere eventuelle vektendringer for samme strukturelle kapasitet av de to alternativene

- Analysere/vurdere nytt design ved bruk verktøy/maler fra DFMEA (Design Failure Mode and Effect Analysis)
- Oppsummere fordeler og ulemper ved begge designene satt opp mot hverandre

#### Dokumentere endringer i forhold til sveising

- Kartlegge og vurdere mulige sveisemetoder
- Beregne endring av sveisetid, der det også tas hensyn til endringer i bygge- og produksjonsprosess og infrastruktur
- Kartlegge fordeler og ulemper med forskjellige typer detaljløsninger knytte til utforming av selve sveisedesign/fuge, og velge løsning.
- Analysere/vurdere nytt design ved bruk verktøy/maler fra (P)FMEA (Process Failure Mode and Effect Analysis), med hovedvekt på sveising
- Kartlegge valgt sveisemetodes fordeler og begrensninger

#### Estimere produksjonskostnader

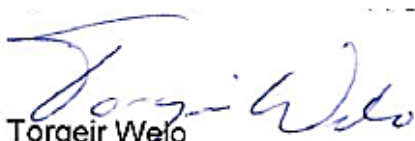
- Samle inn data for material og innkjøp.
- Samle inn interne kostnader for sveising, kontroll, skjæring og stillas.
- Beregne produksjonskostnader for hvert element.

Senest 3 uker etter oppgavestart skal et A3 ark som illustrerer arbeidet leveres inn. En mal for dette arket finnes på instituttets hjemmeside under menyen masteroppgave (<http://www.ntnu.no/ipm/masteroppgave>). Arket skal også oppdateres en uke før innlevering av masteroppgaven.

Arbeidet i masteroppgaven skal risikovurderes. Hovedaktiviteter som er kjent/planlagt skal risikovurderes ved oppstart og skjema skal leveres innen 3 uker etter utlevering av oppgavetekst. Alle prosjekt skal vurderes, også de som kun er teoretiske og virtuelle. Skjemaet må signeres av veileder. Risikovurdering er en løpende dokumentasjon og skal gjøres før oppstart av enhver aktivitet som KAN være forbundet med risiko. Kopi av signert risikovurdering skal være inkludert i vedlegg ved levering av rapport

Besvarelsen skal ha med signert oppgavetekst, og redigeres mest mulig som en forskningsrapport med et sammendrag på norsk og engelsk, konklusjon, litteraturliste, innholdsfortegnelse, etc. Ved utarbeidelse av teksten skal kandidaten legge vekt på å gjøre teksten oversiktlig og velskrevet. Med henblikk på lesning av besvarelsen er det viktig at de nødvendige henvisninger for korresponderende steder i tekst, tabeller og figurer anføres på begge steder. Ved bedømmelse legges det stor vekt på at resultater er grundig bearbeidet, at de oppstilles tabellarisk og/eller grafisk på en oversiktlig måte og diskuteres utførlig.

Besvarelsen skal leveres i elektronisk format via DAIM, NTNUs system for Digital arkivering og innlevering av masteroppgaver.

  
Torgeir Welo  
Instituttleder

  
Torgeir Welo  
Faglærer

## Sammendrag

Kværner Verdal AS produserer og leverer stålunderstell til oljeplattformer. For å være konkurransedyktig i oljebransjen er det viktig å kunne kutte kostnader, uten at dette går utover kvalitet, HMS og gjennomføringstid. I den sammenheng vil Kværner ha undersøkt hvilke konsekvenser en endring i design og byggemåte av knutepunktene, vil medføre i form av kostnad, gjennomføringstid og kvalitet.

Knutepunktene har et komplisert koblingssnitt mellom avstiverør og hovedrør, som er en rør-mot-røroverflatekobling. Denne koblingen er vanskelig å få korrekt og måten de i dag gjør dette på er å montere to rørstubber mot hver sin rørseksjon for deretter å legge inn en enkel rettkappet brace i mellom. Den foreslåtte endringen er å kutte ut stubbene og heller montere røret som en hel brace med kompliserte koblingssnitt i begge ender. Dette koblingssnittet må da sveises fra en side, da det ikke er mulig å komme til på baksiden, som det er ved stubb.

For å kunne si noe om konsekvensene av en slik endring ble det i prosjektoppgaven gjort kartlegging og måling av dagens byggemåte og deretter sammenlignet mot et framtidig stubbløst design. I denne oppgaven er det blitt lagt mest vekt på egenskapene til knutepunktene og hvordan disse vil påvirke den endelige jacketen. Dette er gjort ved å betrakte et knutepunkt fra et av dagens prosjekter til Kværner. Knutepunktet er analysert som både stubbløst og med stubb, og fokuset har vært på egenskapene til knutepunktet, sammen med utforming av fuger, fabrikkasjon og innkjøp.

Dette har resultert i at de mekaniske egenskapene til knutepunktet vil endres ved å endre designet. De statiske egenskapene er ikke dimensjonerende for knutepunkt og formlene for statiskstyrke tar ikke hensyn til hvordan knutepunktet sveises. Det som er dimensjonerende, er utmattingsegenskapene. Disse blir svekket av å måtte sveise ensidig, og dermed må en øke tverrsnittet for å oppnå samme levetid. På det aktuelle knutepunktet gir dette en økning fra 45mm veggtykkelse til 52mm. Dette resulterer i mer sveising, men totalt sett vil det bli mindre sveis, da en kutter ut en sveis.

Denne økningen av tverrsnitt baserer seg på at fugetypen, sveising og etterarbeidet etter sveising blir gjort som det blir i dag. Dagens sveisemetode er såpass gjennomarbeidet og det går kontinuerlig arbeid i å finne bedre metoder og tilsats slik at det å gi en anbefaling om å endre på dette ville være unaturlig. I forhold til fugetyper og etterarbeid etter sveis er det viktig å ikke begynne med sliping av utvendige radier på sveisen for å redusere spenningskonsentrasjonene. Dette vil øke spenningen på innsiden, noe som vil resultere i å måtte øke tverrsnittet opp til 74mm.

For det aktuelle tverrsnittet har dette resultert i en besparelse for det aktuelle knutepunktet på omtrent 9000NOK ved å øke til 52mm. 74mm gir en økt kostnad på omtrent 20000NOK. Dette vil summere seg over hele jacketen. Skulle alle knutepunktene måtte øke like mye i vekt som referanseknutepunktet, ville det bli en total økning på 114tonn. Dette er for en økning til 52 mm. 74mm gir 486tonn.

Fokuset i begge oppgavene har vært å kun se på vanlige rør. Det kan tenkes at ved montering av større rammer og kryss sammensatt av rør, vil det være viktig å ta en vurdering på å bruke stubber. Rammer og kryss kan ofte ha tre og flere koblingsnitt som igjen gir en mer komplisert montering og derfor vil ikke de beregningene og målingene gjort i disse prosjektene være gyldig.

I oppgaven har det vært sett på kun et knutepunkt og en stubb/brace. Det å skulle anta samme resultat for alle knutepunkt, blir unøyaktig. Slik at fulle analyser og simuleringer må gjøres for å oppnå en bedre nøyaktighet.

## Summary

Kværner Verdal AS fabricates steel jackets for the offshore industry. To be competitive in this business, they have to cut costs without sacrificing the quality of the product and HSE. In this context Kværner wanted a study of what consequences would appear if they changed the design and fabrication method. They wanted the project to focus on costs, execution time and quality.

The joints in the jacket design have a complex interface between main tubes (legs) and supporting cross tubes (braces), that is a tube against tube surface connection. This connection is very difficult to assemble and today the method is to assemble short stubs with this interface on each leg, and then assemble a simple tube with a 90 degree cut in both ends, between. The new method and design they wanted, was to assemble this brace without stubs. In other words, they wanted one single tube with complex interface in both ends to get a shorter execution time for the jacket. This connection has a disadvantage that it has to be welded from one side. With stubs they have access to the weld root and can thereby weld and grind to get a better weld.

First step to solve this task was executed in the project assessment, which was done prior to this project, in the fall of 2013. In this project the value stream of today's method was measured and mapped, using value stream mapping. This map was compared to a fictive map of the new designs fabrication method. This master thesis has a different angle of approach; it's focused on the properties of the tubular joints, how they change with the change of production method and how this affects the final jacket properties. This task is solved by focusing on one tubular joint from one of the projects Kværner have on their table. This joint will be set as reference joint. The joint will be analyzed with focus on both the fabrication method and the main focus will be on the mechanical properties. The design of the weld groove, welding and expenses is also a part of the study.

From this study the results have been that the mechanical properties of the joint will change when switching from stub to point to point. The static properties will not change, because the equations of static strength have no factors that if affected on the factum that a weld is welded from one side or from both sides. The static properties aren't even the main design criterion of the joint. In almost all cases its fatigue that governs the design. When a joint is welded form one side, the fatigue properties is worse. To get the same fatigue life the stress has to be reduced and that is done by increasing the brace cross-section. For the reference joint it was necessary to increase the thickness from 45mm to 52mm. This gives more welding for the joint, but since the weld between stub and brace is removed, the total amount of welding is reduced.

This increase in cross-section is based on that the weld groove, the welding procedure and the post weld work is done as it's done today. Today's welding procedure and method is well worked through with good quality and Kværner is

working continuous to improve their methods. It's no use in suggesting any change since they're already doing it great. In the case of changing the groove type and post weld work, it's important not to start grinding to welds surface to reduce the stress concentrations. By doing this, the stresses at the inside will increase and the cross-section has to be increased even more. In this case, this resulted in a thickness of 74mm.

At this particular joint, this increased cross-section gives a cut in the expenses with about 9000NOK for the 52mm. For the 74mm it's an increase in the expenses with 20000NOK for every joint. This amount summed over the whole jacket will give a large increase in the total expenses. If every joint has the same increase in volume steel, the whole jacket will increase 114tonnes in weight for 52mm and 486tonnes for 74mm.

The focus in these projects has been to look at simple braces. In most projects there are a lot of these braces that is installed as big frames. It's possible that these frames have three-four joints that all have to fit when assembled. This makes the assemble even more complex and these calculations and measures will not be valid.

In this thesis it's been calculated on only one joint and brace. To assume the same result for every joint will give an inaccurate total. It's therefore recommended that a full analysis of the whole jacket shall be performed before any decisions are taken.



## Forord


Masteroppgaven er skrevet av Morten Myhre som hovedoppgave i emnet TMM4901 ved Norges teknisk-naturvitenskaplige universitet våren 2014.

Dette er den avsluttende oppgaven på sivilingeniørstudiet ved NTNU og instituttet for produktutvikling og materialer. Oppgaven er gitt av Kværner Verdal AS, og omhandler design og produksjon av rørknutepunkt på verftet. Denne oppgaven bygger videre på prosjektoppgaven med navn «Design for manufacturing anvendt på utforming av stålunderstell til oljeplattformer». Som en del av fordypningen før hovedoppgaven har jeg hatt fordypningseminene TMM1 Produktmodellering og TMM10 Robuste materialvalg.

De to oppgavene har blitt utført med stor hjelp fra bedriften og med hyppig besøk av verftet, hvor jeg har observert de aktuelle operasjonene og snakket med operatører. Kværner har tilrettelagt for en god oppgave med å stille med kontorplass og Laptop, slik at jeg lettest mulig kunne nå de resursene som var tilgjengelig fra deres side. De ordnet også med en studietur til Kværner Jacket Technology i Oslo for å få pratet med de som er eksperter i dette fagfeltet.

Jeg vil med dette takke alle på Kværner Verdal som har hjulpet meg. Jan Tore Dahlen i KJT og Torgeir Welo ved IPM har begge veiledet meg godt underveis.

Verdal 25. Juli 2014



Morten Myhre



## Innholdsfortegnelse

Oppgavetekst .....	i
Sammendrag .....	iii
Summary .....	v
Forord .....	vii
Innholdsfortegnelse .....	ix
Figur-liste .....	xi
Tabell-liste .....	xii
Begreper .....	xii
1 Innledning .....	1
1.1 Bakgrunn for oppgave .....	1
1.1.1 Kværner .....	1
1.1.2 Jackets .....	1
1.1.3 Dagens marked .....	2
1.2 Mål og problemstilling .....	2
1.2.1 Problemstilling: .....	2
1.2.2 Oppgaver og mål .....	3
1.3 Forventninger .....	4
1.4 Framgangsmåte .....	4
1.5 Ikke utførte oppgaver .....	4
2 Jackets: produkt, prosess og teknologi .....	5
2.1 Kværner .....	5
2.2 Jackets .....	5
2.3 Produksjonsmetode .....	6
2.4 Stubbs og brace .....	9
2.5 Beregningsgang .....	13
2.6 Forsknings spørsmål .....	14
3 Prinsipper rundt design, tilvirkning, verifikasjon av jackets-konseptet .....	15
3.1 Produkt krav .....	15
3.2 Offentlige krav .....	16
3.2.1 Klassifisering .....	16
3.2.2 Geometriske parametere .....	18
3.2.3 Styrkeberegningsteori statisk styrke .....	20
3.2.4 Utmattingsstyrke .....	25

3.3	Fabrikasjon.....	33
3.3.1	Sveisemetoder.....	33
3.3.2	Sveisefuger.....	39
3.3.3	Sveisetidsberegning.....	41
3.3.4	NDT.....	43
3.4	Innkjøp.....	46
3.5	Økonomi.....	47
4	Detaljutforming og -beregninger.....	49
4.1	Metode.....	49
4.1.1	Statiske beregninger.....	49
4.1.2	Utmatting.....	49
4.2	Utmattingsberegninger.....	52
4.2.1	Geometri.....	52
4.2.2	Load Case 1 til 4.....	53
4.2.3	Load case 5 til 8.....	56
4.3	Manufacturing.....	58
4.3.1	Vektendring.....	58
4.3.2	Tidsforbruk.....	59
4.3.3	Innkjøp og fabrikasjon.....	59
5	Resultat.....	61
6	Diskusjon.....	63
7	Industriell relevans og videre arbeid.....	65
8	Konklusjon.....	67
9	Referanseliste.....	69
10	Vedlegg.....	71
A)	Risikovurdering.....	A
B)	Artikkel av Inge Lotsberg, DNVGL.....	E
C)	Tegning, Weld-details.....	K
D)	Internrapport om korreksjonsfaktorer for sveiseberegning.....	L
E)	Tegning av knutepunkt.....	Ø
F)	Beregninger fra excel.....	AA

## Figur-liste

Figur 1 Skisse av jacket og toposide .....	1
Figur 2 Mål og oppgaver .....	3
Figur 3 Forklaring på begreper og navn ved jacket (4) .....	5
Figur 4 Tegning av en legseksjon .....	7
Figur 5 Oversikt over koordinatsystemet ved jackets .....	7
Figur 6 Tegning av en Row .....	8
Figur 7 Bilde av en rollup med ferdigmonterte rammer .....	8
Figur 8 Utsnitt av figur 4, viser stubb .....	9
Figur 9 Utsnitt av figur 6, viser bracer og leg .....	10
Figur 10 Engelske ord og uttrykk ved et knutepunkt .....	10
Figur 11 Utfoldingstegning av en T-skjøt, eller rettbrace .....	11
Figur 12 V-fuge .....	11
Figur 13 V-fuge med stålbacking .....	12
Figur 14 Kværners modell for prosjektutførelse .....	13
Figur 15 Definisjoner og begreper (7) .....	16
Figur 16 Klassifisering av knutepunkt (7) .....	17
Figur 17 Geometrifaktorer for Y/T-knutepunkt (7) .....	18
Figur 18 Geometrifaktorer for X-knutepunkt (7) .....	18
Figur 19 Geometrifaktorer for K-knutepunkt (7) .....	18
Figur 20 Geometrifaktorer for knutepunkt (7) .....	19
Figur 21 Effektiv totallengde (7) .....	22
Figur 22 Fordeling av skader i oljeindustrien (8) .....	25
Figur 23 SN-kurver for i sjøvann med katodisk beskyttelse (9) .....	27
Figur 24 Stresskonsentrasjoner ved sveiste knutepunkt (10) .....	28
Figur 25 Definisjon på de angripende krefter og deres retninger (9) .....	29
Figur 26 Definisjon på superposisjonsprinsippet anvendt på knutepunkt (9) .....	29
Figur 27 Prinsippskisse av en TIG-sveis med pistol, (11) .....	33
Figur 28 Prinsippskisse av en pinne-sveis med elektrode, (11) .....	34
Figur 29 Prinsippskisse av sveiseapparatet ved pannesveis, (11) .....	35
Figur 30 Prinsippskisse av en MIG/MAG-sveis med pistol, (11) .....	36
Figur 31 Prinsippskisse av en rørtråd-sveis med pistol, (11) .....	37
Figur 32 Nedsliping av ferdigsveis (7) .....	39
Figur 33 Skisse av fugen ved tosidig sveist knutepunkt (12) .....	40
Figur 34 Skisse av fugen ved ensidig sveist knutepunkt (12) .....	40
Figur 35 Skisse av stubb med sveis .....	41
Figur 36 Skisse av arealberegninger ved sveising av brace .....	41
Figur 37 Probe posisjoner ved ultralydtesting, (14) .....	44
Figur 38 Kalibreringsstykke for ultralyd (14) .....	45
Figur 39 Lastfordelingsgraf .....	50
Figur 40 Skisse av valgt knutepunkt .....	51
Figur 41 R-faktorens endring med minkende gamma .....	54
Figur 42 Tøyningsfordelingen i et sveist knutepunkt .....	64

## Tabell-liste

Tabell 1 Tabell for strykefaktoren Q (7) .....	20
Tabell 2 Koeffisienttabell (7) .....	21
Tabell 3 DFF (9) .....	26
Tabell 4 SN-tabell for i sjøvann med katodisk beskyttelse (9) .....	27
Tabell 5 Innkjøpspris stålplater .....	46
Tabell 6 Lastfordelingstabell .....	50
Tabell 7 Lasttilfellene 1 til 4 .....	50
Tabell 8 Lasttilfellene 1 til 4, med nomniellspenninger .....	53
Tabell 9 Resulternede HSS for utsiden for lasttilfellene 1 til 4 .....	53
Tabell 10 Levetid for lasttilfellene 1 til 4 .....	54
Tabell 11 Innvendig HSS for lasttilfelle 1 til 4.....	55
Tabell 12 Levetid for lasttilfellene 1 til 4 .....	55
Tabell 13 Lasttilfellene 5 til 8, med nominelle spenninger .....	56
Tabell 14 SCF innvendig og utvendig samt reduksjonsfaktorer .....	56
Tabell 15 Innvendige HSS for lasttilfellene 5 til 8.....	57
Tabell 16 Levetid ved justert platetykkelse .....	57
Tabell 17 Endring av sveiseavsettsmengde .....	58
Tabell 18 Volumendring av stubb .....	58
Tabell 19 Total vektendring .....	58
Tabell 20 Sveisetid .....	59
Tabell 21 Pugh-matrise for sammenligning .....	62

## Begreper

NDT- Non destructive testing, forklart side 43

SVE- Svønn Erik Holm, Nivå 3 NDT hos Vitec

KVE- Kværner Verdal

KJT- Kværner Jacket technology, hovedkontoret til Kværner

JTD- Jan Tore Dahlen, Veileder og ingeniør hos KJT

Row – Del av Jacketen, se side XX

FEED – Front end engineering design, forprosjekt før anbud

Topside – Delen av oljeplattformen som står oppå jacketen

ULS – Ultimate limit state, Begrep innen statiske beregninger, bruddgrensetilstand

Chord – Engelsk ord for hovedrør

Can – En forsterket del av et rør, ofte i forbindelse med rørknutepunkt

ALS – Acccident limit state, Begrep i dimensjonering, ulykkestilstand

KPT – Kværner Piping Technology, datterbedrift av KVE, spesialister på rør

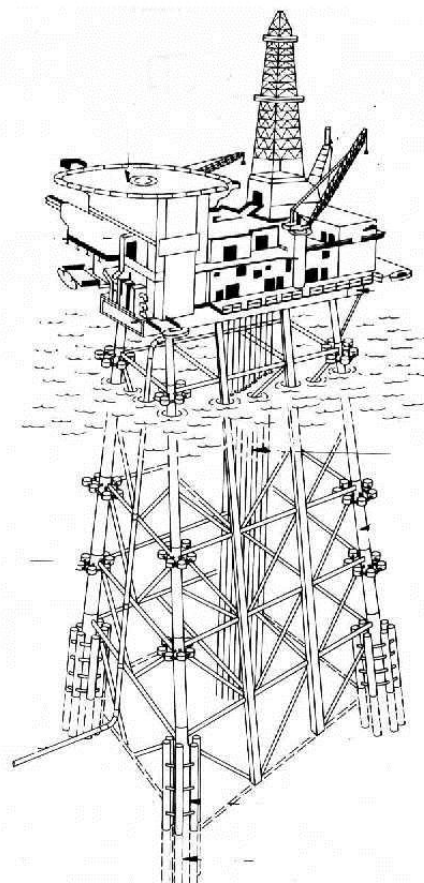
# 1 Innledning

## 1.1 Bakgrunn for oppgave

Denne oppgaven bygger videre på prosjektoppgaven fra høsten 2013 (1). Det prosjektet ble startet ved at Kværner Verdal ble kontaktet for å diskutere mulig prosjekt og masteroppgave. De hadde flere forslag til oppgaver og valget falt på, i samråd med Kværner, denne oppgaven, da den var mest interessant for begge parter. Valget med å ta kontakt med Kværner skyldes tidligere tett kontakt i forbindelse med lærlingetid, fagbrev med påfølgende fast ansettelse og bacheloroppgave.

### 1.1.1 Kværner

Kværner Verdal AS er et verft lokalisert i Verdal kommune i Nord-Trøndelag. Verftet er en del av Kværner ASA, som i 2011 ble skilt ut fra Aker konsernet. Verftet har siden 70-tallet produsert stålunderstell til oljeplattformer, jackets. Aker eier fremdeles deler av Kværner.



Figur 1 Skisse av jacket og topside

### 1.1.2 Jackets

Et vanlig skue i Nordsjøen er oljeplattformer som stikker opp. Plattformene kan være flytende eller bunnfaste, av betong eller stål. Kværner Verdal har spesialisert seg på

bunnfaste understell av stål. Understellene er fagverk sammensatt av rør av store dimensjoner. Designet blir spesialtilpasset hver enkelt kundes krav og bruksområder. Dette medfører at alle understellene er unike på sitt vis, selv om de alle er laget prinsipielt på samme måte og med samme metoder. Produksjonen tilhører en plass mellom serieproduksjon og tilvirkningsproduksjon, hvor Kværner er flinke til å utnytte erfaring fra tidligere prosjekter inn i nye prosjekt.

### 1.1.3 Dagens marked

I gode økonomiske tider er det vanlig at oljeselskapene iverksetter store prosjekter som nybygging og utbygging av felt. For selskap som Kværner medfører dette at flere prosjekter blir tildelt på samme tid og verftet har ikke kapasitet til å ta alt. I motsatt fall, når de økonomiske tidene er dårlige, vil prosjekt bli holdt igjen og selskapene vil avvente markedet før nye prosjekter blir iverksatt. Dette medfører svingninger i markedet som for Kværner kan variere fra ingen til to-tre prosjekt på samme tid.

For Kværner innebærer dette at de må være konkurransedyktige. Selv om Kværner har vært en foretrukket aktør i markedet på grunn av den gjennomgående gode kvaliteten på leveransene, fører det varierende markedet og de billigere selskapene til et jag etter å kutte ned på kostnader. I de siste årene har kontrakter gått tapt, noe som har iverksatt tiltak fra Kværners side for å forbedre seg, bla. gjennom å forespørre og gjennomføre denne oppgaven (2).

## 1.2 Mål og problemstilling

Formålet med masteroppgaven er å gå videre fra prosjektoppgaven. Der hvor prosjektet la mest fokus på å dokumentere hva en endring av produksjonsmetode ville påvirke produksjonsflyt og produksjonsmetoder, vil masteroppgaven legge større vekt på tidsforbruk, kostnad og egenskaper for plattform.

Bedriften selv er usikker på om en slik endring vil gjøre det billigere og bedre å produsere en jacket enn tidligere og min oppgave er dermed å få undersøkt hvilke utkom en kan forvente med endringen.

### 1.2.1 Problemstilling:

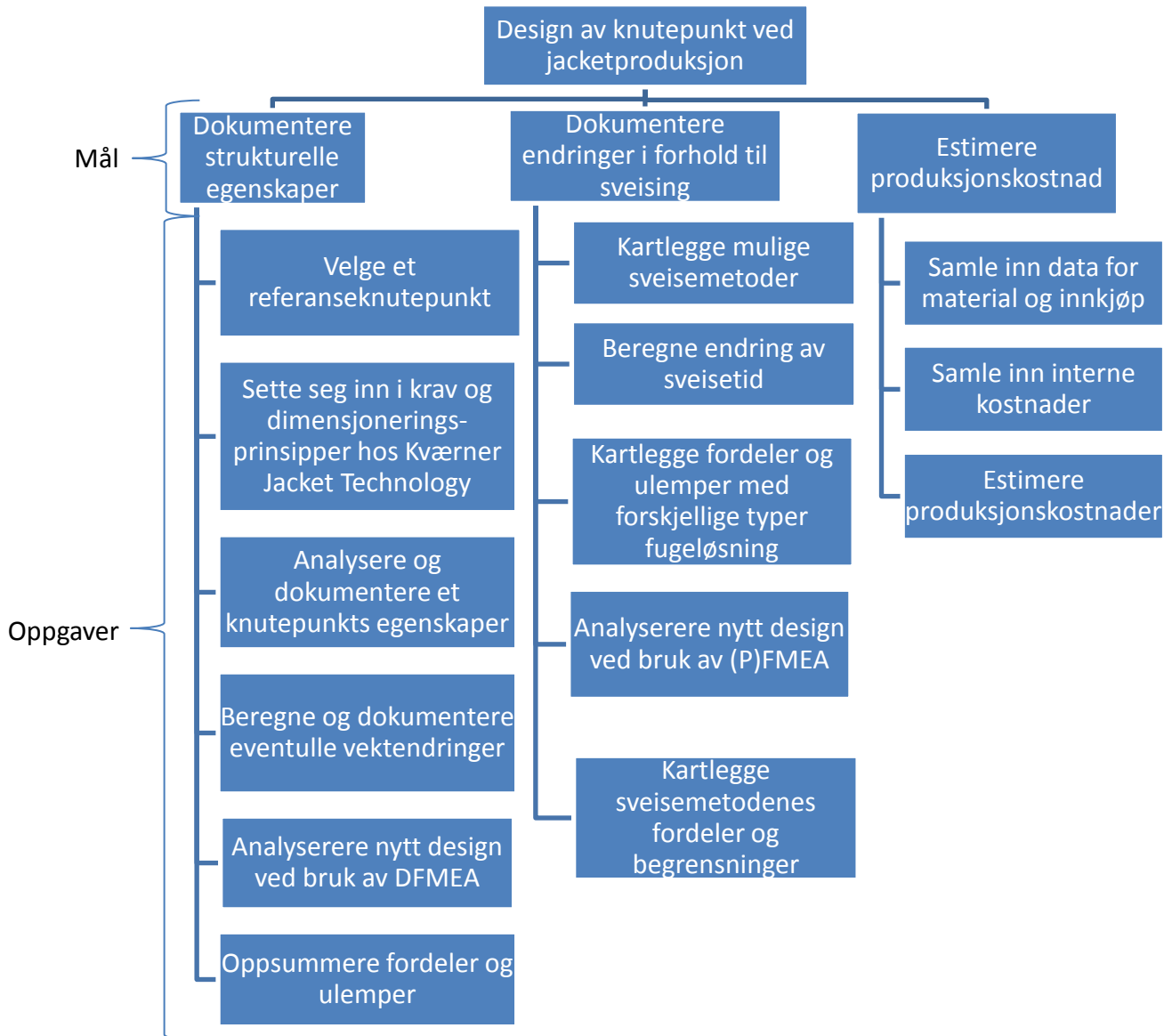
*Hvilke konsekvenser vil det medføre for Kværner å gå vekk fra dagens stubb-baserte jackets til en stubbløs jackets?*

Hovedfokuset for denne oppgaven er knutepunktene egenskaper og endring i produksjonskostnad. I denne sammenheng er sveising vesentlig og for å beregne kostnader vil innkjøp av materialer og tjenester bli tatt med.



### 1.2.2 Oppgaver og mål

Målet for oppgaven er å kunne dokumentere hva en endret produksjonsmetode vil påvirke knutepunktens egenskaper. For å komme fram til en slik dokumentasjon er det satt opp en del oppgaver som skal gjennomføres og for å kvalitetssikre den dokumentasjonen som blir lagt fram. Disse oppgavene finnes i oppgaveteksten på side i, og er forenklet satt opp i et tre i figuren som følger.



Figur 2 Mål og oppgaver

### 1.3 Forventninger

Fra prosjektoppgaven kom det fram at endringen ville påvirke produksjonsflyten ved bedriften og dermed korte ned gjennomføringstiden. Gjennom samtaler med aktuelle personer ved gjennomføringen av prosjektet kom det fram at en forventet en økt platetykkelse på rørene ved stubbløs produksjon. Å sette tall på hvor stor denne vektøkningen er og hvilke kostnader som kommer i tillegg, vil være ren gjetting. Martin Linge er en relativt stor jacket som bygges hos Kværner Verdal våren 2014, den er på omtrent 15000tonn og jeg forventer en økning på 500-1000tonn på en slik stor jacket.

Med tanke på sveising ble det i prosjektoppgaven antatt at det å sveise en ensidig brace kontra tosidig, ville ta omtrent samme tid. Det ble da ikke tatt hensyn til at platetykkelsen på ensidig ville gå opp og dermed er det mulig å anta at tidsforbruket på å sveise en ensidig sveis ble underestimert. Dermed er det mulig å anta at den ensidige, med en større tykkelse vil kreve omtrent ett skift ekstra pr sveis. Dette tilsvarer 7-8timer pr person, og totalt 14-16timer for en sveis med to operatører.

Det forventes en økning i innkjøpskostnader da det antas at veggtykkelsen vil bli tykkere og snittene må skjæres på fabrikk. For stillas og NDT forventes det ingen endring.

### 1.4 Framgangsmåte

For å komme i gang med oppgaven vil det i starten bli basert på mye studering av standarder og forskrifter, både interne og eksterne. Samtidig blir det viktig å ta kontakt med KJT, for å få en god dialog med dem og dermed skape en bedre forståelse for problemet. Videre vil det da være realistisk å ta tak i et knutepunkt og regne på det. Resultatene derfra vil bli brukt videre i beregne vektendring, endring i tidsforbruk ved sveising og endring i kostnad i forbindelse med innkjøp av materialer og tjenester.

### 1.5 Ikke utførte oppgaver

Det er i oppgaveteksten på side i, listet opp en rekke oppgaver som skal gjennomføres. Noen av disse vil bli ansett som irrelevant på dette stadiet. Det å skulle liste opp forskjellige fugetyper bedømme dem, er unødvendig da fugetypene endrer seg etter hvilket design som skal benyttes. Å skulle komme på nye fugetyper for disse to gjennomprøvde variantene er nokså tidskrevende og er gjort før. De to utformingene som finnes på figur 33 og 34 kommer fra standarder, interne som eksterne, og er veldig godt gjennomarbeidet.

DFMEA og (P)FMEA er begge gode verktøy som er egnet til å granske prosesser og design for å finne mulige feil. I denne oppgaven ble disse vurdert til å ikke gi noen nytte for oppgaven og er dermed ikke tatt med.

## 2 Jackets: produkt, prosess og teknologi

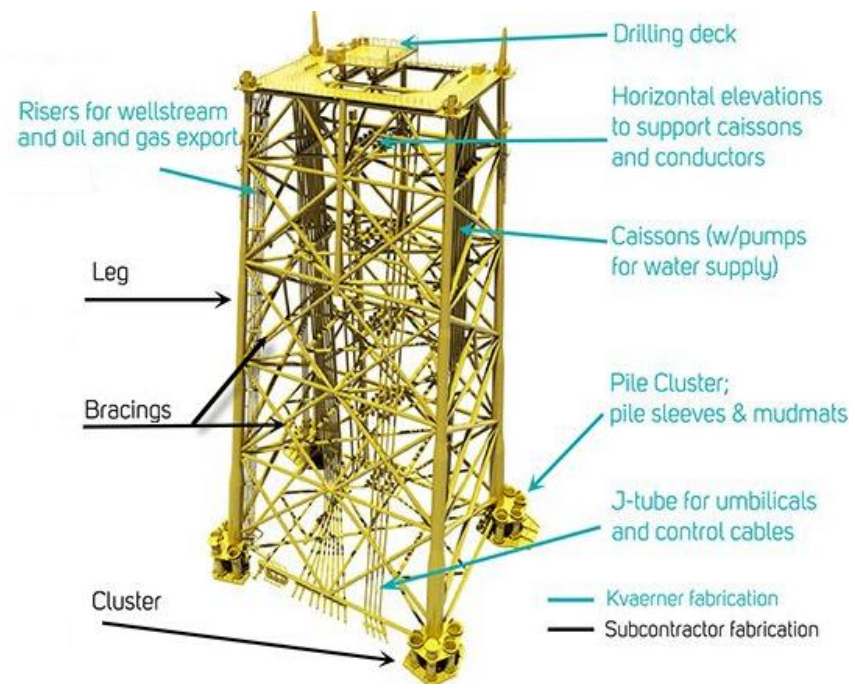
### 2.1 Kværner

Kværner Verdal AS er en hjørnesteinsbedrift i Verdal Kommune, som har eksistert siden 1969, da under navnet K. Ellingsens Mek. Verksted. Verftet ble kjøpt opp av Aker konsernet i 70, hvor det siden har eksistert under forskjellige Aker navn. I 2011 ble EPC-delen av konsernet skilt ut og verftet tok da det tradisjonsrike navnet Kværner som de i dag bærer og som innen offshoreindustrien er et anerkjent navn. Verftets levebrød i alle disse årene har vært å produsere stålkonstruksjoner til offshore industrien, og da særlig understøtter til oljeplattformene, kalt jackets (3).

En del av Kværner ASA er Kværner Jacket Technology (KJT) som er hovedkontoret og befinner seg i Oslo. KJT har hovedansvaret for jacketens design, dimensjoneringen og analyser/simuleringer. Mer om dette er beskrevet i avsnittet 2.5.

### 2.2 Jackets

En jacket er et fastmontert stålunderstell til oljeplattformer som står til sjøs. Hovedprinsippet for strukturen er som vist på figur 3. Dette er en fagverkskonstruksjon bygd opp av hovedsøyler, også kalt gurt eller leg og med avstivere, eller brace, mellom. Nederst på hovedsøylene er det montert pæleclusters som er innfestingen til havbunnen. Store pæler blir slått ned i grunnen og støpes fast. Småjacketer løftes når de skal installeres, mens store jackets har flotasjonstanker og sklies av lekteren ved installering. I tillegg til de tidligere nevnte elementene kommer utrustningen til plattformen i form av rør til brønn, vann og elektronikk. Disse kalles hhv. riser, caisson og J-tubes.



Figur 3 Forklaring på begreper og navn ved jacket (4)

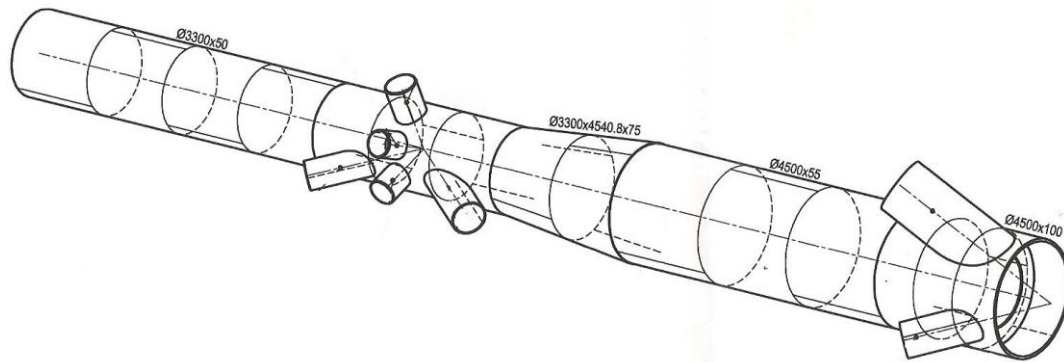
Ved første øyekast er det mulig å tro at en jacket er en masseprodusert enhet, siden alle er relativt like. Dette er både rett og galt. Jacketene har noen fellestrekk, men alle er individuelt tilpasset kundens bruksområde. Dette gjør at dimensjoner og utforming ikke blir like og at masseproduksjon er lite egnet. Størrelsen på jacketene varierer fra 4000tonn til 23000tonn, og høyden på jacketen varierer fra 60m til 215m, hvor hovedsøylen kan ha en diameter fra 2m til 6m. Selv med en slik variasjon og størrelse er en viss serieproduksjon mulig.

Hovedgrunnen til variasjonen i designet er miljøfaktorer som vanddybder, underlag ved havbunnen, værdata for lokasjonen og bruksområde for jacketen. Designet er dermed styrt av disse faktorene og resulterer i forskjellige lengder og dimensjoner på alt av struktur. For at jacketen skal være tilstrekkelig dimensjonert er det gjennomført en rekke analyser som vil gi begrensninger og krav til dimensjoner. Typisk vil antall hovedsøyler bli bestemt av bruksområdet til plattformen, vekten av topside vil bestemme størrelsen på hovedsøylen og avstiverne vil bli dimensjonert av vind og sjølast. Annet som kommer inn er lengden på pælene, som er gitt av vanddybde, topside-vekt og underlagets fasthet. Siden jacketene blir bygget liggende er det horisontale avstiverrammer som blir dimensjonert for load-out, transport og installasjonsmåte til sjøs. Størrelsen på jacketen er avgjørende for installasjonsmetode til sjøs. Store jacketer er for tunge til å løftes av lekter, så disse må sklies av. Dette krever store flotasjonstanker, noe som krever spesiell tilpassing (5). Bruksområde for plattformene, vil gi forskjellig utrustningen som J-tubes, caisson rør og riser-rør. Dette krever tett samarbeid mellom ingeniørene.

### 2.3 Produksjonsmetode

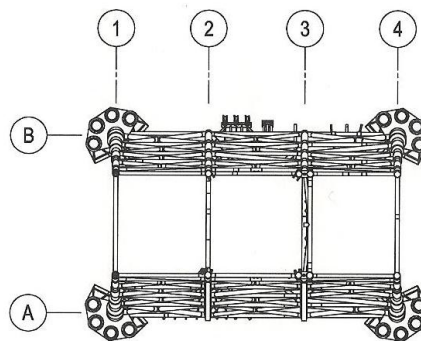
Størrelsen på jacketene er det avgjørende for byggingssprinsippet. Selv om det i 2012-13 ble produsert 49 mindre jackets til offshorevindemøller, blir det sjeldent produsert så små jackets at de med full lengde og bredde går inn i produksjonshallene, slik at det vanlige byggingssprinsippet går ut på å produsere i mindre seksjoner som settes sammen. Størrelsen på seksjonene blir bestemt av flere faktorer, bl.a. transport, kranløft og logistikk i prefabrikasjonshallene er vesentlig.

Seksjonene kommer ferdigprodusert i ferdige rørlengder til Kværner. Rørseksjonene blir transportert inn i prefabrikasjonshallen «A2» for montering av utrustning og klargjøring for sammenkobling. Figur 4 viser en typisk seksjon av hovedsøylen. Denne er påmontert seks stubber og klar for sammenstilling. Den har en lengde på ca. 30 meter og den største diameteren er på 4500mm.



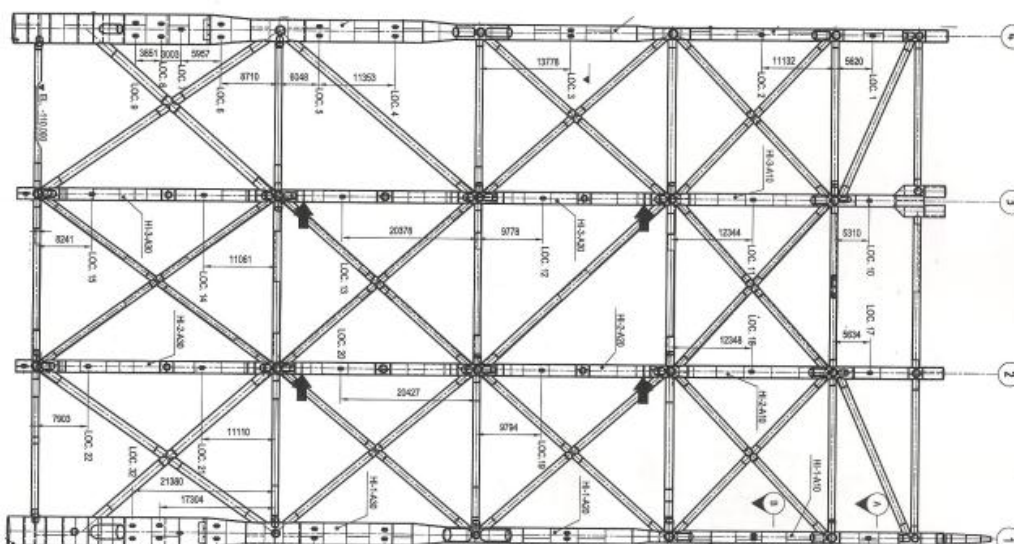
Figur 4 Tegning av en legseksjon

På sammenstillingsområdet blir disse koblet sammen til det som kalles en row. «Row» oversatt fra engelsk betyr «rad» og det er nettopp det den er. For å bygge jackets blir det laget et koordinatsystem som har bokstavrader i en retning og tallrader i den andre, som vist på figur 5. For videre orientering og navngivning på elementer i produksjonen, blir de horisontale rammene benevnt med elevasjonshøyde, med nullnivå ved vannoverflaten. Negativ elevasjon vil være under vann.



Figur 5 Oversikt over koordinatsystemet ved jackets

Figur 6 viser en ferdig row fra samme prosjekt som figuren over. Dette er «Row A» på prosjektet Martin Linge for Total. Her vil tallradene bli satt sammen til en fullstendig row som på figuren.



Figur 6 Tegning av en Row

Antall row'er er avhengig av størrelse og utforming på jackets, men det er alltid et minimum på to row'er, da disse blir ytersiden av jacketene. Row'ene blir så løftet opp i den ene enden, en såkalt «roll-up» operasjon, vist i figuren under, og koblet sammen. Ved flere row'er, gjentas dette byggetrinn. Etter opprullingene blir brace og rammer montert mellom de opprullede radene. Deretter blir jacketen blir ferdigstilt ved å montere gjenstående utrustning.

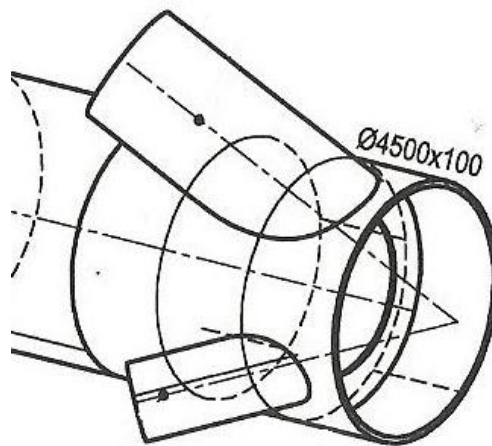


Figur 7 Bilde av en rollup med ferdigmonterte rammer

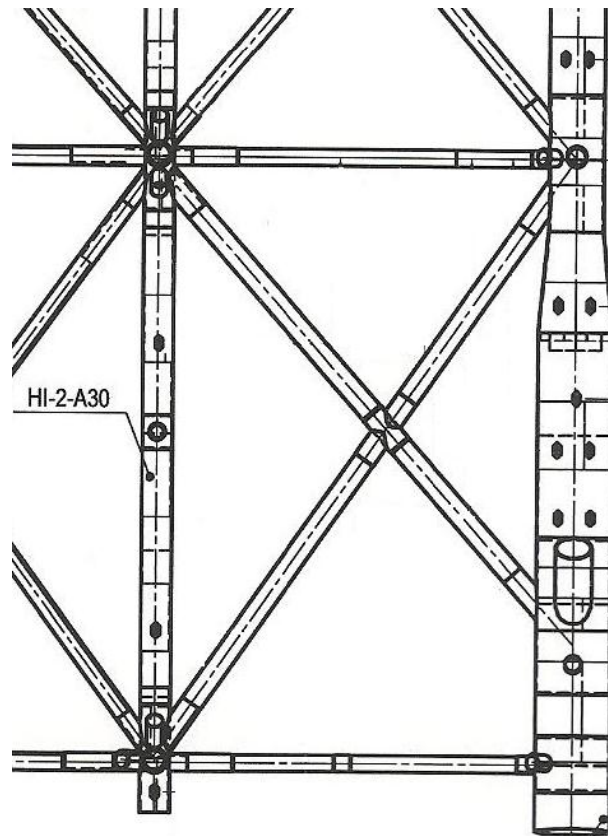
For nærmere beskrivelse av byggeprosessen, både dagens og en stubbløs, se prosjektoppgave (1).

## 2.4 Stubbs og brace

Figuren under er et snitt av figur 4 i avsnittet over. Denne viser en seksjon med påmontert stubb, eller rørstuss. En stubb er en liten rørende som monteres på et hovedrør for å forenkle senere montering. Denne metoden blir særlig benyttet for å montere avstiver rørene eller brace på jacketen. Tanken bak dette er at det kompliserte koblingsnittet mellom rør mot rør blir lettere å håndtere med et relativt kort rør. Derfor blir det montert en stubb der hvor brace skal treffe på begge rør for deretter å legge in ett rett kappet rør, med en mye enklere monterings- og sveiseprosess.



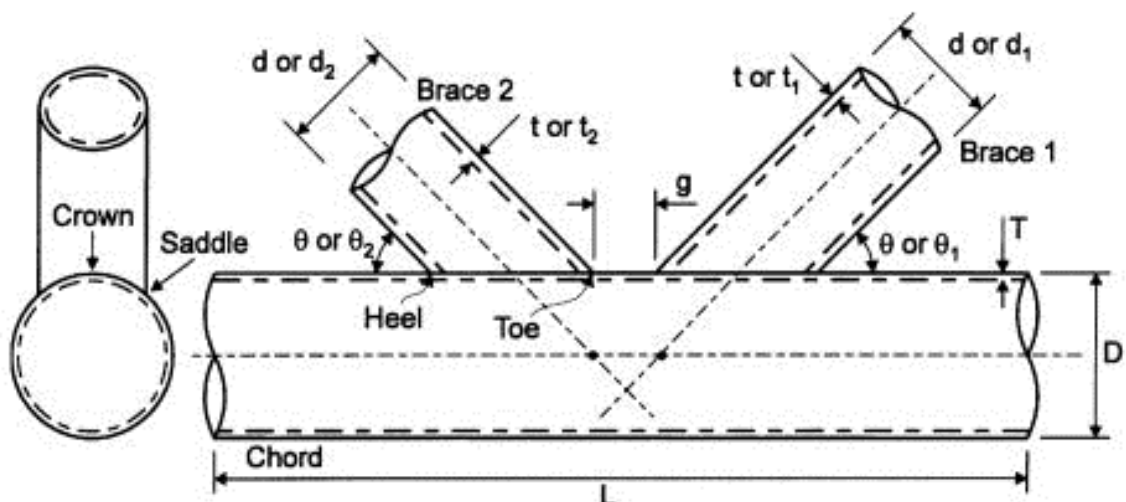
Figur 8 Utsnitt av figur 4, viser stubb



Figur 9 Utsnitt av figur 6, viser bracer og leg

Figuren ovenfor er et snitt av en row som viser både skrå og rette brace som går inn mellom to hovedrør.

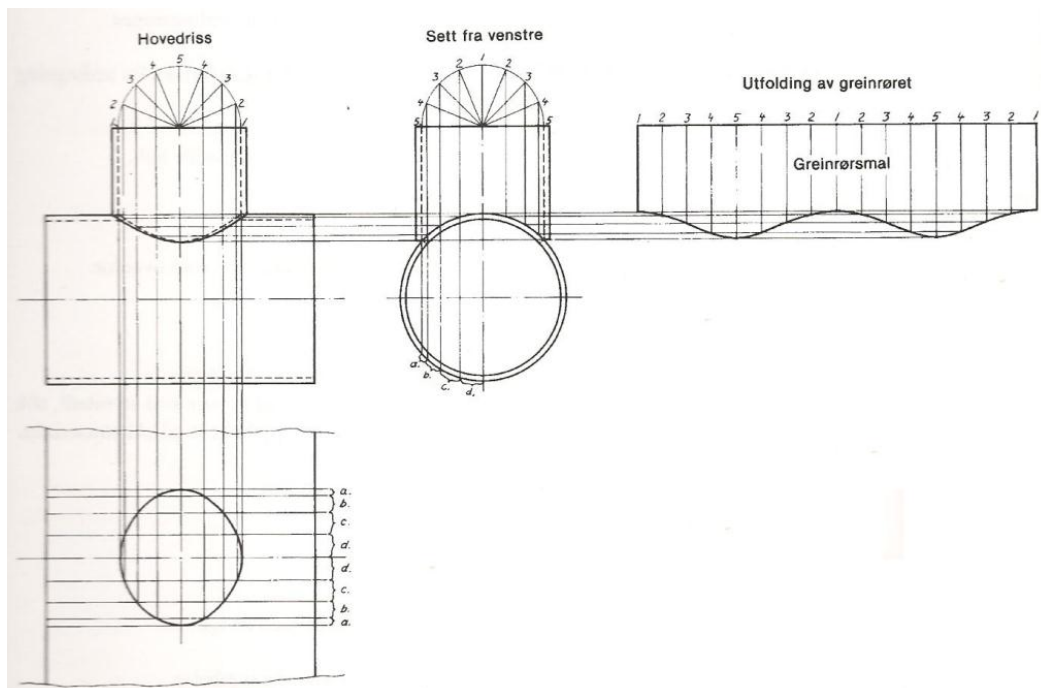
Definerte navn på et knutepunkt er gitt i figur 10. Navnene er på engelsk, men de norske oversettelsene blir brukt.



Figur 10 Engelske ord og uttrykk ved et knutepunkt

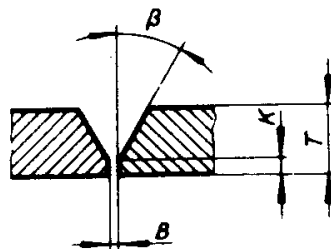


Det som skaper det store problemet med denne koblingen mellom to rør, skyldes det kompliserte koblingssnittet mellom to rør. For en rett stubb som står 90° på røret vil et utfoldet rør se slik ut som i figuren under. Snittet er dobbelt sinusformet. Ved skråstilling av stubben vil dette endre seg og partiet i tåen vil bli lengre og dermed bryte ut av sinusformen.

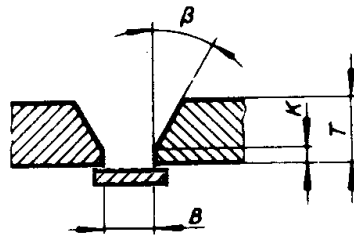


Figur 11 Utfoldingstegning av en T-skjøt, eller rettbrace

Når en brace legges mellom to stubber er det vanlig at sveisefugen er en V-fuge, vist i figuren under. Denne er en relativt enkel og ukomplisert sveis. Store avvik i produksjonen kan gi store åpninger ved brace-stubb koblingen. Dette løses ved å legge inn såkalt stålbacking som gjør en sveisefuge med stor åpning, sveisbar. Dette er vist i figur 13. Dette er flattstål, bøyd til i samme radius som innsiden på røret, som blir lagt for at sveiseren skal kunne sveise igjen. Dette krever egen prosedyre, men er relativt uproblematisk.



Figur 12 V-fuge



Figur 13 V-fuge med stålbacking

## 2.5 Beregningsgang

Kværner har flere kontorer i Norge, med forskjellige ansvar. Verftet på Verdal har som oppgave å bygge understell, mens hovedkontoret i Oslo, Kværner Jacket Technology, har hovedansvaret for designet av jacketen.

I tidlig fase i et nybyggingsprosjekt vil en feltoperatør (eks. Total, Lundin, Statoil etc) be om løsninger og konsept fra mulige leverandører. KJT vil da komme inn for Kværner og lage et tidlig jacket design som baserer seg på tidligere prosjekt. De vil i videre utvikling av konseptet, peile sitt design mot en produksjon på Verdal. Etter konseptet er kommet til et visst nivå, vil det bli gjort en FEED rapport. Dette er en slags for-prosjektering som krever tegninger, 3D-modeller, simulering og byggeplan for prosjektet. FEED-rapporten vil danne grunnlaget for et anbud.

OUR Project  
proven Execution  
Model



Figur 14 Kværners modell for prosjektutførelse

Ved tilslag på anbud vil DE (detail engineering) begynne. For Kværner innebærer dette store studier som vil dimensjonere størrelser på jacketen. KJT vil da ha hovedansvaret for designet da de tar for seg simulering av transport, oppløfting og snuing, levetid og belastning på produksjonsstedet. Fundamentering, lokale design, utrustning design og ulykkeshendelser som innebærer brann, jordskjelv og båtkollisjoner er også viktige dimensjonerings kriterier. Kværner Verdal har selv ansvaret for operasjonene under produksjon, dette innebærer løft, roll-up, load-out og festing til lekter for transport.

Overall størrelse på jacket er gitt fra tidligere erfaringer. Jacket høyde bestemmes av Havdyp og maks bølgehøyde. Bredde i toppen styres av lengden på bracene i bølgesonen. Derfor bør ikke bredden være større en 20m. Avstanden i bunnen er satt til maks 45m. (6). Dimensjonene og utforming på øverste del styres av vekt og geometri på toposide. Utforming i bunnen styres av stabilitet uten peler, pelekrefter og løftekapasitet og klaring på kranskipet. Avstanden mellom horisontalplanene styres av maksimum spennvidde på utrustning og vinkler på brace. Vinkelen er minimum 30grader. Leg dimensjon styres av vekt på toposide og moment i jacket pga bølger. Brace styres av skjærkraft i jacket. Horisontalplanene skal holde tverrsnittformen

ved liggende bygging. Dimensjonene i skvalpesonen styres i hovedsak av kollisjonsfare. Det designes for å unngå knutepunkt i skvalpesonen.

## **2.6 Forskningsspørsmål**

Ut av dette kapitlet kan en lese og forstå at dette er et komplisert design, som inneholder utfordringer for designer, konstruktør og operatør. En endring fra det gamle og velfungerende designet vil gi utfordringer til Bedriften. Bedriften står ikke fritt til å utforme og løse dette problemet, det finnes en del krav og utfordringer. Dette vil bli tatt opp i neste kapittel.

### 3 Prinsipper rundt design, tilvirkning, verifikasjon av jackets-konseptet

For å sette seg inn i problemet, må en også sette seg inn i de forskjellige kravene som finnes. Det er både krav fra offentlige instanser og interne kvalitetskrav. Kundene setter òg sine krav. Alt må følges for at en ferdig jacket, klar til bruk, skal stå klar ved leveringsdato.

#### 3.1 Produkt krav

Kunden stiller en del krav til det ferdige produktet og disse blir skrevet ned i et dokument kalt «Design Premise». Dette dokumentet vil inneholde overordnet beskrivelse og informasjon knyttet til den bestemte jacketen. Dette innebærer lokasjon, bruksområde og forskjellige knyttet til produksjonen. Det vil også her være nevnt hvilke standarder som skal benyttes og hvilke værddata som er aktuell.

I forhold til egenskapene til knutepunktene vil det også være relevant å se på design levetiden. For Martin Linge prosjektet er designlevetiden for jacketen satt til 30år. Total er kunde og har noe strengere krav til DFF (se avsnitt 3.2.4), noe som vil påvirke et par av knutepunktene med tanke på utmattingslevetid. Det er også satt krav til at minste SCF-benyttet på innsiden skal settes til 1,5, for å sikre sprekkinitering fra utsiden.

Design Premise definerer i hovedsak hvordan en skal dimensjonere en jacket. Dette innebærer værddata for lokasjonen, sikkerhetsfaktorer, bølgeberegningsteori, definisjoner på 10 og 100årsbølger og hvilke kollisjonslaster den skal tåle.

Dokumentet er viktig for at kravene som er utarbeidet av Kværner og kunden, skal være dokumentert og klar til å benyttes for alle involverte. Dette skaper enighet og gjør at kundens krav skal bli tilfredsstillt og at det ferdige produktet har riktig kvalitet og egenskaper. Detaljene for jacketen er viktig for videre design, da det er viktig at de forskjellige koblingene mellom deler stemmer overens, da flere bedrifter produserer forskjellige deler som tilslutt skal settes sammen. Koblingen mellom «topside» og jacket er noe som bør være definert og klart slik at det skal passe ved installasjon. Andre ting kan være hvor de forskjellige rør og utrustningene skal være.

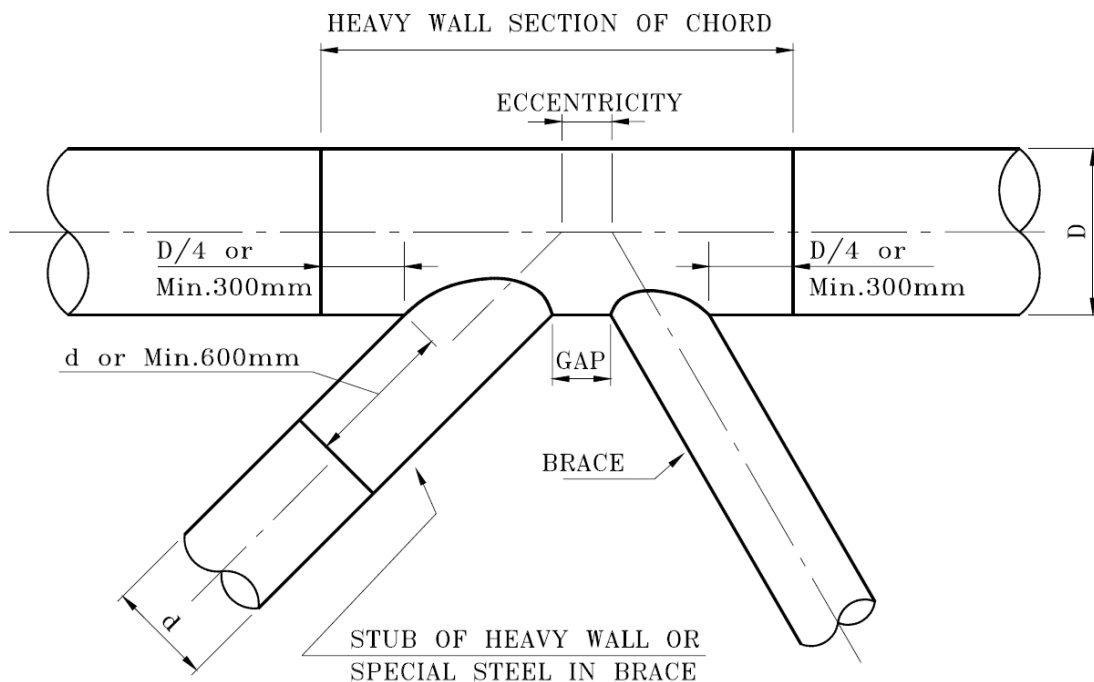
### 3.2 Offentlige krav

For å kunne designe og dimensjonere en jacket må en benytte seg av krav fra offentlige instanser. Kravene kommer fram i form av standarder. Standardene forklarer hvordan et knutepunkt skal beregnes. For konstruksjoner i offshore virksomhet er det Norsok som er gjeldene, om ikke annet er nevnt. For design av stålkonstruksjoner, er det Norsok N-004 (7) som er gjeldene.

#### 3.2.1 Klassifisering

Kapittel 6.4 i N-004 tar for seg «tubular joints» som er rørknutepunkt. Standarden skiller mellom forskjellige typer knutepunkt. Den vanlige typen knutepunkt er såkalte «simple joints», dette er rørknutepunkt som vist i figur 15, uten innvendige stivere, overlappende bracer og støpte noder.

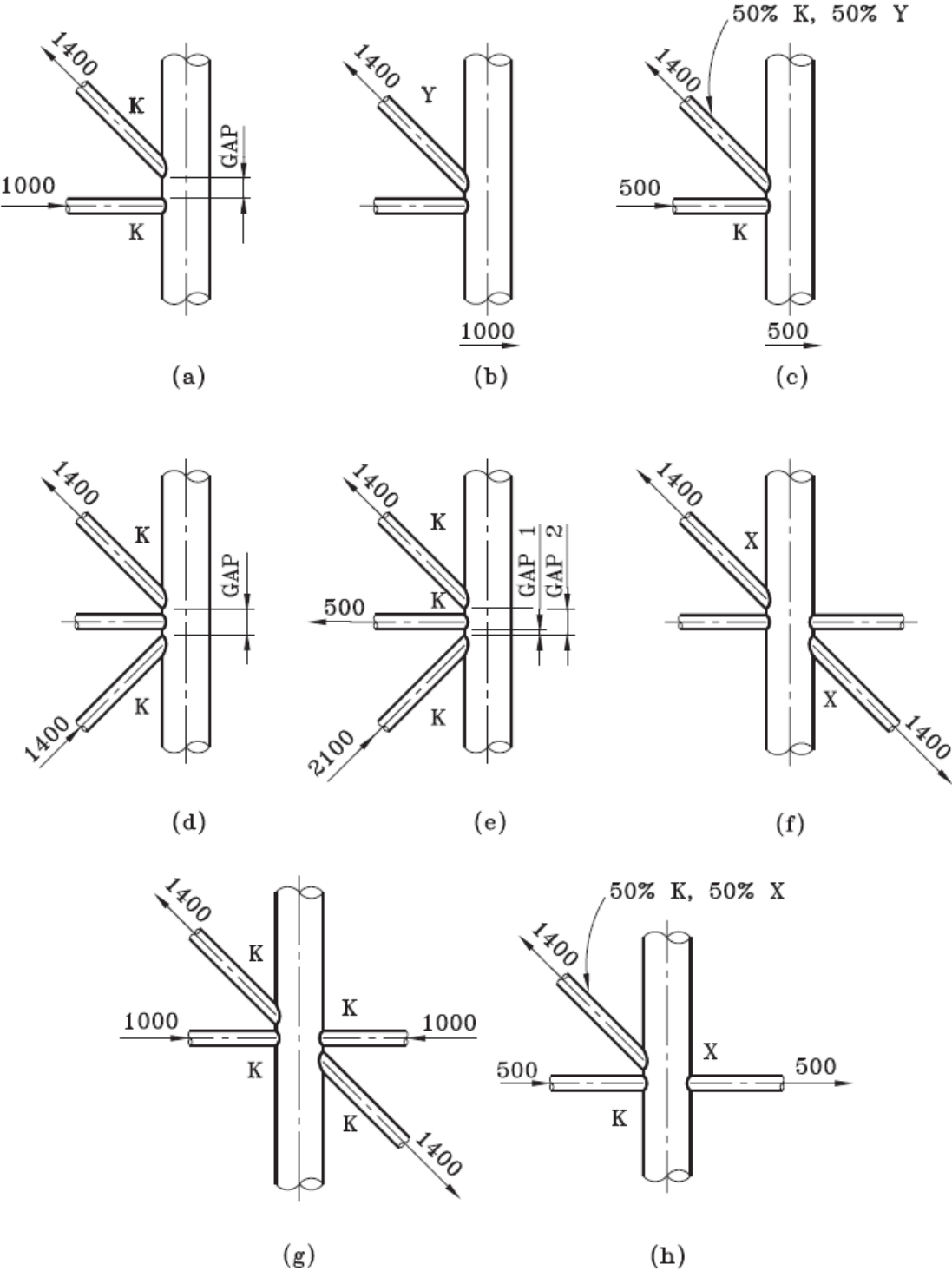
Figuren under er definisjonen for hvordan et slikt knutepunkt ser ut og er påført en del forklaringer på begreper.



Figur 15 Simple joint (7)

De simple knutepunktene blir klassifisert til K, X og Y-knutepunkt alt etter hvordan aksialkreftene i bracene er fordelt. De forskjellige klassifiseringene gir forskjellige begrensninger til styrken til knutepunktene. Denne klassifiseringen baserer seg på at alle brace er i samme planet, og det godtas  $\pm 15^\circ$  i forhold til hverandre. Et knutepunkt kan bli klassifisert som et rent tilfelle av en type eller en blanding. Klassifiseringen vil endre seg etter hvert som lasttilfellene endrer seg. For at en brace skal få klassifiseringen K, må 10 % av aksialkreftene være i likevekt med de andre bracenes aksialkrefter i det samme planet og på samme side. Ved Y-knutepunkt vil aksialkreftene i bracen gå inn i hovedrøret som skjærkrefter. X-knutepunktet tilsier at

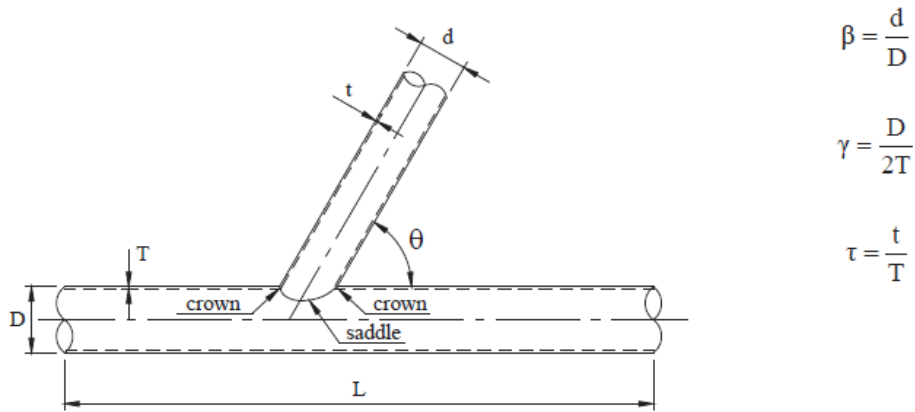
aksialkraften skal gå igjennom hovedrøret og til en motstående brace på den motsatte siden. Eksempler på dette er illustrert på den etterfølgende figuren.



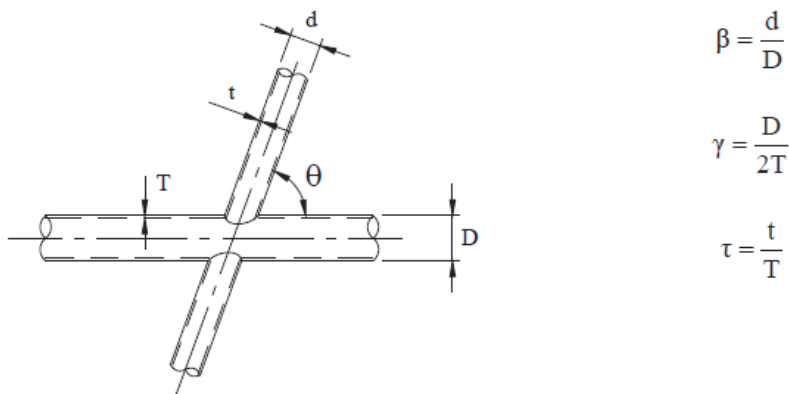
Figur 16 Klassifisering av knutepunkt (7)

### 3.2.2 Geometriske parametere

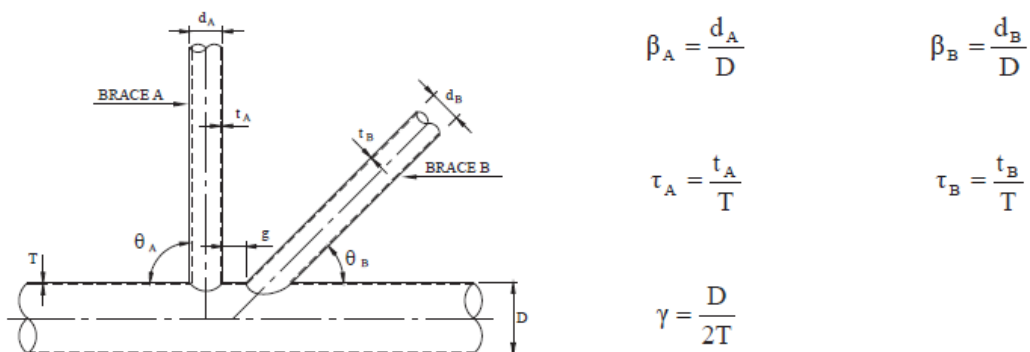
For å kunne beregne styrken til et knutepunkt er det nødvendig å definere et par geometriske faktorer.  $\beta$  er et forholdstall mellom diameterne på brace og hovedrør,  $\gamma$  er et forholdstall mellom diameter og to ganger tykkelsen for hovedrøret og  $\tau$  er forholdet mellom tykkelsene for brace og hovedrør. Ved knutepunkt med flere bracer vil hver brace få sine egne  $\tau$  og  $\beta$  med undernotasjon A,B, C osv. Dette er illustrert i figurene under.



Figur 17 Geometrifaktorer for Y/T-knutepunkt (7)

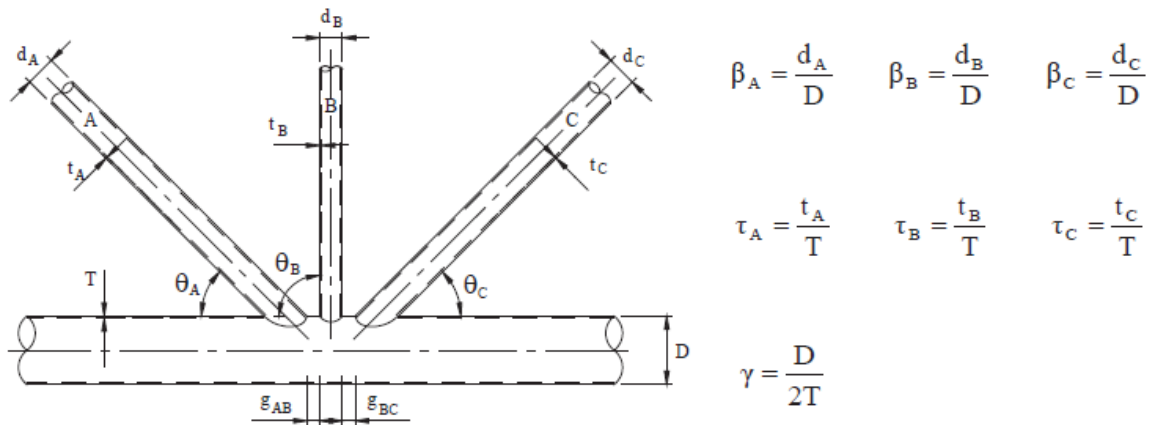


Figur 18 Geometrifaktorer for X-knutepunkt (7)



Figur 19 Geometrifaktorer for K-knutepunkt (7)





Figur 20 Geometrifaktorer for knutepunkt (7)

For at de følgende ligningene skal være gyldig er det etablert grenseverdier for noen av de geometriske parameterne:

$$0,2 \leq \beta \leq 1,0$$

$$10 \leq \gamma \leq 50$$

$$30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$$

$$\frac{g}{D} \geq -0,6 \text{ (for K - knutepunkt)}$$

En kan òg benytte seg av ligningene om dersom parameterne er utenfor gyldighetsområdet, dersom en benytter den laveste beregnede styrken gitt ved enten faktiske verdier eller grenseverdien til parameterne.

### 3.2.3 Styrkeberegningsteori statisk styrke

Ligningene for den karakteristiske styrken er presentert under og er ULS krav.

$$N_{Rd} = \frac{f_y * T^2}{\gamma_M * \sin \theta} * Q_u * Q_f$$

$$M_{Rd} = \frac{f_y * T^2 * d}{\gamma_M * \sin \theta} * Q_u * Q_f$$

$N_{Rd}$ : Knutepunktets styrke mot aksialkraft

$M_{Rd}$ : Knutepunktets momentstyrke

$f_y$ : Flytegrense for hovedrøret

$\gamma_M$ : 1.15

$Q_u$ : Styrkefaktor, varierer med type knutepunkt

$Q_f$ : Hovedrør – faktor, avhengig av kreftene i røret

Styrkefaktoren  $Q_u$  er gitt av ligningene i tabellen under.

Joint Classification	Brace action		
	Axial Tension	Axial Compression	In-plane Bending
K	$\min \left\{ \begin{array}{l} (16+1.2\gamma)\beta^{1.2}Q_g \\ 40\beta^{1.2}Q_g \end{array} \right.$		
Y	$30\beta$	$\min \left\{ \begin{array}{l} 2.8+(20+0.8\gamma)\beta^{1.6} \\ 2.8+36\beta^{1.6} \end{array} \right.$	$(5+0.7\gamma)\beta^{1.2}$
X	$6.4\gamma(0.6\beta^2)$	$(2.8+(12+0.1\gamma)\beta)Q_\beta$	$2.5+(4.5+0.2\gamma)\beta^{2.6}$

Tabell 1 Tabell for styrkefaktoren  $Q_u$  (7)

$Q_\beta$  er en geometrifaktor som definert av  $\beta$ .

$$Q_\beta = \frac{0,3}{\beta(1 - 0,833\beta)} \quad \text{for } \beta > 0,6$$

$$Q_\beta = 1 \quad \text{for } \beta \leq 0,6$$

$Q_g$  er «gap» -faktor som definert av størrelsen på gapet  $g$ .

$$Q_g = 1 + 0,2\left(1 - \frac{2,8 * g}{D}\right)^3 \quad \text{for } \frac{g}{D} \geq 0,05, \text{ men } Q_g \geq 1$$

$$Q_g = 0,13 + 0,65 \quad \text{for } \frac{g}{D} \leq -0,05$$

$$\text{hvor } \varphi = \frac{t * f_{y,b}}{T * f_{y,c}}$$

$f_{y,b}$ : flytegrense for brace eller stubb

$f_{y,b}$ : flytegrense for hovedrør

$Q_g$ : lineær interpolert verdi mellom grenseverdiene  $-0,05$  og  $0,05$ , for  $g/D$

Hovedrørfaktoren  $Q_f$  er gitt av uttrykket:

$$Q_f = 1 + C_1 \frac{\sigma_{a,Sd}}{f_y} - C_2 \frac{\sigma_{my,Sd}}{1,62f_y} - C_3 A^2$$

Hvor  $A^2$  er gitt ved

$$A^2 = \left( \frac{\sigma_{a,Sd}}{f_y} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{my,Sd}^2 + \sigma_{mz,Sd}^2}{1,62f_y^2} \right)$$

$\sigma_{a,Sd}$ : design aksielle spenning, positiv ved strekk

$\sigma_{my,Sd}$ : design  $i -$  planet bøyenspenning i hovedrør

$\sigma_{mz,Sd}$ : design  $utav -$  planet bøyenspenning i hovedrør

$C_1, C_2, C_3$ : koeffisienter avhengig av knutepunktstype og lasttilfelle, gitt i etterfølgende tabell

Joint type	$C_1$	$C_2$	$C_3$
K joints under balanced axial loading	0.2	0.2	0.3
T/Y joints under brace axial loading	0.3	0	0.8
X joints under brace axial tension loading 1)	$\beta \leq 0.9$	0	0.4
	$\beta = 1.0$	0	0.2
X joints under brace axial compression loading 1)	$\beta \leq 0.9$	0	0.5
	$\beta = 1.0$	-0.2	0.2
All joints under brace moment loading	0.2	0	0.4

1) Linear interpolated values between  $\beta = 0.9$  and  $\beta = 1.0$

Tabell 2 Koeffisinenttabell (7)

Har hovedrøret innlagt en «can» kommer det ett styrketillegg for aksialkrefter

$$N_{Rd} = \left( r + (1 - r) \left( \frac{T_n}{T_c} \right)^2 \right) N_{can,Rd}$$

$N_{can,Rd}$  er den samme som  $N_{Rd}$  fra tidligere

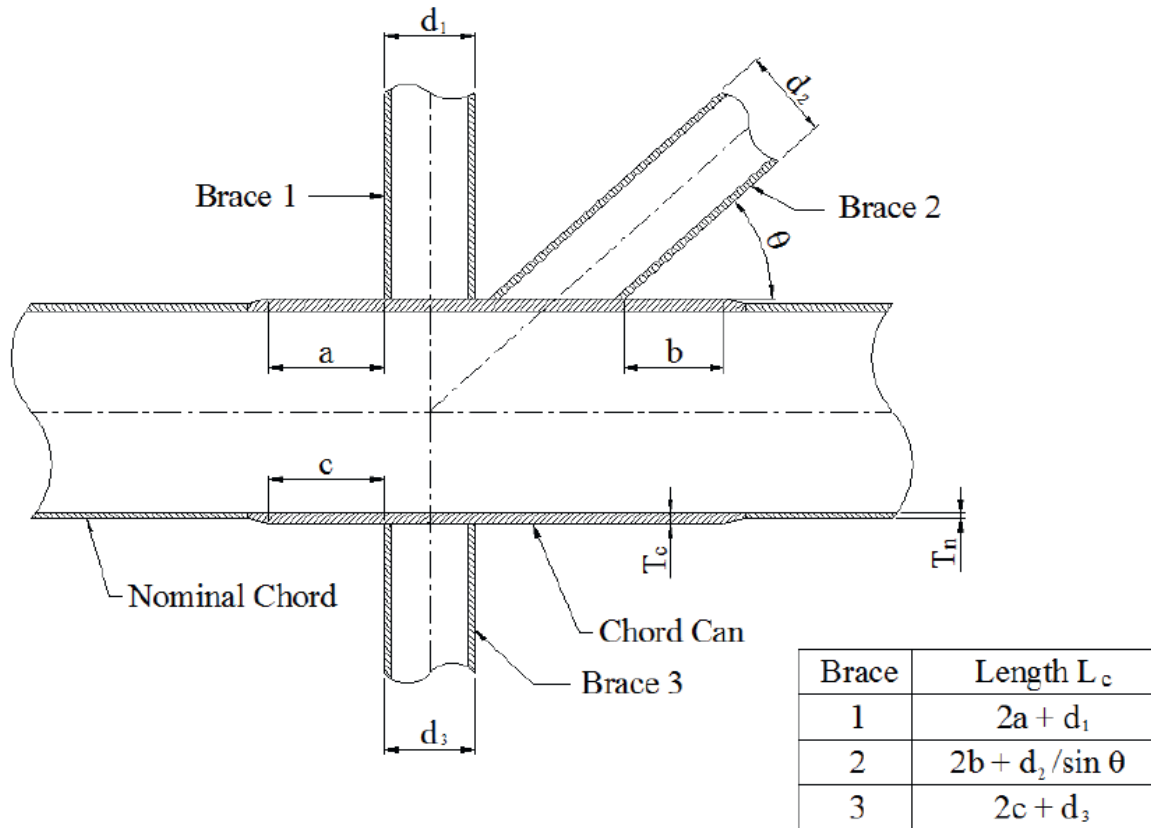
$T_n$ : Nominell tykkelse på hovedrør

$T_c$ : tykkelse på can

$$r = \frac{L_c}{2,5D} \quad \text{for knutepunkt med } \beta \leq 0,9$$

$$r = \frac{(4\beta - 3) * L_c}{1,5D} \quad \text{for knutepunkt med } \beta > 0,9$$

$L_c$ : effektiv totallengde, påfølgende figur viser utregningen.



Figur 21 Effektiv totallengde (7)

### 3.2.3.1 Statisk sjekk

For at et knutepunkt skal ha tilstrekkelig styrke må den påfølgende ligningen tilfredsstilles.

$$\frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} + \left( \frac{M_{y,Sd}}{M_{y,Rd}} \right)^2 + \frac{M_{z,Sd}}{M_{z,Rd}} \leq 1$$

$N_{Sd}$  = design aksial kraft i brace

$N_{Rd}$  = aksial knutepunktstyrke

$M_{y,Sd}$  = Design i – planet moment i brace

$M_{z,Sd}$  = Design utav – planet moment i brace

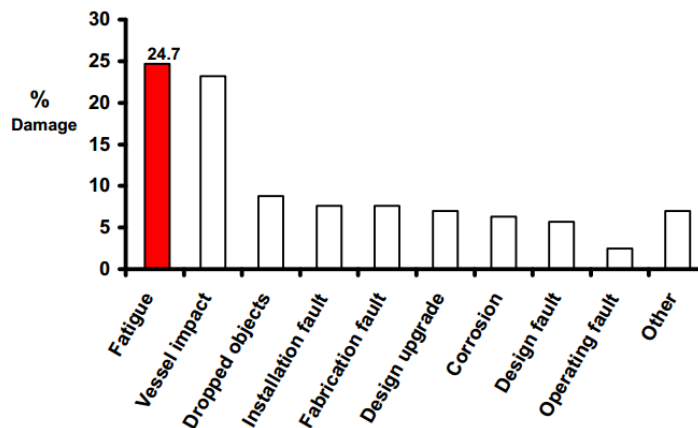
$M_{y,Rd}$  = knutepunktets styrke, moment i – planet

$M_{z,Rd}$  = knutepunktets styrke, moment utav – planet

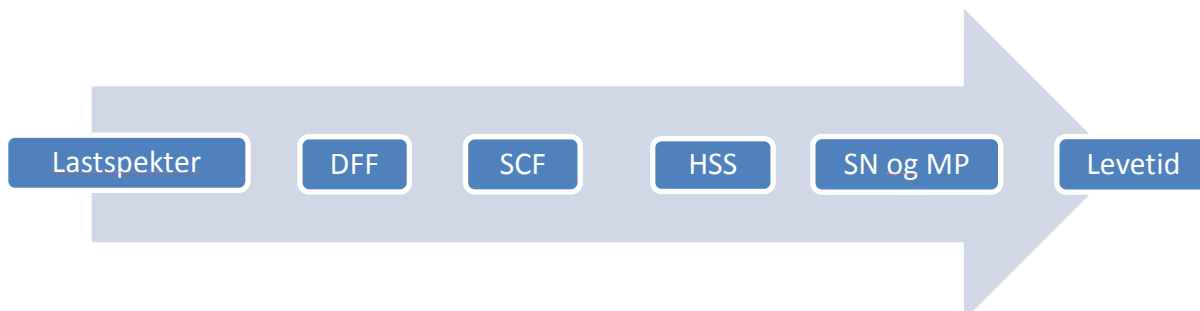


### 3.2.4 Utmattingsstyrke

Utmattning er tilstede for alle konstruksjoner som er utsatt for skiftende belastning. For marinekonstruksjoner er det spesielt viktig å betrakte utmattingssegenskapene, da det meste av belastninger varierer (vind, bølger, etc) både i størrelse og retning. Som tidligere nevnt er det i følge KJT og JTD utmattingen som styrer dimensjoneringen av en jacket. Utmattning er i følge Haagensen (8), vist i figuren under, det som skylder de fleste skadene på offshore-strukturer.



Figur 22 Fordeling av skader i oljeindustrien (8)



Vanlig framgang for utmattingsdesign er først å se på hvilke laster jacketen blir utsatt for, både under fabrikasjon, transport og in-place. De to siste baserer seg hovedsakelig på metrologisk data for gjeldene plass og transportvei. Dette vil gi et lastspekter som sier noe om hvor store nominelle spenninger som vil opptre i konstruksjonen og som gir utgangspunkt for utmattingsberegningene.

I kapittel 8 i Norsok n-004 blir «fatigue limit states» tatt for seg. Dette er et kort kapittel og sier ikke mye om framgangsmåten, annet enn at de refererer til DNV's recommended practice c203 (9), som tar for seg utmattning og problematikken rundt utmattingsdesign i detalj. N-004 sier at utmattingsberegningen skal baseres på SN-data sammen med Palmgren-Miners regel om kumulativ delskade. For beregningen av levetid legger N-004 inn krav i forhold til inspeksjonsmuligheter og konsekvenser ved feil og svikt. Faktoren kalles for DFF eller design fatigue factor. Dette er faktorer som skal multipliseres med den bestemte levetiden for hver komponent og skal gi en forsikring på at den målsatte levetiden blir opprettholdt. Hvor stor DFF'en skal være,

velges ut av tabell 3. Dette medfører at en jacket med 30års designlevetid vil ha komponenter under skvalpesonen som krever 90års levetid, grunnet store konsekvenser ved svikt som krever en DFF på 3.

Table 8-1 Design fatigue factors

Classification of structural components based on damage consequence	Not accessible for inspection and repair or in the splash zone	Accessible for inspection, maintenance and repair, and where inspections or maintenance is planned	
		Below splash zone	Above splash zone
Substantial consequences	10	3	2
Without substantial consequences	3	2	1

Tabell 3 DFF (9)

Med «substantial consequences» menes det:

- A) Fare for menneskers liv
- B) Betydningsfull forurensning
- C) Store finansielle kostander

Med «without substantial consequences» menes det skader hvor den gjenstående strukturen har tilfredsstillende styrke i henhold til ALS-krav.

### 3.2.4.1 SN og Palmgren-Miner

Palmgren-Miner's formel, presentert under avsnittet, er en summasjon av delskader forårsaket av forskjellige spenningsvidder i lastspekteret. Lastspekteret deles opp i spenningsvidder og dens tilhørende antall sykler.

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = \frac{1}{\bar{a}} \sum_{i=1}^k n_i * \left( \Delta\sigma_i * \left( \frac{t}{t_{ref}} \right)^k \right)^m \leq \eta = \frac{1}{DFF}$$

Formelen for SN-kurvene er satt inn i PM's formel.

$$\log N = \log \bar{a} - m * \log \left( \Delta\sigma * \left( \frac{t}{t_{ref}} \right)^k \right)$$

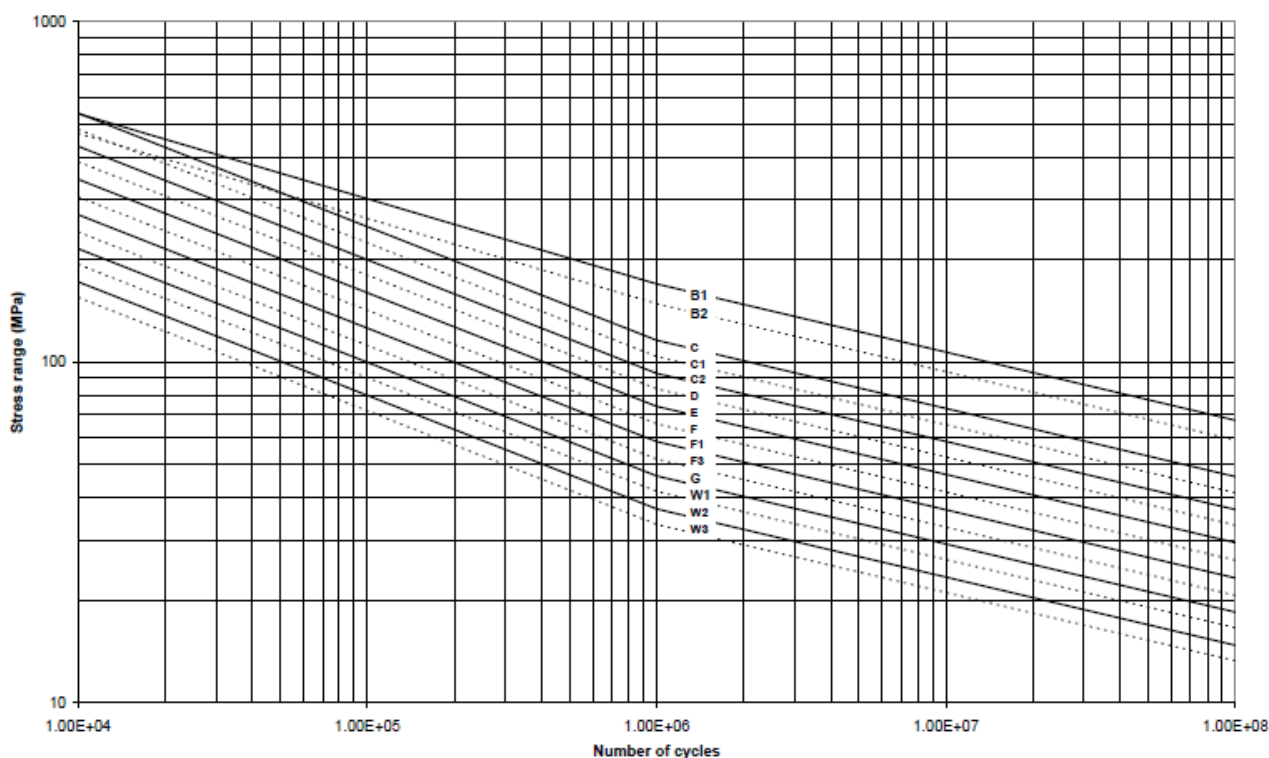
N er forventet levetid og  $\Delta\sigma$  er spenningsvidden. For å velge  $\bar{a}$ , k og m må en inn i rett tabell.  $t_{ref}$  er vanligvis 25mm og kompenserer for at testdataene er basert på andre tykkelser en det som en konstruktør benytter. For rørknutepunkt skal i følge c203  $t_{ref}$  settes til 32mm. Det skilles mellom konstruksjoner i luft, vann og i vann med katodiskbeskyttelse og dermed må en velge rett tabell for hvert knutepunkt. Det blir unngått å ha knutepunkt i skvalpesonen, da katodiskbeskyttelse ikke vil fungere der. For knutepunkt under skvalpesonen er det katodiskbeskyttelse i sjøvann som er rett tabell. Denne finnes på side 19 i c203 og er gjengitt i tabell 4 og figur23.



Table 2-2 S-N curves in seawater with cathodic protection						
S-N curve	$N \leq 10^6$ cycles		$N > 10^6$ cycles	Fatigue limit at $10^7$ cycles*)	Thickness exponent $k$	Stress concentration in the S-N detail as derived by the hot spot method
	$m_1$	$\log \bar{a}_1$	$\log \bar{a}_2$ $m_2 = 5.0$			
B1	4.0	14.917	17.146	106.97	0	
B2	4.0	14.685	16.856	93.59	0	
C	3.0	12.192	16.320	73.10	0.15	
C1	3.0	12.049	16.081	65.50	0.15	
C2	3.0	11.901	15.835	58.48	0.15	
D	3.0	11.764	15.606	52.63	0.20	1.00
E	3.0	11.610	15.350	46.78	0.20	1.13
F	3.0	11.455	15.091	41.52	0.25	1.27
F1	3.0	11.299	14.832	36.84	0.25	1.43
F3	3.0	11.146	14.576	32.75	0.25	1.61
G	3.0	10.998	14.330	29.24	0.25	1.80
W1	3.0	10.861	14.101	26.32	0.25	2.00
W2	3.0	10.707	13.845	23.39	0.25	2.25
W3	3.0	10.570	13.617	21.05	0.25	2.50
T	3.0	11.764	15.606	52.63	0.25 for SCF $\leq 10.0$ 0.30 for SCF $> 10.0$	1.00

\*) see also 2.11

Tabell 4 SN-tabell for i sjøvann med katodisk beskyttelse (9)

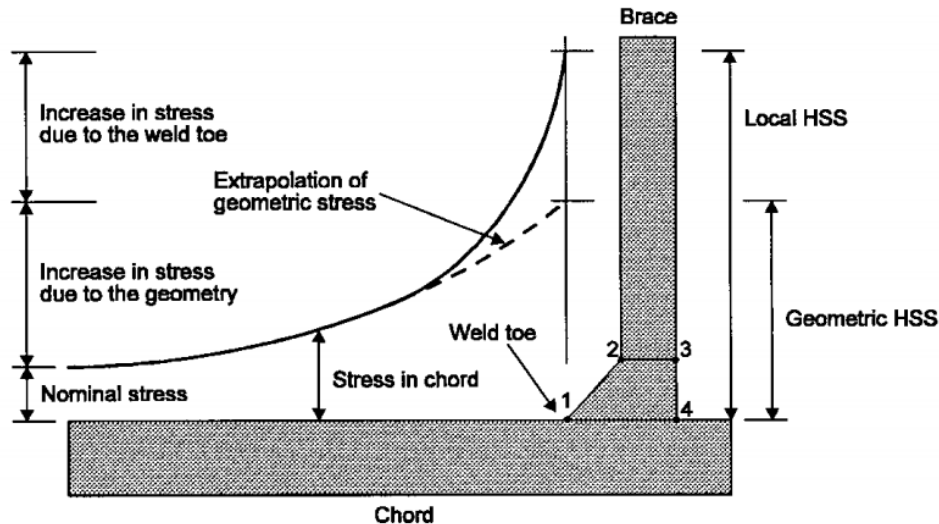


Figur 23 SN-kurver for i sjøvann med katodisk beskyttelse (9)

I følge C203 skal kurve T benyttes for rørknutepunkt, og det observeres i tabellen at den er en D-kurve med en høyere k-verdi.

### 3.2.4.2 Spenningskonsentrasjon

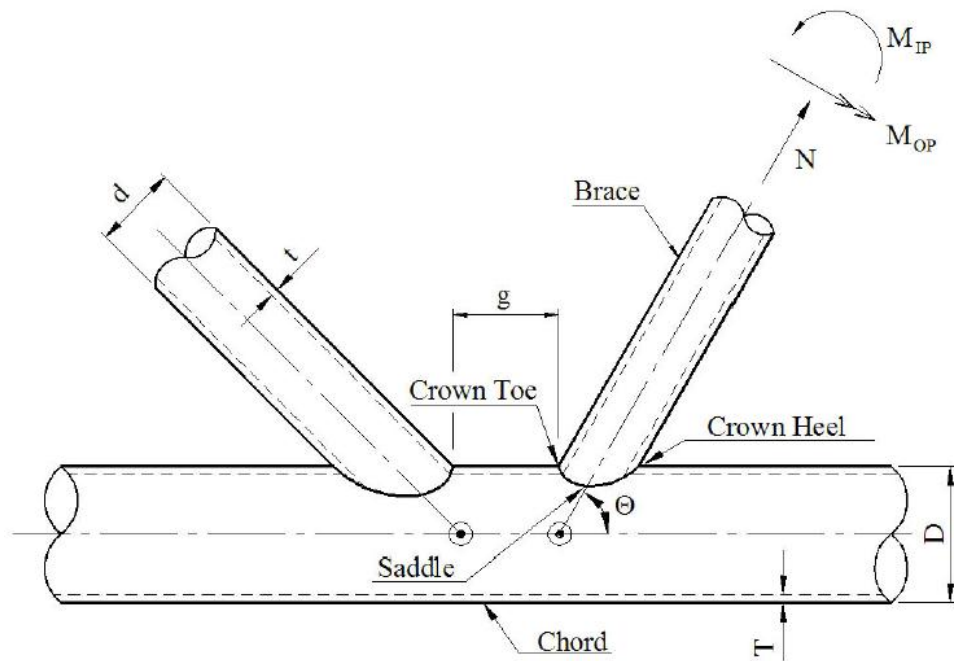
For utmatting er det ikke de nominelle spenningene som er interessant, men spenningskonsentrasjonene. Dette skyldes endring av geometri og restspenning etter sveising. Dermed må en multiplisere den nominelle spenningen med en spenningskonsentrasjonsfaktor (SCF).



Figur 24 Stresskonsentrasjoner ved sveiste knutepunkt (10)

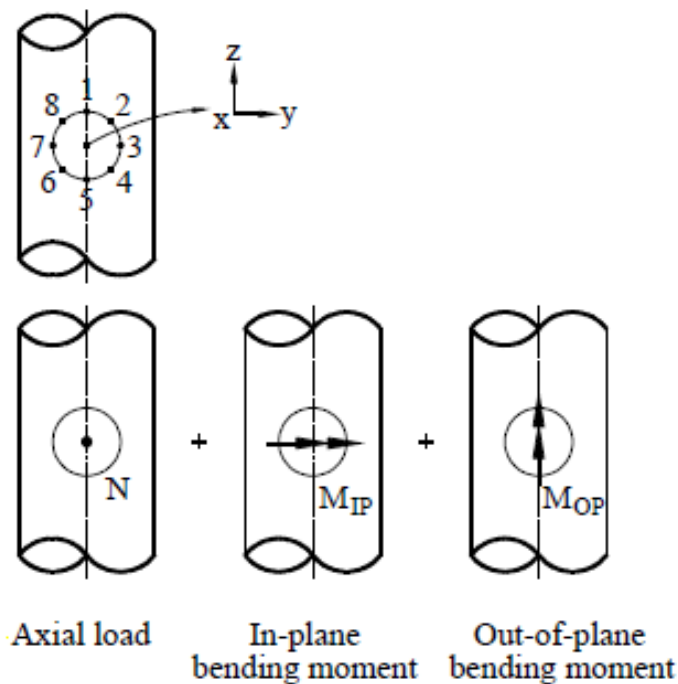
For å bestemme størrelsen på SCF må knutepunktet først klassifiseres etter de prinsippene gitt i kapittel 3.2.1. Hver angripende kraft får hver sin SCF og som blir beregnet ut av ligningene i Appendix B i C203 (9).

Ligningene for SCF baserer seg på de geometriske faktorene fra kapittel 3.2.2. og vil gi en SCF for de utvendige punktene 1 og 2, gitt i figuren under. Geometrien i knutepunktene gjør at den største spenningskonsentrasjonen vil alltid befinne seg på utsiden (9). I noen tilfeller når  $\beta \rightarrow 1$  ved X-knutepunkt vil SCF på innsiden nærme seg utsiden og innsiden blir mer kritisk. C203 tar for seg dette spesialtilfellet. Nærme beregning av innvendig SCF blir det kommet tilbake til.



Figur 25 Definisjon på de angripende krefter og deres retninger (9)

Kreftene fra lastspekteret blir benyttet til å regne ut nominell spenning som multipliseres med SCF før superposisjonsprinsippet blir benyttet til å komme fram til korrekt hotspot-spenning (HSS). Formlene for HSS er utledet ved å regne ut spenningen i crown og saddle for de tre komponentene. Deretter blir spenningen i punktene mellom regnet ut ved lineær interpolasjon av aksiell kraften summert sammen med en sinusformet variasjon av momentspenningene. Prinsippet for HSS er vist i figuren under, og formelene for hvert et punkt etter det.



Figur 26 Definisjon på superposisjonsprinsippet anvendt på knutepunkt (9)

$$\begin{aligned}
\sigma_1 &= SCF_{AC} * \sigma_x + SCF_{MIP} * \sigma_{my} \\
\sigma_2 &= \frac{1}{2} (SCF_{AC} + SCF_{AS}) * \sigma_x + \frac{1}{2} \sqrt{2} * SCF_{MIP} * \sigma_{my} - \frac{1}{2} \sqrt{2} * SCF_{MOP} * \sigma_{mz} \\
\sigma_3 &= SCF_{AC} * \sigma_x - SCF_{MOP} * \sigma_{mz} \\
\sigma_4 &= \frac{1}{2} (SCF_{AC} + SCF_{AS}) * \sigma_x - \frac{1}{2} \sqrt{2} * SCF_{MIP} * \sigma_{my} - \frac{1}{2} \sqrt{2} * SCF_{MOP} * \sigma_{mz} \\
\sigma_5 &= SCF_{AC} * \sigma_x - SCF_{MIP} * \sigma_{my} \\
\sigma_6 &= \frac{1}{2} (SCF_{AC} + SCF_{AS}) * \sigma_x - \frac{1}{2} \sqrt{2} * SCF_{MIP} * \sigma_{my} + \frac{1}{2} \sqrt{2} * SCF_{MOP} * \sigma_{mz} \\
\sigma_7 &= SCF_{AC} * \sigma_x + SCF_{MOP} * \sigma_{mz} \\
\sigma_8 &= \frac{1}{2} (SCF_{AC} + SCF_{AS}) * \sigma_x + \frac{1}{2} \sqrt{2} * SCF_{MIP} * \sigma_{my} + \frac{1}{2} \sqrt{2} * SCF_{MOP} * \sigma_{mz}
\end{aligned}$$

$SCF_{AC}$  er spenningskonsentrasjonen i kronen, eller tå og hæl.

$SCF_{AS}$  er spenningskonsentrasjonen i sadlepunktet

### 3.2.4.3 Ensidig sveist knutepunkt

Et knutepunkt sveist fra begge sider vil ha en god overgang mellom grunnmateriale og sveis på begge sidene og ettersom utsiden har den største HSS er det naturlig å regne på utsiden. For ensidig sveist knutepunkt må en betrakte begge sidene. Usikkerheten i sveisekvaliteten på innsiden er så stor at C203 anbefaler å benytte stubbs ved kritiske punkt slik at en kan ha kontroll på baksiden. I følge dagens C203 blir et rørknutepunkt sveist fra en side definert med T-kurve, men med en høyere DFF enn utsiden. Alternativt kan det beregnes med en modifisert F3-kurve, beskrevet i Appendix D i c203 D.10. F3 er en dårligere kurve enn T og har bare en utmattingsgrense på 32,75MPa mot T-kurvens 52,63 MPa ved  $10^7$  sykler. F3-kurven tillater feil på 1-2mm og da det i sveiseroten kan finnes uoppdaget feil opp til 5mm må en redusere levetiden når en benytter F3. Denne reduseringsfaktoren bør baseres på bruddmekaniske analyser.

Et tredje alternativ, er å benytte W3-kurve innvendig og regne seg fram til en innvendig HSS basert på de utvendige. Dette gjøres ved å benytte ligning D.10-3 fra kommentar D10 appendix D (9).

$$SCF_{innside} = SCF_{utside} - 2.0$$

W3-kurven er den dårligste og har en utmattingsgrense nede på ca. 21 MPa ved  $10^7$  sykler og er den laveste definerte kurven.

Ligningen for innvendig SCF er foreløpig gjeldene, men i løpet av våren 2014 skal det komme en revisjon som sier at denne ligningen er for generell og unøyaktig. Inge Lotsberg i DNV-GL har ledet arbeidet med revisjonen og har gitt tilgang til revisjonen. Denne revisjonen, finnes i vedlegg B, har et helt tabellverk for utregning av reduksjonsfaktoren R som reduserer innside spenningen i forhold den utvendige.

Denne er mer omfattende og knutepunkts klassifiseringer fra tidligere blir her benyttet. Samtidig varierer R med lasttype.

R-faktoren ganges så med den de opprinnelige SCF for utsiden som vil gi HSS for innsiden.

#### **3.2.4.4 Levetid**

For vanlig tosidig sveis er det som tidligere nevnt, T-kurven som er gjeldene. Innvendig på en ensidig sier den nye endringen at en skal benytte F3 på innsiden.

Dette gjelder så lenge utsiden av sveisen ikke er slipt for å forbedre geometrien. Dette blir omtalt i kapittel 7.3 i C203. Denne sliping vil gi en reduksjon i utvendig HSS grunnet en bedre overgang, men dette vil igjen gi en økning av spenning på innsiden og W3-kurven må benyttes. Denne sliping er ikke vanlig etter dagens prosess, men det kan være relevant da dette ble gjort på tidligere prosjekt. Derfor vil reglementet kreve F3, men en betraktning med W3 bør gjøres.



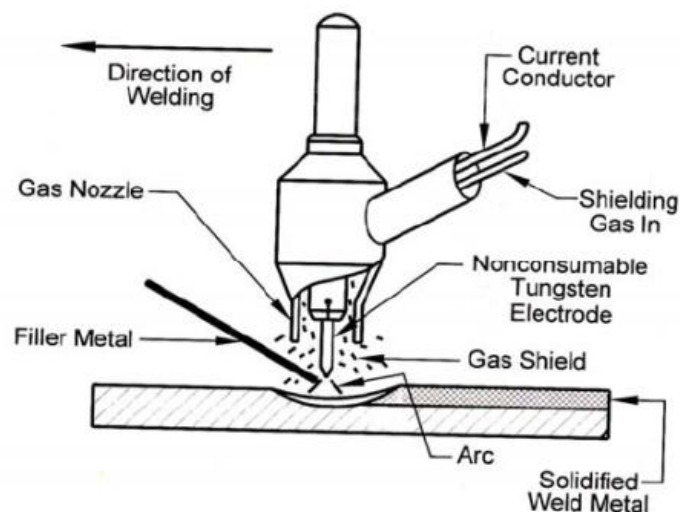
## 3.3 Fabrikasjon

### 3.3.1 Sveisemetoder

I bedriften finnes det forskjellige typer sveisemetoder, noen mer utbredt enn andre. Metodene har alle forskjellig bruksområde og ikke alle er like egnet for ensidig sveising av rørknutepunkt. For å skaffe oversikt over metodene har Kværner laget seg en Plate-og Sveisehåndbok (11). I den finnes det oppdaterte forklaringer for hver av metodene.

#### 3.3.1.1 Manuelle sveisemetoder

**TIG** (Tungsten Inert Gas) er en av disse og er en metode som er benyttet mye ved sveising av rør hos KPT. Dette er prosessrør i de mindre dimensjonene fra 2" og oppover, i alle forskjellige materialer. Fordelen med TIG er allsidigheten i forhold til grunnmateriale og den gode kontrollen på sveisebadet. En dyktig sveiser lager en perfekt bakside av sveisen. Det som gjør denne metoden uaktuell er dens lave avsetthastighet. Ved sveising holder en sveisepistolen i den ene armen. Sveisepistolen varmer opp grunnmaterialet og lager et smeltebad med en plasmalysbue. Med den andre hånden blir avsettstråden tilført manuelt. Dette er en tynn tråd, noe som medfører en begrenset sveisehastighet.



Figur 27 Prinsippskisse av en TIG-sveis med pistol (11)

**Pinnesveising** er en gammel, enkel og manuell metode. Metoden har en tilsettstråd som er påsatt strøm og med et utvendig belegg. Belegget forbrennes ved sveising og danner beskyttelsesgass. Tilsettstråden, kalt pinne eller elektroden, finnes i utallige varianter. Det finnes elektroder for de fleste typer metall og belegg med forskjellige egenskaper.

Selve prosessen består i at man oppretter en elektrisk krets mellom sveisetransformatoren gjennom elektroden og arbeidsstykket og tilbake til transformatoren. Det oppstår da en lysbue mellom elektroden og arbeidsstykket. Denne buen kan nå en temperatur på over 3300 grader Celsius, og vil dermed smelte elektroden slik at små dråper av metall blir overført til arbeidsstykket. Samtidig

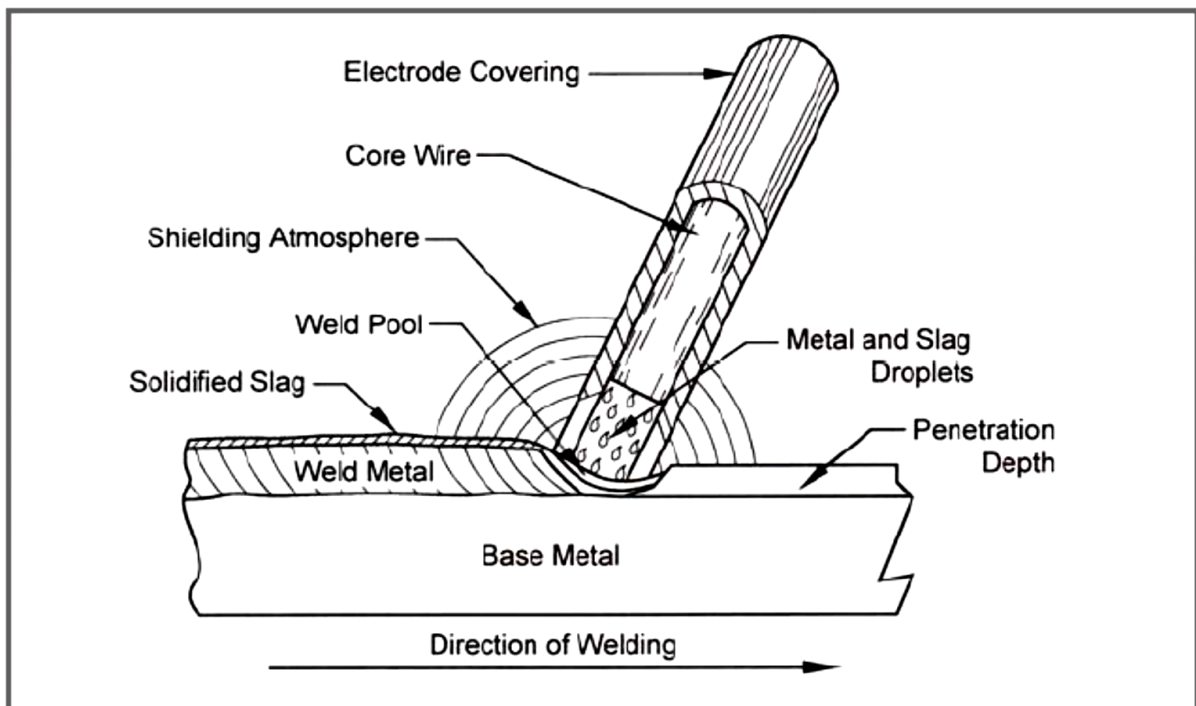
vil lysbuen forbrenne belegget på elektroden, som danne en beskyttelsesgass. Belegget har også som oppgave å danne et lag med slagg i oppå sveisen for beskyttelse sveisen til smeltebadet er størknet.

Denne metoden har sine begrensninger i at elektrodene er relativt korte (15-30cm) og må ofte byttes. Slaggen på sveisen må òg fjernes før videre sveising, slik at «buetiden», dvs tiden en sveiser, er relativt lav. Den siste delen av elektroden kan heller ikke benyttes slik at prosessen i seg selv er lite økonomisk. Utstyret er da av det enkle slaget og er relativt billig.

Forklaringen på at sveisemetoden har overlevd er dens gode sveiseresultat i form av mekaniske egenskaper, billig utstyr og enkel sveising. Den er òg relativt ufølsom for vær og vind.

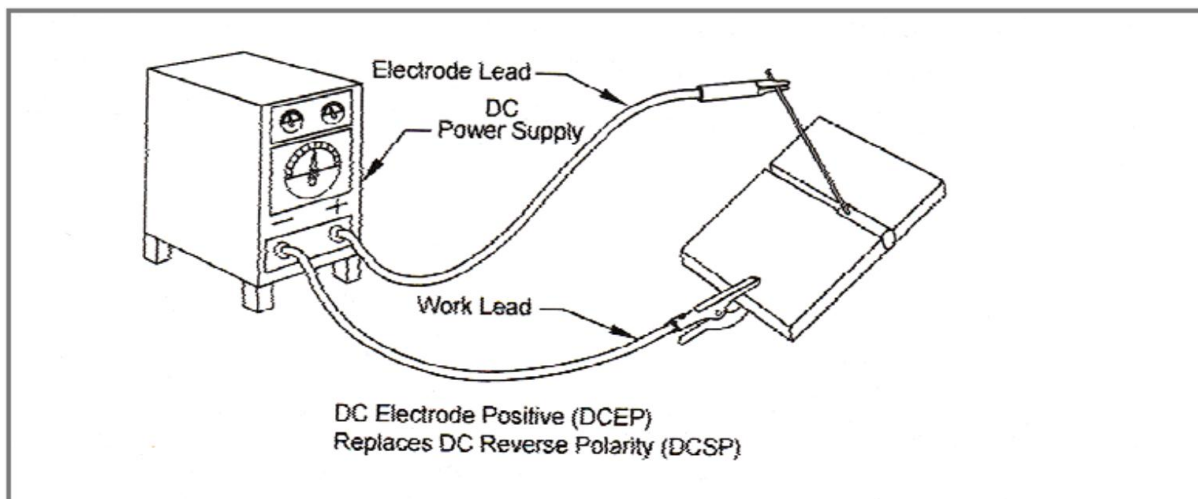
Pinnesveising er benyttet ved Kværner til å sveise bunnstreng, da den gir gode bunnstrenger og lett kan kombineres med rørtråd. Muligheten til å enkelt bytte mellom ulike kvaliteter på elektroden er en fordel, sammen med tilkomsten. Siden metoden kun har en «pinne» trenger den ikke den store åpningen for å komme til.

Figurer av smelteprosessen og utstyret finnes i de to påfølgende figurene.



Figur 28 Prinsippskisse av en pinne-sveis med elektrode (11)





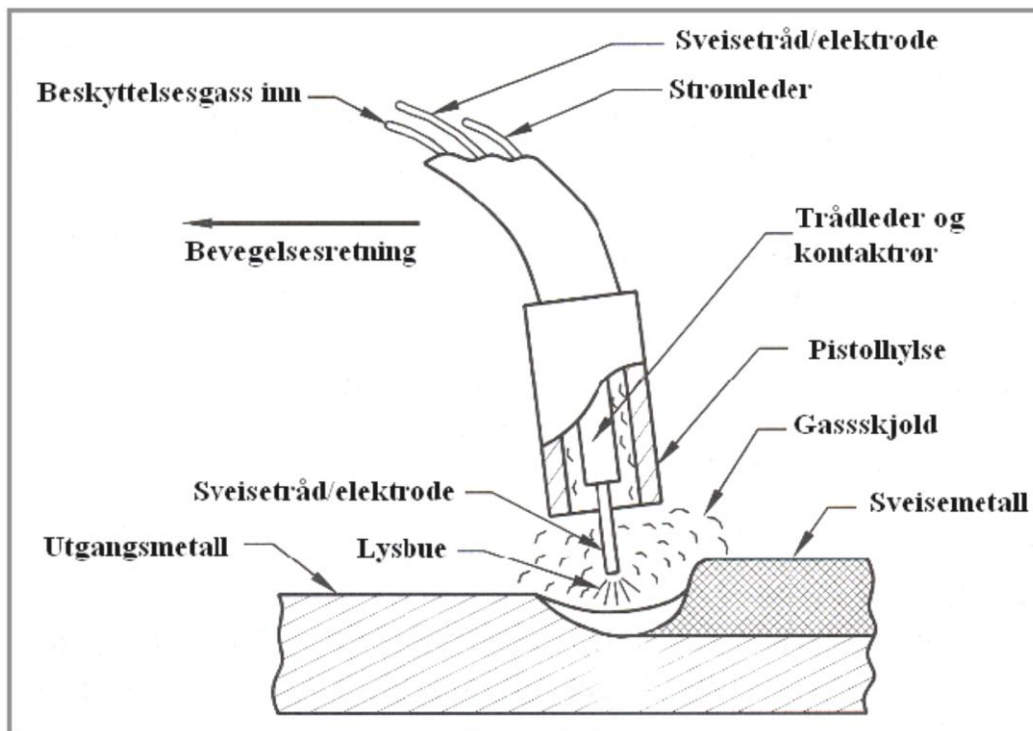
Figur 29 Prinsippskisse av sveiseapparatet ved pinnesveis (11)

### 3.3.1.2 Halvautomatiske sveisemetoder

Flere sveisemetoder går under halvautomatiske sveisemetoder. De mest vanlige er Mig, Mag og Rørtråd med og uten beskyttelses gass. Utstyret som benyttes er i hovedsak det samme. En del komponenter er forskjellig men prinsippet bak er det samme. Metodene baserer seg på at sveisetilsettet er en lang tråd kveilet innpå en spole og blir kontinuerlig matet inn til en sveisepistol som overfører strøm. Når sveiseren starter vil tråden blir ført ut av pistolen og kortsluttet mot arbeidsstykket flere ganger i sekundet. Dette skaper lysbuen som danner et smeltebad av oppsmeltet grunnmateriale og tilsett. Selv om tilsettstråden kommer fra en spole som automatisk mater på med tråd, blir metoden omtalt som halvautomatisk da en må forflytte sveisepistolen manuelt langs sveisefugen. Parameterne kan endres og styres, for å optimalisere sveiseprosessen underveis.

I første omgang skiller det mellom Mig/Mag og Rørtråd, da disse har en vesentlig forskjell i form av sveisetilsettet. Rørtråd benytter seg av en hul tilsettstråd med et pulverdekket innvendig, mens Mig/Mag har en massiv tråd. Det som skiller Mig og Mag er gassen. IG i MIG står for *inactive gas*. Dette tilsier at beskyttelsesgassen er inaktiv (edel) og dermed ikke blander seg med omgivelsene. MIG er derfor meget godt egnet til å sveise aluminium og andre legeringer. På samme vis har MAG en aktiv gass og egner seg best til sveising av stål. MAG er mest utbredt som en sveisemetode for tynne plater og reparasjonssveising. MIG og MAG er sjeldent benyttet hos Kværner Verdal.

Sveisen etter Mig/Mag gjenkjennes som en blank sveis uten slag og lite sprut fra prosessen. For operatøren er det en lav vanskelighetsgrad for å oppnå en bra sveis.



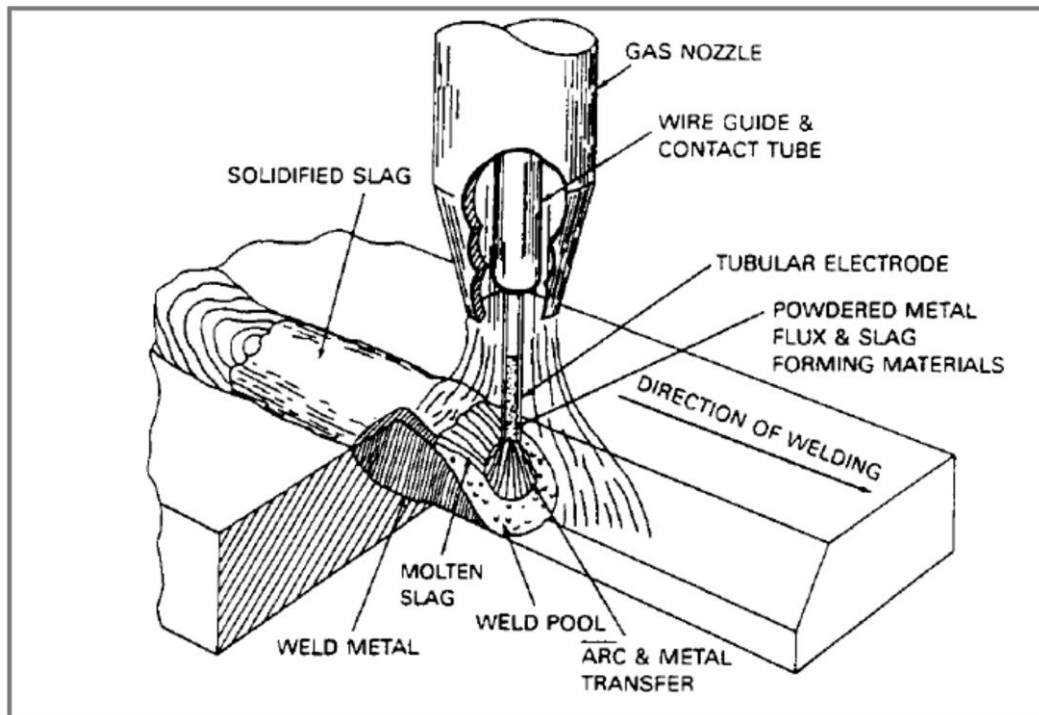
Figur 30 Prinsippskisse av en MIG/MAG-sveis med pistol, (11)

**Rørtråden** (Flux Cored Arc Welding) har et pulver som smelter og danner gass ved sveising. For Duashield vil denne gassen komme som tillegg til den utvendige gassen, mens for Innershield vil dette være tilstrekkelig beskyttelse for sveisen.

På verftet er Duashield den mest benyttede prosessen, da den gir høy kvalitet på sveisen med et meget lavt hydrogeninnhold. Hydrogen er et stoff som er meget farlig å få for store mengder av i sveisen og vil gi sprekker. Det som òg skiller rørtråd fra mig/mag, er det beskyttende slagget som legger seg oppå sveiseavsettet. Dette laget beskytter sveisen til den er tilstrekkelig nedkjølt. Slagglaget må fjernes manuelt med slakkehakke og vinkelsliper etter hver sveiestreng. Dette gir vesentlig mer etterarbeid for sveiseren enn ved MIG/MAG.

Duashield er foretrukket på grunn av en høy avsettshastighet og lav brukerterskel. Det som gjør at andre prosesser i noen tilfeller blir foretrukket i stedet, er dens egenskaper ved sveising fra kun en side. Baksiden av en sveis blir ofte full av porer og slagginneslutninger. For at denne sveisen skal bli godkjent, må det da slipes eller fuges på baksiden for å fjerne feilene og deretter fylles opp med ny sveis. Dette er vanlig prosess ved sveising av tosidig konstruksjoner, da operatørene har lett tilgang til baksiden og dermed får reparert.

Duashield og MIG/MAG er følsomme for vær og vind. Beskyttelsesgassen blåses lett vekk og sveisen blir liggende igjen ubeskyttet. Dette krever dermed opprigging av telt og presenninger ved sammenstillingsveising ute.



Figur 31 Prinsippskisse av en rørtråd-sveis med pistol (11)

**Innershield** er som tidligere nevnt, en rørtråd uten utvendig beskyttelsesgass. Pulveret i tråden er tilstrekkelig for å beskytte sveisen. Dette gir i midlertidig store krav til den kjemiske sammensetningen til tråden. Tråden er laget slik at sveisebadet ikke blir påvirket av luft. Luft inneholder i hovedsak nitrogen og hydrogen, som begge er svært uheldig for sveisemetallet. Dette kan medføre at sveisen blir sprø, noe som er farlig i offshore sammenheng. Innershield er en krevende sveisemetode som stiller store krav til sveiserens kunnskap, da sveiseparameterne har stor påvirkning til sveiseresultatet,

Tråden er generelt tilsatt aluminium for å binde nitrogen og oksygen i sveisemetallet, noe som bedrer skårslagseigheten til metallet. Slaggen til innershield vil inneholde magnesium og aluminium som har til egenskap å binde seg med svovel og dermed trekke svovelen ut av sveisen. Dette reduserer faren for varmsprekker, som gjerne skyldes svovel i sveisen. De spesielle kjemiske egenskapene gjør at denne sveisemetoden bråker mye, gir farlige avgasser og mye slagg og sprut. Dette stiller krav til god ventilasjon ved innstengte plasser, friskluftsmaske for sveiseren og en del etterarbeid med å fjerne slagg og sprut.

Det kompliserte kjemiske innholdet gjør at en blanding av innershield og duashield ikke er heldig. Slaggsystemet til duashielden tåler ikke aluminiumen i innershieldtråden og derfor blir de mekaniske egenskapene i blandingssonene dårlig. Særlig har det vist seg at duashield oppå innershield er svært ugunstig.

Ettersom det ikke er utvendig beskyttelsesgass vil sveisepistolen være vesentlig mindre enn for MIG/MAG og duashield. Dette gjør at den egner seg for trange fuger med dårlig tilkomst.

De største fordelene er at den er lite følsom for vær og vind, bra tilkomst i trange fuger, ingen gasskostnader, gode mekaniske egenskaper og en lav varmetilførsel.

Ulempene som nevnes er mye røyk og sprut, dårlig hms for sveiser og vanskelig med kombinasjon av flere metoder.

**Metallfylt rørtråd** er noe som har blitt innført som bunnstrengstråd hos Kværner de siste 7-8 årene. Dette er en hybrid mellom MAG og duashield. Tråden er hul og fylt i hovedsak med metallpulver. Tråden gir en sveis som ligner MAG, da den er uten slagg. Metoden er glimrende til bunnstreng da den operer i samme område som MAG i forhold til lysbuen, men er ikke godkjent som oppfyllingstråd. Dens begrensede egenskaper i forskjellige posisjoner gjør at den ikke blir godkjent. Tråden fungerer sammen med vanlig rørtråd.

### **3.3.1.3 Konklusjon**

I hovedsak er TIG dårlig til sveising av tykke gods. TIG har en omtrent avsettsmengde på 0,3-0,4kg/time. Rørtråd har omtrent 1kg/time. Pinner ligger en plass i mellom. I dag er de ugunstige hms-forholdene og det krevende ferdighetskravet gjort at innershield er blitt faset ut. Innershield er i de siste årene blitt benyttet i prosjekter med point-to-point brace med meget lave vinkler. Senest på flammebommen til Gjøa i 08-09. Sveisesertifikater går ut etter 1-2år og dermed vil det kreve mye opplæring og kursing for å få kvalifisert sveiserne.

Pinner blir benyttet ved krevende materialer og i noen spesielle tilfeller ved ensidig sveiste konstruksjoner. Den lave avsettsmengden gjør den ugunstig økonomisk.

Duashield er en bra sveisetråd, men er ikke godkjent som bunnstrengstråd.

Dagens måte, det å benytte metallfylt tråd med vanlig rørtråd som oppfylling er den mest økonomiske med tanke på avsettsmengde, kvalitet og HMS.

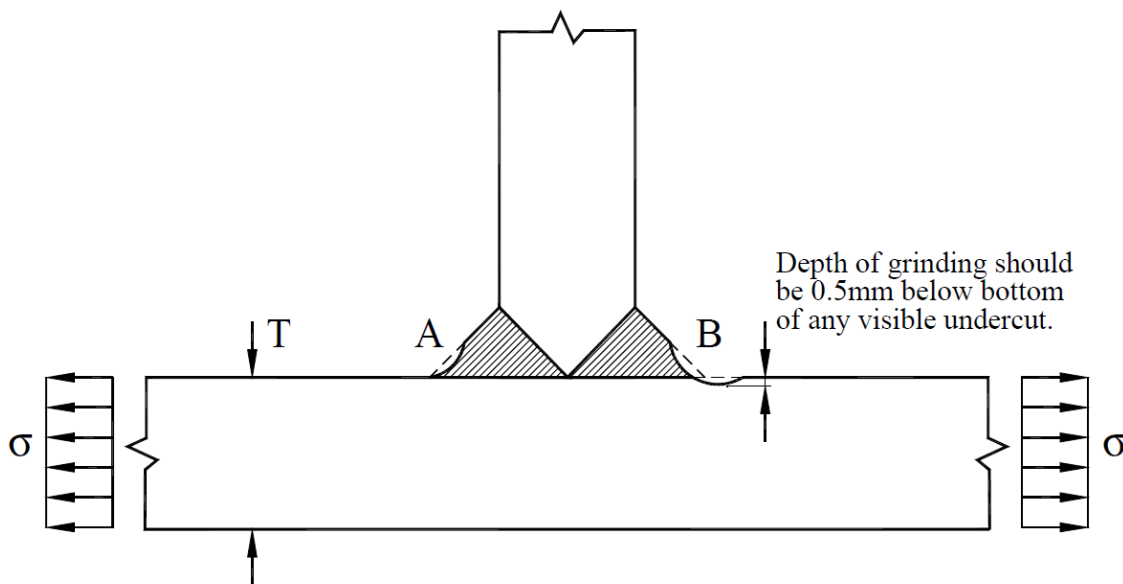
### 3.3.2 Sveisefuger

Sveisefugen for rørknutepunktene er som tidligere nevnt, komplisert. Den vanlige V-fugen er ikke tilstrekkelig for rørknutepunkt. På sidene, sektor C og B på figur 33 og 34, vil det bli en stor fuge som vil kreve en stor mengde sveiseavsett. I hælen, sektor D, vil det for skråbrace, være umulig å lage en slik fuge med fugevinkel på 40°.

Dette har medført at sveisefugen varierer hele tverrsnittet rundt. Figurene viser variasjonen av sveisefugen. Den første figuren viser hvordan en stubb blir tosidig sveist, mens den andre figuren viser ensidig sveising for point-to-point. Legg merke til den lange trange fugen i område D, hælen. Den største endringen kan spores til hælen.

I vedlegg C er den offisielle fugestandarden for Martin Linge prosjektet til Kværner. Figurene der er gitt dimensjoner og begrensninger. Det som er viktig å få med er kravet til radius på overgangen mellom sveis og grunnmaterialet. Der hvor det er gitt R2 verdien, skal radien være mellom 10 og 25mm. Dette er en verdi som tilsier «som sveist». Dette vil si at ved etterarbeid etter sveis, blir det ikke slipt for å bedre utmattingsegenskapene.

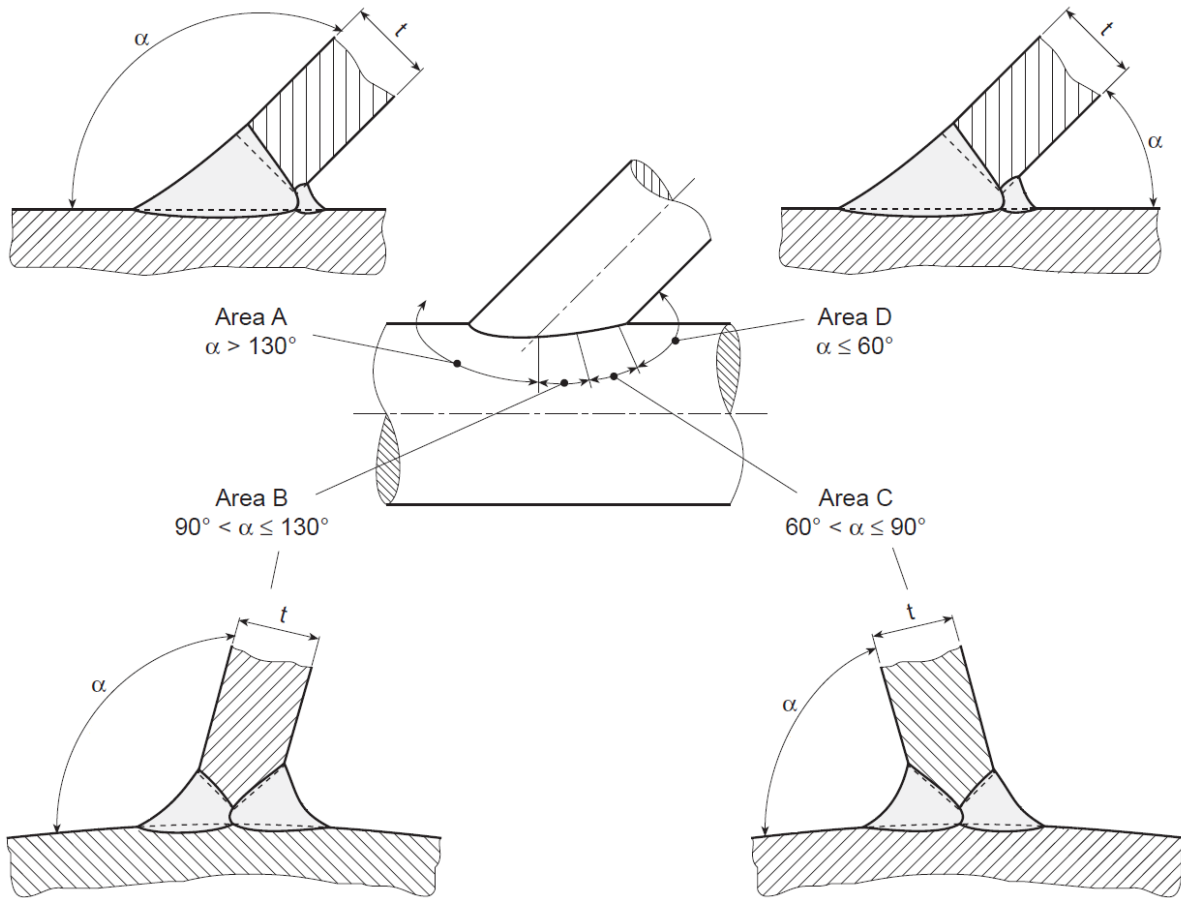
Forbedring av utmattingsegenskapene ved fabrikasjon er tatt for seg i C203 kapittel 7. I avsnitt 7.3 er det omtalt hvordan en kan slippe for å forbedre utmattingslevetiden til en sveis. Dette gjøres for å redusere skjerven som vill oppstå mellom sveis og grunnmateriale og dermed redusere utvendig HSS. Dette er vist i figuren under.



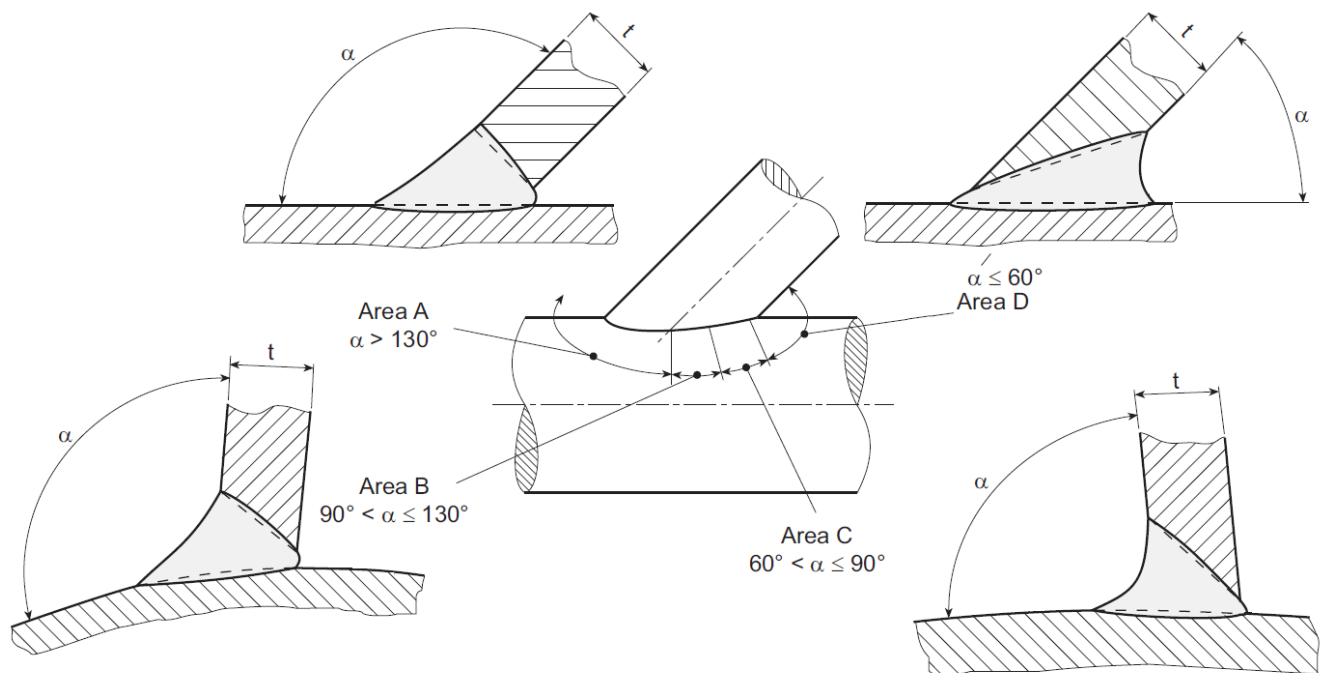
Figur 32 Nedsliping av ferdigsveis (7)

Denne sliping vil da ifølge tabell 7-1 i C203 gi en forbedret levetid, med en faktor på 3.5. I vedlegg B, kapittel 2 er det forklart at dette vil forverre spenningen i på innsiden. Sliping vil gjøre at en må benytte seg av W3-kurven i stedet for F3 ved utmattingsberegninger. Denne type sliping er ikke standardprosedyre i dag, men er

utført på tidligere prosjekt og det er derfor svært relevant å se på hva en slik endring vil medføre for et knutepunkt.



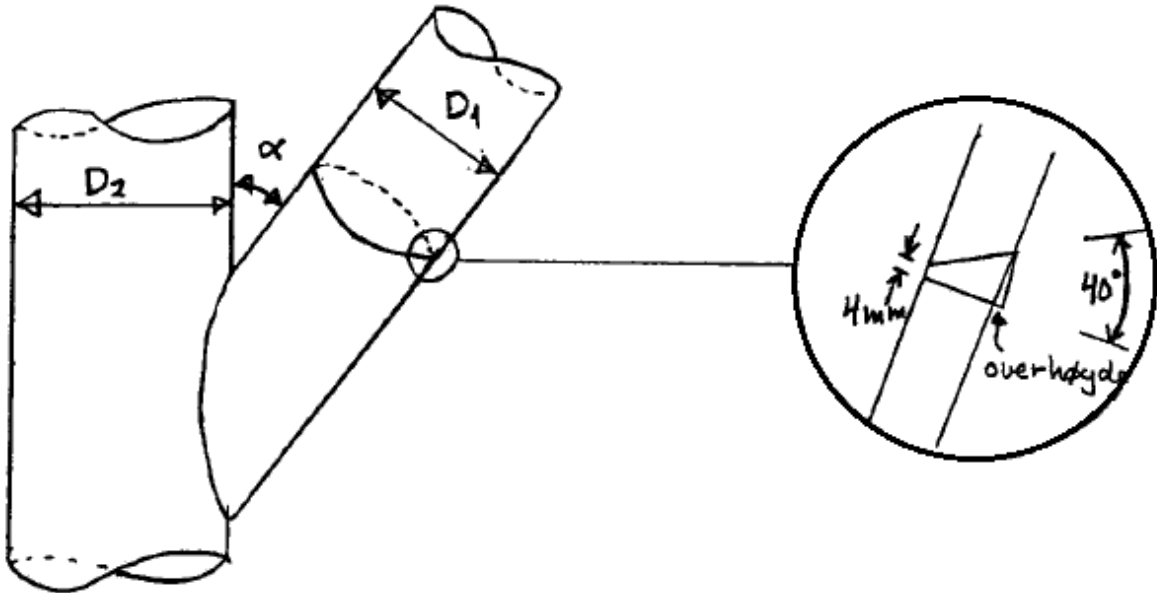
Figur 33 Skisse av fugen ved tosidig sveist knutepunkt (12)



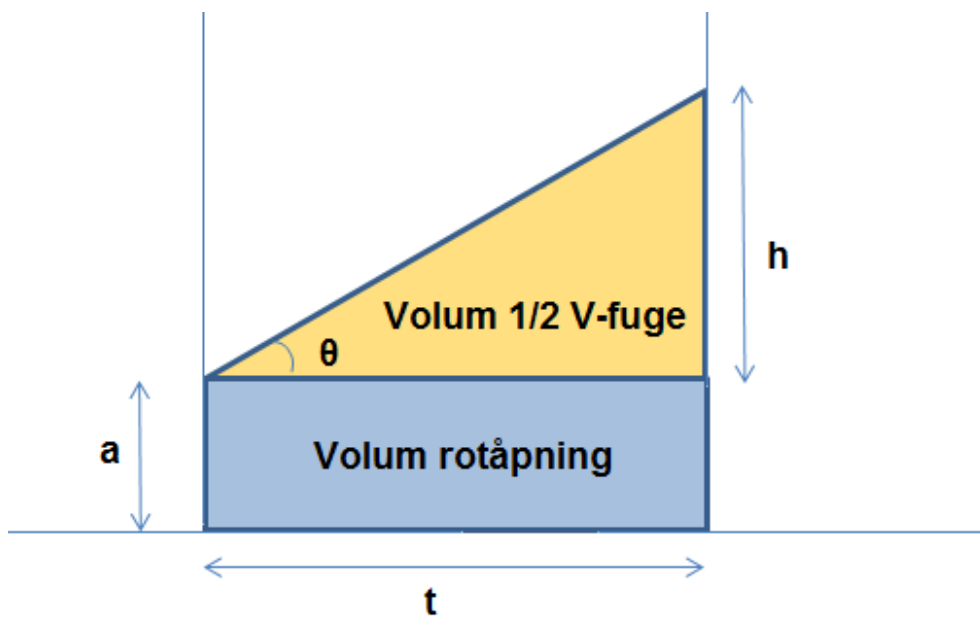
Figur 34 Skisse av fugen ved ensidig sveist knutepunkt (12)

### 3.3.3 Sveisetidsberegning

Den vanlige måten for å regne ut tidsbruken ved sveising, er først å regne sveisevolumet etter en meget forenklet metode. Det som gjøres er å anta en halv V-fuge sirkulært rundt et rør, vist i figuren under.



Figur 35 Skisse av stubb med sveis



Figur 36 Skisse av arealberegninger ved sveising av brace

$$V_1 = \frac{t * h}{2} * Omkrets_{brace}$$

$$V_2 = a * t * Omkrets_{brace}$$

$$V_1 + V_2 = V$$

Dette vil gi en unøyaktig lav mengde sveis, da sveisen i realiteten ikke er en sirkel, men en ellipse som krummer rundt et rør. En annen ting som vil gjøre denne forenklingen unøyaktig er sveisfugens variasjon rundt tverrsnittet, som beskrevet i avsnittet før.

I en internrapport fra 1990 vedlegg C, er det regnet ut korreksjonsfaktorer for sveiseavsettet. Faktorene tar hensyn til begge de overnevnte forenklingene. Den ene faktorene er for å justere for sveiselengden (sirkel kontra ellipse) og den andre for sveisetverrsnittet. Dette er faktorer som multipliseres med det totale sveisevolumet for en sveisefuge og er gitt i tabeller som varierer med vinkelen  $\alpha$ ,  $\beta$ -forholdet  $D1/D2$  og tykkelse på brace.

I avsnittet om sveisemetoder anslås en avsettsmengde til 1kg/time for sveising med rørtråd. Ved håndberegninger av avsettsmengde og sveisetid hos Kværner er det 0,62 kg/time som er erfaringstallet som blir benyttet.

Vanligvis blir sveisetid beregnet med bruk av erfaringstall i datasystemet. Det blir da lagt inn vinkel på stubb, diameter og tykkelse på rørkoblingen. Det blir òg lagt til om knutepunktet sveises ute eller inne. Det blir ikke tatt hensyn til om knutepunktet er ensidig eller tosidig,

Det som ligger bak regneverktøyet er:

$$Sveisetid = omkrets_{brace} * n_{vinkel} * n_{fab} * v_{sveis}$$

$n_{vinkel}$ : er en faktor som tar hensyn til vinkel, for en 45° vil denne faktoren bli 1,5.

$n_{fab}$ : er faktoren for hvor fabrikasjon tar sted, for sveising ute er den 1,2 og for sveising inne er den 1.

$V_{sveis}$ : er en faktor for sveisehastighet pr meter. Denne faktoren varierer med tykkelse.



### 3.3.4 NDT

Non Destructive Testing er viktig i forbindelse med sveising. Det å kunne oppdage og reparere feil i sveisen, innvendig og utvendig, er viktig for styrke, kvalitet og sikkerhet til sluttproduktet. Hos Kværner er Vitec AS (Verdal Inspection & Technology Center AS) som har NDT-testingen.

Det som gjennomføres av testing på sveisene på rørknutepunkt er ultralyd (UT), magnetpulverprøving (MT) og etter-/visuellkontroll av sveis. Det er vanlig at kontrollen blir gjort 48 timer etter ferdigsveist sveis. Dette skyldes at det kan ta tid før hydrogensprekker utarter seg. I VIT.QC.P220 Prosedyre for magnetpulverprøving (13), står det:

*Sluttinspeksjon og NDT skal ikke utføres før 48timer etter ferdig sveis, unntatt hvor PWHT (post weld heat treatment) er krevd.*

*Tidsforsinkelsen kan reduseres til 25 timer for stål med SMYS på 355MPa eller lavere, og for stål med SMYS på 420MPa eller lavere for platetykkelse under 40mm, såfremt hydrogensprekker ikke er blitt observert på materialet og sveisetilsettet der det er snakk om.*

*Når PWHT blir utført, skal sluttkontroll på NDT gjøres etter at all varmebehandling er ferdig.*

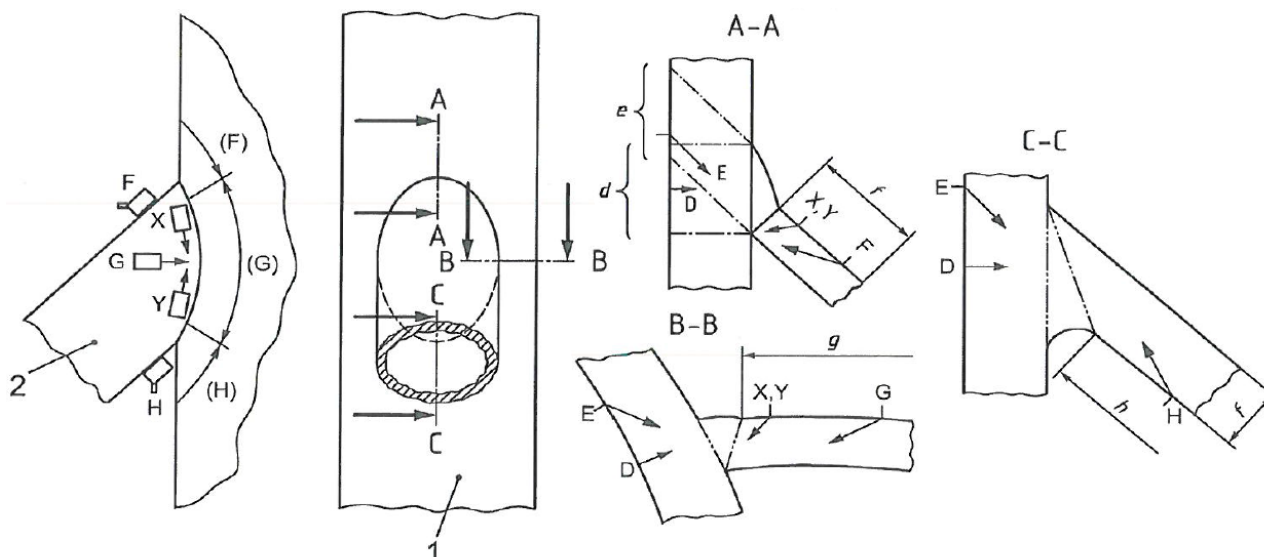
For visuell og MT, som begge tar for seg overflaten, vil det å endre fra tosidig til ensidig medføre mindre kontroll. Ved tosidig blir det kontrollert på begge sidene og dermed hadde de kontroll på utseende baksiden av sveisen. Ved ensidig faller da muligheten for innvendig kontroll bort. Den utvendige kontrollen vil være den samme som før, og dermed vil tidsbruken for de to kontrollene kortes ned med en side. I forhold HMS vil dette være positivt for NDT-operatørene og ikke måtte klatre inn i stubbene for kontroll.

#### 3.3.4.1 Ultralyd

Ultralyd er som kjent lydbølger som sendes gjennom et objekt og reflekteres tilbake med forskjellig hastighet og frekvens alt etter hva det treffer. UT er et vanlig kontrollmiddel i NDT sammenheng for å finne sprekker i materialer.

Røntgen (RT) krever at tilkomst fra begge sidene av en sveis og en relativt homogen tykkelse over hele kontrollområdet. Fordelen med UT kontra RT er at en kan kontrollere materialer fra flere retninger og kan da oppdage sprekker med forskjellige vinkler inne i materialet. UT setter heller ikke krav til det som ligger bak sveisen.

Ved UT benyttes det en probe, vist i figur 37, som sender ut lydbølgene i en gitt vinkel. Probene byttes slik at forskjellige såkalte «vinkelhoder» kan benyttes. Prosedyrene krever at flere vinkelhoder blir brukt slik at en får testet på best mulig vis. I VIT-QC-P201 procedure for ultrasonic testing structural steel(14) for ultralyd testing av strukturstål er det gitt hvilke vinkelhoder som skal benyttes. Side 34 og 35 tar for seg testing av rørknutepunkt.

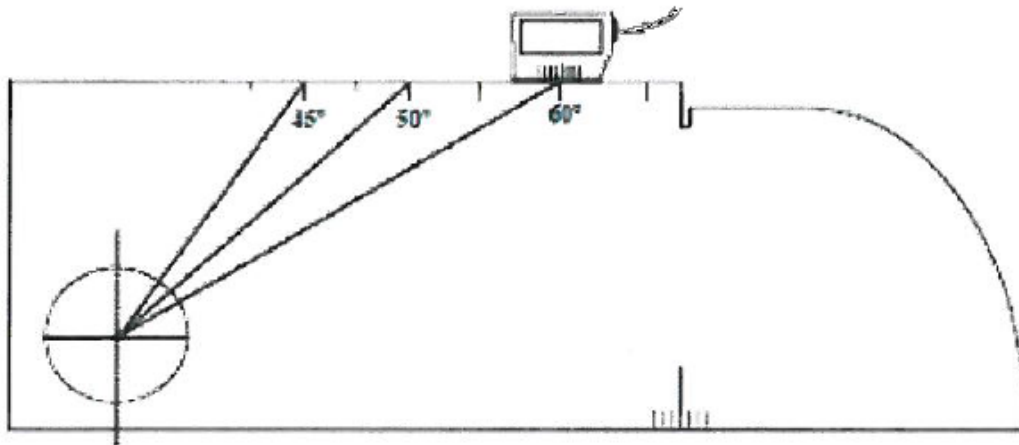


Figur 37 Probe posisjoner ved ultralydtesting, (14)

Figuren over er et modifisert utsnitt fra side 34, som viser test posisjon på probene og område som skal testes. Det som ikke kommer fram her, er at det er vanlig å kontrollere på innsiden av brace på samme vis som utsiden. Dette vil falle bort ved ensidig sveist brace. Etter samtaler med Svenn Erik Holm (nivå 3, ultralyd) hos Vitec, ville dette medføre en kortere kontrolltid på en ensidig sveist brace, men at det mest sannsynlig ville bli aktuelt med en større kontroll utvendig for å forsikre seg om at feil ikke eksisterer.

I snittfigurene til høyre kommer det fram at innsiden av chord blir testet. I hovedsak blir det benyttet en probe med en  $0^\circ$  som «skyter» strålen rett inn. Dette gjøres for å finne sprekker som ligger langs overflaten på chord. I følge SEH er dette klart den mest vanlige feilen som oppdages på rørknutepunkt. Så en endring vil ikke eliminere denne testingen ved vanlig leg og stubb. Dette kan være et problem ved såkalte X-brace. Dette er bracer som har stubb midt på og som vil ha to mindre brace koblet, slik at de vil se ut som en X. Disse braceene er ofte av en slik dimensjon slik at ikke kontrolløren kommer til på innsiden. Dette er allerede en problemstilling ved sammenstilling av horisontalrammer.

SN-kurvene i utmattingsteorien har forskjellige krav til hvilke sprekkestørrelser som kan finnes i sveisen. Dette medfører at sprekker opp til en viss størrelse bør oppdages. Det å garantere dette, er noe som ikke mange tørr å gjøre, da det vil bli store konsekvenser i ettertid om det blir oppdaget feil. Det som SEH kunne forklare var at de i realiteten kunne oppdage ganske så små sprekker, men at det var veldig avhengig om de traff rett på den med strålen. For å kalibrere probene ble en plate med et hull på  $\varnothing 3$  testet på. Dette vises i figuren på neste side. I realiteten vil de da kun få refleksjon av et lite flatesegment på boringen som står  $90^\circ$  på lydbølgene. På et 3mm hull vil denne flaten være relativt liten.



Figur 38 Kalibreringsstykke for ultralyd (14)

#### 3.3.4.2 Konklusjon NDT

Det som vil være mest kritisk i forhold til NDT vil være det å ikke kunne ha en visuell kontroll på baksiden. Det andre vil være mangelen av kontroll fra innsiden med 0° ved X-brace. Men for vanlige brace mot leg kobling vil de kunne komme til på baksiden og kunne oppdage sprekker der hvor de erfaringsmessig finner flest sprekker.

Tidsmessig vil det for visuell og MT kontroll kreve kortere tid på, mens for UT vil de trenge omtrent den samme tiden. Dette gjelder imidlertid bare for selve knutepunktssveisen. Kontrollen av den vanlige rundskjøten mellom brace og stubb vil falle bort.

### 3.4 Innkjøp

Brace og leg-seksjoner blir kjøpt i form av plater som sendes til valseverk for valsing. Pris pr plate blir gjort i kg og pr 12.juni. 2014, er det det tyske firmaet Salzgitter som har den billigste prisen. Prisen varierer med tykkelse og stål kvalitet, da tykke plater er vanskeligere å produsere i en gitt kvalitet enn en tynnere plate. Tallene bygger på en ordrestørrelse på 110000 MT.

Kvalitet	355-Y20	420-y30
<b>Platetykkelse</b>	Nok/tonn	
<b>8-9mm</b>	-	4790,80
<b>10-&lt;25mm</b>	4587,80	4628,40
<b>25-40mm</b>	4587,80	4628,40
<b>41-60mm</b>	4750,20	4709,60
<b>61-80mm</b>	4750,20	5115,60
<b>81-100mm</b>	-	5601

Tabell 5 Innkjøpspris stålplater

Platene blir så sendt til valseverk hvor de blir valset til riktig diameter og sveist sammen til korrekte seksjoner. Pr dags dato blir stubbene kjøpt inn som korte røremner og skjært selv, men som bracer er dette uaktuelt da skjærmaskinen har maksbegrensning for lengde på emnene. Noen konkrete tall for selve valsingen til rør, er vanskelig å oppdrive, og særlig hva en økning av platetykkelse på selve brace-can vil medføre i ekstra kostnader. Selve skjæringen av snittet kan estimeres til å være den samme kostnad som for skjæring hos Kværner Verdalen.

### 3.5 Økonomi

Ut av forrige avsnitt vil et økt tverrsnitt gi en økt kostnad på minst 4560kr pr tonn vektøkning.

For tjenester regner innkjøp og økonomiavdelingen med en kostnad på 385kr/time for en operatør. Denne kostnaden varierer med belegget på verftet. Behovet for å benytte flere skift kommer ikke inn her. Stillasarbeiderne er delvis egne operatører og delvis innleide og dermed kan en estimere en kostnad på rundt 500kr/time

Innleie av operatører fra Vitec AS til kontrollering er på ca. 650kr/t. Dette vil variere med prosjekt og belegget hos Vitec. Må de leie inn operatører for å dekke behovet til Kværner, kan raten komme opp i 850 til 900kr/time. Det estimeres i følge økonomiavdelingen at Vitec trenger 10% av operatørtimene en sveiser trenger.

For sveising vil da en sveisetime koste rundt 400kr/t da det kommer et lite tillegg for utstyr. NDT-tidsbruken vil kuttes ned da, stubb-braceskjøten faller bort. Stillas vil i følge prosjektoppgaven (1) ikke få noe endrede betingelser for arbeid utendørs. Det som vil falle bort er timene inne i prefab-hallen A2. I prosjektet står det at dette vil korte ned tidsbruken for 2-3 arbeidere. For et knutepunkt tilsvarer dette omtrent 10-12 timer. Dette må da fordeles på alle stubbene som er på det aktuelle knutepunktet, slik at dette blir omtrent 3 timer pr brace.



## 4 Detaljutforming og -beregninger

### 4.1 Metode

For å kartlegge de mekaniske styrkene for et knutepunkt, er det iht. oppgavetekst og oppgaver, valgt å beregne ett knutepunkt og se på hvordan de mekaniske egenskapene endrer seg. Det er her mulig å modellere opp en hel jacket å kjøre simuleringer. Dette er som tidligere nevnt den vanlige måten å løse et slikt problem på. Programmet vil da ta for seg alt av beregninger og kodesjekker. Det vil da være «enkelt» å kunne poste resultater for mange forskjellige lasttilfeller og for hele jackten. Dette ville ha krevd mye tid i form av opplæring i programvare og ville gitt lite forståelse for regningen bak. Det er derfor mer relevant å angripe et knutepunkt med regning. Dette vil gi et snevrere resultat i form av kun styrke, levetid og vekt for et knutepunkt.

#### 4.1.1 Statistiske beregninger

I avsnittet 3.2.3 er framgangen for beregning av statisk styrke i Norsok n-004 blitt presentert. Dette er en relativ enkel framgang hvor det ikke er nødvendig å beregne styrken for flere slags feilmodier. Det er en formel for styrke for momentstyrke og en for aksialstyrke. Den totale styrken beregnes tilslutt og vurderes opp mot de angripende lastene for hvert enkelt lasttilfelle.

Går en framgangen i sømmene kan det observeres at formlene ikke tar hensyn til problematikken rundt stubb og point-to-point montering. Dvs. formlene går ut ifra at sveisen har fullt tverrsnitt og feilfri. Dette vil si at det ikke blir tatt hensyn til at knutepunktene er sveist ensidig eller tosidig.

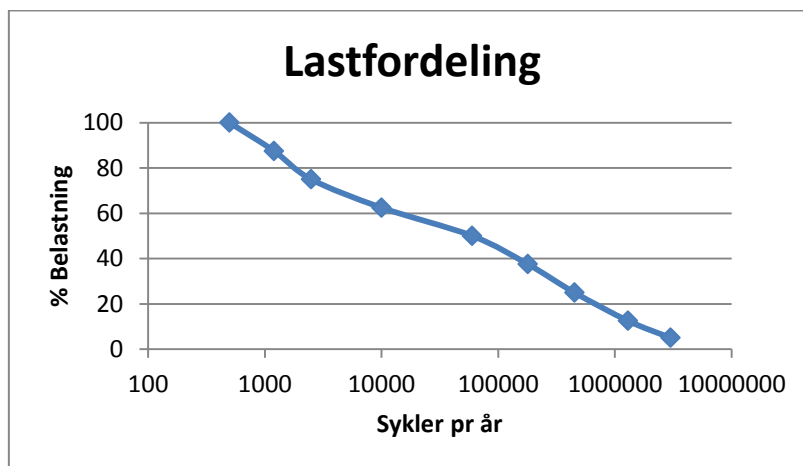
Dermed kan det konkluderes at den statistiske styrken er ikke utslagsgivende for noen endring i form av egenskaper og vekt hos et knutepunkt. Selv om det er Norsok som er den aktuelle standarden for plattformer i Nordsjøen, er det nyttig å se i Eurocode 3 (15), del 1-8 Knutepunkt og forbindelser, kapittel 7 og få bekreftet det samme. Ingen faktorer i ligningene tar hensyn til sveis og dermed vil det, med samme platetykkelse, være unødvendig å beregne statisk kapasitet på et knutepunkt.

#### 4.1.2 Utmatting

For beregning av levetid må det lasttilfeller til. I samtaler med bedriftens veileder, JTD, ble det enighet som at det ikke var nødvendige med de virkelige lastene som Kværner selv hadde benyttet ved dimensjonering, da det kun var interessant å se på forskjellen i levetid for ensidig kontra tosidig. Lasttilfellene som ble laget består av estimerte verdier, men som skulle gi en realistisk levetid. Fordelingen av lastene er òg estimert, men totalmengden sykler pr år er en realistisk verdi, ca. 5millioner sykler pr år. Denne verdien kommer fra C203 D.1 Comm. 1.2.3 andre avsnitt (9), som sier at gjennomsnittlig bølgeperiode er på 6,3sekunder. Lastene er fordelt prosentvis på forskjellig antall sykler, slik som tabell 6 og figur 39.

n	% Belastning
500	100
1200	87,5
2500	75
10000	62,5
60000	50
180000	37,5
450000	25
1300000	12,5
3000000	5

Tabell 6 Lastfordelingstabell



Figur 39 Lastfordelingsgraf

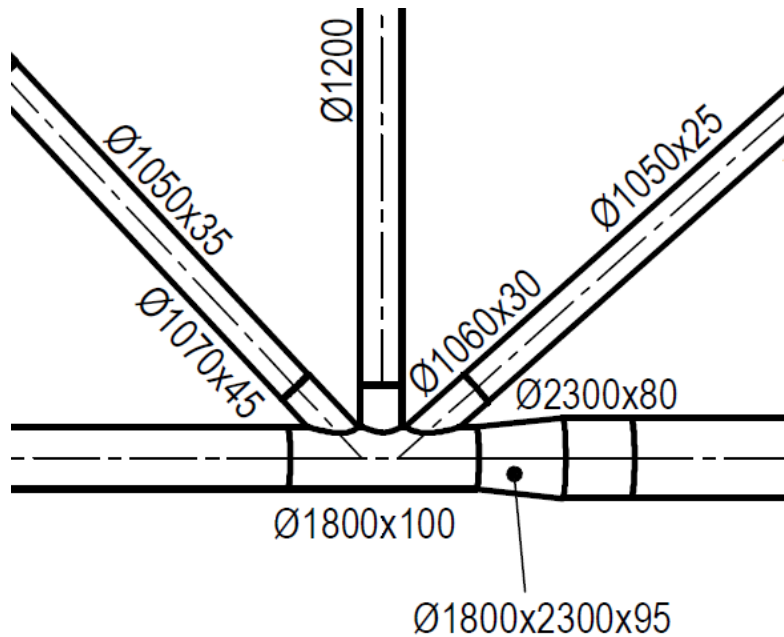
Fire lasttilfeller blir benyttet, hvor alle blir benyttet to ganger. Den første gangen for å få fram forskjell i levetid og den andre gangen for å justere platetykkelsen for å oppnå samme levetid. Lasttilfellene er oppsummert i tabellen under:

Load Case	Forklaring	Fx [N]	My [Nmm]	Mz [Nmm]
1	Høy Fx og My	-2800000	7E+08	1E+08
2	Høy My	-500000	1,2E+09	1E+08
3	Høy Mz	-500000	1E+08	1,15E+09
4	Høy Fx	-5260000	1E+08	1E+08

Tabell 7 Lasttilfellene 1 til 4

Referanseknotepunktet til beregning ble valgt til knutepunktet på elevasjon -15000 på A4 leg'en. Dette var et knutepunkt som er under skvalpesonen, slik at SN-kurven for katodisk beskyttelse i vann må benyttes. Den venstre brace, som kommer ned på knutepunktet ble valgt til videre beregning.





Figur 40 Skisse av valgt knutepunkt

I avsnitt 3.2.4.2, blir spenningskonsentrasjonen på innsiden nevnt. Det som er gjeldene standarden er som nevnt  $SCF_{innside} = SCF_{utside} - 2$ , men siden det kommer en revisjon på dette punktet, er det valgt å benytte reduksjonsfaktoren R fra vedlegg B.

Grunnet den nye revisjonen er det usikkert hvilken SN-kurve som skal benyttes. I resultatene er det derfor tatt med beregninger for begge kurvene. Det er et mål i seg selv å kunne få benytte F3 i stedet for W3 og derfor er resultatene greit å kunne sammenligne mot.

## 4.2 Utmattingsberegninger

### 4.2.1 Geometri

Bilde av den valgte geometrien finnes i figur 40. Ut av figuren og tegningen i vedlegg E, kan en ta ut de viktige dimensjonene.

$$D = 1800mm \quad T = 100mm$$

$$d = 1070mm \quad t = 45mm$$

$$Vinkel = 46,7^\circ$$

$$Gap = 75mm$$

Tverrsnittsareal og motstandsmomentet er regnet ut:

$$A_x = 144906mm^2 \quad W_y = W_z = 35639080mm^3$$

Ut fra geometrien kommer faktorene:

$$\beta = \frac{d}{D} = \frac{1070mm}{1800mm} = 0,594$$

$$\tau = \frac{t}{T} = \frac{45mm}{100mm} = 0,45$$

$$\gamma = \frac{D}{2 * T} = \frac{1800mm}{2 * 100mm} = 9$$

$$\zeta = \frac{Gap}{D} = 0,042$$

## 4.2.2 Load Case 1 til 4

Tabellen under gir de oppsatte kreftene med de resulterende spenningene for hver load case.

Load Case	Fx [N]	$\sigma_x$ [Mpa]	My [Nmm]	$\sigma_{MI}$ [Mpa]	Mz [Nmm]	$\sigma_{MU}$ [Mpa]
LC_1 Høy Fx og My	-2800000	-19,3	7E+08	19,6	1E+08	2,8
LC_2 Høy My	-500000	-3,5	1,2E+09	33,7	1E+08	2,8
LC_3 Høy Mz	-500000	-3,5	1E+08	2,8	1,15E+09	32,3
LC_4 Høy Fx	-5260000	-36,3	1E+08	2,8	1E+08	2,8

Tabell 8 Lasttilfellene 1 til 4, med nomniellspenninger

### 4.2.2.1 Spenningskonsentrasjoner

Ligningene for utvendig SCF er hentet fra de gjeldene ligningene fra Appendix B i RP\_C203.

$$SCF_{A.Chord} = eqn (20) = 2,21$$

$$SCF_{A.Brace} = eqn. (21) = 2,17$$

$$SCF_{My.Brace} = eqn. (9) = 2,37$$

$$SCF_{Mz.Chord} = eqn. (23) = 2,54$$

$$SCF_{Mz.Brace} = eqn. (24) = 2,53$$

### 4.2.2.2 Resulterende HSS

Iht. ligningene i avsnitt 3.2.4.2, blir de resulterende HSS regnet ut til verdiene i tabellen under.

HSS	$\sigma 1$	$\sigma 2$	$\sigma 3$	$\sigma 4$	$\sigma 5$	$\sigma 6$	$\sigma 7$	$\sigma 8$
LC 1	5	-14	-49	-80	-89	-70	-35	-4
LC 2	72	44	-15	-69	-87	-59	0	54
LC 3	-1	-60	-89	-70	-14	45	74	55
LC 4	-72	-79	-86	-89	-86	-79	-72	-69

Tabell 9 Resulternede HSS for utsiden for lasttilfellene 1 til 4

#### 4.2.2.3 Levetid utvendig

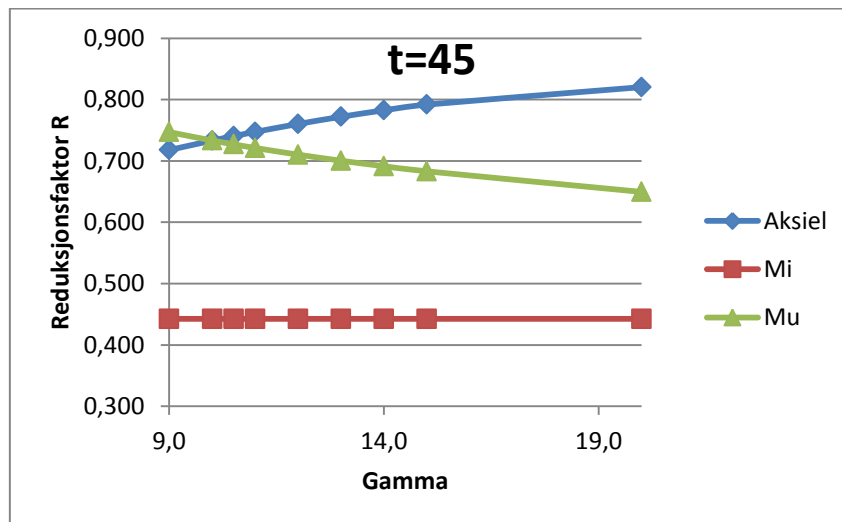
Innsatt i den kombinerte SN og PM ligningen fra avsnitt 3.2.4.1, gir dette levetidene i tabellen under. Delberegninger finnes i vedlegg F.

Load Case	Levetid år
1	78
2	81
3	76
4	78

Tabell 10 Levetid for lasttilfellene 1 til 4

#### 4.2.2.4 Reduksjonsfaktor for ensidig

Ligningene D.10-1 til D.10-3 i vedlegg B har gyldighetsgrensene fra 10 til 30. Gyldighetsgrensen for K-knutepunkt iht. Norsok N-004 er 8 til 32. Dette har en beregnet gamma på 9. Dette gir problemer ved benyttelse av R. Lotsberg foreslo å ekstrapolere R. Utregninger finnes i vedlegg F.



Figur 41 R-faktorens endring med minkende gamma

R fraviker ikke trenden fra gyldig gamma, dermed ble R fra ligningene benyttet.

$$R_{A.Brace} = eqn. (D. 10 - 1) = 0,717$$

$$R_{My.Brace} = eqn. (D. 10 - 2) = 0,44$$

$$R_{Mz.Brace} = eqn. (D. 10 - 3) = 0,747$$

#### 4.2.2.5 SCF innside

SCF'ene fra utsiden multiplisert med R fra forrige side gir:

$$SCF_{A.Brace.innside} = 1,55$$

$$SCF_{My.Brace.innside} = 1,05$$

$$SCF_{Mz.Brace.innside} = 1,88$$

#### 4.2.2.6 Innvendig HSS

Av de ligningene i avsnitt 3.2.4, gir dette de nye HSS for innsiden.

HSS	$\sigma$ 1i	$\sigma$ 2i	$\sigma$ 3i	$\sigma$ 4i	$\sigma$ 5i	$\sigma$ 6i	$\sigma$ 7i	$\sigma$ 8i
LC 1	-10	-19	-35	-48	-51	-41	-25	-12
LC 2	30	16	-11	-34	-41	-27	0	23
LC 3	-2	-46	-66	-51	-8	36	56	40
LC 4	-54	-58	-62	-62	-60	-55	-51	-51

Tabell 11 Innvendig HSS for lasttilfelle 1 til 4

#### 4.2.2.7 Levetid innside

Ligningen fra avsnitt 3.2.4 med innsatt HSS fra avsnittet over, blir den nye levetiden gitt i tabellen under. Detaljert delberegning er vedlagt i vedlegg F.

Load case	Kurve	Levetid år
1	F3	116
	W3	15
2	F3	346
	W3	40
3	F3	33
	W3	5
4	F3	43
	W3	6

Tabell 12 Levetid for lasttilfellene 1 til 4

### 4.2.3 Load case 5 til 8

Ut fra LC 1 til 4 er tykkelsen økt på brace for å oppnå samme levetid. Dette er en iterert prosess hvor tykkelsen er gitt i hele millimeter.

Dette har resultert i nye tykkelser med nye nominelle spenninger, gitt i tabellen under.

Load case	T	d	$\sigma_x$ [Mpa]	$\sigma_{MI}$ [Mpa]	$\sigma_{MU}$ [Mpa]
LC_5, LC1, ny t	45	1070	-19	20	3
	62	1104	-14	14	2
LC_6, LC2, ny t	45	1070	-3	34	3
	52	1084	-3	29	2
LC_7, LC3, ny t	52	1084	-3	2	28
	70	1120	-2	2	20
LC_8, LC4, ny t	51	1082	-32	2	2
	74	1128	-21	2	2

Tabell 13 Lasttilfellene 5 til 8, med nominelle spenninger

#### 4.2.3.1 Spenningskonsentrasjoner

SCF og R for tilfellene finnes i den påfølgende tabell

Tykkelse	45,0	51,0	52,0	62,0	70,0	74,0
tau	0,45	0,51	0,52	0,62	0,7	0,74
Beta	0,594	0,601	0,602	0,613	0,622	0,627
diameter	1070,0	1082,0	1084,0	1104,0	1120,0	1128,0
SCF Aksiell Chord	2,215	2,478	2,521	2,950	3,288	3,454
SCF Aksiell Brace	2,173	2,281	2,298	2,466	2,593	2,653
R_Aksiell	0,718	0,683	0,677	0,620	0,579	0,561
SCF Aksiell Brace_I	1,560	1,559	1,557	1,529	1,501	1,488
SCF Mi Brace	2,372	2,442	2,453	2,558	2,635	2,671
R_MI	0,443	0,427	0,424	0,386	0,353	0,336
SCF Mi Brace_I	1,050	1,042	1,039	0,987	0,929	0,898
SCF MU Chord	2,544	2,821	2,867	3,334	3,713	3,903
SCF MU Brace	2,528	2,610	2,624	2,758	2,862	2,912
R_MU	0,747	0,702	0,693	0,611	0,549	0,521
SCF MU Brace_I	1,888	1,831	1,819	1,685	1,572	1,518

Tabell 14 SCF innvendig og utvendig samt reduksjonsfaktorer

Reduksjonsfaktoren R er sjekket med hensyn til at  $\gamma=9$  på samme måte som i avsnitt 4.2.2.4. Dette finnes i vedlegg F.

#### 4.2.3.2 HSS for økt tykkelse

Med spenningskonsentrasjonene fra forrige avsnitt blir da de nye innvendige HSS gitt i tabellen under:

HSS	Tykkelse	Kurve	$\sigma$ 1i	$\sigma$ 2i	$\sigma$ 3i	$\sigma$ 4i	$\sigma$ 5i	$\sigma$ 6i	$\sigma$ 7i	$\sigma$ 8i
LC 5	45	F3	-10	-19	-35	-48	-51	-41	-25	-12
LC 5	62	W3	-7	-14	-24	-33	-35	-28	-18	-9
LC 6	45	F3	30	16	-11	-34	-41	-27	0	23
LC 6	52	W3	25	14	-9	-29	-35	-23	0	20
LC 7	52	F3	-2	-38	-55	-42	-7	29	46	33
LC 7	70	W3	-2	-24	-35	-27	-5	18	28	20
LC 8	51	F3	-47	-51	-54	-55	-52	-48	-45	-45
LC 8	74	W3	-30	-33	-34	-35	-33	-31	-29	-29

Tabell 15 Innvendige HSS for lasttilfellene 5 til 8

#### 4.2.3.3 Levetid

Dette resulterer i nye levetider gitt i tabellen under. Delberegninger finnes i vedlegg F.

Loadcase	Kurve	t	Levetid år
5	F3	45	116
	W3	62	84
6	F3	45	346
	W3	52	87
7	F3	52	79
	W3	70	83
8	F3	51	81
	W3	74	85

Tabell 16 Levetid ved justert platetykkelse

Største økning i tykkelse markert med rødt.

## 4.3 Manufacturing

Fra utmattingsberegningene kommer det en økt platetykkelse som vil gi endringer for produksjonen.

### 4.3.1 Vektendring

Først og fremst vil dette medføre en vektendring. Denne kan deles opp i to deler. Den ene i økt mengde sveis og den andre i økt vekt pga av en tykkere can.

#### 4.3.1.1 Sveisemengde

Ut av formlene i avsnitt 3.3.3, blir volumet av en halv V-fuge beregnet. Volumet multipliseres med egenvekten på stål, 7,8kg/L og K-faktorene fra vedlegg D. Dette resulterer i den totale mengden sveiseavsett som trengs. Tabell for mer detaljert utregning finnes i vedlegg F.

D	T	Volum mm <sup>3</sup>	K-omkrets	K-fuge	Avsett kg
<b>1070</b>	45	3457160	1,21	1,36	45
<b>1084</b>	52	4566646	1,226	1,37	60
<b>1128</b>	74	8687108	1,226	1,356	120

Tabell 17 Endring av sveiseavsettsmengde

Ved bruk av F3-kurven vil det bli 15kg i økt sveisevekt og 75kg ved W3.

#### 4.3.1.2 Volumendring can/stubb

Den økte platetykkelsen gir et økt tverrsnitt. Volumet er beregnet ved å anta en sylinder med lengde på 1800mm.

Tykkelse	Tverrsnitt mm <sup>2</sup>	Volum Liter	Vekt Kg	Forskjell	Vektøkning %
<b>45</b>	144906	261	2034		
<b>52</b>	168590	303	2367	333	16
<b>74</b>	245032	441	3440	1406	69

Tabell 18 Volumendring av stubb

#### 4.3.1.3 Total vektendring

Dette resulterer en vektendring gitt i tabellen under.

Tykkelse	Vektendring sveis kg	Vektendring volum kg	Total vektendring	Vektøkning %
<b>52</b>	15	333	348	<b>17</b>
<b>74</b>	75	1406	1481	<b>72,8</b>

Tabell 19 Total vektendring

Antall skråbrace-koblinger på Martin Linge er estimert til 328 stk. Ved å anta lik vektøkning i kg pr punkt, vil dette resultere en økning på 114tonn for 52mm platetykkelse og 486tonn for 74mm.



### 4.3.2 Tidsforbruk

Tidsforbruket for å bygge et knutepunkt vil endre seg når en går over til ensidig sveising. Fra tidligere vil den økte platetykkelsen gi økt sveiseavsett, samtidig vil det iht. avsnitt 3.3, bli en sveis mindre.

#### 4.3.2.1 Sveising

Tykkelse	Fugetype	Avsett Kg	Sveisetimer, 0,62kg/time	Endring i sveisetimer	Sveisetimer Ut av MIPS	Endring i sveisetimer
45	V-fuge	30	49		26	
	Knutepunkt	45	72		93	
	Totalt	75	121		119	
52	Knutepunkt	60	98	-23	100	-19
74	Knutepunkt	120	194	73	161	42

Tabell 20 Sveisetid

### 4.3.3 Innkjøp og fabrikasjon

Antatt kvalitet på stål: Y20

$$Kostnad_{Innkjøp} = 333kg * \frac{4750kg}{tonn} = 1580kr$$

$$Kostnad_{Innkjøp} = 1406kg * \frac{4750kg}{tonn} = 6680kr$$

NDT:

Det estimeres til 3 timer mindre tidsbruk, se avsnitt 3.5. Deler grunnet mindre kontroll på det aktuelle snittet og deler pga en sveis mindre.

$$Kostnad_{NDT} = -3timer * \frac{650kr}{time} = -1950kr$$

Stillas:

$$Kostnad_{Stillas} = -3timer * \frac{385kr}{time} = -1155kr$$

Sveising

$$Kostnad_{sveising} = -19timer * \frac{400kr}{time} = -7600kr$$

$$Kostnad_{sveising} = 42timer * \frac{400kr}{time} = 16800kr$$

Timer for sveising er valgt til de tallene fra tabell 20 med minst sprik.

Dette summerer seg til en besparelse på ca. 9000NOK for et ensidig sveist knutepunkt, med benyttelse av F3 kurven. For et knutepunkt med W3 vil det medføre en ekstra kostnad på 20400kr.

I beste fall vil dette summere seg over alle de 328 knutepunktene og gi en total besparelse på nesten 3 millioner. I verste fall, blir det en økning på 6,7millioner.

## 5 Resultat

I henhold til kapittel 3.2, er det ingen endring av statisk styrke ved endring fra tosidig til ensidig sveis, da formlene antar fullt sveist tverrsnitt og ingen av faktorene sier noe om feil i rota.

Utmattingslevetiden utvendig for de fire lasttilfellene er gitt i tabell 10. Innvendig ser en i tabell 12 at levetiden er betraktelig dårligere, og særlig ved benyttelse av W3-kurven. For F3-kurven var det kun to av fire lasttilfeller som ga dårligere levetid. Dette medfører at spenningene må reduseres og dermed økt tverrsnitt.

Ved bruk av F3-kurven må en øke t fra 45 til 52mm, mens ved W3 trengs det 74mm.

Dette medfører en vektøkning på 0,35 tonn på den ene siden av den valgte brace på knutepunktet. Ved W3 var økningen på hele 1,48 tonn. Enkelt estimat gir en vektøkning på totalt 114tonn eller 486tonn.

Sveisemetodene som per i dag er benyttet er godt dokumentert og prosedyrene gjennomarbeidet, slik at den eksisterende metoden med bruk av metallfylt rørtråd som bunnstreng og vanlig rørtråd som oppfylling, gir en ønsket kvalitet på sveisen. Det å skulle sertifisere opp nye tråder og nye metoder vil i seg selv være krevende både i kostnader og tidsmessig. Prosedyrene for å sveise ensidig er i dag mye brukt, da diverse utrustningsutstyr er sveist ensidig. Kravene til disse sveisene er stort sett de samme som til vanlig rørknutepunkt.

Sveisefugen gjør seg ikke mulig å endre noe på. Fugevinkelen endres kontinuerlig rundt hele tverrsnittet og denne er optimalisert for å få minst mulig sveisevolum uten at kvaliteten er tilsidesatt. Det som skal nevnes, er at en bør fortsette med vanlig prosedyre på sliping etter sveis, jfr avsnitt 3.3.2. Ved tidligere prosjekter er det benyttet sliping, da prosjektet har vært svært utmattingskrevende. Dette har i midlertidig vært kun tosidig sveiste knutepunkt og dermed ikke trengt å bekymre seg for en økt HSS på baksiden. Dagens prosedyre gjør at en kan benytte seg av F3-kurven og dermed slippe unna med en del ekstra sveising og vekt. Samtidig vil dette gi kortere sveisetid.

For sveising, vil det etter håndberegning gi 23timer mindre sveising ved F3 og 73 flere timer ved W3. Erfaringstallene gir noe det samme resultatet, med -19 timer for F3 og +42 timer for W3.

F3-økningen medfører en besparelse på ca. 9000NOK pr rørkobling, noe som summerer seg til en total besparelse på ca. 3 millioner på hele jacketen. Ved bruk av W3 vil det bli en økt kostnad på 20000NOK. Dette blir omtrent 6,7millioner totalt for en jacket.

Det å skulle gå over til point-to-point er hensiktsmessig med tanke på gjennomføringstid og kostnad. Det å skulle montere brace stubbløst vil lønne seg så lenge en kan benytte seg av F3-kurven. For å kunne benytte den må en ikke gjøre de utmattingsforbedringer på sveisen som nevnes i 3.3.2.

Det å montere i høyden vil medføre vanskeligheter, og det bør derfor ses på et bygningsprinsipp som er en mellomting. Dette kommer fram av konklusjonen i prosjektoppgaven (1).

Oppsummert av prosjekt og masteroppgave kan en sammenligne designene i en Pugh-matrise.

Kriterie	Dagens	Vekting	Point to point	Score
<b>Statisk styrke</b>	S	1	++	<b>2</b>
<b>Utmattingslevetid</b>	S	3	S	<b>0</b>
<b>Slankhet</b>	S	3	-	<b>-3</b>
<b>Monteringstid knutepunkt</b>	S	1	S	<b>0</b>
<b>Vanskelighetsgrad montering</b>	S	2	-	<b>-2</b>
<b>Vanskelighetsgrad sveising</b>	S	2	-	<b>-2</b>
<b>Sveisetid</b>	S	2	+	<b>2</b>
<b>Sveisemengde</b>	S	2	+	<b>4</b>
<b>Kontroll på baksveis</b>	S	3	--	<b>-6</b>
<b>Tidsforbruk for NDT</b>	S	1	+	<b>1</b>
<b>Gjennomføringstid for en hel jacket</b>	S	3	++	<b>6</b>
<b>Antall kompliserte løft i høyden</b>	S	3	--	<b>-6</b>
<b>Innkjøp og fabrikkasjonskostnader</b>	S	2	+	<b>4</b>
			<b>Totalt</b>	<b>0</b>

Tabell 21 Pugh-matrise for sammenligning

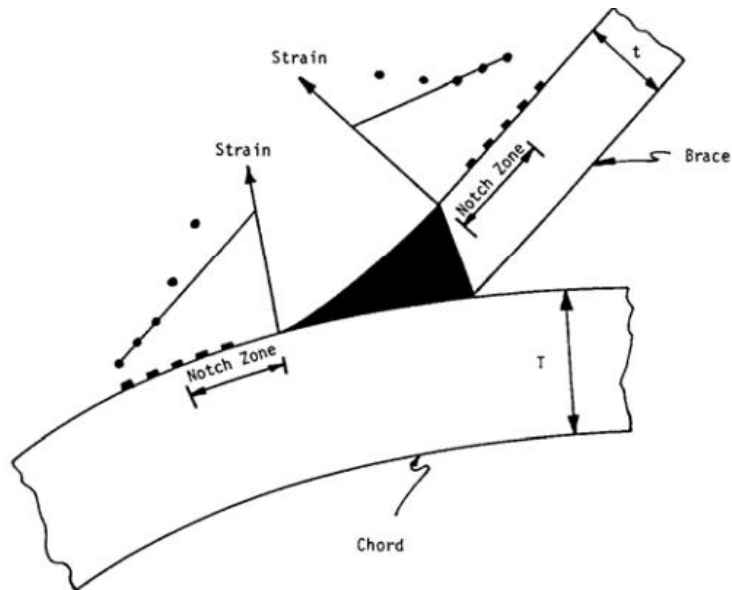
## 6 Diskusjon

Den oppnådde levetiden ved bruk av T-kurven utvendig viser seg å være fornuftig. Designlevetiden på Martin Linge-jacketen er 30 år og sammen med DFF'ene i tabell 3, vil dette knutepunktet få en DFF som enten er 2 eller 3, avhengig i hvor store konsekvenser det vil få ved et eventuelt brudd. Dermed vil den ønskede levetiden beregningene være større enn 60 eller 90år. Om DFF på 3 blir benyttet er levetiden på ca. 80år litt for lite og spenningene må reduseres noe. Dette tyder på at beregningene er lagt i rett spenningsområde og at svarene ikke er ufornuftige.

Dette knutepunktet er klassifisert til K. Dette har gitt føringer for hvilke ligninger som skal benyttes ved beregning av SCF. Om K knutepunkt er det mest riktige i den reelle verden for dette knutepunktet, vil som tidligere nevnt, variere med tanke på skiftene lasttilfeller. I Appendix B, B.1 i C203 (9), nederst i avsnittet, står det noe som burde ha vært tatt med i betraktning i valget. Ligningen  $SCF_x > SCF_Y > SCF_K$  tilsier at spenningskonsentrasjonen for K-knutepunkt er i hovedsak mindre enn for Y knutepunkt, som er den andre klassifiseringen som er mulig for dette knutepunktet. Y ville muligens ha gitt en større HSS og dermed hadde gitt en større økning av tykkelsen på brace og muligens økt tykkelse på Chord. Chord er allerede 100mm over knutepunktet, noe som tyder på at det er forventet en del skjærkrefter og at dermed databeregningene har kommet fram til at det er Y-klassifisering. For dette tilfellet hadde det ikke vært relevant å øke chord noe mer, da det i følge JTD at i praktiske sammenhenger er vanskelig å skaffe rør med den materialkvalitet som forventes, i en større dimensjon enn 100mm. Det hadde derfor vært mer konservativt å velge Y i stedet for K.

Lastfordelingen som er brukt er av det enkle slaget. Både aksialkrafta og momentene fordeles jevnt i % over syklene. Det prosentmessige hoppet for hvert trinn kan være en for enkel framstilling, men om det gir en bedre eller dårligere levetid er usikkert. Det at moment og aksialkraft fordeles likt med samme prosent er noe en skulle tro at aldri skjer i virkeligheten. Fordelingen er fiktiv og kan derfor være av de enkle slaget. Ifølge JTD er den ikke helt på jordet, uten at han har bekreftet dette med de reelle tallene.

Det er i dette tilfellet, kun sjekket på brace siden av sveisen. Det oppstår HHS på begge sidene, men kun den på brace er relevant. Dette er basert på samtaler med Bjørn Melhus og JTD i KJT. Utmattingsbrudd for knutepunkt vil gå gjennom bracetykkelsen og ikke gjennom den tykke chord'en. Det ble derfor valget å ikke ta med beregninger på chordsiden. Dette er basert på antagelser fra KJT. Ved beregning av utmatting på chord-siden, var levetiden den samme som på brace-siden, men ved økende brace-tykkelse, økte SCF for chord betraktelig og det skulle en ekstrem høy tykkelse på brace før levetiden var akseptabel. Dette skyldes at det ikke var antatt et spenningsnivå i chord og at det var kun de nominelle spenningene fra brace som ble brukt. Figuren på neste side viser hvordan hotspot tøyningene på hver side har forskjellig retning.



Figur 42 Tøyningsfordelingen i et sveist knutepunkt

Den enkle utregningen av total vektøkning på jacketen er basert på at alle skråbrace vil få en vektøkning på 0,35 tonn og 1,48 tonn er nok en ureell antagelse, da alle knutepunkt vil variere både i geometri og laster. Laster med andre diametere og vinkler vil få helt andre SCF og R-faktorer og dermed blir spenningene annerledes. En mer reell måte er å bruke vektøkning i % for hvert knutepunkt, men det vil òg gi ett anslag.

Dermed kan feilkildene i utregningen oppsummeres til:

- Annen lastfordeling kan gi andre utslag
- Annen kombinasjon av nominell spenning kan gi andre utslag
- Annen klassifisering av knutepunktet kan gi andre utslag
- Annen geometri på knutepunktet kan få andre utslag, både med og uten disse lasttilfellene

Beregningen av sveisetiden er basert på to forskjellige metoder, hvor bare den erfaringsbaserte tar hensyn til ekstra omstendigheter ved sveising utendørs, noe som gjør dem mer troverdige enn de enkle håndregningene. Det som skal nevnes er at ved stubbmontering, så vil koblingssveisen sveises med stubben pekende oppover, dette gjør at sveisen er av det horisontale slaget og en slippe de krevende sveisestillingene vertikal og underopp (sveising rett opp for operatør). Ved stubbløst design må brace monteres liggende, dvs de vil få «underopp» på undersiden og lange vertikalstrekk på sidene, (tå og hæl). Dette er det ikke tatt hensyn til i noen av beregningene.

Usikkerheten i alle de tidligere elementene, vil gi en større usikkerhet i den endelige kostnaden for hvert element. De kostnadene som kommer fram har ikke medregnet monteringer, krantimer og spesielt arbeid i høyden. Det vil dermed påbeløpe en større kostnad for alle ledd.

## 7 Industriell relevans og videre arbeid

I det arbeidet som er gjort med knutepunkt i denne oppgaven, er det blitt regnet meget spesifikk på ett tilfelle på en brace. De resultatene som kommer fram i kapittel 5 er dermed ikke representativ for en hel jacket. For et mer nøyaktig resultat, bør en hel jacket studeres og vurderes. Dette må gjøres med se nøyere på detaljene, og simulerer flere tilfeller og belastninger. Først da vil svarene for styrke og generell vektøkning kunne gis et nøyaktig svar. Fremdeles står en igjen med å måtte gjøre målinger av produksjonen, for å finne ut om det lønner seg i forhold til tid og kostnader.

Ut av oppgaven kan en trekke fram at det skal være mulig å gå over fra tosidig til ensidig, både med tanke på gjennomføring, kostnader og styrke. For at en med skulle ta i bruk ensidig og beregne med F3-kurven, bør en gjøre som det står anbefalt i RP-C203, og kjøre på med bruddmekaniske utregninger. Dette for å være sikker på at F3 er konservativt og som en del av at sikkerheten til designet skal bevares ved endret metode.





## 8 Konklusjon

De statiske egenskapene til knutepunktene vil ikke endre seg i seg selv, da designet i hovedsak er styrt av utmatting. Utmattingsstyrken går ned, da ensidig sveising krever en lavere SN-kurve. Ved å benytte dagens fuger og etterarbeid, sammen med den forestående revisjonen av DNV-RP-C203 vil en kunne benytte F3 som utmattingskurve. Dette vil resultere i en økning i vekktykkelse. Ved det brukte referanseknutepunktet ga dette en økning fra 45 til 52mm. Dette medfører også at den statiske styrken går opp og jacketen blir stivere grunnet de økte platetykkelsene.

Dette vil igjen gi en økning på 0,35 tonn for koblingen. Ved å anta en lik økning på de resterende knutepunktene vil dette summere seg til 114tonn for hele jacketen. Sveisetiden vil gå ned med ca. 20timer pr knutepunkt, da rundsveisen mellom brace og stubb vil falle bort. Økningen i platetykkelse vil gi høyere innkjøpskostnader og en lavere fabrikasjonskostnad.

Skulle en beregne konservativt å benytte W3-kurven, vil dette resultere i en økning fra 45 til 74mm i platetykkelse. Dette gir 1,48tonn ekstra og totalt 486tonn økning. Som igjen vil medføre mer sveising og enda høyere kostnader knyttet til innkjøp og produksjon. Om utmattingen for utsiden er spesielt krevende og en velger å slippe sveisen på yttersiden for spenningsreduksjon, må en etter standardene, benytte W3 på innsiden.

For fabrikasjonen er dagens sveisemetoder og prosedyrer såpass bra gjennomarbeidet og utprøvd at det ikke er noen grunn til å skifte. Det som er mer relevant for Kværner er å lete etter nye typer tilsettstråd som forbedrer dagens sveisemetode.

For NDT og stillas ble det forventet ingen endring, dette stemte ikke, da NDT vil få en mindre arbeidsmengde grunnet antallet sveis gikk ned. For stillas vil det totale antall timer gå ned da prefabrikasjon av leg-seksjoner i A2 går bort. Dette er anslått til 10-12timer pr knutepunkt, noe som vil summere seg over en hel jacket.

Den forventede økningen av vekt var en del høyere enn den resulterende vektendring. Den var på 114tonn og i verste tilfelle 486t. At økningen ikke var større gjør det mulig å kunne gå opp i tykkelse for å produsere en jacket på kortere tid. Sveisetiden gikk ned med 20timer noe som underbygger forrige setning om at det er mulig å gjøre endringen. Om en må benytte W3-kurven, kan en risikere et høyere antall sveisetimer og innkjøpskostnadene vil gå opp betraktelig.

Ut av pugh tabellen, tabell 21, kommer det fram at en stubbløs jacket bør være mulig, men at det har like mange fordeler som ulemper.



## 9 Referanseliste

1. Prosjektoppgave Design for manufacturing anvendt på utforming av stålunderstell til oljeplattformer
2. Trønder Avisa, *Spenningen er stor i Kværner Verdal*, (Hentet 24.07.2014, kl 14.15), Tilgjengelig fra: [http://www.t-a.no/nyheter/article9772466.ece#.U5Akc\\_m1bYg](http://www.t-a.no/nyheter/article9772466.ece#.U5Akc_m1bYg)
3. Kværner, *Kvaerner corporate brochure*, side 5, (Hentet 24.07.2014, kl 10.30), Tilgjengelig fra:  
[http://www.kvaerner.com/Documents/Kvaerner\\_corp\\_broch\\_2012\\_FINAL.pdf](http://www.kvaerner.com/Documents/Kvaerner_corp_broch_2012_FINAL.pdf)
4. Kværner, *Jackets – a closer look design*, (Hentet 24.17.2014, kl 14.30), Tilgjengelig fra: <http://www.kvaerner.com/toolsmenu/Media/Feature-articles1/Jackets--a-closer-look/>
5. Kværner, *Details about jacket design* (Hentet 24.17.2014, kl 14.35), Tilgjengelig fra: <http://www.kvaerner.com/toolsmenu/Media/Feature-articles1/Jackets--a-closer-look/Details-about-jacket-design/>
6. Aker Jacket Technology, jacketskolen 1, Fornebu, aug -10
7. Standards Norway, N-004 Design of steel structures, Lysaker, Feb -13
8. Haagensen PJ, *Fatigue design of welded structures*, Trondheim: NTNU; 2008
9. Det Norske Veritas AS, *Recommended practice RP-c203 Fatigue Design of Offshore Steel Structures*, Oktober -12
10. M.M.K Lee, M.R Morgan, F. Lea, *Stress concentration in single sided welds in offshore tubular joints*, Swansea: University of Wales Swansea; May 1998
11. Kværner Verdal, *KVE-ENG-M-002 Plate-og Sveisehåndbok*, Verdal; Aug -07
12. Germanischer Lloyd, *Rules for Classification and Construction, Industrial Services, Offshore Technology*, 2007. (Hentet 15.03.14) Tilgjengelig fra: [www.gl-group.com/infoServices/rules/pdfs/gl\\_iv-6-4\\_e.pdf](http://www.gl-group.com/infoServices/rules/pdfs/gl_iv-6-4_e.pdf)
13. VITEC AS, *VIT-QC-P220 Prosedyre for magnetpulverprøving*, Verdal, Aug -13
14. VITEC AS, *VIT-QC-P201 procedure for ultrasonic testing structural steel*, Verdal, Des -12
15. Standards Norway, *NS-EN 1993-1-8:2005+NA:2009, Eurokode 3: prosjektering av stålkonstruksjoner, Del 1-8: Knutepunkter og forbindelser*. Mai 2005 på side 1



## 10 Vedlegg

A)	<u>Risikovurdering</u> .....	A
B)	<u>Artikkel av Inge Lotsberg, DNVGL</u> .....	E
C)	<u>Tegning, Weld-details</u> .....	K
D)	<u>Internrapport om korreksjonsfaktorer for sveiseberegning</u> .....	L
E)	<u>Tegning av knutepunkt</u> .....	Ø
F)	<u>Beregninger fra excel</u> .....	AA

# A) Risikovurdering

NTNU	Kartlegging av risikofylt aktivitet				Utarbeidet av	Nummer	Dato
 HMS					HMS-avd.	HMSRV2601	22.03.2011
		Godkjent av	Side	Erstatter			
		Rektor	1 av 1	01.12.2006			

**Enhet:** Morten Myhre  
**Deltakere ved kartleggingen (m/ funksjon):** Morten Myhre  
**Dato:** 10/9  
**Kort beskrivelse av hovedaktivitet/hovedprosess:** Oppholde seg på verftet til Kværner Verdal

ID nr.	Aktivitet/prosess	Ansvarlig	Eksisterende dokumentasjon	Eksisterende sikringstiltak	Lov, forskrift o.l.	Kommentar
01	Oppholde seg på et verft	Morten Myhre	Sikkerhetskurs 11/6 Sikkerhets brosjyre	Klare regler Markerte gangveier Sperringer Påbudt verneutstyr Skilting Verneombud Aktive arbeidere med sikkerhet i fokus	AML	Kværner Verdal har lang erfaring med HMS arbeid og det er utarbeidet tilstrekkelig sikkerhetstiltak for at sikkerheten skal være bevart

70

NTNU		Risikovurdering		Nummer		Dato	
HMS/KS				HMSRV2603		04.02.2011	
				side		Erstatter	
				1 av 2		9.2.2010	



Dato: 10/9


Enhet: *Morten Myhre*  
 Linjeleder:  
 Deltakere ved risikovurderingen (m/ funksjon):

ID nr	Aktivitet fra kartleggings-skjemaet	Mulig uønsket hendelse/ belastning	Vurdering av sannsynlighet (1-5)	Vurdering av konsekvens:			Risiko-verdi	Kommentarer/status Forslag til tiltak
				Menneske (A-E)	Ytre miljø (A-E)	ØK/ materiell (A-E)		
1.1	Oppholde seg på et verft	Kjørt ned av store maskiner	1	E			1E	
1.2		Hiv fra store kraner kan falle ned	1	E			1E	
1.3		Ultrafiolett lys fra sveising «sveiseblink»	4	B			4B	
1.4		Glo fra varmt arbeid brenner seg, glo på øyne	3	B			3B	
1.5		Arbeid i høyden, ting faller ned	4	B			4B	

Risikoverdi (beregnes hver for seg):  
 Menneske = Sannsynlighet x Konsekvens  
 Ytre miljø = Sannsynlighet x Konsekvens  
 Økonomi/materiell = Sannsynlighet x Konsekvens  
 Omdømme = Sannsynlighet x Konsekvens

**Sannsynlighet**  
 1. Svært liten  
 2. Liten  
 3. Middels  
 4. Stor  
 5. Svært stor

**Konsekvens**  
 A. Svært liten  
 B. Liten  
 C. Moderat  
 D. Alvorlig  
 E. Svært alvorlig

NTNU	Handlingsplan for HMS			Nr.	dato
				HM-SRV/2/24	04.03.2010
HMS				side	Erstatter
				1 av 1	01.12.2006

Enhet: Morten Myhre

### Handlingsplan

ID.nr	Beskrivelse av tiltaket	Ansvarlig	Innen dato	Gjennomført/ Kontrollert, dato
1.1	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Ekstra gjennomgang av sikkerhetsbrosjyren til Kværner Verdal</li> <li>- Bevege seg i «sikre» soner, gangveier og være generelt oppmerksom på at arbeid foregår i rundt.</li> <li>- Følge sikringer, sperringer og skilt</li> </ul>	MM	1.10.13 Hvert besøk	
1.2	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Ekstra gjennomgang av sikkerhetsbrosjyren til Kværner Verdal</li> <li>- Bevege seg i sikresoner, gangveier og være generelt oppmerksom på at mange kraner blir kjørt uten at noen spesifikk advarsel blir gitt</li> <li>- Aldri oppholde seg under et hiv</li> <li>- Følge sikringer, sperringer og skilt</li> </ul>	MM	1.10.13 Hvert besøk	
1.3	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Alltid følge Kværner Verdals stående ordre angående personlig verneutstyr</li> <li>- Ikke se på sveiselys, hverken rett på eller i sidesynet</li> </ul>	MM	1.10.13 Hvert besøk	
1.4	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Forsikre seg hver dag at sikkerhetsbrosjyren blir overholdt</li> <li>- Alltid ha benytte vernebriller, selv om dette ikke er påkrevd</li> <li>- Vanlig arbeid fra andre må gå som vanlig, heller vik unna enn å be arbeidere om å slutte</li> </ul>	MM	1.10.13 Hvert besøk	
1.5	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Benytte hjelm i henhold til sikkerhetsbrosjyren</li> <li>- Unngå å oppholde seg under personer som arbeider i høyden</li> <li>- Ikke bryte sikringer, sperringer og skilt</li> </ul>	MM	1.10.13 Hvert besøk	

Dato: 16/09/13 Linjeleder: T. Poyner Delo





## B) Artikel av Inge Lotsberg, DNVGL

DNVGL

### **On single sided welded tubular joints Background for recommendations in design standards for fatigue assessment**

By Inge Lotsberg

Verified by René Freund

27 January 2014

#### **1 Background**

Most of the jackets designed until the last years for the North Sea were designed and fabricated with stub sections at tubular joints which were significant for the structural integrity. This made it easy to achieve welding also from the inside of the tubular joints. The hot spots for fatigue assessment in these joints were on the outside of the joints.

In other parts of the world single sided welds have been the norm where environmental conditions are milder than in the North Sea and fatigue design has not been a significant issue. Fabrication of main tubular joints in jacket structures for the North Sea is now also being performed where stubs are no longer used if it is possible to document sufficient fatigue capacity with a simpler fabrication using a single sided weld. Earlier such types of joints were only accepted in smaller diameter tubular joints such as used in conductor frames and flare tower structures. The use of single side welded tubular joints requires new guidance on stress concentration factors to be used for the inside as well as information on S-N curves and Design Fatigue Factors to be used.

A procedure for fatigue assessment of fatigue cracking from single side welds in tubular joints has been discussed in some literature. However, proper recommendations have not been spelled out in design standards such as ISO 19902 although there is some vague information in the informative section. Thus, reading the existing literature one might get an impression that the fatigue capacity of single sided welded tubular joints is much the same as that of double side welded joints. However, in reality this is a more complex issue than reflected in existing design standards. The reason for this is explained more in detail in the following.

The need for a reliable design procedure for the inside weld in single sided welds in tubular joints will likely increase in the future due to optimization of design with possible use of weld improvement methods for the outside weld toes by for example use of Ultrasonic Peening.

#### **2 Design S-N curves**

The girth welds between the brace and the stubs are classified as F3 according to DNV-RP-C203.

It is considered more difficult to find defects in the root of single side welded tubular joints than in single sided girth welds due to the curvature of the steel surfaces at these hot spots when using ultrasonic.

At some connections like single side welded X-joints there will be a significant notch effect at the inside due to a less good weld profile as compared with for example a butt weld. Thus it is considered to be very optimistic to assume a D-curve for the inside as indicated in HSE OTO 1999 022 document for such joints.

When it comes to in-service inspection, fatigue cracks which initiate from the inside will be detected at a later stage than those initiating from an outside weld toe. This means that the time interval available from detecting a fatigue crack until it becomes critical for the integrity of the structure becomes significantly reduced. For this reason one may want a larger Design Fatigue Factor for fatigue cracking from the inside than from the outside.

Reference is made to Table 2.1 in DNV-RP-C203. The SCF embedded in the F3 curve is 1.61. Allowing for full weld improvement due to grinding or hammer peening, the fatigue life for the outside can be increased by a factor 3.5 for grinding and a factor 4 for hammer peening.

In ISO 19902 an improvement factor for grinding equal 2 is indicated. If this factor can be allowed used for the outside, it is also accepted that the inside stresses increase with a factor approximately equal  $2^{1/3.0} = 1.25$ . Thus one should use an S-N curve for the inside that has an embedded stress concentration factor equal  $1.61 * 1.25 = 2.01$ . This corresponds to S-N curve W1 (From Table 2.1).

If one would accept use of an improvement factor equal 4 for hammer peening for the outside (or improvement factor 3.5 as allowed by DNV-RP-C203), it is also accepted that the inside stresses increase with a factor  $4^{1/3.0} = 1.59$ . Thus one should use an S-N curve for the inside that has an embedded stress concentration factor equal  $1.61 * 1.59 = 2.55$ . This corresponds to S-N curve W3.

Thus, recommending use of the W3 curve for single sided welds in tubular joints accounts for the possibility of using weld improvement for the outside joint. However, it might still be questioned if this curve account properly for the concern of less good NDT in the root and the likelihood that in-service cracks will be detected at a later stage than those initiating from the outside as discussed above, and thus a need for a larger Design Fatigue Factor should be considered.

There is also a larger uncertainty in fabrication of single side welded joints as visual inspection cannot be used for documentation of quality control.

Except for X-joints there are not reported much fatigue cracking from the weld roots. This might indicate that a strict design procedure for such joints is not required. However, this experience may be explained by the fact that strength considerations generally prevail over fatigue in structures placed in milder environmental zones. In this respect one should also not forget the possibility to perform weld improvement on the outside to achieve acceptable calculated fatigue lives at the design stage or for life extension of structures. Here relevant in-service experience has not been gained yet.

Based on this the W3 curve is recommended as a basic curve for single sided welds in tubular joints. However, if the designer and the owner agree that it is acceptable that the possibility of weld improvement is waived, then one may go to a higher S-N curve like that of F3 for single sided welds in tubular joints.

### 3 Design Fatigue Factor

As indicated above there are several reasons why one may consider to use a larger Design Fatigue Factor for the inside than for the outside. This becomes more important if weld improvement for the outside is being used such that the inside becomes more critical than that one has experience from today. Alternatively the inspection intervals for fatigue cracks may be considered reduced.

## 4 Stress concentration factors for inside hot spots

### 4.1 Misprint in equation

The different stress concentration factors have been compared for some cases in the enclosed document by René Freund. He had also detected the mistake related to the sign in equation for reduction factor in K-joints subjected to out of plane loading (ref. equation (12)). However, another source was used as basis for writing the note on proposed reduction factors to be used in DNV-RP-C203. Now this misprint will be corrected also in the equations proposed as new input to DNV-RP-C203.

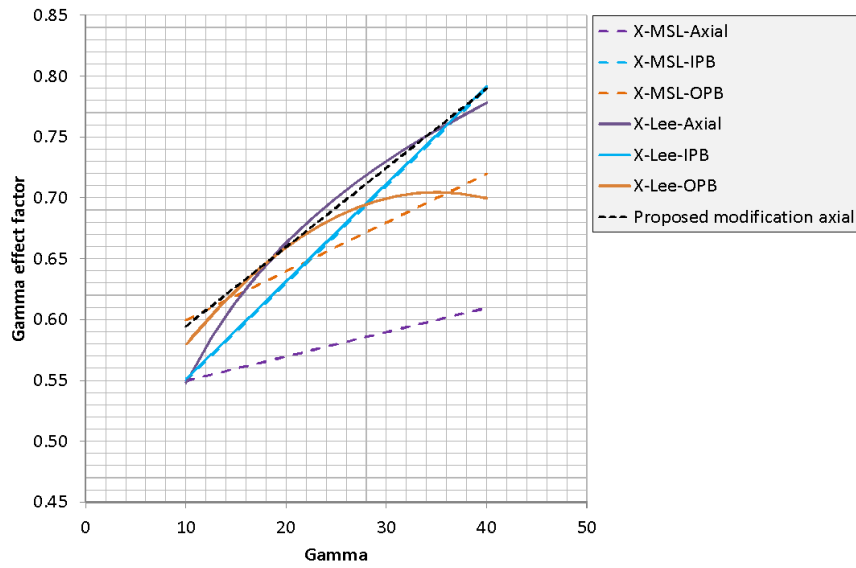
### 4.2 Validity range for the equations

It is noted that the validity range from Lee does not include a relevant range of the gamma term ( $\gamma = D/2T$ , where  $D$  = diameter of the chord and  $T$  = thickness of the chord) for X and Y joints. It is noted that the HSE report OTO 1999 022 gives equations with valid gamma values for X and Y joints down to 10. A comparison of this term is shown in Figure 1 for X-joints and in Figure 2 for Y-joints.

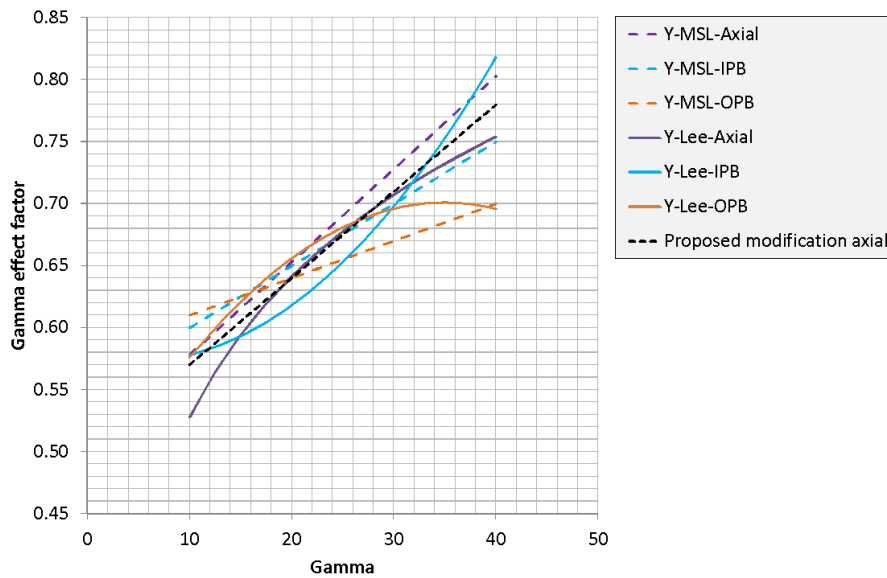
It is observed that the differences between Lee and MSL are not very large for in-plane and out-of-plane bending for these joints. Thus, the validity range for the gamma term can be changed from 21 to 10 without further modification of the SCF equations.

There are larger differences between Lee and MSL for axial forces for both X-joints and Y-joints. Thus, it is proposed to use a term in the equation that is made linear dependent on gamma. This modification is shown by stipulation in Figure 1 for X-joints. It is observed that there is a difference in level on the gamma effect factor when comparing Lee with MSL. This difference could have been reduced by changing the main factor in the equation for the SCF. However, by using the proposed equation for the gamma effect factor any additional change is not required.

A similar modification is proposed for the Y-joints as indicated by the stipulated line in Figure 2.



**Figure 1 Comparison of gamma effect factor for X-joints**



**Figure 2 Comparison of gamma effect factor for Y-joints**

### 5 Proposed modification of SCF equations in order to broaden the validity range

Based on the considerations presented above the SCF equations for single sided tubular joints are proposed modified to that shown in the following Table.

It might also be noted that the maximum R value for has been set to 0.85 based on a new finite element analysis of an X-joint performed by DNVGL to investigate this (In the earlier note it was put equal 1.0).

**Table D-6 Reduction factors for calculation of stress at root area of single sided welds in tubular joints**

Type of joint	Load	Reduction factor	Validity range	
K-joint	Axial	$R = 2.60 \left( 0.203 + 1.66 \beta - 1.30 \beta^2 \right) \left( 0.47 + 0.024 \gamma - 0.00054 \gamma^2 \right) \left( \frac{0.187 \tau}{(\tau^2 + 0.52^2)^2} + 0.39 \right) \left( 1.64 - 0.005 \frac{0.0012}{\zeta} \right) \left( 0.808 + 1.053 \theta - 1.029 \theta^2 \right)$	(D.10-1)	$0.2 \leq \beta \leq 0.9$ $10 \leq \gamma \leq 30$ $0.2 \leq \tau \leq 1.0$ $0.042 \leq \zeta \leq 0.17$ $30^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$
	Balanced in-plane bending	$R = 3.04 \left( \frac{0.31 \beta}{(\beta^2 + 0.77^2)^2} + 0.37 \right) \left( \frac{0.44 \tau}{(\tau^2 + 0.67^2)^2} + 0.13 \right) (1.97 - \zeta^{-0.13}) (6.22 - 10.60 \theta + 5.034 \theta^2)$	(D.10-2)	
	Balanced out-of-plane bending	$R = 4.82 (1.04 - 1.17 \beta + 0.70 \beta^2) \gamma^{0.175} \left( \frac{0.28 \tau}{(\tau^2 + 0.57^2)^2} + 0.17 \right) (\zeta^{-0.017} - 0.45) (1.56 - 0.663 \theta)$	(D.10-3)	
T- and Y-joint	Axial	$R = 2.35 (-1.802 \beta^2 + 1.557 \beta + 0.318) (-0.556 \tau + 0.850) (0.007 \gamma + 0.50) (-0.246 \theta^2 + 0.679 \theta + 0.540)$	(D.10-4)	$0.40 \leq \beta \leq 0.85$ $10 \leq \gamma \leq 30$
	Balanced in-plane bending	$R = 2.55 (0.334 \beta + 0.419) (-0.648 \tau^2 + 0.252 \tau + 0.611) (0.0002 \gamma^2 - 0.002 \gamma + 0.578) (2.314 \theta^2 - 5.536 \theta + 3.985)$	(D.10-5)	$0.35 \leq \tau \leq 0.85$ $30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$
	Balanced out-of-plane bending	$R = 2.4 (-1.051 \beta^2 + 0.856 \beta + 0.469) (-0.6 \tau + 0.856) (-0.0002 \gamma^2 + 0.014 \gamma + 0.456) (0.117 \theta^2 - 0.454 \theta + 1.426)$	(D.10-6)	
X-joint	Axial	$R = 2.25 (-1.734 \beta^2 + 1.565 \beta + 0.326) (2.687 \tau^3 - 5.117 \tau^2 + 2.496 \tau + 0.297) (0.0065 \gamma + 0.53)$	(D.10-7)	$0.40 \leq \beta \leq 0.85$ $10 \leq \gamma \leq 30$ $0.35 \leq \tau \leq 0.85$
	Balanced in-plane bending	$R = 2.5 (0.25 \beta + 0.548) (3.772 \tau^3 - 7.478 \tau^2 + 4.136 \tau - 0.0730) (0.008 \gamma + 0.472)$	(D.10-8)	
	Balanced out-of-plane bending	$R = 2.4 (-1.188 \beta^2 + 0.981 \beta + 0.453) (3.414 \tau^3 - 6.330 \tau^2 + 3.101 \tau + 0.194) (-0.0002 \gamma^2 + 0.014 \gamma + 0.460)$	(D.10-9)	

$\theta$  is to be given in radians. See also definition of notations in Appendix B.

For joints with  $\beta > 0.85$  the stress on the inside can be interpolated between the value for  $\beta = 0.85$  and  $\beta = 1.0$  where  $R = 0.85$  can be assumed for  $\beta = 1.0$ .

DNVGL

## **6 References**

DNV-RP-C203 Fatigue Design of Offshore Structures.

ISO 19902 Fixed Steel Offshore Structures.

Offshore Technology Report OTO 1999 022 Fatigue Life Implications for Design and Inspection for Single Sided Welds at Tubular Joints. HSE, June 1999.

Offshore Technology Report OTO 98 044 Stress Concentrations in Single-Sided Welds in Offshore Tubular Joints.

Lee, M.K.K.: Estimation of stress concentrations in single-sided welds in offshore tubular joints. Int. Journal of Fatigue 21 (1999), pp. 895-908.

- o0o -





## D) Internrapport om korreksjonsfaktorer for sveiseberegning

### BEDRIFTSUTVIKLING

Arbeidsgruppe er etablert 30.05.90 for å se på inndeling av jacketkonstruksjon i element for en enklere kalkulasjon av tilbudspris.

#### Arbeidsgruppen består av:

L. Minsaas, koordinator for arbeidet  
J. Gudding: kalkyle  
T. Myrvold: hovedplan  
F. Rosø : detaljplan  
P. Digre : fabrikkasjon  
E. Sund : konstruksjon, stål  
A. Moen : konstruksjon, metode

#### Gjennomføringsplan

Start: Informasjonsmøte 30.05.90.  
Arbeidsmøter ukentlig i perioden 1/6 - 15/7.  
Arbeid i de ulike avdelinger i perioden 1/6 - 15/7.  
Konklusjon/instilling presenteres før mottak av tilbudspapirer for Brage Jacket ca. 15/7.

#### Arbeidsgruppens mandat

Arbeidsgruppen skal gjennom sitt arbeide komme fram til:

- 1) Hensiktsmessig inndeling av jacketkonstruksjoner i element for en enklere kalkulasjon i tilbudsfasen

---

- 2) Format for kalkulasjon
- 3) Etablering av erfaringsverdier/nøkkelverdier ihht. kalkyleformat og elementinndeling (database)
- 4) Krav til andre avdelinger for å imøtekomme denne etablerte oppdeling av strukturer
- 5) Presentere arbeidet i rapport

Arbeidet med kalkulasjoner skal presenteres i rapportform før oppstart av Brage tilbud (Ca. 15/7), og skal danne basis for en arbeidsmetodikk på fremtidige tilbud/prosjekt.

- Ad 1) Antall element begrenses til det nødvendige. En kombinasjon av nøkkeltall for standard element og ulike korreksjonsfaktorer m.h.p. detaljer er nødvendig for å redusere mangfoldet. Element og korreksjonsfaktorer detaljeres gjennom arbeidet.

Korreksjonsfaktorer kan m.a. ta hensyn til geometri, avstivninger, antall stub'er utrustning, tilkomst, innen-/utendørs fabrikkasjon, spenningsgløding etc.

- Ad 2) Hensiktsmessig oppbygging av kalkyleark der MIO er utgangspunkt og nøkkeltall for element og korreksjonsfaktorer er primære opplysninger.

Følgende format er foreslått enkleste type element:

Standard element	Vekt MIO	Nøkkeltall timer/tonn	Timer	Timepris NOK/time	Pris Pr. element

Endelig format skal finnes. Rubrikk for korreksjonsfaktorer må inn.

- Ad 3) Basert på elementinndeling må erfaringsverdier/nøkkeltall etableres.

De nødvendige kalkyler og etterkalkyler fra tidligere prosjekt for å etablere disse må gjennomføres.

Erfaringsverdier pr. element lagres på en slik måte at de danner back-up for "gjeldende kalkyle". Kontinuerlige oppdateringer foretas etter hvert på prosjektene for å vedlikeholde databasen. Enklere sammenholdning av vår pris mot underleverandørs pris ved mulig bortsetting av arbeide vil være ett resultat av dette.

- 
- Ad 4) Liste opp krav til AV's avdeling for å imøtekomme/implementere denne oppdeling av struktur, spesielt med tanke på tilbudet på Brage Jacket. Stikkord i denne sammenheng er erfaringsdataoverføring i prosjektfasen.
- Ad 5) Presentere arbeidet i en rapport der det primært legges vekt på punktene 1), 2) og 3) ovenfor. Hver enkelt avdeling må detaljere sitt arbeide for å imøtekomme krav stilt i pkt. 4).

05.06.90  
Lars Minsaas

Til	T. Nilsen, W. Kvalvik	Kopi til	T. Myrrold/Alklev	Fra	L. Minnes	Dato	18.07.90
Angår	Korreksjonsfaktorer for sveiseansett.		Ordre nr.			Byggenr.	

Vedlagt notat angående korreksjonsfaktorer for sveiseansett der det tas hensyn til sveisefugens geometri.

Denne bør nå tas i bruk ved kalkulering av verifagverk.

L. Minnes  
18/07/90

## Korreksjonsfaktorer for sveisearsett

### Innhold:

1. Innledning
2. Korreksjonsfaktorer.
3. Beregning av flugeareal
4. Beregning av flugelengde

### 1.0 Innledning

Det er skrevet et FORTRAN-program for beregning av sveisearsett i noder som funksjon av diameterforhold, vinkel og godstykkelse.

Resultatene er gitt som faktorer som skal multipliseres med sveisearsett beregnet etter tradisjonell AV-metode.

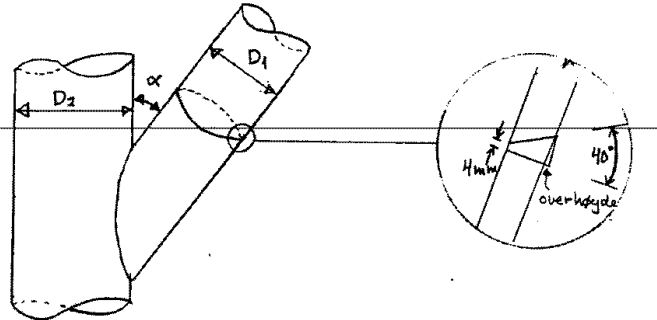
Korreksjonsfaktorene er gitt i tabeller nedenfor. Tabellene er omfangsrike, men de kan reduseres betydelig.

## Korreksjonsfaktorer

I Tabell 1 nedenfor er det gitt faktorer som ved multiplikasjon med avsettsmengde beregnet etter "gammel" metode, vil gi en mere korrekt avsettsmengde.

Med "gammel" metode menes at en antar en  $\frac{1}{2}$  V-fuge diametralt rundt røret:

NB! Definisjon av symboler i tabellene er gitt i denne figuren.



Korreksjonsfaktorene inkluderer 2 effekter:

- sveisen er ikke langs en sirkel, men en "dobbel-krum" ellipse.
- fugen er ikke en  $\frac{1}{2}$  V-fuge, men en fuge som varierer helt rundt.

Tabel 1: Korrelasjonsfaktorer for sveiseansett

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 10.0mm

1.00	D1 / D2		0.50	0.25	$\alpha$
	0.90	0.75			
2.14	1.75	1.68	1.79	2.04	90°
2.29	1.88	1.81	1.92	2.19	75°
2.80	2.35	2.27	2.41	2.74	60°
4.07	3.41	3.32	3.50	3.97	45°
5.59	4.83	4.69	4.92	5.59	35°

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 20.0mm

1.00	D1 / D2		0.50	0.25	$\alpha$
	0.90	0.75			
1.76	1.34	1.22	1.21	1.29	90°
1.85	1.41	1.29	1.27	1.36	75°
2.17	1.67	1.53	1.51	1.63	60°
3.01	2.30	2.11	2.07	2.24	45°
3.96	3.12	2.84	2.77	3.02	35°

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 30.0mm

1.00	D1 / D2		0.50	0.25	$\alpha$
	0.90	0.75			
1.73	1.28	1.14	1.10	1.15	90°
1.80	1.34	1.20	1.15	1.20	75°
2.08	1.56	1.39	1.34	1.40	60°
2.84	2.09	1.88	1.79	1.88	45°
3.68	2.80	2.47	2.32	2.48	35°

Tabel 1: foris

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 40.0mm

	D1 / D2				
1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
-----	-----	-----	-----	-----	
1.69	1.24	1.09	1.04	1.08	90°
1.76	1.29	1.15	1.08	1.12	75°
2.02	1.49	1.32	1.25	1.29	60°
2.74	1.98	1.76	1.65	1.71	45°
3.52	2.63	2.29	2.11	2.23	35°

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 50.0mm

	D1 / D2				
1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
-----	-----	-----	-----	-----	
1.70	1.24	1.09	1.03	1.07	90°
1.77	1.28	1.14	1.07	1.10	75°
2.02	1.48	1.30	1.23	1.26	60°
2.74	1.96	1.73	1.61	1.66	45°
3.51	2.59	2.24	2.04	2.14	35°

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 60.0mm

	D1 / D2				
1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
-----	-----	-----	-----	-----	
1.71	1.24	1.09	1.03	1.06	90°
1.78	1.29	1.14	1.07	1.09	75°
2.03	1.48	1.30	1.22	1.25	60°
2.74	1.95	1.72	1.59	1.64	45°
3.51	2.58	2.21	2.01	2.10	35°

Tabel 1: fonts.

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 70.0mm

	D1 / D2				
	0.90	0.75	0.50	0.25	
1.00	-----	-----	-----	-----	$\alpha$
1.72	1.24	1.09	1.03	1.06	90°
1.78	1.29	1.14	1.06	1.09	75°
2.04	1.48	1.30	1.22	1.24	60°
2.75	1.95	1.71	1.58	1.62	45°
3.51	2.57	2.20	1.99	2.08	35°

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 80.0mm

	D1 / D2				
	0.90	0.75	0.50	0.25	
1.00	-----	-----	-----	-----	$\alpha$
1.73	1.25	1.09	1.03	1.06	90°
1.79	1.29	1.14	1.06	1.08	75°
2.05	1.48	1.30	1.22	1.24	60°
2.76	1.95	1.71	1.57	1.62	45°
3.52	2.57	2.20	1.98	2.06	35°

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 90.0mm

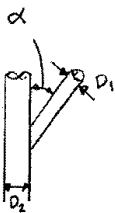
	D1 / D2				
	0.90	0.75	0.50	0.25	
1.00	-----	-----	-----	-----	$\alpha$
1.73	1.25	1.09	1.03	1.06	90°
1.80	1.30	1.14	1.06	1.08	75°
2.05	1.49	1.30	1.22	1.24	60°
2.77	1.96	1.71	1.57	1.61	45°
3.53	2.57	2.20	1.98	2.06	35°



### Beregning av fugeareal

Formlene som er vist på figurene på neste side er benyttet for beregning av fugeareal.

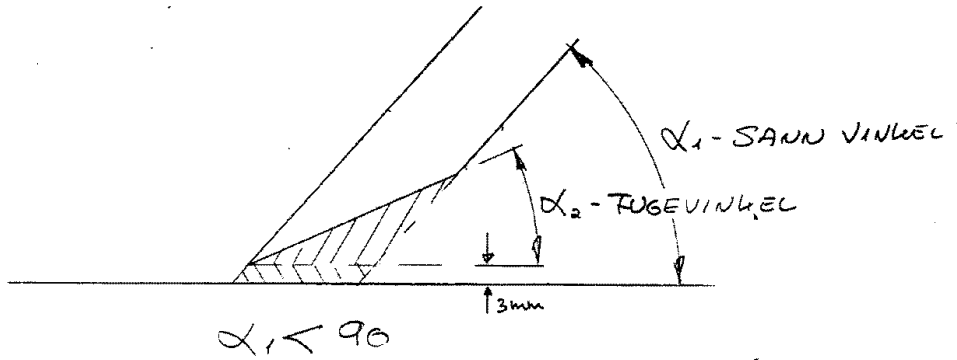
Vinklene  $\alpha_1$  og  $\alpha_2$  som varierer med stedet, er etablert ved hjelp av brennemaskina for hver 15' de grad for alle diameterforhold;  $D_1/D_2$ , og vinkler  $\alpha$ .



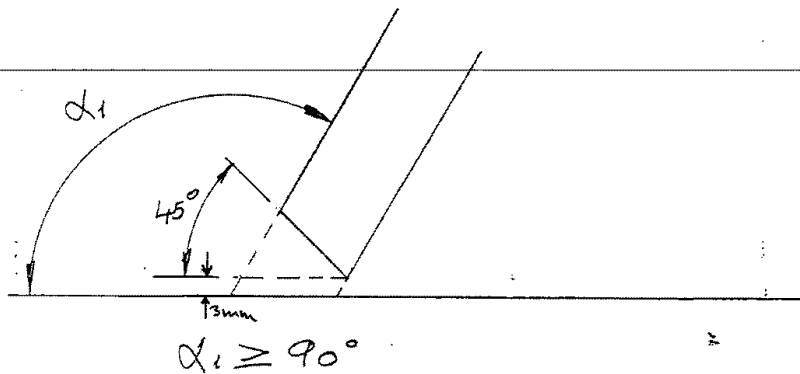
Basert på vinklene  $\alpha_1$  og  $\alpha_2$ , kan et så beregne gjennomsnittlig fugeareal for hvert enkelt tilfelle av  $D_1/D_2$  og  $\alpha$ .

Det er også tatt med et fuge tillegg pga hullkile,  $R = 25 \text{ mm}$ .

Det gjennomsnittlige fugeareal som vi ender opp med, blir så dividert på fugeareal for en 1/2 V-fuge, og vi får en korreksjonsfaktor for fugeareal. Den er gitt i en tabell 2, sist i dette notatet.



$$F = \frac{t^2 \sin \alpha_2}{2 \sin(\alpha_1 + \alpha_2) \sin \alpha_1} + \frac{3 \cdot t}{\sin \alpha_1}$$



$$F = \frac{t^2}{2\sqrt{2} \sin \alpha_1 \cos(135 - \alpha_1)} + \frac{3t}{\sin \alpha_1}$$

Beregning av fugelengde

Fugelengdene for de ulike diameterforhold  $D_1/D_2$  og vinkler  $\alpha$ , er etablert ved hjelp av AUTOCON.

Korreksjonsfaktor for fugelengde fåes da ved å dividere fugelengdene fra AUTOCON med  $\pi \cdot D_1$ .

I tabell 2, (sist i dette notatet), er det gitt oversikt over korreksjonsfaktor for fugelengde alene.

Tabell 2: korr. faktor for fugelengde,  $K_{om}$ ; for fugeareal,  $K_{fug}$ ; og den totale korr. faktor  $K_{tot} = K_{om} * K_{fug}$ . ( $K_{tot}$  er forøvrig gitt i tabel 1.)

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 10.0mm

	D1 / D2					$\alpha$
	1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
$K_{om} =$	1.12	1.07	1.04	1.01	1.00	90°
$K_{fug} =$	1.92	1.64	1.62	1.77	2.03	
$K_{tot} =$	2.14	1.75	1.68	1.79	2.04	
$K_{om} =$	1.13	1.09	1.05	1.03	1.02	75°
$K_{fug} =$	2.02	1.73	1.72	1.87	2.15	
$K_{tot} =$	2.29	1.88	1.81	1.92	2.19	
$K_{om} =$	1.20	1.15	1.11	1.08	1.07	60°
$K_{fug} =$	2.34	2.05	2.04	2.23	2.56	
$K_{tot} =$	2.80	2.35	2.27	2.41	2.74	
$K_{om} =$	1.34	1.28	1.24	1.20	1.19	45°
$K_{fug} =$	3.04	2.66	2.67	2.92	3.34	
$K_{tot} =$	4.07	3.41	3.32	3.50	3.97	
$K_{om} =$	1.52	1.46	1.41	1.36	1.35	35°
$K_{fug} =$	3.68	3.31	3.32	3.62	4.15	
$K_{tot} =$	5.59	4.83	4.69	4.92	5.59	

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 20.0mm

	D1 / D2					$\alpha$
	1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
$K_{om} =$	1.12	1.07	1.04	1.01	1.00	90°
$K_{fug} =$	1.58	1.25	1.17	1.19	1.29	
$K_{tot} =$	1.76	1.34	1.22	1.21	1.29	
$K_{om} =$	1.13	1.09	1.05	1.03	1.02	75°
$K_{fug} =$	1.63	1.30	1.22	1.23	1.34	
$K_{tot} =$	1.85	1.41	1.29	1.27	1.36	
$K_{om} =$	1.20	1.15	1.11	1.08	1.07	60°
$K_{fug} =$	1.81	1.46	1.37	1.40	1.52	
$K_{tot} =$	2.17	1.67	1.53	1.51	1.63	
$K_{om} =$	1.34	1.28	1.24	1.20	1.19	45°
$K_{fug} =$	2.25	1.79	1.70	1.73	1.88	
$K_{tot} =$	3.01	2.30	2.11	2.07	2.24	
$K_{om} =$	1.52	1.46	1.41	1.36	1.35	35°
$K_{fug} =$	2.60	2.14	2.01	2.03	2.24	
$K_{tot} =$	3.96	3.12	2.84	2.77	3.02	

$K_{om} \sim$  korr. faktor for fugelengde  
 $K_{fug} \sim$  " " " " fugeareal  
 $K_{tot} = K_{om} * K_{fug}$

Tabell 2: forts

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 30.0mm

	D1 / D2					$\alpha$
	1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
Kom =	1.12	1.07	1.04	1.01	1.00	90°
Kfug=	1.55	1.20	1.10	1.09	1.15	
Ktot=	1.73	1.28	1.14	1.10	1.15	
Kom =	1.13	1.09	1.05	1.03	1.02	75°
Kfug=	1.59	1.23	1.14	1.12	1.18	
Ktot=	1.80	1.34	1.20	1.15	1.20	
Kom =	1.20	1.15	1.11	1.08	1.07	60°
Kfug=	1.74	1.36	1.25	1.24	1.31	
Ktot=	2.08	1.56	1.39	1.34	1.40	
Kom =	1.34	1.28	1.24	1.20	1.19	45°
Kfug=	2.13	1.63	1.51	1.49	1.58	
Ktot=	2.84	2.09	1.88	1.79	1.88	
Kom =	1.52	1.46	1.41	1.36	1.35	35°
Kfug=	2.42	1.92	1.75	1.71	1.84	
Ktot=	3.68	2.80	2.47	2.32	2.48	

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 40.0mm

	D1 / D2					$\alpha$
	1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
Kom =	1.12	1.07	1.04	1.01	1.00	90°
Kfug=	1.51	1.16	1.05	1.03	1.08	
Ktot=	1.69	1.24	1.09	1.04	1.08	
Kom =	1.13	1.09	1.05	1.03	1.02	75°
Kfug=	1.55	1.18	1.09	1.05	1.10	
Ktot=	1.76	1.29	1.15	1.08	1.12	
Kom =	1.20	1.15	1.11	1.08	1.07	60°
Kfug=	1.69	1.30	1.19	1.16	1.21	
Ktot=	2.02	1.49	1.32	1.25	1.29	
Kom =	1.34	1.28	1.24	1.20	1.19	45°
Kfug=	2.05	1.54	1.42	1.37	1.44	
Ktot=	2.74	1.98	1.76	1.65	1.71	
Kom =	1.52	1.46	1.41	1.36	1.35	35°
Kfug=	2.32	1.80	1.62	1.55	1.65	
Ktot=	3.52	2.63	2.29	2.11	2.23	

Tabell 2: fornt

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 50.0mm

	D1 / D2					$\alpha$
	1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
Kom =	1.12	1.07	1.04	1.01	1.00	90°
Kfug=	1.52	1.16	1.05	1.02	1.06	
Ktot=	1.70	1.24	1.09	1.03	1.07	
Kom =	1.13	1.09	1.05	1.03	1.02	75°
Kfug=	1.56	1.18	1.08	1.04	1.08	
Ktot=	1.77	1.28	1.14	1.07	1.10	
Kom =	1.20	1.15	1.11	1.08	1.07	60°
Kfug=	1.69	1.29	1.17	1.14	1.18	
Ktot=	2.02	1.48	1.30	1.23	1.26	
Kom =	1.34	1.28	1.24	1.20	1.19	45°
Kfug=	2.05	1.53	1.39	1.34	1.40	
Ktot=	2.74	1.96	1.73	1.61	1.66	
Kom =	1.52	1.46	1.41	1.36	1.35	35°
Kfug=	2.31	1.78	1.59	1.50	1.59	
Ktot=	3.51	2.59	2.24	2.04	2.14	

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 60.0mm

	D1 / D2					$\alpha$
	1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
Kom =	1.12	1.07	1.04	1.01	1.00	90°
Kfug=	1.53	1.16	1.05	1.02	1.06	
Ktot=	1.71	1.24	1.09	1.03	1.06	
Kom =	1.13	1.09	1.05	1.03	1.02	75°
Kfug=	1.57	1.18	1.08	1.04	1.07	
Ktot=	1.78	1.29	1.14	1.07	1.09	
Kom =	1.20	1.15	1.11	1.08	1.07	60°
Kfug=	1.70	1.29	1.17	1.13	1.17	
Ktot=	2.03	1.48	1.30	1.22	1.25	
Kom =	1.34	1.28	1.24	1.20	1.19	45°
Kfug=	2.05	1.52	1.38	1.32	1.37	
Ktot=	2.74	1.95	1.72	1.59	1.64	
Kom =	1.52	1.46	1.41	1.36	1.35	35°
Kfug=	2.31	1.77	1.57	1.48	1.56	
Ktot=	3.51	2.58	2.21	2.01	2.10	

Tabell 2: forts

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 70.0mm

	D1 / D2					
	1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
Kom =	1.12	1.07	1.04	1.01	1.00	$\alpha$
Kfug=	1.54	1.16	1.05	1.02	1.05	90°
Ktot=	1.72	1.24	1.09	1.03	1.06	
Kom =	1.13	1.09	1.05	1.03	1.02	
Kfug=	1.57	1.19	1.08	1.03	1.07	75°
Ktot=	1.78	1.29	1.14	1.06	1.09	
Kom =	1.20	1.15	1.11	1.08	1.07	
Kfug=	1.70	1.29	1.17	1.13	1.16	60°
Ktot=	2.04	1.48	1.30	1.22	1.24	
Kom =	1.34	1.28	1.24	1.20	1.19	
Kfug=	2.06	1.52	1.38	1.31	1.36	45°
Ktot=	2.75	1.95	1.71	1.58	1.62	
Kom =	1.52	1.46	1.41	1.36	1.35	
Kfug=	2.31	1.76	1.56	1.46	1.54	30°
Ktot=	3.51	2.57	2.20	1.99	2.08	

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 80.0mm

	D1 / D2					
	1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
Kom =	1.12	1.07	1.04	1.01	1.00	$\alpha$
Kfug=	1.55	1.17	1.05	1.02	1.05	90°
Ktot=	1.73	1.25	1.09	1.03	1.06	
Kom =	1.13	1.09	1.05	1.03	1.02	
Kfug=	1.58	1.19	1.08	1.04	1.07	75°
Ktot=	1.79	1.29	1.14	1.06	1.08	
Kom =	1.20	1.15	1.11	1.08	1.07	
Kfug=	1.71	1.29	1.17	1.12	1.16	60°
Ktot=	2.05	1.48	1.30	1.22	1.24	
Kom =	1.34	1.28	1.24	1.20	1.19	
Kfug=	2.06	1.52	1.38	1.31	1.36	45°
Ktot=	2.76	1.95	1.71	1.57	1.62	
Kom =	1.52	1.46	1.41	1.36	1.35	
Kfug=	2.32	1.76	1.56	1.45	1.53	35°
Ktot=	3.52	2.57	2.20	1.98	2.06	

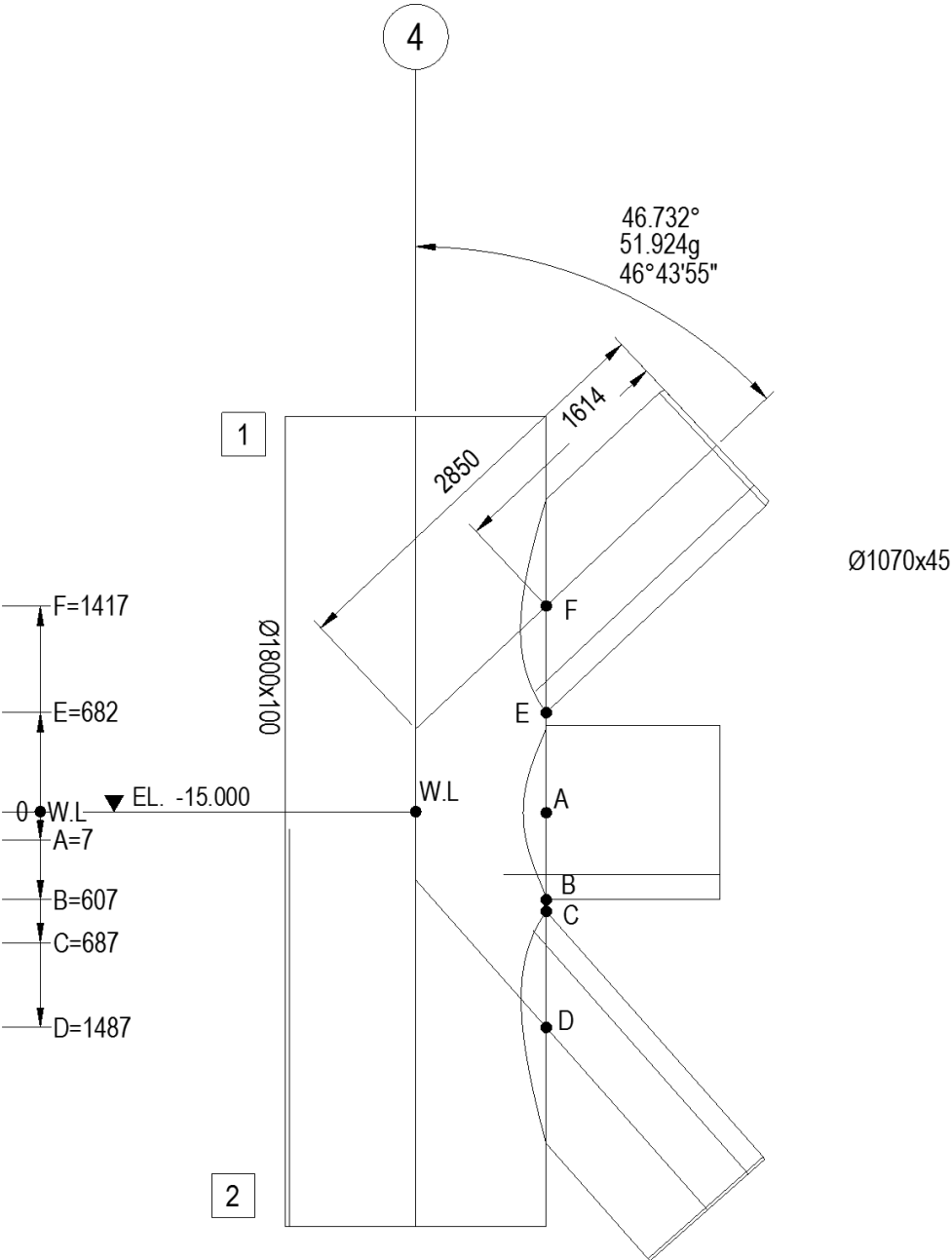
Tabell 2: fornt.

RESULTATER FOR GODSTYKKELSE = 90.0mm

	D1 / D2					$\alpha$
	1.00	0.90	0.75	0.50	0.25	
Kom =	1.12	1.07	1.04	1.01	1.00	90°
Kfug=	1.55	1.17	1.05	1.02	1.05	
Ktot=	1.73	1.25	1.09	1.03	1.06	
Kom =	1.13	1.09	1.05	1.03	1.02	75°
Kfug=	1.59	1.19	1.08	1.04	1.07	
Ktot=	1.80	1.30	1.14	1.06	1.08	
Kom =	1.20	1.15	1.11	1.08	1.07	60°
Kfug=	1.71	1.30	1.17	1.12	1.16	
Ktot=	2.05	1.49	1.30	1.22	1.24	
Kom =	1.34	1.28	1.24	1.20	1.19	45°
Kfug=	2.07	1.53	1.38	1.31	1.36	
Ktot=	2.77	1.96	1.71	1.57	1.61	
Kom =	1.52	1.46	1.41	1.36	1.35	35°
Kfug=	2.32	1.76	1.56	1.45	1.52	
Ktot=	3.53	2.57	2.20	1.98	2.06	



E) Tegning av knutepunkt

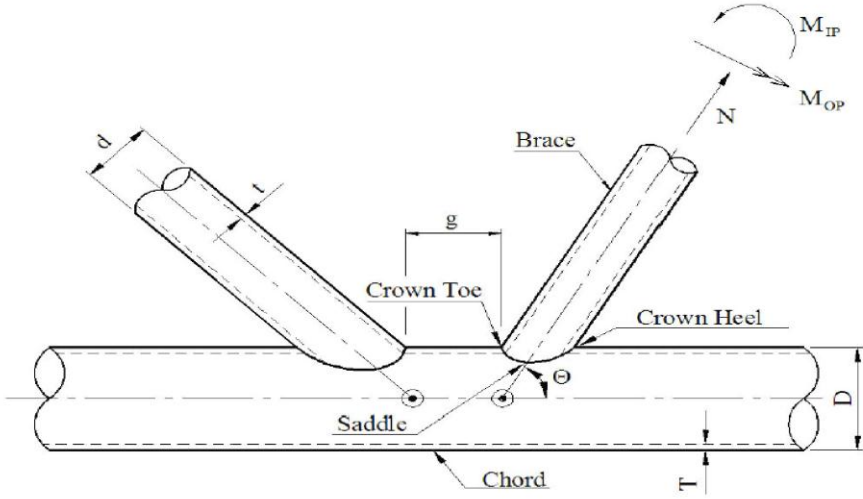
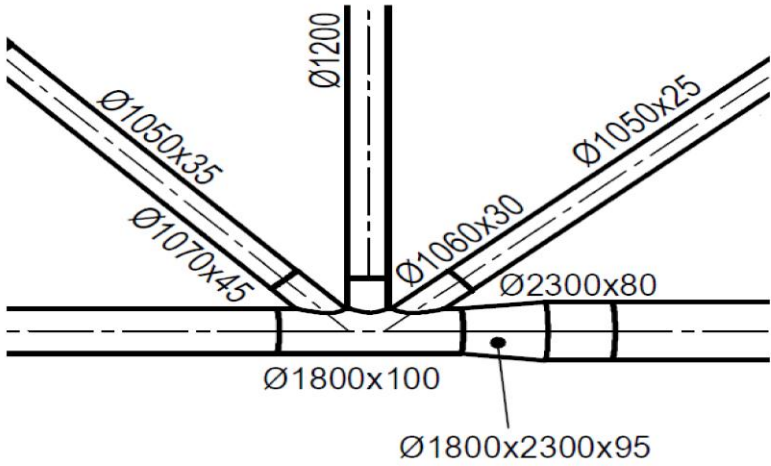




F) Beregninger fra excel

## Geometri - Input

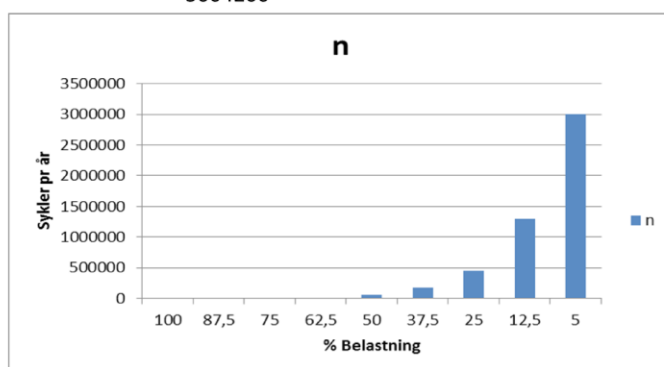
	Diameter	tykkelse	Vinkel	Gap	Beta	tau	gamma	zeta	Ax	I	W
Chord	1800	100	-	-	-	-	-	9			
Brace 1	1070	45	46,7	75	0,594	0,45	-	0,042	144906	1,91E+10	3,6E+07
Brace 2	1200	25	90		0,667	0,25	-	-	92284	1,59E+10	2,7E+07
Brace 3	1060	30	40,8	100	0,589	0,3	-	0,056	97075	1,29E+10	2,4E+07



## Laster- Input

n	% Belastning	1/%
500	100	1
1200	87,5	0,875
2500	75	0,75
10000	62,5	0,625
60000	50	0,5
180000	37,5	0,375
450000	25	0,25
1300000	12,5	0,125
3000000	5	0,05

Totalt 5004200



Load Case	Fx [N]	$\sigma_x$ [Mpa]	My [Nmm]	$\sigma_{MI}$ [Mpa]	Mz [Nmm]	$\sigma_{MU}$ [Mpa]
LC_1 Høy Fx og My	-2800000	-19,3	7E+08	19,6	100000000	2,8
LC_2 Høy My	-500000	-3,5	1,2E+09	33,7	100000000	2,8
LC_3 Høy Mz	-500000	-3,5	1E+08	2,8	1,15E+09	32,3
LC_4 Høy Fx	-5260000	-36,3	1E+08	2,8	100000000	2,8

Load Case	Fx [N]	$\sigma_x$ [Mpa]	My [Nmm]	$\sigma_{MI}$ [Mpa]	Mz [Nmm]	$\sigma_{MU}$ [Mpa]
LC_5 LC1 med ny t	-2800000	-13,8	7E+08	14,0	100000000	2,0
LC_6 LC2 med ny t	-500000	-3,0	1,2E+09	28,9	100000000	2,4
LC_7 LC3 med ny t	-500000	-2,2	1E+08	1,8	1,15E+09	20,1
LC_8 LC4 med ny t	-5260000	-21,5	1E+08	1,6	100000000	1,6

# Resulterende utmatningsberegninger, Loadcase 1

Utvendig

Kurve

T

	SCF Akseil Chord 1	SCF Akseil Brace	SCF MI C	SCF MI B	E10	SCF MU C	SCF MU B
Brace 1	2,21	2,17	1,30	2,37	2,14	2,54	2,53
Brace 3	1,41	1,73	0,85	2,25	1,19		

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-19,3	19,6	2,8	5	-14	-49	-80	-89	-70	-35	-4
1200	-16,9	17,2	2,5	4	-12	-43	-70	-77	-61	-31	-4
2500	-14,5	14,7	2,1	3	-11	-37	-60	-66	-52	-26	-3
10000	-12,1	12,3	1,8	3	-9	-31	-50	-55	-44	-22	-3
60000	-9,7	9,8	1,4	2	-7	-25	-40	-44	-35	-17	-2
180000	-7,2	7,4	1,1	2	-5	-18	-30	-33	-26	-13	-2
450000	-4,8	4,9	0,7	1	-4	-12	-20	-22	-17	-9	-1
1300000	-2,4	2,5	0,4	1	-2	-6	-10	-11	-9	-4	-1
3000000	-1,0	1,0	0,1	0	-1	-2	-4	-4	-3	-2	0

n	N	n/N
500	647406	0,00077
1200	966391	0,00124
2500	2038552	0,00123
10000	5072570	0,00197
60000	15480256	0,00388
180000	65233670	0,00276
450000	495368184	0,00091
1300000	15851781880	0,00008
3000000	154802574203	0,00000
	Delskade	0,01284
	År	77,9

# Invendig

Kurve

F3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,59
Ax	144906
I	19066907500
W	35639079

SCF Aksjell Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksjell Brace	2,21	0,72	
SCF_MI C	2,17	0,72	1,56
SCF MI B	1,30	0,44	
E10	2,37	0,44	1,05
SCF MU C	2,14		
SCF MU B	2,54	0,75	
	2,53	0,75	1,89

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-19	20	3	-10	-19	-35	-48	-51	-41	-25	-12
1200	-16,9	17,2	2,5	-8	-17	-31	-42	-44	-36	-22	-10
2500	-14,5	14,7	2,1	-7	-14	-27	-36	-38	-31	-19	-9
10000	-12,1	12,3	1,8	-6	-12	-22	-30	-32	-26	-16	-7
60000	-9,7	9,8	1,4	-5	-10	-18	-24	-25	-20	-12	-6
180000	-7,2	7,4	1,1	-4	-7	-13	-18	-19	-15	-9	-4
450000	-4,8	4,9	0,7	-2	-5	-9	-12	-13	-10	-6	-3
1300000	-2,4	2,5	0,4	-1	-2	-4	-6	-6	-5	-3	-1
3000000	-1,0	1,0	0,1	0	-1	-2	-2	-3	-2	-1	-1

n	N	n/N
500	829032	0,000603
1200	1424224	0,000843
2500	3078309	0,000812
10000	7659818	0,001306
60000	23375909	0,002567
180000	98505888	0,001827
450000	748029088	0,000602
1300000	23936930817	0,000054
3000000	2337590900130	0,000001
	Delskade	0,008615
	År:	116,1

# Invendig

Kurve

W3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,59
Ax	144906
l	19066907500
W	35639079

SCF Aksjell Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksjell Brace	2,215	0,718	
SCF_Mi C	2,173	0,718	1,560
SCF Mi B	1,296	0,443	
E10	2,372	0,443	1,050
SCF MU C	2,142		
SCF MU B	2,544	0,747	
	2,528	0,747	1,888

n	Sigma_x	Sigma_Mi	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-19	20	3	-10	-19	-35	-48	-51	-41	-25	-12
1200	-16,9	17,2	2,5	-8	-17	-31	-42	-44	-36	-22	-10
2500	-14,5	14,7	2,1	-7	-14	-27	-36	-38	-31	-19	-9
10000	-12,1	12,3	1,8	-6	-12	-22	-30	-32	-26	-16	-7
60000	-9,7	9,8	1,4	-5	-10	-18	-24	-25	-20	-12	-6
180000	-7,2	7,4	1,1	-4	-7	-13	-18	-19	-15	-9	-4
450000	-4,8	4,9	0,7	-2	-5	-9	-12	-13	-10	-6	-3
1300000	-2,4	2,5	0,4	-1	-2	-4	-6	-6	-5	-3	-1
3000000	-1,0	1,0	0,1	0	-1	-2	-2	-3	-2	-1	-1

n	N	n/N
500	220075	0,002272
1200	328509	0,003653
2500	521660	0,004792
10000	901428	0,011094
60000	2569026	0,023355
180000	10825855	0,016627
450000	82208834	0,005474
1300000	2630682675	0,000494
3000000	256902604945	1,168E-05
	Delskade	6,777E-02
	År	14,8

## Resulterende utmattingsberegninger, Loadcase 2

Utvendig

Kurve

T

	SCF Akstiell Chord	SCF Akstiell Brace	SCF Mi C	SCF Mi B	E10	SCF MU C	SCF MU B
1	2,21	2,17	1,30	2,37	2,14	2,54	2,53
Brace 1	1,41	1,73	0,85	2,25	1,19		
Brace 3							

n	Sigma_x	Sigma_Mi	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-3,5	33,7	2,8	72	44	-15	-69	-87	-59	0	54
1200	-3,0	29,5	2,5	63	38	-13	-60	-76	-52	0	47
2500	-2,6	25,3	2,1	54	33	-11	-52	-66	-44	0	40
10000	-2,2	21,0	1,8	45	27	-9	-43	-55	-37	0	34
60000	-1,7	16,8	1,4	36	22	-7	-34	-44	-29	0	27
180000	-1,3	12,6	1,1	27	16	-5	-26	-33	-22	0	20
450000	-0,9	8,4	0,7	18	11	-4	-17	-22	-15	0	13
1300000	-0,4	4,2	0,4	9	5	-2	-9	-11	-7	0	7
3000000	-0,2	1,7	0,1	4	2	-1	-3	-4	-3	0	3

n	N	n/N
500	674783	0,00074
1200	1010571	0,00119
2500	2184242	0,00114
10000	5435094	0,00184
60000	16586591	0,00362
180000	69895756	0,00258
450000	530770901	0,00085
1300000	16984668818	0,00008
3000000	1658659064289	0,00000
	Delskade	0,01203
	År	83,1



# Invendig

Kurve

F3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,594
Ax	144906
I	19066907500
W	35639079

SCF Aksjell Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksjell Brace	2,21	0,72	
SCF_Mi C	2,17	0,72	1,56
SCF Mi B	1,30	0,44	
E10	2,37	0,44	1,05
SCF MU C	2,14		
SCF MU B	2,54	0,75	
	2,53	0,75	1,89

n	Sigma_x	Sigma_Mi	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-3	34	3	30	16	-11	-34	-41	-27	0	23
1200	-3,0	29,5	2,5	26	14	-9	-30	-36	-23	0	20
2500	-2,6	25,3	2,1	22	12	-8	-26	-31	-20	0	18
10000	-2,2	21,0	1,8	19	10	-7	-21	-25	-17	0	15
60000	-1,7	16,8	1,4	15	8	-5	-17	-20	-13	0	12
180000	-1,3	12,6	1,1	11	6	-4	-13	-15	-10	0	9
450000	-0,9	8,4	0,7	7	4	-3	-9	-10	-7	0	6
1300000	-0,4	4,2	0,4	4	2	-1	-4	-5	-3	0	3
3000000	-0,2	1,7	0,1	1	1	-1	-2	-2	-1	0	1

n	N	n/N
500	2195283	0,000228
1200	4280063	0,000280
2500	9250903	0,000270
10000	23019207	0,000434
60000	70249046	0,000854
180000	296028900	0,000608
450000	2247969460	0,000200
1300000	71935022720	0,000018
3000000	7024904562524	0,000000
	Delskade	0,002894
	År:	345,587050

# Invendig

Kurve

W3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,594
Ax	144906
I	19066907500
W	35639079

SCF Aksieil Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksieil Brace	2,215	0,718	1,560
SCF_MI C	2,173	0,718	
SCF MI B	1,296	0,443	
E10	2,372	0,443	1,050
SCF MU C	2,142		
SCF MU B	2,544	0,747	
	2,528	0,747	1,888

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-3	34	3	30	16	-11	-34	-41	-27	0	23
1200	-3,0	29,5	2,5	26	14	-9	-30	-36	-23	0	20
2500	-2,6	25,3	2,1	22	12	-8	-26	-31	-20	0	18
10000	-2,2	21,0	1,8	19	10	-7	-21	-25	-17	0	15
60000	-1,7	16,8	1,4	15	8	-5	-17	-20	-13	0	12
180000	-1,3	12,6	1,1	11	6	-4	-13	-15	-10	0	9
450000	-0,9	8,4	0,7	7	4	-3	-9	-10	-7	0	6
1300000	-0,4	4,2	0,4	4	2	-1	-4	-5	-3	0	3
3000000	-0,2	1,7	0,1	1	1	-1	-2	-2	-1	0	1

n	N	n/N
500	425887	0,001174
1200	635726	0,001888
2500	1016680	0,002459
10000	2529824	0,003953
60000	7720411	0,007772
180000	32533749	0,005533
450000	247053156	0,001821
1300000	7905701003	0,000164
3000000	772041113567	0,000004
	Delskade	0,024768
	Ar	40,4

## Resulterende utmattingsberegninger, Loadcase 3

Utvendig

Kurve

T

	SCF Akstiell Chord	SCF Akstiell Brace	SCF MI C	SCF MI B	E10	SCF MU C	SCF MU B
1	2,21	2,17	1,30	2,37	2,14	2,54	2,53
Brace 1	1,41	1,73	0,85	2,25	1,19		

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-3,5	2,8	32,3	-1	-60	-89	-70	-14	45	74	55
1200	-3,0	2,5	28,2	-1	-53	-78	-61	-12	40	65	48
2500	-2,6	2,1	24,2	-1	-45	-67	-52	-11	34	56	41
10000	-2,2	1,8	20,2	-1	-38	-56	-44	-9	28	46	34
60000	-1,7	1,4	16,1	0	-30	-45	-35	-7	23	37	27
180000	-1,3	1,1	12,1	0	-23	-33	-26	-5	17	28	21
450000	-0,9	0,7	8,1	0	-15	-22	-17	-4	11	19	14
1300000	-0,4	0,4	4,0	0	-8	-11	-9	-2	6	9	7
3000000	-0,2	0,1	1,6	0	-3	-4	-3	-1	2	4	3

n	N	n/N
500	636415	0,00079
1200	949984	0,00126
2500	1981196	0,00126
10000	4929851	0,00203
60000	15044710	0,00399
180000	63398285	0,00284
450000	481430724	0,00093
1300000	15405783155	0,00008
3000000	1504471011269	0,00000
	Delskade	0,01319
	År	75,8

# Invendig

Kurve F3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,59
Ax	144906
l	19066907500
W	35639079

SCF Aksjell Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksjell Brace	2,21	0,72	
SCF MI C	2,17	0,72	1,56
SCF Mi B	1,30	0,44	
E10	2,37	0,44	1,05
	2,14		
SCF MU C	2,54	0,75	
SCF MU B	2,53	0,75	1,89

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-3	3	32	-2	-46	-66	-51	-8	36	56	40
1200	-3,0	2,5	28,2	-2	-41	-58	-44	-7	31	49	35
2500	-2,6	2,1	24,2	-2	-35	-50	-38	-6	27	42	30
10000	-2,2	1,8	20,2	-2	-29	-41	-32	-5	22	35	25
60000	-1,7	1,4	16,1	-1	-23	-33	-25	-4	18	28	20
180000	-1,3	1,1	12,1	-1	-17	-25	-19	-3	13	21	15
450000	-0,9	0,7	8,1	-1	-12	-17	-13	-2	9	14	10
1300000	-0,4	0,4	4,0	0	-6	-8	-6	-1	4	7	5
3000000	-0,2	0,1	1,6	0	-2	-3	-3	0	2	3	2

n	N	n/N
500	371628	0,001345
1200	554733	0,002163
2500	880895	0,002838
10000	2011160	0,004972
60000	6137573	0,009776
180000	25863681	0,006960
450000	196402327	0,002291
1300000	6284874453	0,000207
3000000	613757270817	0,000005
	Delskade	0,030557
	År:	32,725425

# Invendig

Kurve

W3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,594
Ax	144906
l	19066907500
W	35639079

SCF Aksjell Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksjell Brace	2,215	0,718	
SCF MI C	2,173	0,718	1,560
SCF Mi B	1,296	0,443	
E10	2,372	0,443	1,050
SCF MU C	2,142		
SCF MU B	2,544	0,747	
	2,528	0,747	1,888

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-3	3	32	-2	-46	-66	-51	-8	36	56	40
1200	-3,0	2,5	28,2	-2	-41	-58	-44	-7	31	49	35
2500	-2,6	2,1	24,2	-2	-35	-50	-38	-6	27	42	30
10000	-2,2	1,8	20,2	-2	-29	-41	-32	-5	22	35	25
60000	-1,7	1,4	16,1	-1	-23	-33	-25	-4	18	28	20
180000	-1,3	1,1	12,1	-1	-17	-25	-19	-3	13	21	15
450000	-0,9	0,7	8,1	-1	-12	-17	-13	-2	9	14	10
1300000	-0,4	0,4	4,0	0	-6	-8	-6	-1	4	7	5
3000000	-0,2	0,1	1,6	0	-2	-3	-3	0	2	3	2

n	N	n/N
500	98652	0,005068
1200	147260	0,008149
2500	233843	0,010691
10000	404081	0,024748
60000	789220	0,076024
180000	2842434	0,063326
450000	21584730	0,020848
1300000	690711372	0,001882
3000000	67452282462	0,000044
	Delskade	0,210781
	Ar	4,7

## Resulterende utmattingsberegninger, Loadcase 4

Utvendig Kurve T

	SCF Aksjell Chord	SCF Aksjell Brace	SCF MI C	SCF Mi B	E10	SCF MU C	SCF MU B
Brace 1	2,21	2,17	1,30	2,37	2,14	2,54	2,53
Brace 3	1,41	1,73	0,85	2,25	1,19		

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-36,3	2,8	2,8	-72	-79	-86	-89	-86	-79	-72	-69
1200	-31,8	2,5	2,5	-63	-69	-75	-78	-75	-69	-63	-61
2500	-27,2	2,1	2,1	-54	-59	-64	-66	-64	-59	-54	-52
10000	-22,7	1,8	1,8	-45	-49	-54	-55	-53	-49	-45	-43
60000	-18,1	1,4	1,4	-36	-40	-43	-44	-43	-39	-36	-35
180000	-13,6	1,1	1,1	-27	-30	-32	-33	-32	-29	-27	-26
450000	-9,1	0,7	0,7	-18	-20	-21	-22	-21	-20	-18	-17
1300000	-4,5	0,4	0,4	-9	-10	-11	-11	-11	-10	-9	-9
3000000	-1,8	0,1	0,1	-4	-4	-4	-4	-4	-4	-4	-3

n	N	n/N
500	646843	0,00077
1200	965550	0,00124
2500	2035596	0,00123
10000	5065215	0,00197
60000	15457809	0,00388
180000	65139078	0,00276
450000	494649872	0,00091
1300000	15828795906	0,00008
3000000	1545780850218	0,00000
	Deliskade	0,01286
	År	77,8

# Invendig

Kurve

F3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,59
Ax	144906
l	19066907500
W	35639079

SCF Aksjell Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksjell Brace	2,21	0,72	
SCF_MI C	2,17	0,72	1,56
SCF MI B	1,30	0,44	
E10	2,37	0,44	1,05
SCF MU C	2,14		
SCF MU B	2,54	0,75	
	2,53	0,75	1,89

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-36	3	3	-54	-58	-62	-62	-60	-55	-51	-51
1200	-31,8	2,5	2,5	-47	-51	-54	-55	-52	-48	-45	-44
2500	-27,2	2,1	2,1	-40	-44	-46	-47	-45	-41	-38	-38
10000	-22,7	1,8	1,8	-34	-36	-39	-39	-37	-34	-32	-32
60000	-18,1	1,4	1,4	-27	-29	-31	-31	-30	-27	-26	-25
180000	-13,6	1,1	1,1	-20	-22	-23	-23	-22	-21	-19	-19
450000	-9,1	0,7	0,7	-13	-15	-15	-16	-15	-14	-13	-13
1300000	-4,5	0,4	0,4	-7	-7	-8	-8	-7	-7	-6	-6
3000000	-1,8	0,1	0,1	-3	-3	-3	-3	-3	-3	-3	-3

n	N	n/N
500	445235	0,001123
1200	664607	0,001806
2500	1092301	0,002289
10000	2717995	0,003679
60000	8294663	0,007234
180000	34953642	0,005150
450000	265429219	0,001695
1300000	8493734995	0,000153
3000000	829466308148	0,000004
	Delskade	0,023132
	År:	43,230548

# Invendig

Kurve

W3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,594
AX	144906
I	19066907500
W	35639079

SCF Aksjell Chord 1	SCF_U	R	SCF_I
SCF Aksjell Brace	2,215	0,718	
SCF_MI C	2,173	0,718	1,560
SCF MI B	1,296	0,443	
E10	2,372	0,443	1,050
SCF MU C	2,142		
SCF MU B	2,544	0,747	
	2,528	0,747	1,888

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-36	3	3	-54	-58	-62	-62	-60	-55	-51	-51
1200	-31,8	2,5	2,5	-47	-51	-54	-55	-52	-48	-45	-44
2500	-27,2	2,1	2,1	-40	-44	-46	-47	-45	-41	-38	-38
10000	-22,7	1,8	1,8	-34	-36	-39	-39	-37	-34	-32	-32
60000	-18,1	1,4	1,4	-27	-29	-31	-31	-30	-27	-26	-25
180000	-13,6	1,1	1,1	-20	-22	-23	-23	-22	-21	-19	-19
450000	-9,1	0,7	0,7	-13	-15	-15	-16	-15	-14	-13	-13
1300000	-4,5	0,4	0,4	-7	-7	-8	-8	-7	-7	-6	-6
3000000	-1,8	0,1	0,1	-3	-3	-3	-3	-3	-3	-3	-3

n	N	n/N
500	118192	0,004230
1200	176427	0,006802
2500	280160	0,008923
10000	484116	0,020656
60000	945539	0,063456
180000	3841426	0,046858
450000	29170826	0,015426
1300000	933466436	0,001393
3000000	91158831627	0,000033
Delskade		0,167777
År		5,960285



## Resulterende utmattingsberegninger, Loadcase 5

Invendig

Kurve F3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,59
Ax	144906
I	19066907500
W	35639079

SCF Aksjell Chord 1	2,21	0,72	SCF I
SCF Aksjell Brace	2,17	0,72	1,56
SCF_Mi C	1,30	0,44	
SCF Mi B	2,37	0,44	1,05
E10	2,14		
SCF MU C	2,54	0,75	
SCF MU B	2,53	0,75	1,89

n	Sigma_x	Sigma_Mi	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-19	20	3	-10	-19	-35	-48	-51	-41	-25	-12
1200	-16,9	17,2	2,5	-8	-17	-31	-42	-44	-36	-22	-10
2500	-14,5	14,7	2,1	-7	-14	-27	-36	-38	-31	-19	-9
10000	-12,1	12,3	1,8	-6	-12	-22	-30	-32	-26	-16	-7
60000	-9,7	9,8	1,4	-5	-10	-18	-24	-25	-20	-12	-6
180000	-7,2	7,4	1,1	-4	-7	-13	-18	-19	-15	-9	-4
450000	-4,8	4,9	0,7	-2	-5	-9	-12	-13	-10	-6	-3
1300000	-2,4	2,5	0,4	-1	-2	-4	-6	-6	-5	-3	-1
3000000	-1,0	1,0	0,1	0	-1	-2	-2	-3	-2	-1	-1

n	N	n/N
500	829032	0,000603
1200	1424224	0,000843
2500	3078309	0,000812
10000	7659818	0,001306
60000	23375909	0,002567
180000	98505888	0,001827
450000	748029088	0,000602
1300000	23936930817	0,000054
3000000	2337590900130	0,000001
	Delskade	0,008615
	År:	116

# Invendig

Kurve W3

Tykkelse	62
Dia	1104
tau:	0,62
beta:	0,6133
Ax	202959
I	27643280294
W	50078406

SCF Aksjell Chord 1	SCF_U	R	SCF_I
SCF Aksjell Brace	2,95	0,62	
SCF_MI C	2,47	0,62	1,53
SCF MI B	1,71	0,39	
E10	2,56	0,39	0,99
	3,00		
SCF MU C	3,33	0,61	
SCF MU B	2,76	0,61	1,69

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-14	13,98	2,0	-7	-14	-24	-33	-35	-28	-18	-9
1200	-12,1	12,2	1,7	-6	-12	-21	-29	-31	-25	-16	-8
2500	-10,3	10,5	1,5	-5	-10	-18	-25	-26	-21	-13	-7
10000	-8,6	8,7	1,2	-5	-9	-15	-21	-22	-18	-11	-6
60000	-6,9	7,0	1,0	-4	-7	-12	-17	-17	-14	-9	-4
180000	-5,2	5,2	0,7	-3	-5	-9	-12	-13	-11	-7	-3
450000	-3,4	3,5	0,5	-2	-3	-6	-8	-9	-7	-4	-2
1300000	-1,7	1,7	0,2	-1	-2	-3	-4	-4	-4	-2	-1
3000000	-0,7	0,7	0,1	0	-1	-1	-2	-2	-1	-1	0

n	N	n/N
500	677586	0,000738
1200	1011440	0,001186
2500	2204452	0,001134
10000	5485382	0,001823
60000	16740059	0,003584
180000	70542470	0,002552
450000	535681883	0,000840
1300000	17141820254	0,000076
3000000	1674005884197	0,000002
	Delstake	0,011935
	År	83,8

## Resulterende utmatningsberegninger, Loadcase 6

Invendig

Kurve F3

Tykkelse	45
Diameter	1070
tau:	0,45
beta:	0,59
Ax	144906
I	19066907500
W	35639079

	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksjell Chord 1	2,21	0,72	
SCF Aksjell Brace	2,17	0,72	1,56
SCF_Mi C	1,30	0,44	
SCF Mi B	2,37	0,44	1,05
E10	2,14		
SCF MU C	2,54	0,75	
SCF MU B	2,53	0,75	1,89

n	Sigma_x	Sigma_Mi	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-19	20	3	-10	-19	-35	-48	-51	-41	-25	-12
1200	-16,9	17,2	2,5	-8	-17	-31	-42	-44	-36	-22	-10
2500	-14,5	14,7	2,1	-7	-14	-27	-36	-38	-31	-19	-9
10000	-12,1	12,3	1,8	-6	-12	-22	-30	-32	-26	-16	-7
60000	-9,7	9,8	1,4	-5	-10	-18	-24	-25	-20	-12	-6
180000	-7,2	7,4	1,1	-4	-7	-13	-18	-19	-15	-9	-4
450000	-4,8	4,9	0,7	-2	-5	-9	-12	-13	-10	-6	-3
1300000	-2,4	2,5	0,4	-1	-2	-4	-6	-6	-5	-3	-1
3000000	-1,0	1,0	0,1	0	-1	-2	-2	-3	-2	-1	-1

n	N	n/N
500	829032	0,000603
1200	1424224	0,000843
2500	3078309	0,000812
10000	7659818	0,001306
60000	23375909	0,002567
180000	98505888	0,001827
450000	748029088	0,000602
1300000	23936930817	0,000054
3000000	2337590900130	0,000001
	Delskade	0,008615
	År:	116,08

# Invendig

Kurve W3

Tykkelse	52
Dia	1084
tau:	0,52
beta:	0,60
Ax	168590
I	22501090085
W	41514926,36

SCF Aksieill Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksieill Brace	2,52	0,68	
SCF_Ml C	2,30	0,68	1,56
SCF Mi B	1,47	0,42	
E10	2,45	0,42	1,04
SCF MU C	2,49		
SCF MU B	2,87	0,69	
	2,62	0,69	1,82

n	Sigma_x	Sigma_Ml	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-3	29	2	25	14	-9	-29	-35	-23	0	20
1200	-2,6	25,3	2,1	22	12	-8	-25	-30	-20	0	17
2500	-2,2	21,7	1,8	19	10	-7	-22	-26	-17	0	15
10000	-1,9	18,1	1,5	16	8	-6	-18	-22	-14	0	12
60000	-1,5	14,5	1,2	13	7	-4	-14	-17	-11	0	10
180000	-1,1	10,8	0,9	10	5	-3	-11	-13	-9	0	7
450000	-0,7	7,2	0,6	6	3	-2	-7	-9	-6	0	5
1300000	-0,4	3,6	0,3	3	2	-1	-4	-4	-3	0	2
3000000	-0,1	1,4	0,1	1	1	0	-1	-2	-1	0	1

n	N	n/N
500	691669	0,000723
1200	1032461	0,001162
2500	2281342	0,001096
10000	5676709	0,001762
60000	17323940	0,003463
180000	73002941	0,002466
450000	554366085	0,000812
1300000	17739714733	0,000073
3000000	1732394016904	0,000002
	Delstake	0,011558
	År	86,5

## Resulterende utmattingsberegninger, Loadcase 7

Invendig

Kurve F3

Tykkelse	52
Diameter	1084
tau:	0,52
beta:	0,6
Ax	168590
I	22501090085
W	41514926

SCF Aksteill Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksteill Brace	2,52	0,68	
SCF_Mi C	2,30	0,68	1,56
SCF Mi B	1,47	0,42	
E10	2,45	0,42	1,04
SCF MU C	2,49		
SCF MU B	2,87	0,69	
	2,62	0,69	1,82

n	Sigma_x	Sigma_Mi	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-3	2	28	-2	-38	-55	-42	-7	29	46	33
1200	-2,6	2,1	24,2	-2	-34	-48	-37	-6	26	40	29
2500	-2,2	1,8	20,8	-2	-29	-41	-32	-5	22	34	25
10000	-1,9	1,5	17,3	-1	-24	-34	-26	-4	18	29	20
60000	-1,5	1,2	13,9	-1	-19	-28	-21	-4	15	23	16
180000	-1,1	0,9	10,4	-1	-14	-21	-16	-3	11	17	12
450000	-0,7	0,6	6,9	-1	-10	-14	-11	-2	7	11	8
1300000	-0,4	0,3	3,5	0	-5	-7	-5	-1	4	6	4
3000000	-0,1	0,1	1,4	0	-2	-3	-2	0	1	2	2

n	N	n/N
500	651029	0,000768
1200	971799	0,001235
2500	2057602	0,001215
10000	5119972	0,001953
60000	15624913	0,003840
180000	65843257	0,002734
450000	499997230	0,000900
1300000	15999911351	0,000081
3000000	1562491342833	0,000002
	Delskade	0,012728
	År:	78,6

## Invendig

Kurve

W3

Tykkelse	70
Dia	1120
tau:	0,7
beta:	0,62
Ax	230907
I	31963309786
W	57077339

SCF Aksjell Chord 1	SCF_U	R	SCF I
SCF Aksjell Brace	3,29	0,58	
SCF_Mi C	2,59	0,58	1,50
SCF Mi B	1,89	0,35	
E10	2,63	0,35	0,93
SCF MU C	3,41		
SCF MU B	3,71	0,55	
	2,86	0,55	1,57

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-2	2	20	-2	-24	-35	-27	-5	18	28	20
1200	-1,9	1,5	17,6	-1	-21	-31	-23	-4	16	25	18
2500	-1,6	1,3	15,1	-1	-18	-26	-20	-4	13	21	15
10000	-1,4	1,1	12,6	-1	-15	-22	-17	-3	11	18	13
60000	-1,1	0,9	10,1	-1	-12	-17	-13	-2	9	14	10
180000	-0,8	0,7	7,6	-1	-9	-13	-10	-2	7	11	8
450000	-0,5	0,4	5,0	0	-6	-9	-7	-1	4	7	5
1300000	-0,3	0,2	2,5	0	-3	-4	-3	-1	2	4	3
3000000	-0,1	0,1	1,0	0	-1	-2	-1	0	1	1	1

n	N	n/N
500	675303	0,000740
1200	1008032	0,001190
2500	2192088	0,001140
10000	5454615	0,001833
60000	16646165	0,003604
180000	70146804	0,002566
450000	532677293	0,000845
1300000	17045673361	0,000076
3000000	1664616539192	0,000002
	Delskade	0,011998
	År	83,3

## Resulterende utmattingsberegninger, Loadcase 8

Invendig

Kurve F3

Tykkelse	51
Diameter	1082
tau:	0,51
beta:	0,60
Ax	165188,083
I	22002268055
W	40669627

SCF Akstiell Chord 1	SCF_U	R	SCF_I
SCF Akstiell Brace	0,68	1,56	1,56
SCF_MI C	0,43		
SCF MI B	0,43	1,04	1,04
E10			
SCF MU C	0,70		
SCF MU B	0,70	1,83	1,82

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-32	2	2	-47	-51	-54	-55	-52	-48	-45	-45
1200	-27,9	2,2	2,2	-41	-45	-47	-48	-46	-42	-39	-39
2500	-23,9	1,8	1,8	-35	-38	-41	-41	-39	-36	-34	-33
10000	-19,9	1,5	1,5	-29	-32	-34	-34	-33	-30	-28	-28
60000	-15,9	1,2	1,2	-24	-26	-27	-27	-26	-24	-23	-22
180000	-11,9	0,9	0,9	-18	-19	-20	-20	-20	-18	-17	-17
450000	-8,0	0,6	0,6	-12	-13	-14	-14	-13	-12	-11	-11
1300000	-4,0	0,3	0,3	-6	-6	-7	-7	-7	-6	-6	-6
3000000	-1,6	0,1	0,1	-2	-3	-3	-3	-3	-2	-2	-2

n	N	n/N
500	664929	0,000752
1200	992546	0,001209
2500	2131336	0,001173
10000	5303447	0,001886
60000	16184835	0,003707
180000	68202762	0,002639
450000	517914722	0,000869
1300000	16573271103	0,000078
3000000	1618483506135	0,000002
Delskade		0,012315
År:		81,2

# Invendig

Kurve

W3

Tykkelse	74
Dia	1128
tau:	0,74
beta:	0,627
Ax	245032
I	34193923206
W	60627523

SCF_U	R	SCF_I
SCF Aksiell Chord 1	3,45	0,56
SCF Aksiell Brace	2,65	0,56
SCF_MI C	1,99	0,34
SCF MI B	2,67	0,34
E10	3,62	
SCF MU C	3,90	0,52
SCF MU B	2,91	0,52

n	Sigma_x	Sigma_MI	Sigma_MU	Sigma 1	Sigma 2	Sigma 3	Sigma 4	Sigma 5	Sigma 6	Sigma 7	Sigma 8
500	-21	2	2	-30	-33	-34	-35	-33	-31	-29	-29
1200	-18,8	1,4	1,4	-27	-29	-30	-30	-29	-27	-26	-25
2500	-16,1	1,2	1,2	-23	-24	-26	-26	-25	-23	-22	-22
10000	-13,4	1,0	1,0	-19	-20	-22	-22	-21	-20	-18	-18
60000	-10,7	0,8	0,8	-15	-16	-17	-17	-17	-16	-15	-15
180000	-8,0	0,6	0,6	-11	-12	-13	-13	-13	-12	-11	-11
450000	-5,4	0,4	0,4	-8	-8	-9	-9	-8	-8	-7	-7
1300000	-2,7	0,2	0,2	-4	-4	-4	-4	-4	-4	-4	-4
3000000	-1,1	0,1	0,1	-2	-2	-2	-2	-2	-2	-1	-1

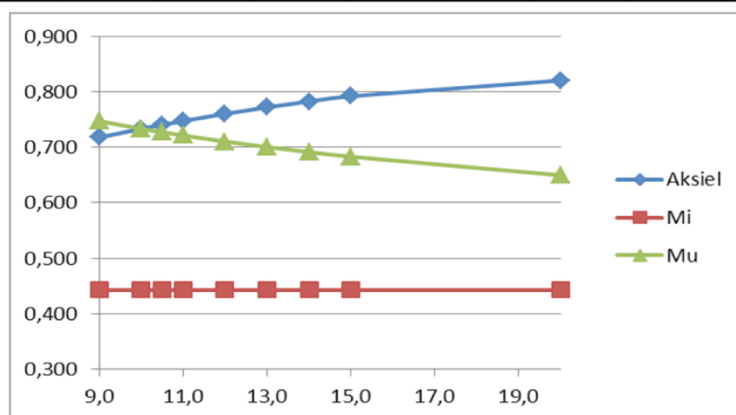
n	N	n/N
500	685194	0,000730
1200	1022797	0,001173
2500	2245863	0,001113
10000	5588427	0,001789
60000	17054525	0,003518
180000	71867630	0,002505
450000	545744814	0,000825
1300000	17463834058	0,000074
3000000	1705452544744	0,000002
	Delskade	0,011729
	År	85,3



## Reduksjonsfaktoren R

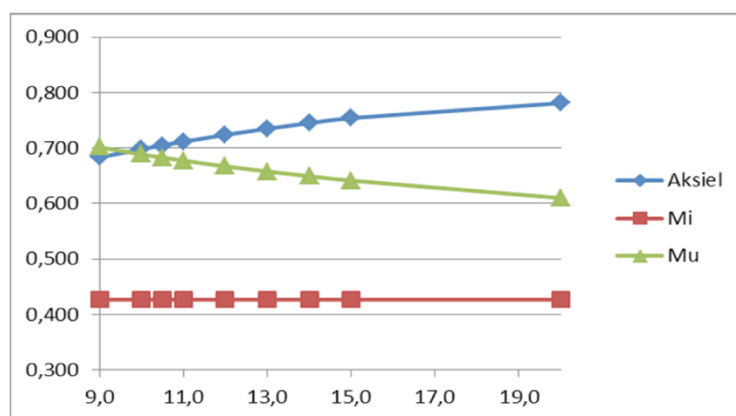
Dia 1070  
 tau: 0,45  
 beta: 0,5944  
 Tykkelse 45

Gamma	20,0	15,0	14,0	13	12	11	10,5	10	9
Aksiel	0,820	0,792	0,782	0,772	0,760	0,747	0,740	0,733	0,718
Mi	0,443	0,443	0,443	0,443	0,443	0,443	0,443	0,443	0,443
Mu	0,650	0,683	0,691	0,700	0,710	0,721	0,727	0,733	0,747



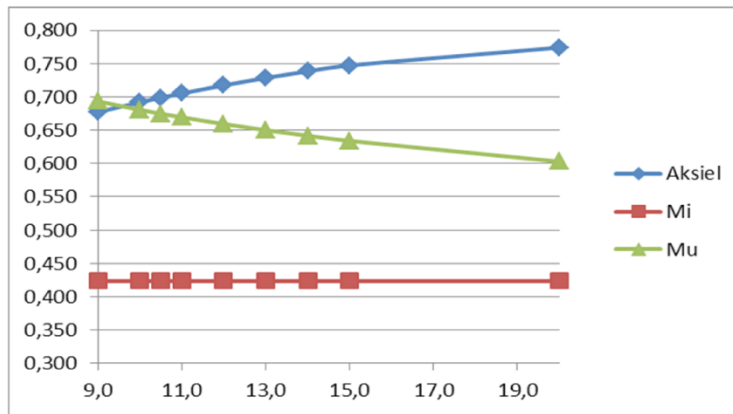
Dia 1082  
 tau: 0,51  
 beta: 0,60111  
 Tykkelse 51

Gamma	20,0	15,0	14,0	13	12	11	10,5	10	9
Aksiel	0,781	0,754	0,745	0,735	0,724	0,711	0,705	0,698	0,683
Mi	0,427	0,427	0,427	0,427	0,427	0,427	0,427	0,427	0,427
Mu	0,610	0,642	0,649	0,658	0,667	0,677	0,683	0,689	0,702



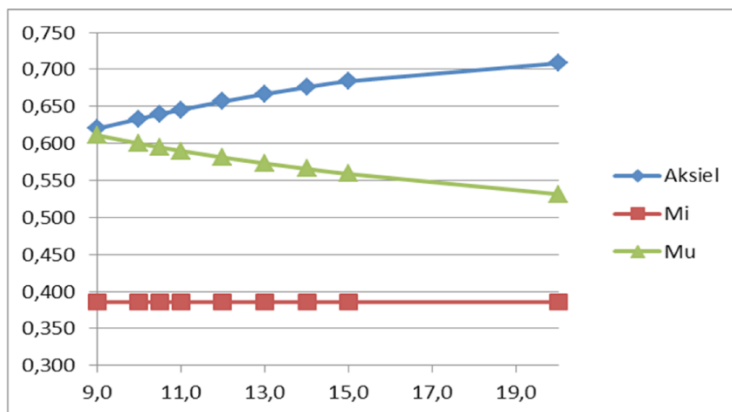
Dia 1084  
 tau: 0,52  
 beta: 0,6022  
 Tykkelse 52

Gamma	20,0	15,0	14,0	13	12	11	10,5	10	9
Aksiel	0,774	0,747	0,739	0,729	0,718	0,705	0,699	0,692	0,677
Mi	0,424	0,424	0,424	0,424	0,424	0,424	0,424	0,424	0,424
Mu	0,603	0,634	0,642	0,650	0,659	0,669	0,675	0,681	0,693



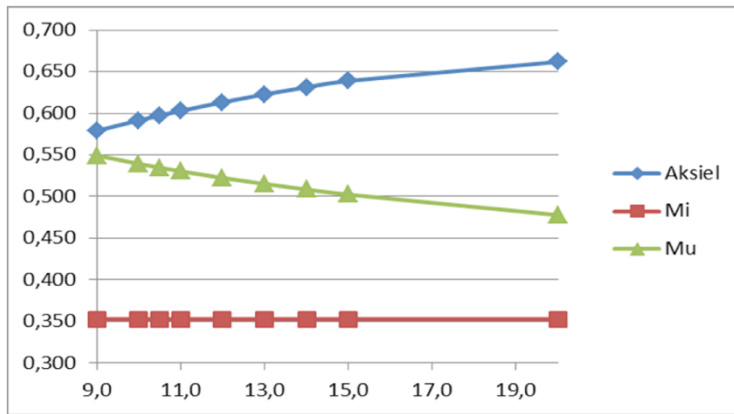
Dia 1104  
 tau: 0,62  
 beta: 0,61  
 Tykkelse 62

Gamma	20,0	15,0	14,0	13	12	11	10,5	10	9
Aksiel	0,709	0,684	0,676	0,667	0,657	0,646	0,640	0,633	0,620
Mi	0,386	0,386	0,386	0,386	0,386	0,386	0,386	0,386	0,386
Mu	0,531	0,559	0,566	0,573	0,581	0,590	0,595	0,600	0,611



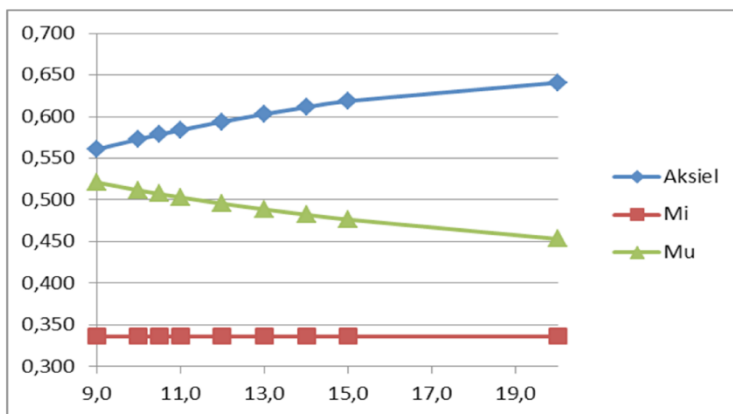
Dia 1120  
 tau: 0,7  
 beta: 0,6222  
 Tykkelse **70**

Gamma	20,0	15,0	14,0	13	12	11	10,5	10	9
Aksiel	0,662	0,639	0,631	0,623	0,613	0,603	0,597	0,591	0,579
Mi	0,353	0,353	0,353	0,353	0,353	0,353	0,353	0,353	0,353
Mu	0,478	0,502	0,509	0,515	0,522	0,530	0,535	0,539	0,549



Dia 1128  
 tau: 0,74  
 beta: 0,627  
 Tykkelse **74**

Gamma	20,0	15,0	14,0	13	12	11	10,5	10	9
Aksiel	0,641	0,619	0,611	0,603	0,594	0,584	0,578	0,573	0,561
Mi	0,336	0,336	0,336	0,336	0,336	0,336	0,336	0,336	0,336
Mu	0,453	0,477	0,482	0,489	0,496	0,503	0,507	0,512	0,521



## SCF

tykkelse	45	51	52	62	70	74
tau	0,45	0,51	0,52	0,62	0,7	0,74
Beta	0,594	0,601	0,602	0,613	0,622	0,627
diameter	1070	1082	1084	1104	1120	1128

SCF Aksjell Chord	2,21	2,48	2,52	2,95	3,29	3,45
SCF Aksjell Brace	2,17	2,28	2,30	2,47	2,59	2,65
R_Aksjell	0,72	0,68	0,68	0,62	0,58	0,56
SCF Aksjell Brace_l	1,56	1,56	1,56	1,53	1,50	1,49

SCF Mi Brace	2,37	2,44	2,45	2,56	2,63	2,67
R_MI	0,44	0,43	0,42	0,39	0,35	0,34
SCF Mi Brace_l	1,05	1,04	1,04	0,99	0,93	0,90

E10	2,14	2,44	2,49	3,00	3,41	3,62
SCF MU Chord	2,54	2,82	2,87	3,33	3,71	3,90
SCF MU Brace	2,53	2,61	2,62	2,76	2,86	2,91
R_MU	0,75	0,70	0,69	0,61	0,55	0,52
SCF MU Brace_i	1,89	1,83	1,82	1,69	1,57	1,52

## Sveiseberegninger

Sveisehastighet 1,62 timer/kg  
Egenvekt stål 7,85

Fra 1990-rapport

Diameter Hovedrør	Diameter Brace	tykkelse brace	vinkel	rotåpning (a)	vinkel fuge	Volum Rotåpning $d * t * a$	Volum 1/2V fuge $(h * d * t)/2$	Volum Sum	Vekt	D1/D2	K-omkrets	K-fuge	Avsett(kg)	Timer
1800	1070	45	46,7	4	40	604 764	2 852 396	3 457 160	27,1	0,6	1,21	1,36	45	72
1800	1084	52	46,7	4	40	707 982	3 858 664	4 566 646	35,8	0,6	1,23	1,37	60	98
1800	1128	74	46,7	4	40	1 048 408	8 131 554	9 179 962	72,1	0,6	1,23	1,36	120	194

	W3	F3
Kg sveis ekstra pr stubb	75,1	15,6
Antall stubber pr jacket	328	
Tot kg pr jacket ekstra	24646	5101
Tot tonn pr jacket ekstra	24,6	5,1