



Norges miljø- og  
biovitenskapelige  
universitet

**Masteroppgave 2019 30 stp.**

Fakultet for realfag og teknologi

# **HISC i duplex korrosjonsbestandige stål og optimalisering av super duplex rørkomponenter**

HISC in duplex stainless steels and optimization of  
super duplex pipe components

**Daniel Myrseth**

Maskin, prosess- og produktutvikling



# **HISC i duplex korrosjonsbestandige stål og optimalisering av super duplex rørkomponenter**

**av**

**Daniel Myrseth**

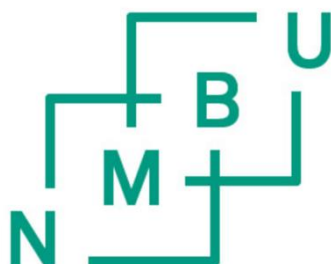
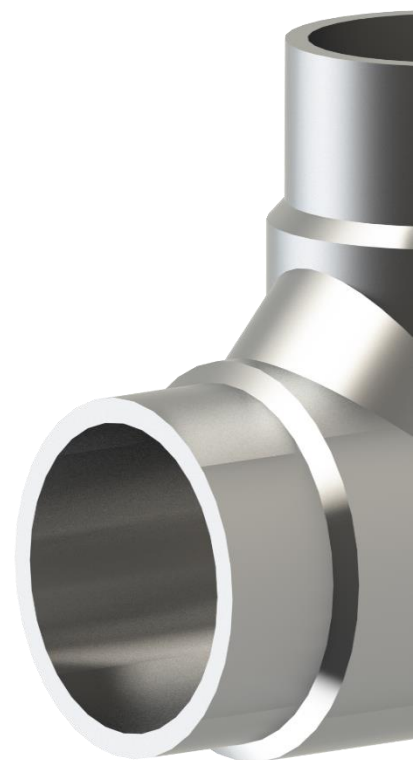
**Mastergradsoppgave**

**Maskin, prosess- og produktutvikling**

**Fakultetet for realfag og teknologi (RealTek)**

**NMBU**

**Våren 2019**





## FORORD

Dette er mitt mastergradsprosjekt og markerer avslutningen på sivilingeniørstudiet ved masterprogrammet Maskin, prosess og produktutvikling ved Norges Miljø og Biovitenskaplige Universitet (NMBU). Fra tidligere har jeg en bachelorgrad innen maskinfag fra Oslo Metropolitan University (Oslo Met). Etter end studie i Oslo har jeg tilbrakt de to siste årene ved det nevnte masterprogram ved NMBU. Selve masterprosjektet er utført på vårsemesteret 2019 og dekker 30 studiepoeng.

Mange subsea-konstruksjoner er laget i duplex korrosjonsbestandige stål og er utsatt for katodisk beskyttelse. I disse konstruksjonene er faren for "Hydrogen Induced Stress cracking" (HISC) stor. Dette innebærer at hydrogenatomer kan diffundere inn i materialstrukturen og forringe materialegenskapene. Dette i kombinasjon med spenninger og tøyninger kan forårsake sprekke dannelse og brudd. HISC er derfor en av de drivende faktorene ved dimensjonering av slike konstruksjoner.

Mastergradsprosjektet bygger på tematikken og teorien rundt HISC, og hvordan lokale rørgemetrier som t-forgreininger kan utbedres og forsterkes for å kunne motstå farer relatert til HISC.

I den innledende delen til rapporten beskrives bakgrunn og mål for oppgaven, før HISC i duplex-materialer blir presentert. Videre er det sett på produksjonsmetoder og standarden DNVGL-RP-F112, som er viktig for dette arbeidet. Deretter følger kapitler om elementanalyser og design av t-forgreininger. Oppgaven avsluttes med diskusjon og sluttkonklusjon.

Rapporten kan brukes som kunnskapskilde for ingeniører som arbeider med t-forgreininger og HISC. Oppgaven gir kunnskap om optimalisering av t-forgreininger, HISC-fenomenet og de bruddkritiske følgene dette kan få. Denne kunnskapen er blant annet nødvendig ved design av subsea-manifolder (undervanns rørkonstruksjoner) i duplex-materialer.

En spesiell stor takk rettes til hovedveileder og dr.ing. Lars Lunde for god veiledning, og for å ha gitt meg en spennende og industrirettet oppgave. Jeg vil og takke førsteamanuensisene Geir Terjesen og Jan Kåre Bøe ved NMBU for tilbakemeldinger og hjelp underveis i arbeidet.

8.5.19, Oslo

Daniel Myrseth



## SAMMENDRAG

Denne masteroppgaven er gitt av Fakultet for matematiske realfag og teknologi (REALTEK) ved Norges Miljø og Biovitenskaplige Universitet (NMBU). For subsea-applikasjoner laget i duplex-materialer vil "Hydrogen Induced Stress cracking" (HISC) være et problem så lenge hydrogen er tilstede, grunnet den katodiske beskyttelsen. Dette gjør dimensjoneringsprosessen for slike anlegg og komponenter mer utfordrende.

Målet med oppgaven er å redegjøre for HISC i henhold til duplex korrosjonsbestandige stål, samt utvikle og dimensjonere forbedrede t-forgreininger for bruk i subsea-applikasjoner. De ulike designforslagene må imøtekomme krav fra DNVGL-RP-F112, som er den drivende standarden for dimensjonering mot HISC i denne materialklassen.

Prosjektet begynte med et litteraturstudium vedrørende temaet HISC i duplex-materialer. Det er sett på ulike produksjonsmetoder og hvordan de ulike metodene påvirker materialstrukturen for rør og spesielle rørgeometrier. Videre er det utført analyser og optimalisering i elementmetodeprogrammet, *ANSYS Workbench 16*. Spesifikt av fire designforslag av t-forgreininger i 25% Cr. Super duplex. Materialkurve etter American Society of Mechanical Engineers (ASME) er brukt for å oppnå korrekte ikke-lineære materialegenskaper. Analysemetodikken er også verifisert mot håndberegninger.

Fra litteraturstudiet om HISC i duplex-materialer vil jeg trekke frem arbeidene til Vigdis Olden [22, 23] som spesielt nyttige for denne oppgaven. Hennes arbeid var godt forankret og dokumentert. Riktignok kan deler av stoffet potensielt være foreldet da arbeidet stammer fra 2008-2009. Standarden DNVGL-RP-F112 er noe utydelig og diffus i noen avsnitt. Dette gjør den utfordrende å tolke korrekt for de aktuelle punktene. En fordel er riktignok at standarden er lett tilgjengelig.

Litteraturstudiet viste at duplex korrosjonsbestandige stål er utsatt for HISC ved bruk av katodisk beskyttelse. Når hydrogen diffunderer inn i materialet oppnår den ferrittiske fasen sprø egenskaper. Sprekkinitiering starter av den grunn typisk i ferritten som følge av HISC. Bruddflate i ferritt er da av type kløyvebrudd. Ved tilstrekkelige spenninger/tøyninger vil sprekk vokse inn i den mer sprekkbestandige austenittfasen. Dominerende bruddflate i austenitt er duktil revning.

For duplex-stål vil et finkornet materiale med liten austenittavstand være mer motstandsdyktig mot HISC. I dag er det primært produksjonsmetoden HIP (Hot isostatic pressing) som gir best materialstruktur, med en typisk austenittavstand på 12  $\mu\text{m}$ .

For analyse- og optimaliseringsdelen er det lagt frem fire designforslag av t-forgreininger. Alle innfrir krav fra DNVGL-RP-F112, kategori 2. De ulike designforslagene er dermed dimensjonert mot HISC ved et innvendig trykk på 5000 psi (344,77 bar). Hver av forslagene er presentert i to dimensjoner, henholdsvis 8"/8" og 8"/4". Dette er gjort for å vise at løsningene innfrir krav uavhengig av ytre dimensjon på utløp. Det er lagt fokus på å holde

utformingen og geometrien til de ulike designforslagene enkel da HIP'ing er aktuell produksjonsmetode.

De fire designløsningene har forskjellig utforming og dermed ulike fordeler og ulemper. Dette må videre vektlegges og undersøkes nærmere ved aktuelt bruksområde.



## ABSTRACT

This master's thesis is given by the Faculty of Mathematical Sciences and Technology (REALTEK) at the Norwegian University of Life Sciences (NMBU). For subsea applications made in duplex stainless steels, "Hydrogen Induced Stress Cracking" (HISC) will be a problem if hydrogen is present due to the cathodic protection. This makes the design process for such applications and components more challenging.

The aim of the work is to account for HISC according to duplex stainless steels, as well as to develop and dimensioning improved pipe tee's for use in subsea manifolds. The various designs must meet the requirements of DNVGL-RP-F112, which is the driving standard for dimensioning against HISC in this material class.

The project began with a literature study on HISC in duplex stainless steels. Different production methods have also been accounted for, and how the methods influence the material structure of pipes and special pipe geometries. Furthermore, analyzes and optimization have been carried out in the element method program *ANSYS Workbench 16*. Specifically of four improved pipe tee designs in 25% Cr. Super duplex. Material curve after American Society of Mechanical Engineers (ASME) has been used to achieve correct non-linear material properties. The used analysis-methodology has also been verified with hand calculations.

From the literature study on HISC in duplex stainless steels, I will highlight the work of Vigdis Olden [23, 33] as particularly useful for this master thesis. Her work was well rooted and documented. Admittedly, parts of it may potentially be obsolete since the work originates from 2008-2009. The DNVGL-RP-F112 standard is somewhat blurred and diffuse in some respects. For that reason, some parts were rather challenging to interpret. An advantage, though, is that the standard is easily available.

The literature study showed that duplex stainless steels are exposed to HISC when hydrogen is present. When hydrogen diffuses into the material, the ferritic phase archives brittle properties. Crack initiation typically starts in the ferrite as a result of HISC. The fracture topology in the ferrite is transgranular cleavage. Sufficient strains/stresses are necessary for the crack to enter the more crack resistant austenite. The dominant fracture topology in the austenite is ductile tearing.

In duplex stainless steels a fine-grained material, with a fine austenite spacing is preferred. This will be more resistant to HISC. Today, HIP (hot isostatic pressing) is the production method that provides the best material structure, with a typical austenite spacing of 12  $\mu\text{m}$ .

For the analysis and optimization part, four designs of pipe tee's have been presented, all of them satisfy the requirements from DNVGL-RP-F112, category 2. The various designs are thus dimensioned against HISC at an internal pressure of 5000 psi (344.77 bar). Each of the designs are presented in two different dimensions, 8 "/ 8" and 8 "/ 4" respectively. The designs meet the requirements regardless of the outer dimension of the outlet. There has

been a focus on keeping the design and geometry of the various designs simple, since HIP'ing is the most suited production method.

The four designs have different geometry and thus different advantages and disadvantages. This must further be emphasized in the area of use.

# INNHALDSFORTEGNELSE

1.0 INNLEDNING .....	1
1.1 Bakgrunn .....	2
1.2 Oppdragsbeskrivelse og problemstillinger.....	3
1.3 Målbeskrivelse.....	4
1.4 Planlegging og milepæler .....	4
1.5 Begrensninger .....	5
1.6 Terminologi og metodebruk.....	5
1.7 Kvalitetssikring .....	6
1.8 Prosessdiagram .....	7
2.0 HISC – "HYDROGEN INDUCED STRESS CRACKING" .....	8
2.1 Innledning og teoretisk bakgrunn .....	8
2.2.1 Korrosjon .....	8
2.2.2 Katodisk beskyttelse og fremstilling av hydrogen.....	10
2.3 Duplex som materiale .....	11
2.3.1 Intermetalliske faser.....	13
2.4 HISC i duplex korrosjonsbestandige stål .....	14
2.4.1 Hydrogen i duplex-materialer .....	14
2.4.2 Generelt om deformasjon og brudd .....	15
2.4.3 Sprekkvekst og brudd som følge av HISC. ....	17
2.4.5 HISC-bruddmekanismer .....	18
2.5 HISC-testing .....	20
2.6 Tidligere tilfeller av HISC .....	21
3.0 PRODUKSJONSMETODER .....	24
3.1 Materialkvalitet i henhold til DNVGL-RP-F112.....	24
3.2 Stålrør .....	24
3.2 HIP .....	26
3.3 Additiv tilvirkning .....	27
3.4 T-forgreininger .....	28
4.0 DESIGN MOT HISC I DUPLEX RUSTFRITT STÅL- SAMMENDRAG AV DNVGL-RP-F112 .....	30
4.1 Materiale .....	30
4.2 Designfaktorer, kategori 1.....	30
4.3 Designfaktorer, kategori 2.....	31
4.4 Kategori 1-Lineær elastiske spenningskrav .....	32
4.5 Kategori 2-Tøyningskrav.....	32

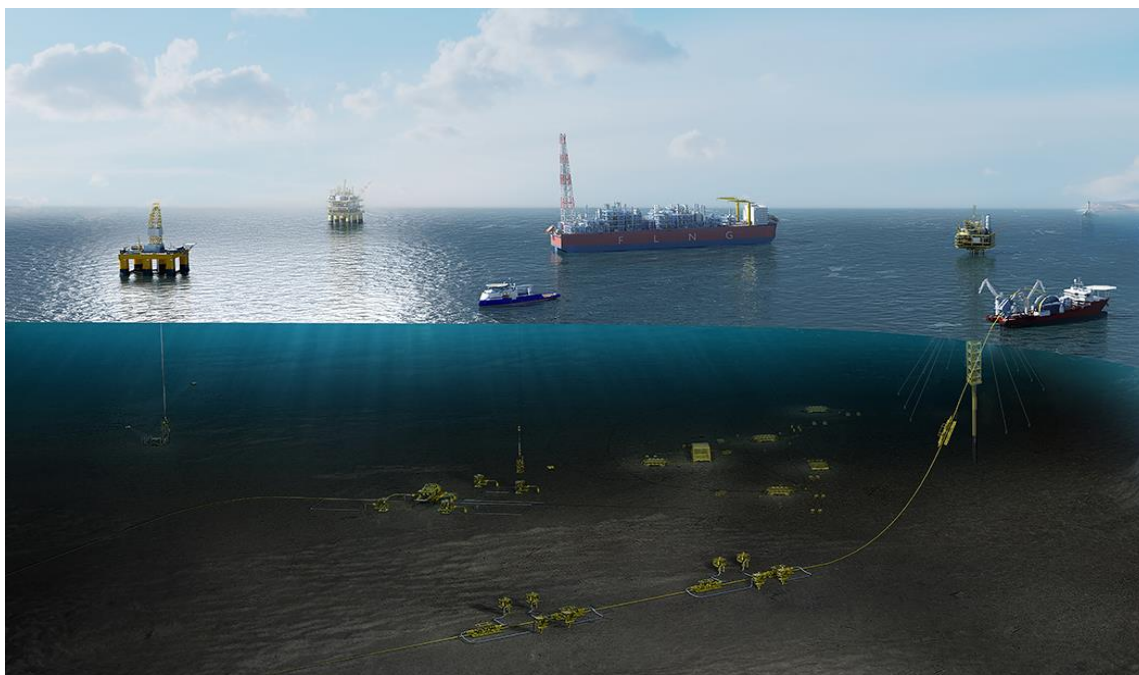
5.0 BAKGRUNN FOR FEA .....	33
5.1 Innledning FEA.....	33
5.2 Trykkklasse, materiale og rørdimensjoner.....	34
5.3 Håndberegninger og analyser på rørprofil.....	38
5.3.1 Resultater-hoop- og radiell spenning.....	39
5.3.3 Resultater-lineariserte spenninger .....	42
6.0 OPTIMALISERING AV T-FORGREININGER .....	50
6.1 Innledning.....	50
6.2 Grunnlag for designendringer .....	50
6.3 Designforslag I.....	56
6.3.1 T-forgreining 8"/4" .....	56
6.3.2 T-forgreining 8"/8" .....	61
6.4 Designforslag II .....	67
6.4.1 T-forgreining 8"/4" .....	67
6.4.2 T-forgreining 8"/8" .....	72
6.5 Designforslag III .....	79
6.5.1 T-forgreining 8"/4" .....	79
6.5.2 T-forgreining 8"/8" .....	85
6.6 Designforslag IV.....	91
6.6.1 T-forgreining 8"/4" .....	91
6.6.2 T-forgreining 8"/8" .....	97
6.7 Oppsummering av resultater .....	103
6.7.1 Fordeler og ulemper.....	105
7.0 DISKUSJON.....	107
8.0 KONKLUSJON .....	110
8.1 Hovedresultater .....	110
8.2 Anbefalinger .....	111
8.3 Videre arbeid.....	111
Referanser .....	112
Vedlegg.....	115

## 1.0 INNLEDNING

Oljeindustrien har i lengre tid vært en av de dominerende og større industriene både på nasjonalt og internasjonalt nivå. Allerede i 60-70 årene begynte Norge å utvinne olje i Nordsjøen, som er en av de mer oljerike områdene i verden. Siden den tid har volumet og etterspørselen økt. Dette har gitt befolkningen og den norske stat en voldsom økonomisk vekst. Oljefondet er i dag blant de større økonomiske instansene i verden med en samlet verdi på 9000 milliarder NOK.

Bak denne økonomiske veksten ligger det store teknologiske utfordringer og fremskritt. Norske bedrifter besitter stor kompetanse relatert til prosessen om å utvinne olje og gass og er verdensledende innen subsea. Subsea er en fellesbetegnelse på installasjoner som befinner seg under havoverflaten og på havbunnen. Her er arbeidsforholdene krevende og de ingeniørmessige utfordringene er store.

Med stadig strengere regelverk til utslipp og potensielle miljøforurensinger stilles det strenge krav til ingeniørene som arbeider i offshore-næringen. Dette sikres gjennom ulike standarder fra bl.a. Det Norske Veritas og NORSOK. På den måten skal anleggene være sikre for potensielle lekkasjer og ulykker.



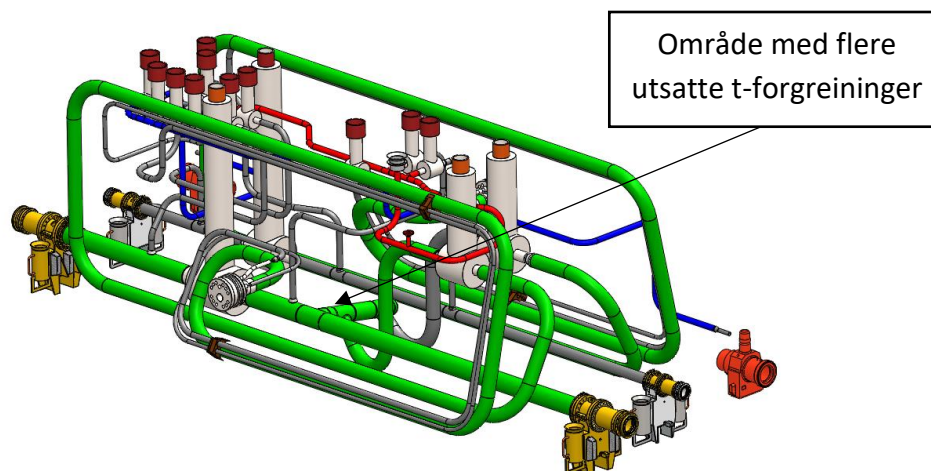
*Figur 1: Illustrasjon som viser ulike subsea-applikasjoner (i gult) plassert på havbunnen. Disse kobles videre opp til forskjellige enheter på havoverflaten [1].*

I illustrasjonen over fremkommer det hvordan mye av oljeproduksjonen er flyttet på havbunnen. Dette er tanken og formålet bak subsea.

Applikasjonene som plasseres på havbunnen har et langsiktig perspektiv, med en typisk estimert levetid på opptil 40-50 år.

## 1.1 Bakgrunn

I subsea-sammenheng er manifold (rørstrukturer) mye brukt for å koble sammen rør fra ulike brønner på havbunnen til en felles enhet (manifold). På den måten er det mulig å redusere behovet for antall stigerør som går opp til enheter på havoverflaten, enten det er plattformer eller båter. Bilde av en typisk manifold uten utvendig ramme kan sees under.



Figur 2: Illustrasjon som viser en manifold fra Bauge-feltet i Nordsjøen. Her kommer det frem hvordan flere rørenheter kobles sammen til manifolden. Område med utsatte t-forgreininger er og fremhevet [2].

Slike rørsystemer er både utsatt for høye innvendige trykk, samt korrosjon som følge av saltvann. Av den grunn er det nødvendig med et materiale med gode materialegenskaper. Duplex korrosjonsbestandige stål har dette, både når det kommer til styrke samt motstand mot korrosjon. Av den grunn er duplex-stål et mye brukt materiale i subsea-applikasjoner, og spesielt i rørsystemer som manifolder.

Selv om duplex-stål har meget gode korrosjonsegenskaper vil korrosjon alltid være et problem i undervannsinstallasjoner, spesielt over tid. Derfor er det nødvendig at anleggene har katodisk beskyttelse for å unngå korrosjon. Ved denne beskyttelsesprosessen, som bygger på at offeranoder lar seg korrodere fremfor stålstrukturen vil det utvinnes hydrogenatomer. Disse atomene kan trenge inn i materialstrukturen og degradere materialegenskapene til materialet. Dette i sammenheng med høye spenninger/tøyninger kan bidra til sprekkvekst og potensielt brudd. Dette fenomenet blir kalt HISC – "hydrogen induced stress cracking".

Dette er et lite ønskelig scenario. Av den grunn stilles det strenge krav til design og dimensjonering av rørkomponenter laget duplex-korrosjonsbestandige stål og som er utsatt for katodisk beskyttelse. Retningslinjer for dimensjonering for slike systemer ligger til grunn i standard, DNVGL-RP-F112, fra det Norske Veritas. Denne standarden setter strenge krav til tillatte spenninger, tøyninger, materialstruktur og sveiseforbindelser. Duplex-stål kan

sveises, men pga. restsprengninger i sveisene er dette noe man burde unngå i nærheten av utsatte områder. Dette gir ytterligere produksjonsmessige utfordringer som og må tas hensyn til.

Totalt sett er det mange utfordringer relatert til design av rørstrukturer og spesielt lokale rørkomponenter. Dette innebærer både strukturelle og produksjonsmessige. Manifolder utsettes for høye interne trykk, og det vil ved spesiell geometri som t-forgreininger oppstå høye spenninger og tøyninger. Om disse blir for høye i henhold til aktuell standard, setter det preg på formen til komponentene. Dette påvirker produksjonsmulighetene. Oppgaven sentrerer seg rundt denne problematikken. Nemlig om det er mulig å optimalisere utformingen på lokale rørgemetrier som t-forgreininger, og kartlegge hvilke produksjonsmetoder som da må ligge til grunne.



*Figur 3: Bilde av komplett subsea-manifold med utvendig ramme som senkes ned sjøen [3].*

### 1.2 Oppdragsbeskrivelse og problemstillinger

Arbeidet relatert til gradoppgaven går ut på å redegjøre for HISC i duplex rustfrie stål og optimalisere utsatte og mye brukte rørkomponenter i subsea-applikasjoner, spesifikt t-forgreininger. Komponentene må 3D-modelleres og deretter analyseres med FEM-verktøy. Elastisk-plastiske materialmodeller skal brukes etter ASME. Optimaliserte geometrier må imøtekomme tøyingskrav fra standard DNVGL-RP-F112, slik at faren for HISC er minimal.

Andre viktige fokusområder i oppgaven er som følger:

- Utrede de metallurgiske aspektene ved duplex-legeringen.
- Kartlegge ulike produksjonsmetoder for rørprofiler og rørgemetrier i duplex korrosjonsbestandiges tål som gir fin materialstruktur, og som dermed er egnet mot HISC.

### 1.3 Målbeskrivelse

Under blir de ulike målene i oppgaven presentert. Tydelige og klare mål må til for å danne konkrete rammer for oppgaven som igjen bidrar til prosjektet blir gjennomført innen tidsfristen.

Hovedmålet for prosjektarbeidet er som følger:

**«Redegjøre for HISC-problematikken i henhold til duplex korrosjonsbestandige stål, samt utvikle og dimensjonere forbedrede t-forgreininger i super duplex for bruk i subsea-applikasjoner. Ulike designforslag må imøtekomme krav fra DNVGL-RP-F112.»**

For å nå dette hovedmålet defineres følgende delmål for arbeidet:

- Gjennomgå metallurgien bak duplex-legeringen.
- Gjennomgå ulike HISC-bruddmekanismer.
- Sette seg inn i aktuelle produksjonsmetoder for stålrør og spesielle rørgeometrier duplex-stål.
- Kartlegge hvilke produksjonsmetoder som gir fin materialstruktur og dermed god motstand mot HISC.
- Sette seg inn i siste utgave av standard, DNVGL-RP-F112.
- Utforme materialkurver (spenning/tøyning) i henhold til ASME.
- Utføre håndberegninger som verifikasjon av analysemetodikk.
- Utforme og designe forbedrede rørgeometrier med 3D-verktøy.
- Legge frem analyseresultatene av de ulike designforslagene.
- Utarbeide sluttkonklusjon og videre anbefalinger.

### 1.4 Planlegging og milepæler

For å sikre kontinuerlig fremdrift underveis i prosjektet medfølger det en fremdriftsplan. Se vedlegg B. Den totale arbeidsmengden for prosjektet ligger på 900 timer brutto.

Under fremstilles de viktigste milepælene i prosjektet.

*Tabell 1: De viktigste milepælene i prosjektet.*

Milepæl nr.	Aktiviteter	Dato
1	Redegjøre for HISC i duplex-stål	1.3.19
2	Presentere analyseresultater i rapporten	1.4.19
3	Ferdigstilling av rapport	1.5.19



## 1.5 Begrensninger

- Alle strukturelle analyser vil kun bli dimensjonert etter tøyingskrav fra kategori 2 (ikke-lineære analyser) i DNVGL-RP-F112.
- Arbeidet har fokus på optimalisering/utbedring av kun t-forgreininger. Dette er et vanlig problemområde i subsea-manifolder og dermed et aktuelt fokusområde for denne oppgaven.
- T-forgreiningene er ikke designet med tanke på strømning.

## 1.6 Terminologi og metodebruk

Symboler og begreper som er brukt i oppgaven presenteres under.

### Begreper

Tabell 2: Brukte begreper i prosjektrapporten.

Begrep	Definisjon/beskrivelse
HISC	Hydrogen induced stress cracking
ASME	America society of mechanical engineers
ANSI	American national standards institute
DNVGL	Det Norske Veritas Germanischer Lloyd
SMYS	Specified minimum yield strength (flytegrense)
SMTS	Specified minimum tensile strengt (strekkfasthet)
HAZ	Heat affected zone (varmepåvirket sone)
SCF	Stress concentration factor (spenningskonsentrasjonsfaktor)
FEA	Finite element analysis
FEM	Finite element method
HELP	Hydrogen enhanced local placticity (bruddmekanisme)
HEDE	Hydrogen enhanced decohesion (bruddmekanisme)
SSRT	Slow strain rate testing (testmetode)
CTOD	Crack tip open displacement (elastisk-plastisk bruddmekanikktest)
DED	Directed energy desposition (3D-printing)
PBF	Laser powder bed fusion (3D-printing)
PREN	Pitting resistance equivalent number – (motstand mot pitting)
HIP	Hos isostatic pressing – (produksjonsmetode)

### Symboler

Tabell 3: Oversikt over symboler med tilhørende definisjoner og enheter.

Symbol	Definisjon	Enhet [SI]
r	Radius	mm
$r_i$	Indre radius	mm
$r_y$	Ytre radius	mm
$r_m$	Midlere radius	mm
t	Rørtykkelse	mm
$A_1$	Innvendig røreal	mm <sup>2</sup>

Tabell 3 forts.: Oversikt over symboler med tilhørende definisjoner og enheter.

$A_2$	Rørareal	mm <sup>2</sup>
A	Areal generelt	mm <sup>2</sup>
$p_d$	Designtrykk	MPa
$p_i$	Innvendig trykk	MPa
F	Kraft	N
$F_{end\ cap}$	Kraft som symboliserer endelokk	N
$\sigma_t$	Tangentiell spenning (Hoop)	MPa
$\sigma_r$	Radiell spenning	MPa
$\sigma_i$	Spenning i en bestemt retning	MPa
$\Delta x$	Punkter i rørvegg	mm
$\sigma_{mem}$	Membranspenning – gj. spenningskomponent	MPa
$\sigma_b$	Bøyespenning	MPa
$\sigma_{b,max}$	Største bøyespenning	MPa
$\bar{\sigma}_b$	Gjennomsnittlig bøyespenning	MPa
$\sigma_{peak}$	Peak-spenning	MPa
$\sigma_{peak,max}$	Største peakspenning	MPa
$\sigma_{tot}$	Total spenning	MPa
$\sigma_{lin}$	Gjennomsnittlig spenning av $\sigma_b + \sigma_{mem}$	MPa
$\sigma_{max}$	Største hovedspenning	MPa
$M_i$	Delmomenter pr mm	Nmm/mm
$M_1$	Summen av delmomenter pr. mm	Nmm/mm
W	Motstandsmoment	mm <sup>3</sup>
$\nu$	Poisson tall	-
E	E-modul	MPa
$LSMF_{cat2}$	Overflatefaktor kategori 2 – DNVGL-RP-F112	-
$L_{res}$	Avstand fra restspenninger fra sveis – DNVGL-RP-F112	mm
$\epsilon_{mem}$	Gjennomsnittlig tøyning	mm/mm
$\epsilon_{peak}$	Største overflatetøyning	mm/mm
$\epsilon_c$	Største tillatte tøyning	mm/mm

### Formler

De brukte formlene i oppgaven defineres utover i oppgaven og er i henhold til standarder, ved beregning av materialkurve og dimensjoneringsprosess.

## 1.7 Kvalitetssikring

### Rapport

Rapporten er gjennomlest og kontrollert for språkfeil flere ganger. I tillegg er nummereringer av figurer, sidetall, tabeller samt referanser dobbeltsjekket av undertegnede og av ekstern part.

### Produkt

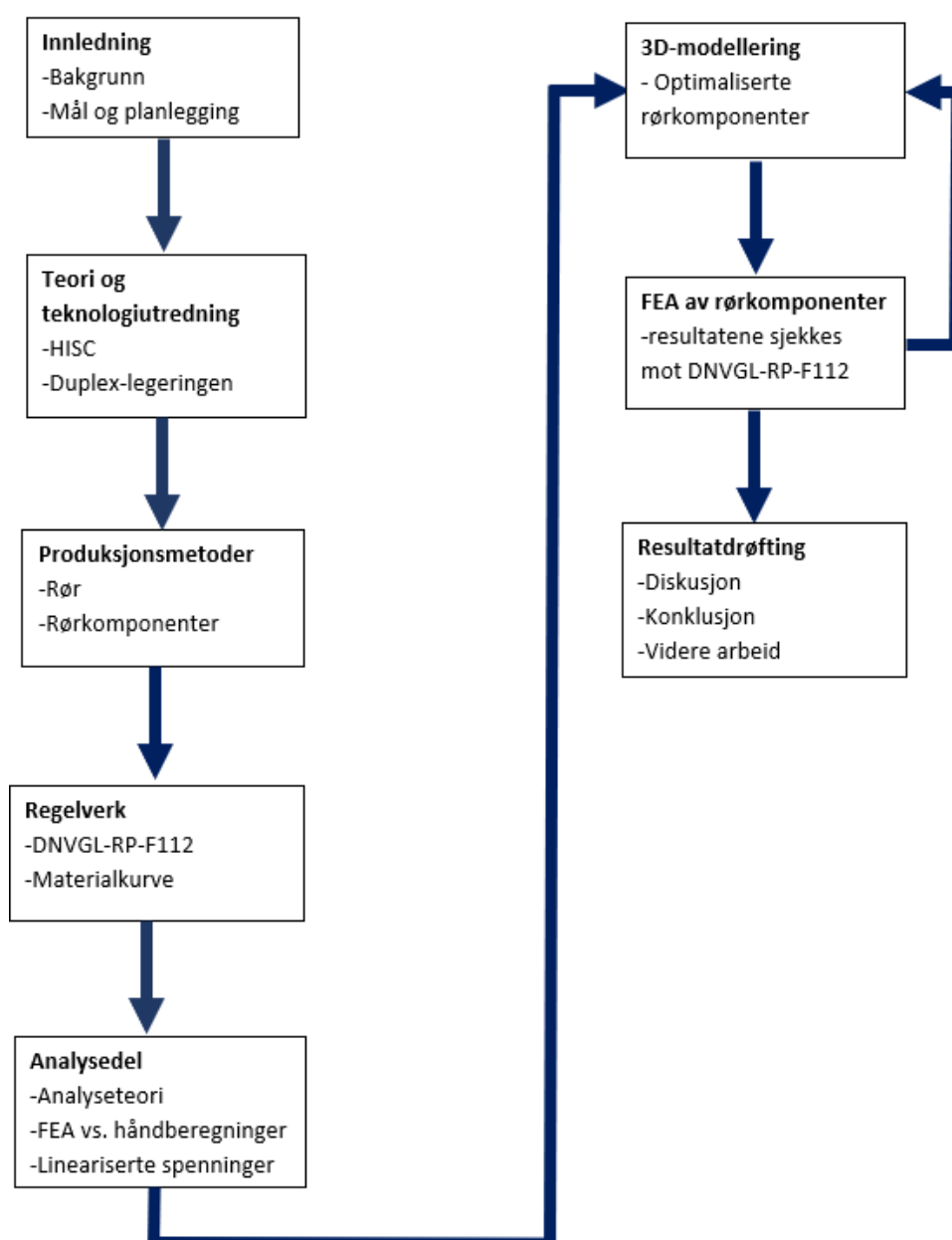
For å sikre at produktet følger normer og regelverk brukes følgende standarder. Se neste side.

Tabell 4: Brukte standarder.

Standard	Beskrivelse
DNVGL-RP-F112	Design mot HISC i duplex-materialer som er utsatt for katodisk beskyttelse
ASME VII ANNEX 3.D	Materialkurve for ikke-lineære analyser
ISO 9000	Kvalitetsstyring generelt

## 1.8 Prosesdiagram

De ulike prosesstrinnene i oppgaven er fremstilt skjematisk under. Pilene indikerer en kontinuerlig forberedningsløyfe.



Figur 4: Prosesdiagram som viser de ulike prosessene underveis i prosjektet.

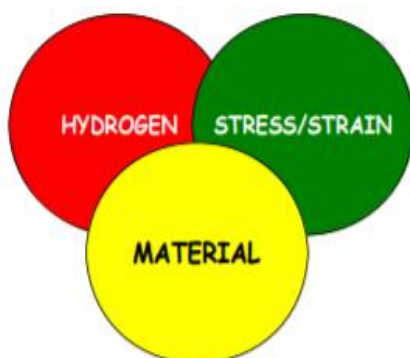
## 2.0 HISC – "HYDROGEN INDUCED STRESS CRACKING"

Formålet med dette kapitlet er å forstå hva HISC er. Fra prosessen når hydrogen diffunderer inn i materialstrukturen. Til hvordan det i sammenheng med høye spenninger og tøyninger kan forårsake sprekkvekst og eventuelt brudd i en utsatt komponent.

### 2.1 Innledning og teoretisk bakgrunn

Som nevnt tidligere er duplex-korrosjonsbestandige stål mye brukt i subsea-applikasjoner. Problemet er riktignok, som med alle ståltyper i saltvann at korrosjon over tid vil skape problemer, selv for rustfrie stål. For å unngå videre korrosjon sveises det fast offeranoder som ofrer seg ved å korrodere fremfor den beskyttede hovedstrukturen. Ved denne elektrokjemiske prosessen produseres hydrogen som legger seg på overflaten til stålstrukturen. Disse hydrogenatomene har da mulighet til å diffundere inn i materialstrukturen.

For at HISC skal kunne oppstå og være et problem er det tre elementer som må være til stede samtidig: 1. hydrogen, 2. En utsatt mikrostruktur i form av et materiale og 3. spenninger/tøyninger som virker på materialstrukturen. Se forklarende figur under.



Figur 5: De tre elementene som må være til stede for at HISC skal være et problem [4].

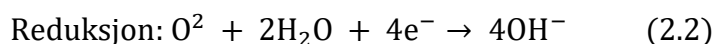
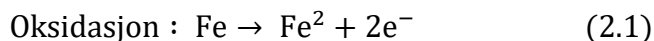
I perioden mellom 1998 – 2003 var det observert flere tilfeller av HISC på forskjellige rørstrukturer- og ledninger i Nordsjøen. Anslått pris for å reparere disse systemene havnet på mellom 5-10 milliarder norske kroner [5]. Dette viser viktigheten av å dimensjonere mot HISC.

For å forstå hvordan hydrogen fremstilles er elektrokjemien bak korrosjon og katodisk beskyttelse essensiell.

#### 2.2.1 Korrosjon

Korrosjon oppstår generelt når et metall er i kontakt med vann, dette kalles vannbasert korrosjon. Som navnet tilsier er det da nødvendig at vann er tilstede. Korrosjonsprosessen foregår i to prosesser. Oksidasjon (anodisk reaksjon) og reduksjon (katodisk reaksjon). Oksidasjon betyr at elektroner frigis. Reduksjon innebærer at elektronene mottas [6].

Reaksjonslikninger for jern kan ses på neste side.



I reaksjonene over, 2.1 og 2.2 ser man hvordan to negative elektroner frigis fra jernet ved oksidasjonen og at fire elektroner mottas ved reduksjonen.

Det finnes ulike typer korrosjon, under nevnes noen av de vanligste med beskrivende bilder.

- **Overflatekorrosjon:** Den mest vanlige korrosjonstypen, gir jevn korrosjon over materialet. Bilde hentet fra [8].



- **Galvanisk korrosjon:** Hvis et edelt metall (anode) er i kontakt med et uedelt materiale (katode) kan galvanisk korrosjon oppstå. Bygger på prinsippet bak katodisk beskyttelse. Bilde hentet fra [8].



- **Pitting:** Lokal korrosjon i små punkter i materialet. Pitting kan lage «groper» under overflaten. Av den grunn kan denne type korrosjon se uskyldig ut ved første blick. Noe som ikke er tilfelle. Bilde hentet fra [8].



- **CO<sub>2</sub>-korrosjon:** Korrosjon forårsaket av CO<sub>2</sub> – gass som er vanlig i rørledninger. Denne korrosjonen blir ofte kalt «søt korrosjon». Bilde hentet fra [8].



- **H<sub>2</sub>S-korrosjon:** Korrosjon forårsaket av hydrogensulfidgass. Spesielt aktuelt i såkalte sure brønner, hvor denne gassen er tilstede. Blir av den grunn ofte kalt «sur korrosjon». Bilde hentet fra [9].



### 2.2.2 Katodisk beskyttelse og fremstilling av hydrogen

Katodisk beskyttelse brukes som sagt for å beskytte korrosjonsutsatte strukturer. Selve den katodiske beskyttelsen fungerer ved at to ulike metaller danner en elektronisk celle. Dette skjer når to metaller er i kontakt med hverandre i en elektrolytisk krets, i form av saltvann. Strømmen i denne kretsen oppstår pga. av lokale forskjeller i konsentrasjon av ioner. Det mer edle metallet vil ved denne situasjonen danne en katode, altså beskytte materialet mot korrosjon. Det mer uedle metallet vil derimot bli en anode og vil la seg oppløse og korrodere. Det hele skjer ved at det mer uedle metallet, ofte bestående av sink- og aluminium frigir elektroner, oksidasjon. Når dette skjer er korrosjonsprosessen i anoden initiert. De negativt ladede elektrodene som frigis fra anoden er da tvunget til å gå over til katoden/beskyttet struktur. Disse elektronene vil sørge for beskyttelse mot korrosjon, da det avgis en svak elektrisk strøm som fungerer som en barriere på katoden. Grunnen til at offeranodene ofte lages i sink og aluminium, er fordi de betegnes som uedle metaller. Dette sørger for at de er mer aktive i å gi fra seg elektroner. Et elektrokjemisk potensial på mellom  $-800 \text{ mV}_{\text{Ag}/\text{AgCl}}$  til  $-1100 \text{ mV}_{\text{Ag}/\text{AgCl}}$  er betraktet som nok potensial for å sikre beskyttelse av en stålstruktur [10], [11], [12].

Denne type katodisk beskyttelse som er beskrevet over kalles ofte galvanisk beskyttelse, da den bygger på teorien bak galvanisk korrosjon som er vist med figur på forrige side.

Offeranoder må jevnlig byttes ut for å sikre kontinuerlig beskyttelse mot korrosjon.



Figur 6: Bilde som viser katodisk beskyttelse i praksis. Her ser man en sink- aluminiumsanode (offeranode) sveiset fast til undersiden til av korrosjonsutsatt skipsskrog [13].

Baksiden ved den katodiske beskyttelsen er at elektronforflyttingen fra anode til katode forårsaker en fremstilling av hydrogenatomer ved katoden. Disse atomene legger seg på yttersiden av strukturen. Deler av dem har da mulighet til å diffundere inn materialet, resten av går sammen og danner hydrogengass ( $\text{H}_2$ ). Pga. sin lille størrelse har hydrogenatomet mulighet til å trenge inn i gitterstrukturen til materialet [14].



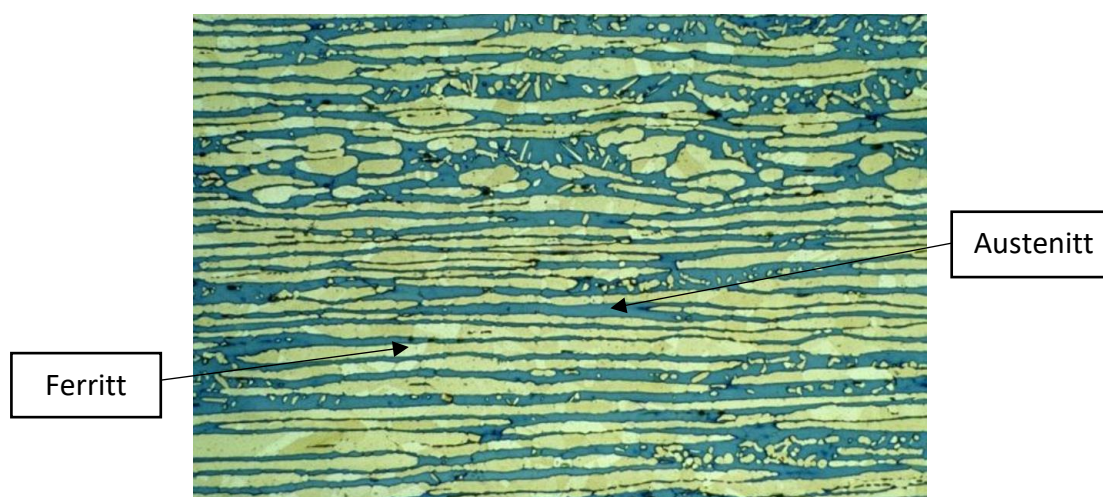
Hydrogen kan og ved spesielle anledninger oppstå fra innsiden av rørstrukturen uten tilknytning til den katodiske beskyttelsen. Dette skjer ved tilfeller hvor brønnene betraktes som sure. Ved slike tilfeller vil hydrogensulfid ( $H_2S$ ) være tilstede i reservoaret, og har på den måten mulighet til å komme i kontakt med stålstrukturen. Hydrogensulfid er en fargeløs gass med kraftig lukt. Den finnes naturlig i mange oljereservoar, da den oppstår ved anaerob nedbrytning av organisk masse. Når hydrogensulfid finnes i brønnen kan gassen reagere med omgivelsene, slik at hydrogenatomer har mulighet til å diffundere inn i materialstrukturen. Dette kan videre forårsake hydrogensprøhet og HISC [14].

Det er ulike materialer som er utsatt for HISC, bl.a martensitt og andre materialer med høy flytegrense. Aktuelt i dette tilfellet er duplex korrosjonsbestandige stål. For å forstå hvordan hydrogenet absorberes inn i metallstrukturen må metallurgien bak duplex-materialene gjennomgås.

### 2.3 Duplex som materiale

Duplex korrosjonsbestandige stål er materialer med veldig gode korrosjonsegenskaper, så vel som styrke. Materialet er dermed et mye brukt hvor disse egenskapene er etterspurt, typisk i subsea-applikasjoner. I tillegg er materialet sveisbart og mulig å forme, noe som gjør det ekstra ettertraktet til slike konstruksjoner.

Alle duplex-legeringer er såkalte tofase materialer, dette innebærer at det er én fase med austenitt ( $\gamma$ ) og én annen med fase ferritt ( $\alpha$ ). Denne fordelingen burde være så lik (50/50) som mulig for å oppnå best mulige materialegenskaper. Den austenittiske fasen består av en kubisk flatesentrert gitterstruktur, mens den ferrittiske har er en kubisk romsentrert struktur.



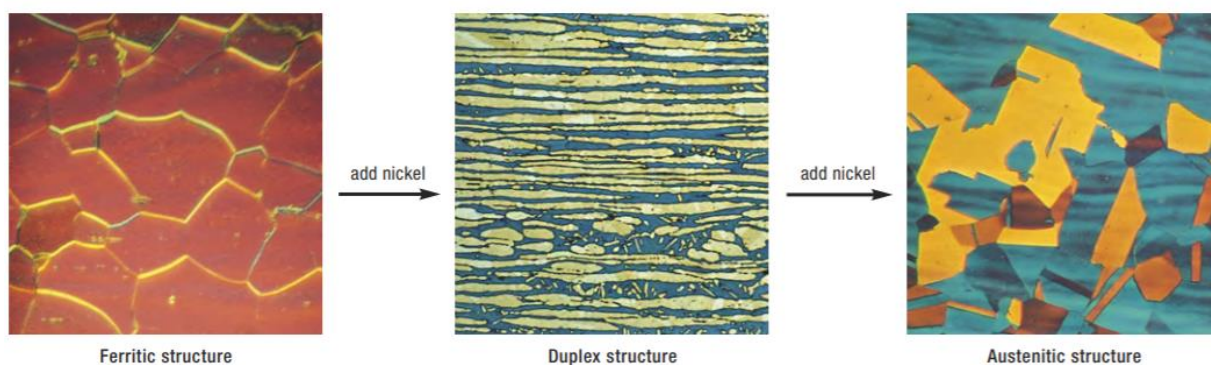
Figur 7: Bilde av mikrostrukturen i duplex-stål, her kommer det tydelig frem hvordan materialet er et såkalt tofasesystem. Ferritt og austenitt er markert frem [15].

Duplex korrosjonsbestandige stål er legeringer med innslag av ca. 20-27% Krom (Cr), og en mindre andel med Molybden (Mo) og Nikkel (Ni).

Super duplex som er en av de mer brukte duplex-materialene består vanligvis av 25% Krom, 7% Nikkel, 4% Molybden, samt noe Nitrogen. Denne legeringen blir kort kalt 25%Cr. Super duplex og har en PREN-score (Pitting resistance equivalent number) på henholdsvis 40-45. Dette nummeret forteller noe om korrosjonsegenskapene relatert mot pitting.

De ulike legeringselementene bidrar til forskjellige egenskaper. Krom legges til stål for å gjøre stålet «rustfritt». Dette skjer da Krom danner en tynn hinne som legger seg på yttersiden av metallet. Denne hinnen beskytter det underliggende stålet mot oksidering og dermed korrosjon. Molybden sørger for en bedre korrosjonsbeskyttelse ved å gjøre denne hinnen mer bestandig. Nikkel bidrar og til økt motstand mot korrosjon, samtidig som metallet blir hardere. Nitrogen gir primært økt styrke.

De nevnte legeringselementene, i tillegg til Mangan bidrar og til å stabilisere de to fasene metallet, nemlig austenitt- og ferrittfasen. Krom og Molybden sørger for stabilisering av ferrittfasen ved å danne kubisk flatesentrert gitterstruktur. Nikkel og Mangan derimot stabiliserer austenittfasen. Spesielt Nikkel er drivende i dannelsen av austenitt. Det hele skjer ved at gitterstrukturen til ferritt endres om til en austenittstruktur (kubisk romsentrert). Se figur under. Ved å tilføre riktig mengde Nikkel i en ferrittisk struktur ender vi opp med en duplex-struktur [10], [16], [17], [18].



Figur 8: Mikroskopibilder som illustrer hvordan den ferrittiske strukturen endres ved å ha Nikkel som et legeringselement. Fra å være en ren ferrittisk struktur endrer Nikkelet materialstrukturen om til en duplex-struktur og potensielt en austenittisk hvis mengden er tilstrekkelig [21].

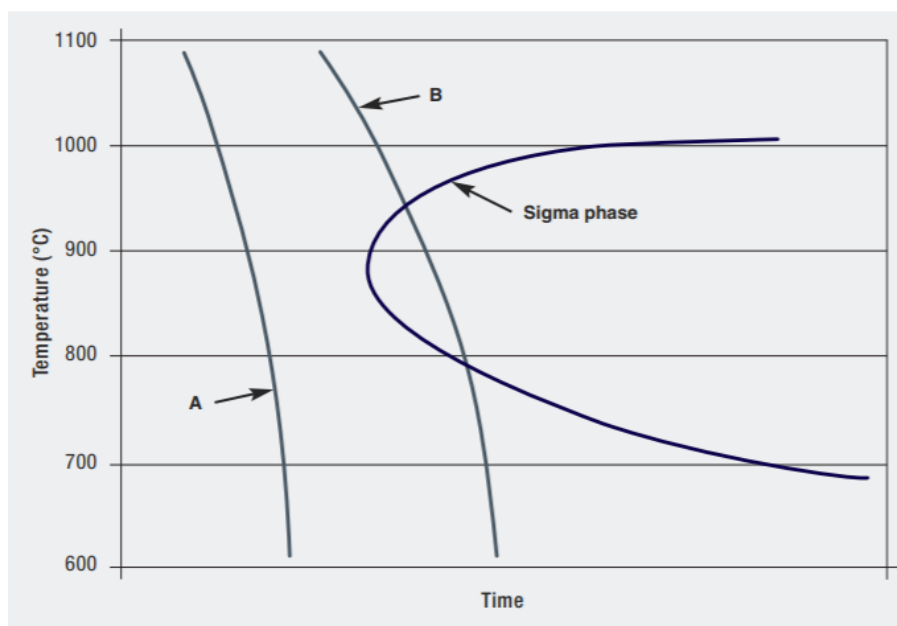
Samtidig som det er ønskelig å ha en 50/50 fordeling av ferritt og austenitt, er det og fordelaktig at mikrostrukturen i materialet er så fin som mulig. Er fasefordelingen fin, vil det påvirke motstanden mot HISC og hydrogensprøhet. En fin fasefordeling påvirker hvor lett hydrogen kan diffundere i materialet. Hydrogen diffunder nemlig raskere og enklere i ferritt enn i austenitt. På den måten vil en fin fasedeling hvor det er liten austenittavstand bremse opp hydrogenet [10].



### 2.3.1 Intermetalliske faser

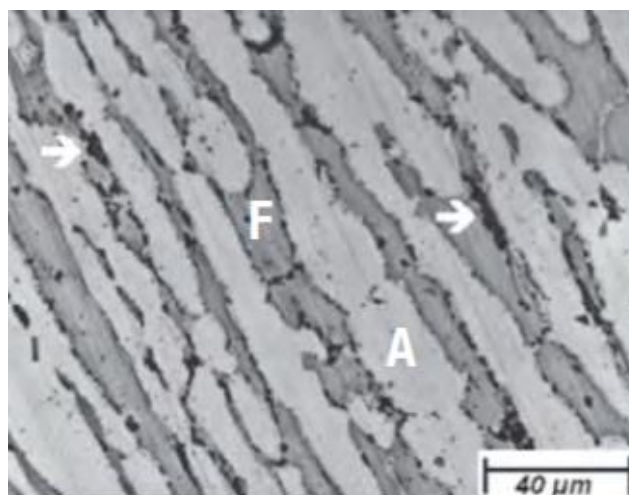
Duplex-materialer er utsatt for Intermetalliske faser som kan forringe materialegenskapene til materialet. Dette er spesielt interessant i sammenheng med HISC.

De intermetalliske fasene kan oppstå i duplex-stål ved ulike typer oppvarming (anløpning, sveising mm.). Ved temperaturer over 1000-1150 grader er det kun austenitt og ferritt som er tilstede. Materialet må dermed utsettes for rask avkjøling for å oppnå et stabilt tofasesystem ved romtemperatur. Blir ikke dette utført raskt nok kan ulike sekundære intermetalliske faser utfelles i materialstrukturen. Ved temperaturer fra 1000 grader ned til 700 grader kan sigmafasen utfelles i materialet. Sigmafasen er lite ønskelig, da fasen kjennetegnes ved sine sprø og harde egenskaper, dette skyldes høyt innhold av Krom og Molybden. Av den grunn vil sigmafasen være utsatt for sprekkinitiering og sprøbrudd. Dette er spesielt lite gunstig i sammenheng med HISC. I tillegg blir korrosjonsegenskapene redusert [20]. Selve sigmafasen utfelles i materialet om nedkjølingsprosessen skjer for sakte i det aktuelle temperaturspekteret. Se figur under.



Figur 9: TTT-diagram som viser anbefalt avkjølingskurve (kurve A) for å unngå utfelling av sigmafasen [21].

Krom og Molybden er i stor grad drivende i utfellingen av sigmafasen. Selve fasen oppstår i korn grensene mellom austenitt og ferritt. Fasen vokser deretter inn i ferritten og trekker til seg Krom og Molybden fra denne fasen. Dermed blir det etterlatt områder med redusert innhold av Krom og Molybden, som er svært utsatt for korrosjon. Se mikroskopibilde av sigmafasen på neste side.



Figur 10: Mikroskopibilde som viser hvordan sigmafase opptrer i korn grensene mellom ferritt og austenitt (hvite piler=sigmafase, F=ferritt, A=austenitt) [21].

Det finnes flere andre typer intermetalliske som kan oppstå i duplex-materialer, bl.a.  $\chi$ -fasen og  $\text{Cr}_2\text{N}$ . Begge disse har også negative ringvirkninger på materialets egenskaper. Riktignok finnes de to sistnevnte ofte i mindre mengder enn sigmafase. Uansett hvilken intermetallisk fase som er tilstede, er de ekstra interessante i sammenheng med HISC-problematikken, da de sørger for en degradering av materialegenskapene.

Da sigmafase oppstår ved varmebehandling, er det viktig at riktige prosedyrer følges ved sveising og bearbeiding av duplex korrosjonsbestandige stål [10], [17], [20].

## 2.4 HISC i duplex korrosjonsbestandige stål

Det er ulike materialer som er utsatt for HISC. Fokuset i denne oppgaven ligger på HISC i duplex og super duplex.

### 2.4.1 Hydrogen i duplex-materialer

Som forklart i kapittel 2.2.2 – "katodisk beskyttelse" oppstår hydrogenet fra reaksjonen knyttet til den katodiske beskyttelsen. Ved denne prosessen blir det dannet hydrogenatomer ( $\text{H}^+$ ) som legger seg på yttersiden av stålet. Noen av disse atomene går sammen og danner hydrogen gass ( $\text{H}_2$ ) og forsvinner. Andre absorberes inn i gitterstrukturen til materialet hvor de kan utgjøre en fare, i kombinasjon med høye spenninger og tøyninger.

Hydrogenatomet er det minste atomet, noe som gjør at det enkelt kan absorberes og trenge seg inn i materialet. Når hydrogenet er absorbert har det mulighet til å diffundere inn i gitterstrukturen til materialet, hvor atomene tar opp interstitielle plasser i strukturen.

Hydrogen har forskjellig virkning på ferritt og austenitt, som er de to hovedfasene i duplex-materialer. Hydrogen diffunderer i hovedsak i den ferrittiske fasen i materialet [22], [23].

I tillegg skjer selve diffunderingsprosessen langt raskere i ferritt enn austenitt, med en faktor på henholdsvis  $10^4$  [24]. Dette skyldes at hydrogen kan bevege seg lettere gjennom kubisk romsentrert gitterstruktur, som er strukturen til ferritt.

Selv om hydrogen diffunderer raskere i ferritt enn austenitt, har riktignok hydrogen langt større løselighet i austenittfasen, da de interstitielle plassene i kubisk flatesentrert gitterstrukturer er større. På den måten kan det være en langt større mengde hydrogen i austenitt enn i ferritt. På den måten kan og austenitten fungere som et lokalt «hydrogenlager» [10], [22].

I diffunderingsprosessen kan og hydrogen fanges opp i ulike områder i metallet. Bl.a. korngrenser, dislokasjoner og eventuelle porer/tomrom. Denne typen «feller» betegnes som reversible, som innebærer at hydrogenet kan gå tilbake på et senere tidspunkt og fortsette diffunderingen. Irreversible feller finnes og, her vil hydrogenet derimot bli holdt fanget permanent. Begge typer feller bremser opp diffunderingsprosessen til hydrogenet [16].

Sammenlikner man diffunderingshastigheten for ferritt i duplex-materialer er den langt langsommere enn i rene ferritt-stål. Dette skyldes at «øyene» med austenitt bremser opp diffunderingsprosessen. Austenitten forårsaker en lenger og mer krøkkete vei for hydrogenet. Samtidig fungerer korngrensene rundt austenitten som potensielle «feller» for hydrogenet. Dette betyr at en finkornet materialstruktur hvor det er det er liten austenittavstand har bedre egenskaper mot hydrogensprøhet og HISC. På den måten er dette noe man burde ha fokus på ved produksjon og dimensjonering hvor duplex-materialer brukes.

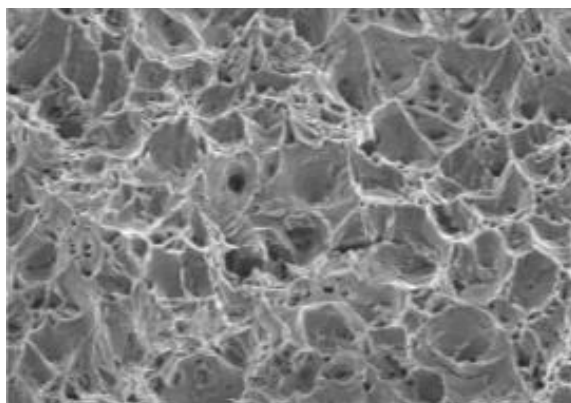
Selv om austenitt har en høyere løselighet av hydrogen, er det allikevel ferritt som er mest utsatt for sprøbrudd og sprekkinitiering ved diffusjon av hydrogen. Ferritt får sprøegenskaper ved kun små mengder diffundert hydrogen [22], [23].

### 2.4.2 Generelt om deformasjon og brudd

For å forstå sprekkinitiering og bruddmekanismene bak HISC, er generell kunnskap om deformasjon og brudd essensiell.

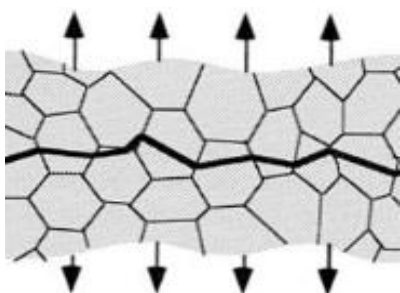
Brudd klassifiseres enten som duktile eller sprø (ustabile). Ved å observere bruddflaten og materialeegenskapene er det mulig å kartlegge aktuell bruddtype. Duktile brudd har stor evne til plastisk deformasjon og energiabsorpsjon. Sprøbrudd har lite av disse egenskapene i bruddflaten. Generelt er det ofte ønskelig med et duktilt brudd, slik at man kan få et forvarsel pga. deformasjonen. På den måten kan man ha mulighet til å avverge bruddet, eller evt. komme seg i sikkerhet. Sprøbrudd skjer mer uventet med lite til ingen forvarsel, med en enorm hastighet og kalles derfor ustabile.

Duktile brudd skjer ved at porer i materialet dannes som følge av høye tøyninger ved sprekkspissen, dette blir og kalt duktil rivning. Porene stammer fra inneslutninger eller sekundære faser i materialet. Disse porene vokser i størrelse, slår seg sammen og sørger for videre sprekkvekst. Duktile brudd kjennetegnes ved sin ruglete bruddflate [23], [24]. Se bilde av bruddtopografi på neste side.

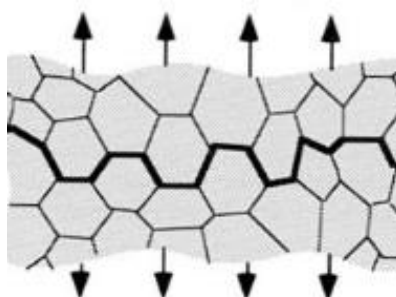


Figur 11: Bilde av mikrostrukturen til bruddflate ved duktilt brudd. Kraterlignende ujevnheter kommer tydelig frem ved ringdannelse [25].

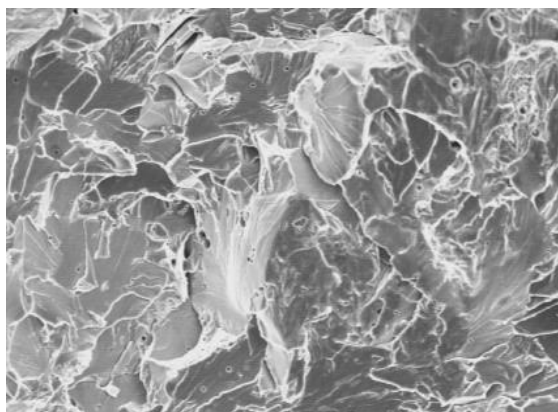
Sprøbrudd kan deles inn i to bruddkategorier. Kløvningsbrudd (transgranulære brudd) og intergranulære brudd. Kløvningsbrudd kløyver over kornene i metallstrukturen og følger foretrukne kløvningsplan. Denne typen brudd etterlater en rett bruddflate med liten grad av skjærlepper og plastisk deformasjon. Intergranulære brudd følger korn grensene i metallet. Se beskrivende bruddfigurer og bilder av mikrostrukturer under [25], [26].



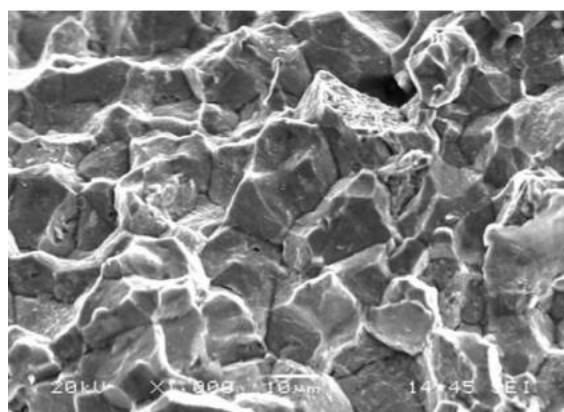
Figur 12: Kløvebrudd, hvor kornene blir kløyvd ved å følge utvalgte plan [28].



Figur 13: Intergranulære brudd, hvor bruddet følger korn grensene [28].



Figur 14: Mikrostruktur av bruddflate ved kløyvebrudd, glinsende utsende [29].



Figur 15: Mikrostruktur av bruddflate ved intergranulært brudd [29].

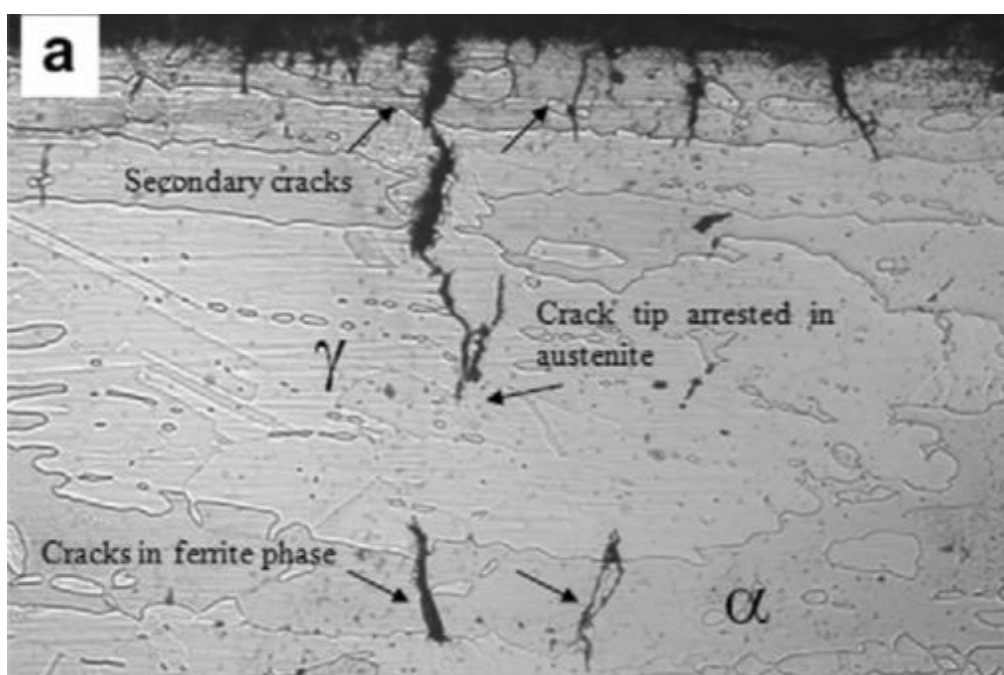
Hva slags type brudd som oppstår avhenger bl.a. av det brukte materiale og påført belastning.

For komponenter utsatt for sprøbrudd, med og uten en påbegynt sprekk er to ulike verdener. Nødvendig kraft som skal til for å fullføre bruddet reduseres betraktelig om det er en sprekk tilstede. Tar man utgangspunkt i en strekkstav utsatt for sprøbrudd med en initiert sprekk, er nødvendig strekkraft drastisk redusert. Ved slike situasjoner er man nødt til å basere seg på bruddmekanikk.

### 2.4.3 Sprekkvekst og brudd som følge av HISC.

Ved å undersøke bruddflater som har vært forårsaket fra HISC i duplex-materialer har det vært mulig å kartlegge hvor sprekkinitieringen har oppstått og hva slags brudd som har inntruffet.

Typisk skjer en sprekkinitiering som følge av HISC i duplex-materialer vanligvis i ferrittfasen. Ferritt blir ved kun små mengder diffundert hydrogen veldig sprøtt. Av den grunn er det et vanlig startpunkt for sprekkinitiering når det oppstår spenninger og tøyninger i materialet. Sprekken som oppstår er da av type kløyvebrudd da den kløyver over {001}-planet i ferrittiske gitterstrukturen. Etter hvert som sprekken seg nærmere austenitten må det tilstrekkelig med spenninger/tøyninger for å krysse fasegrensene. På den måten virker austenitten på mange måter som en midlertidig «sprekkstopper» [22]. Se bilde under.

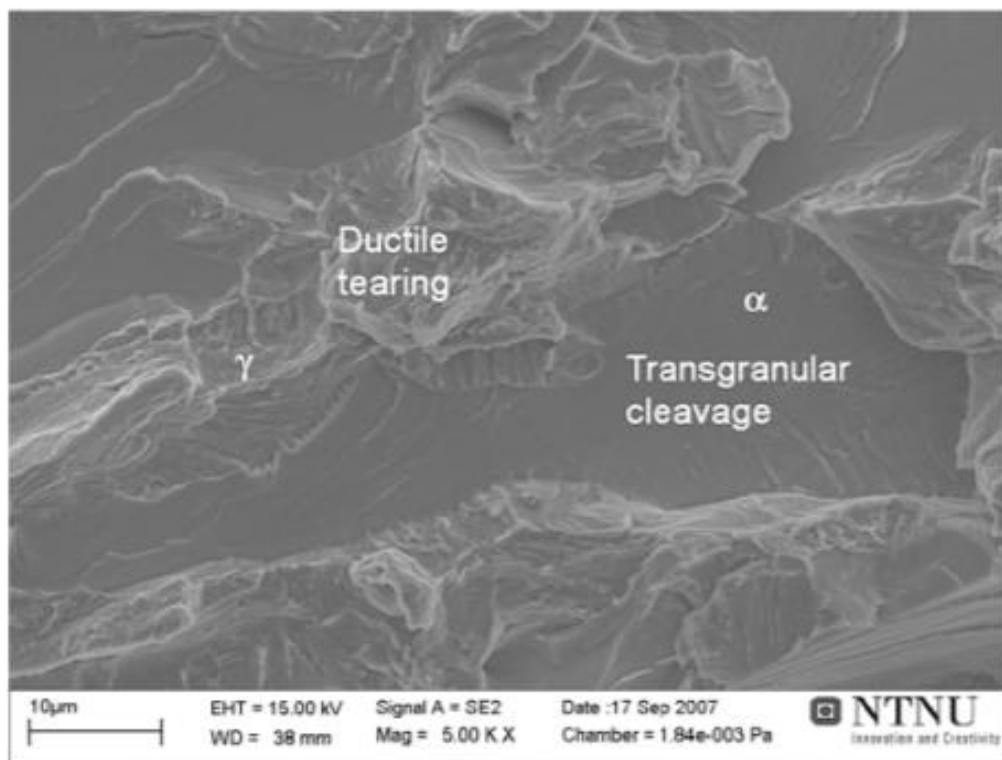


Figur 16: Mikroskopibilde som viser en typisk initierende HISC sprekk som oppstår i ferritten, men som midlertidig blir "stoppet" av den mer sprekkbestandige austenittfasen i materialet [30].

I det spenningene/tøyningene blir tilstrekkelige vokser til slutt sprekken inn i austenitten. Den dominerende bruddtopografien i austenitten som følge av HISC er duktil revning. Det



har og i austenittfasen vært dokumentert lokale områder med kløvningsbrudd i tillegg til duktil revning [22], [33]. Se bilde av typisk bruddflate i ferritt og austenitt som følge av HISC under.



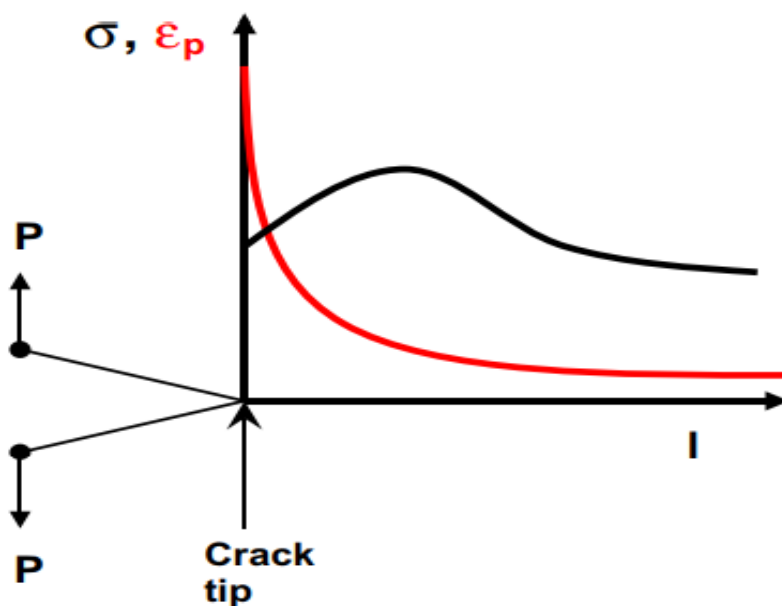
Figur 17: Mikroskopibilde som illustrerer typisk bruddtopografi av HISC-bruddflate i duplex-materialer. Det kommer frem hvordan det er ulike bruddflater i de to fasene i materialet. Nemlig kløvebrudd i ferritten ( $\alpha$ ) og duktil revning i austenitten ( $\gamma$ ) [31].

Vokser en HISC-sprekk for langt vil ikke materialet klare å holde igjen og endelig brudd vil dermed oppstå.

#### 2.4.5 HISC-bruddmekanismer

Når sprekkinitiering har oppstått i et materiale som følge av HISC, er det ulike bruddmekanismer som ligger til grunne for å beskrive hvordan hydrogenet bidrar til degradering av materialet og videre sprekkvekst.

Når først en sprekk har initiert, som typisk er i den sprø ferrittfasen for duplex-stål. Er det fra elastisk-plastisk bruddmekanikk kjent at en sprekk utsatt for plan spenningstilstand vil ha en lokal tøyningstopp ved sprekkspissen [32]. Se forklarende figur på neste side.



Figur 18: Graf som viser hvordan den plastiske tøyningen ( $\epsilon_p$ ) er på sitt største ved sprekspissen i modus 1 (når sprekkeflatene blir forsøkt dratt fra hverandre). Spenningen ( $\sigma$ ) har derimot en topp rett før sprekspissen. Figur hentet fra [33].

På grunn av de høye spenningene/tøyningene ved sprekspissen utvides gitterstrukturen til metallet og hydrogen har dermed mulighet til å enklere diffundere til disse områdene [22].

Det finnes ulike mikro-bruddmekanismer for å beskrive hva som nøyaktig skjer i dette spennings og hydrogenrike området ved en sprekspiss, og hvordan hydrogenet bidrar til videre sprekkevekst og brudd. De to mest anerkjente modellene er «HEDE» (hydrogen enhanced decohesion) og «HELP» (hydrogen enhanced local plasticity).

«HEDE» som er den eldste av de to bygger på at den kohesive styrken i materialet reduseres som følge av at interstitielt hydrogen utvider gitterstrukturen ytterligere. På den måten reduseres bruddenergien i materialet. Dette innebærer at energibarrieren for separasjon av atomer (dekohesjon) ved korn grensene eller i kløveplanene reduseres som følge av tilstedeværelsen av hydrogen. Dette bidrar til videre sprekkevekst. HEDE bygger kun på sprø bruddegenskaper.

«HELP» bygger på at hydrogenatomer gjør det enklere for dislokasjons-bevegelse i utvalgte krystallografiske plan ved sprekspissen. Som et resultat av dette oppstår det lokale områder med nedsatt skjærmotstand og lokal oppmykning, såkalte «soft spots». I disse områdene vil det oppstå videre sprekkevekst som følge av at mikroskopiske porer i materialet vokser sammen, nesten som ved et duktilt brudd [22], [34].

Om man foretrekker den ene modellen mer enn den andre er det klart at hydrogen i nærheten av en sprekspiss vil degradere materialet, og sørge for videre sprekkevekst og

potensielt brudd. Enten det er ved mekanismene bak "HEDE" eller "HELP". Trolig kan det være en kombinasjon av de to. Nemlig at "HEDE" er dominant i den ferrittiske fasen og at "HELP" er aktuell for den austenittiske. Akkurat hvordan hydrogen påvirker området ved en sprekkspiss er fortsatt et område det forskes mye på [23].

Hvordan man skal unngå HISC er en stadig utfordring. Hydrogen vil alltid være tilstede så lenge katodisk beskyttelse er brukt som korrosjonsbeskyttelse. Heldigvis finnes det standarder som gir retningslinjer og krav ved design av subsea-applikasjoner, derav DNV-GL-RP-F112. Denne retter seg spesifikt inn på applikasjoner hvor duplex korrosjonsbestandige stål benyttes.

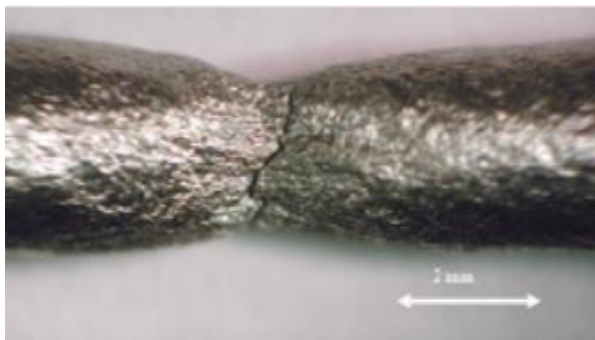
### 2.5 HISC-testing

Formålet med dette kapittelet er å se nærmere på den tidligere testingen som er utført i henhold til HISC på duplex rustfrie stål og kartlegge hvilken kunnskap det har gitt oss.

Helt siden HISC ble et dokumentert og kjent problem har det vært gjort mye testing på området. Prøvemethoder som SSRT (slow strain rate testing), CTOD (crack tip open displacement) og bøyepøver (4 point bend testing) er vanlige og mye brukte metoder for å kartlegge innvirkningen til hydrogen på et utsatt materiale. Et annet interesseområde har vært å se hvordan diffunderingsprosessen til hydrogen henger sammen med mikrostrukturen i duplex og super duplex. Som nevnt tidligere har mikrostrukturen i materialet en stor innvirkning for motstand mot HISC.

På neste side fremvises resultatene fra ulike prøvestaver i 25% Cr. Super duplex som er utsatt for store tøyninger ved SSRT-testing. For å dokumentere hvilken påvirkning hydrogen har på materialet, er den ene i luft og den andre er utsatt for hydrogen fra katodisk beskyttelse. Prøvene er tatt ved henholdsvis 4 ° C og 150 ° C. På den måten er det mulig å se hvilken innvirkning temperaturen har på bruddflatene.

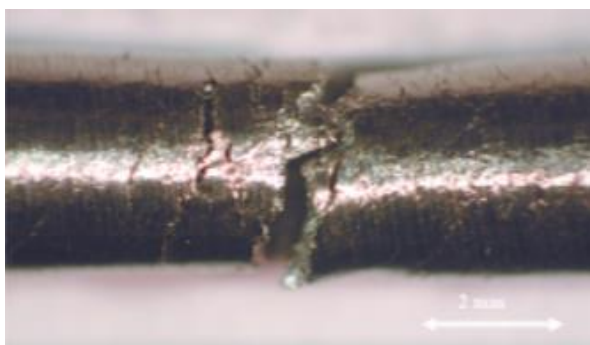




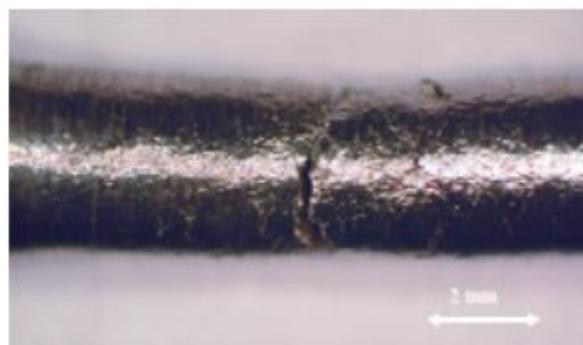
Figur 19: Brudd i luft ved 4 °C, duktile egenskaper [33].



Figur 20: Brudd i luft ved 150 °C, enda større plastiske deformasjoner [34].



Figur 21: Brudd ved 4°C når hydrogen er tilstede. Tydelige forskjeller på bruddflate [33].



Figur 22: Brudd ved 150 °C når hydrogen er tilstede [34].

I figurene over kommer det tydelig frem hvilken påvirkning hydrogen har på materialet i kombinasjon med tøyninger/spenninger. Bruddene hvor hydrogen har vært tilstede er vesentlig annerledes enn i luft. Det er ingen til lite plastisk deformasjon, og bruddet er tydelig av sprø kategori. Prøvestanvene i luft viser duktile egenskaper og stor evne til plastisk deformasjon.

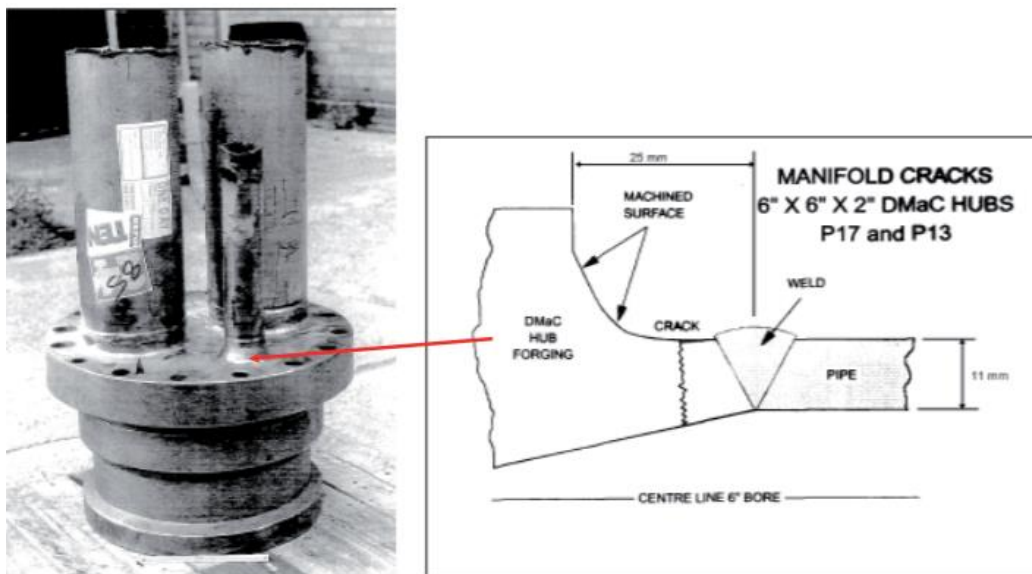
## 2.6 Tidligere tilfeller av HISC

Som nevnt tidligere har det vært flere HISC-relaterte hendelser på ulike subsea-anlegg i Nordsjøen. Under nevnes det noen av dem.

### Foinhaven

På britisk sokkel ble det i 1997 oppdaget et HISC-relatert brudd på Foinhaven-feltet. Bruddet skjedde i rørkobling utsatt for katodisk beskyttelse og ble observert ved trykktesting av systemet. Rørkoblingen var ikke overflatebehandlet med noen form for maling eller lakk, noe som gjør det enklere for hydrogen å trenge inn i materialet. Ved undersøkelse av komponenten ble det oppdaget at var høye spenninger og tøyninger i buddområdet, i tillegg var det sveist i nærheten geometriendring. Samtidig ble det gjort undersøkelser av

materialet, som påpekte grov fasefordeling og kornstørrelse. Austenittavstand på over 100  $\mu\text{m}$  ble målt [37], [23]. Se bilde av bruddområde og beskrivelse under.



Figur 23: Bilde og skisse av bruddområdet ved Foinhaven, materialet er 25% Cr duplex. Skissen viser hvordan det er sveist rett ved geometriendringen til rørkoblingen, og hvordan dette har påvirket sprekkevækst og brudd [38].

### Draugenfeltet – Garn vest

På Draugenfeltet ble det i 2003 observert en HISC-relatert sprekke i en manifold produsert i 25% Cr. Super duplex. Sprekken ble oppdaget under produksjon, og arbeidet med reparasjon tok ca. et år, med en total kostnad på ca. 500 MNOK. I tillegg ble det store utslipp. Sprekken var lokalisert i et spenningsrikt område og materialstrukturen ble betraktet som grov. Austenittavstand på mellom 50-100  $\mu\text{m}$  ble målt. Se bilde under [23].



Figur 24: Bilde av bruddområdet ved Draugen. Bruddflatene kommer tydelig frem. [39]

Det har vært en rekke flere tilfeller av HISC relaterte sprekker og brudd på ulike undervannsinstallasjoner utsatt for katodisk beskyttelse. De nevnte eksemplene av HISC viser viktigheten av fin materialstruktur, sveiselokasjon og reduksjon av spenninger og tøyninger på utsatt geometri når hydrogen er tilstede.

### 3.0 PRODUKSJONSMETODER

Formålet med dette kapittelet er å få en bedre innsikt i hvilke produksjonsmetoder for stålrør og spesiell rørgeometri som egner seg med tanke på HISC.

#### 3.1 Materialkvalitet i henhold til DNVGL-RP-F112

Rørprofiler i duplex rustfrie stål kan produseres på forskjellige måter. De ulike produksjonsmetodene kan riktignok gi forskjellig materialkvalitet, noe som påvirker motstanden mot HISC. Som nevnt tidligere vil en fin metallstruktur, hvor det er liten avstand mellom austenitt avstand gi gode egenskaper mot HISC. En liten avstand mellom austenittfasene sørger for en oppbremsing av diffunderingsprosessen til hydrogenet. Austenittavstanden betraktes som fin om den er mindre enn 30 µm etter standard DNV-RP-F112 [40].

Følgende produksjonsmetoder for rør i duplex-stål, hentet fra DNV-RP-F112 kategoriseres som gode i henhold til ønsket mikrostruktur: «HIP'ede-materialer» (Hot isotropic pressing), samt sømløse rør som enten er ekstruderte, trukket og valset [40].

#### 3.2 Stålrør

Stålrør leveres vanligvis som sveiste eller sømløse. Hvordan de lages forklares under.

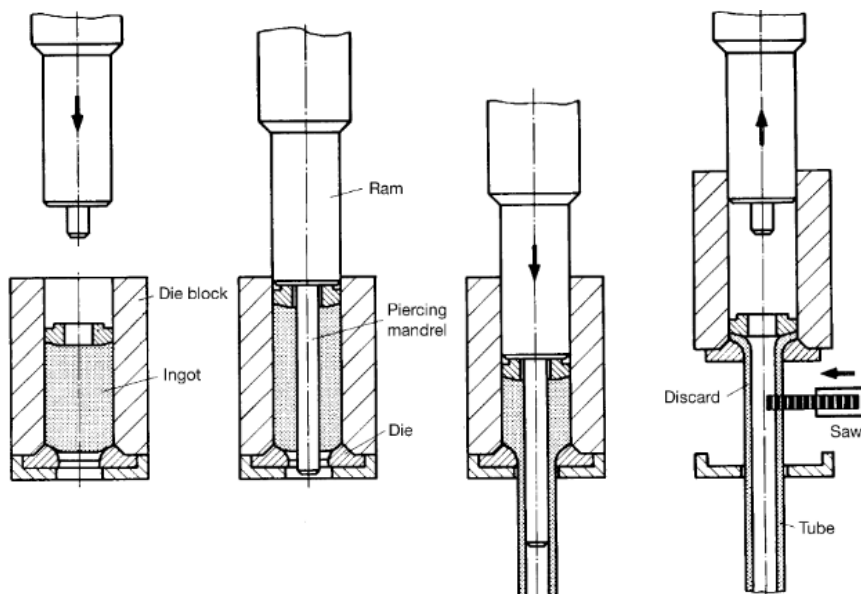
##### Sveiste rør

Rørprofiler leveres enten som sveiste eller sømløse. Sveiste rør produseres vanligvis ved at et rektangulært platemateriale vales om til sirkulære enheter (sylindre). Deretter påføres metallet spenning slik at skjøtene smeltes sammen, og man har en sammenhengende struktur. Sveiste rør finnes både med langsgående sveiser og spiralgående. Sveiste rør er vanligvis lite brukt hvor belastningen og spenningsbildet er stort. Dette er fordi sveisene har restspenninger og svekker dermed styrken til røret. En annen negativ faktor er at sveiset rør har dårligere korrosjonsmotstand da potensialet for urenheter er større [41].

##### Sømløse rør

Sømløse rør kan produseres på forskjellige måter, bl.a. ved ekstrudering.

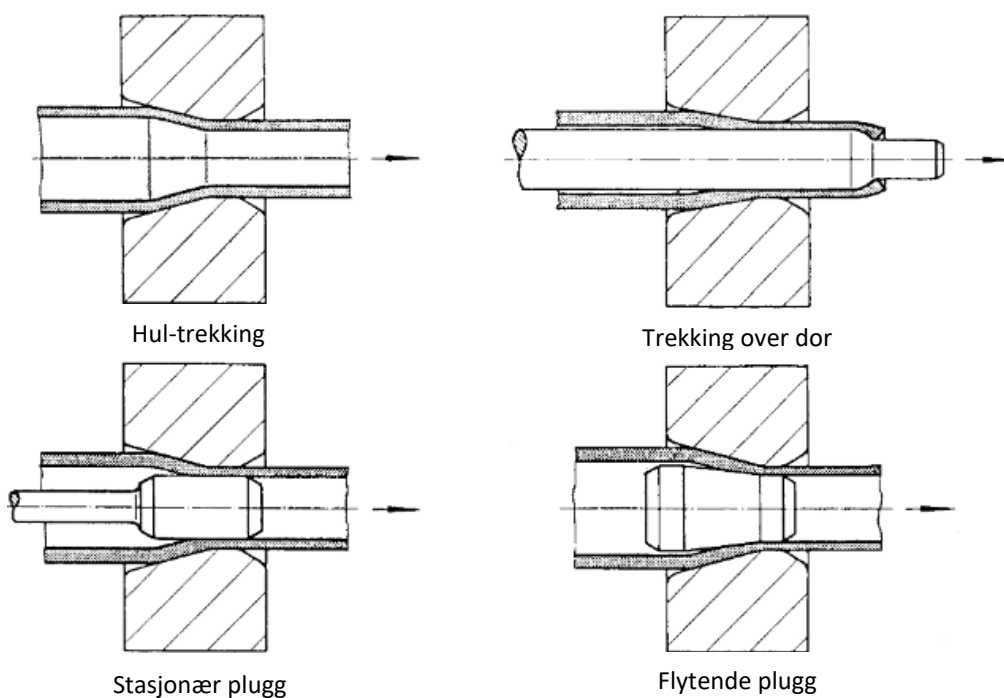
Ved ekstrudering presses en oppvarmet materialblokk over en dor. Store krefter må til for å gjøre denne prosessen. Resultatet man sitter igjen med er et hult rørprofil, uten noen form for sveiser. Se forklarende figur på neste side [41].



Figur 25: Forklarende illustrasjoner som viser ekstruderingsprosessen steg for steg. Fra hvordan et solid emne presses over en dor til et komplett rørprofil sages av [42].

For å oppnå ønsket diameter og veggtykkelse kan profilet deretter enten vales eller trekkes.

Både kald- og varmtrekking er teknikker for å endre tverrsnittet til et rørprofil. Ved trekking dras profilet gjennom et "øye" slik at tverrsnittet reduseres, og lengden øker. Ulike metoder for trekking finnes for ulike oppgaver. Se figur under: [41].



Figur 26: Illustrasjon over de fire vanligste metodene for trekking. Hul-trekking reduserer indre diameter, trekking over dor reduserer veggtykkelsen, trekking over stasjonær og flytende plugg kan bidra til begge deler [43].

### 3.2 HIP

Hot isostatic pressing (HIP) er en av produksjonsmetodene som gir finest og best materialstruktur for duplex rustfrie stål. HIP'ing benyttes ofte som produksjonsmetode på komponenter med krevende geometri eller hvis HISC er et problem.

Selve produksjonsmetoden utføres ved at det først lages en støpeform for geometrien som skal produseres. Denne støpeformen lages vanligvis i platestål og må være hundre prosent tett. For å sikre at formen er tett blir den utsatt for heliumgass.

Videre tilfører man støpeformen materiale i form av pulver. Dette pulveret består av fine partikler og er ferdig blandet med riktig mengde legeringselementer. Et homogent og finmalt pulver bidrar til fin materialstruktur. Når pulveret er i støpeformen blir formen plassert i en et trykklave. Her blir komponenten utsatt for høye temperaturer og trykk, opp mot 140 MPa. Er temperaturen og trykket stort nok vil materialpulveret presses og smeltes sammen til en sammenhengende komponent. Ved denne prosessen reduseres størrelsen til komponenten med ca. 30%. Dette gir ytterligere utfordringer når støpeformen lages. Støpeformen fjernes deretter ved hjelp av syre.

Komponenten må videre varmebehandles. Resultatet man ender man opp med er produkt med upåklagelige materialegenskaper. Materialet har en meget fin materialstruktur, samtidig som faren for porer eller urenheter i materialet ikke er til stede. Typisk austenittavstand for HIP'ede produkter er på ca. 12  $\mu\text{m}$  [44], [45]. Under ser man bilde av forskjellige HIP'ede rørprofiler, med inkluderte t-forgreininger for subsea-applikasjoner. Disse er produsert som komplette deler. Størrelsen på hvor store deler som kan produseres ved HIP'ing avhenger av størrelsen på trykkklaven.



*Figur 27: Bilde som illustrerer hvordan kompliserte rørprofiler kan produseres for bruk i subsea-manifolde, helt uten påførte sveiser [46].*

HIP'ing er en utbredt produksjonsmetode. I subsea-sammenheng er det en spesielt egnet produksjonsmetode for rørgemotrier hvor det stilles strenge krav til spenninger og tøyninger pga. HISC. Dette gjelder komponenter som tverrsnittsreduksjoner, t-forgreininger,



rørbend og generelt hvor eventuelle sveiseforbindelser vil skape problemer grunnet restspenninger.

Totalt sett er HIP'ing en produksjonsform som gir lite materialsvinn og behovet for etterbearbeiding er liten. Prosessen for å lage støpeformene er riktignok ofte en kostbar og tidskrevende prosess.

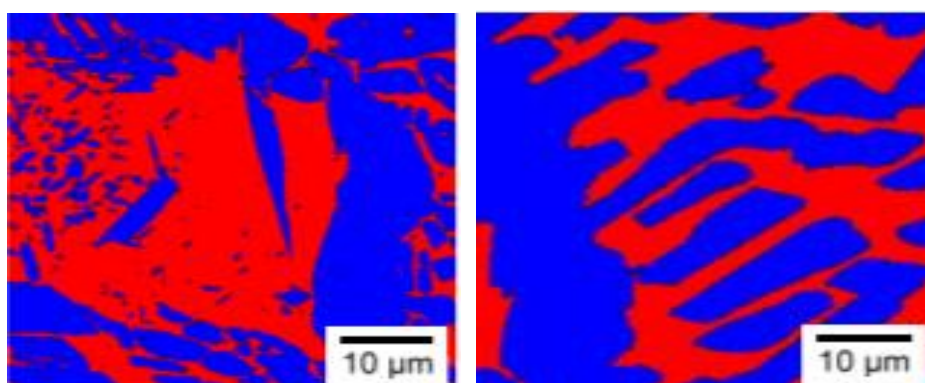
Som en tommelfingerregel er det som konstruktør ønskelig å unngå radier større enn 20 mm. Rette overganger og hjørner vil alltid gjøre prosessen mer kostnadseffektiv [44], [45].

### 3.3 Additiv tilvirkning

Mulighetene for 3D-printing/additiv tilvirkning i duplex-materialer er voksende. Dette vil i fremtiden gi flere muligheter til produksjon av kompliserte rørgemetrier og kan dermed bli en potensiell konkurrent for HIP'ing.

For øyeblikket er det få aktører som tilbyr denne tjenesten og teknologien er relativt ny. Det har riktignok vært utført vellykkede forsøk i duplex-materialer med både DED (directed energy desposition) og PBF (laser powder bed fusion). Dette er de to vanligste metodene for additiv tilvirkning. DED bygger på at materialpulver renner ut mot laser, og dermed gradvis bygger opp en struktur. PBF går ut på at en laser smelter et allerede utlagt lag med materialpulver. Denne prosessen gjentas mange ganger helt til man sitter igjen med en ferdig geometri.

Problemet enn så lenge med 3D-printing av duplex-materialer er å oppnå en jevn fin struktur uten porer. En potensiell løsning for dette kan være og etterbehandle 3D-printede elementene for HIP'ing. På den måten kan man bli kvitt eventuelle innvendige porer [47]. Under vises en duplex-struktur som er 3d-printet og deretter utsatt for HIP'ing. (rød=ferritt, blå= austenitt).



Figur 28: Mikroskopi bilde som viser 3D-printet materialstruktur i super duplex før og etter HIP'ing. (Før til venstre og etter til høyre) [48].

Som det kommer frem av bildene på forrige side er materialstrukturen mer homogen etter at materialet er utsatt for HIP.

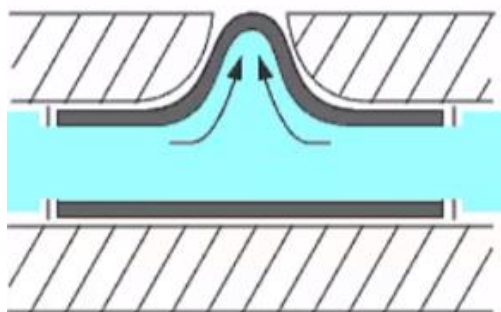
Additiv tilvirkning av duplex-legeringer er i stadig utvikling og vil etter all sannsynlighet bli langt mer utbredt i fremtiden. 3D-printing er en teknologi i anmarsj. Når teknologien endelig er der vil det bidra til flere produksjonsmessige alternativer. Spesielt på komponenter som i dag kun kan produseres ved HIP'ing.

### 3.4 T-forgreininger

T-forgreininger er alltid et problemområde ved design og dimensjonering av rørsystemer og spesielt i subsea-sammenheng, hvor det ofte stilles ekstra strenge krav til tillatte spenninger/tøyninger. Av den grunn er t-forgreiningene av spesiell interesse i denne oppgaven. T-forgreininger kan produseres på ulike metoder, noen er mer fordelaktige enn andre. Under nevnes de vanligste.

#### Trykkforming

En mye brukt metode for å utforme t-forgreininger er trykkforming. Det hele fungerer ved at en rørstuss legges i en form formet som en t-forgreining. Deretter utsettes komponenten for et innvendig trykk i form av vann. Ved tilstrekkelig trykk har metallet kun en vei å gå, slik at formen fylles ut. Resultatet man sitter igjen med er en t-forgreining. Se forklarende figur under.



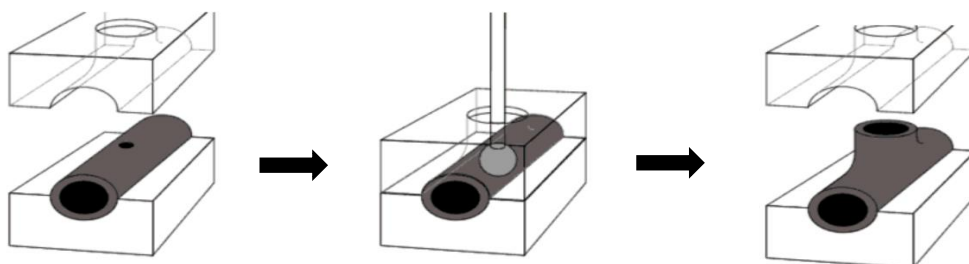
Figur 29: Illustrasjon som viser prinsippene bak trykkforming av t-forgreininger [49].

Det negative med denne produksjonsmetoden er at utløpet på forgreiningen blir kort, slik at sveisene vil komme i nærheten av kritisk geometri.

#### Kuleekstrudering

Kuleekstrudering bygger på samme prinsipp som ved trykkforming. Forskjellen ligger i mediet som brukes. Ved kuleekstrudering legges en rørstuss i en tilsvarende form. Deretter borres det ut et hull i rørstussen. Dette må være stort nok til å trekke en wire med en kule festet i motsatt ende gjennom hullet. Ved å trekke wiren med stor nok kraft sørger kulen for at man sitter igjen med en komplett t-forgreining. Størrelsen på kulen og formen bestemmer diameter på forgreiningen. Se stegvis forklaring på neste side.





*Figur 30: Illustrasjon som viser den stegvise prosessen ved kuleekstrudering. Fra at en rørstuss med hull legges i en form til hvordan t-forgreiningen deretter formes ved hjelp av en kule [50].*

I likhet med trykkforming er problemet og ved kuleekstrudering at utløpet på t-forgreiningen får en begrenset lengde.

### **Andre alternativer**

HIP'ing er naturligvis det mest egnede produksjonsmetoden når det kommer produksjon av t-forgreininger, både når det kommer til materialkvalitet og form. Begrensningene for geometri er få slik at man enkelt kan å lage lengre utløp, samt påføre forsterkninger i utsatte områder, helt uten sveising.

## 4.0 DESIGN MOT HISC I DUPLEX RUSTFRITT STÅL- SAMMENDRAG AV DNVGL-RP-F112

Formålet med dette kapittelet er å få en introduksjon til den drivende standarden for oppgaven, nemlig DNVGL-RP-F112.

Dette sammendrag omfatter de viktigste elementene fra siste utgave av DNVGL-RP-F112, fra 2018. Et sammendrag må alltid brukes sammen med fullversjon av standarden.

### 4.1 Materiale

For materialstrukturen gjelder følgende partielkoeffisient:

$$\text{Finkornet struktur: } \gamma = 100\%$$

$$\text{Grovkornet struktur: } \gamma = 85\%$$

Finkornet materialstruktur gjelder hvis avstanden mellom austenittfasene er mindre enn  $30 \mu\text{m}$ . Følgende materiale/produksjonsmetode er anslått til å gi denne materialkvaliteten:

1. HIP'ede-materialer
2. Sveiset materiale, imidlertid må varmepåvirket sone (HAZ-heat affected zone) ha samme austenittavstand som basismaterialet.
3. Rør som er laget fra ekstrudering, sømløs valsing eller trekking.
4. Valsede plater med tykkelse mindre enn 25 mm.

### 4.2 Designfaktorer, kategori 1.

For kategori 1 gjelder følgende designkrav og faktorer.

#### Spenningsforsterkende faktor, $S_{mag}$ .

- $S_{mag}$  kan konservativt settes til 2. Alternativt kan  $S_{mag}$  regnes ut med hjelp av uttrykk for spenningskonsentrasjonsfaktor (SCF) fra utmattingsstandard, DNVGL-RP-C203.

#### Lokal overflatefaktor, $LSFP_{cat1}$

- For kiler med radius, større eller lik 10% av veggtykkelsen settes  $LSFP_{cat1}=3$ .
- For lokale spor i maskinerte overganger hvor radien er større en 1 mm settes  $LSFP_{cat1}=3$ .
- Sveiser gir følgende verdi ved sveisetå,  $LSFP_{cat1}=3$
- For slipte sveiser settes  $LSFP_{cat1}=1$
- $LSFP_{cat1}$  kan og regnes ut manuelt ved hjelp av FEA og aktuelle formler. Se avsnitt [A.2] i standard, s37.

**Egenspenninger,  $\alpha$** 

- $\alpha$  introduseres pga. egenspenninger fra sveiser eller fra kaldbearbeiding.
- Ved sveiser, kategoriseres det en lengde,  $L_{res}$  fra senter av sveis til område av interesse.  $L_{res} = 2,5\sqrt{R \cdot t}$  (R= ytre diameter, t=veggtykkelse).

Tabell 5: Varmepåvirket sone,  $L_{res}$ .

Scenario	$\alpha$
For kaldarbeidete komponenter eller om man er innenfor $L_{res}$	0,9
Annet	1

**Sveiser som er nærme overganger,  $\beta$** 

- Faktoren  $\beta$  introduseres om sveisen er i nærheten av en maskinert overgang, da kombinasjonen av sveisetå sammen med en stigning kan være problematisk.

Tabell 6: Sveisetå + maskinert overgang.

Geometri	$\beta$
Sveisetå + overgang på 30 ° eller mindre	1
Sveisetå + overgang > 30 ° < 45 °	0,9
Sveisetå + overgang > 45 °	0,8

- Om avstanden fra sveisetå til overgang,  $L_{tran}$  er større enn 5 mm, settes  $\beta$  til 1.

**4.3 Designfaktorer, kategori 2.**

Følgende faktorer gjelder ved kategori 2, når analysene er ikke lineære.

**Lokal overflatefaktor,  $LSMF_{cat2}$** 

- $LSMF_{cat2}$  kan bestemmes med resultater fra FEA og formel under.

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}}$$

$\sigma_{max}$  = største overflatespenning i hovedretning

$\sigma_{lin}$  = gjennomsnittet av  $\sigma_{mem} + \sigma_b$  i rørveggen

- $LSMF_{cat2}=1$  kommer riktignok ut på konservativ side og kan alltid brukes ved kategori 2.

#### 4.4 Kategori 1-Linear elastiske spenningskrav

Komponenter som designes etter kategori 1 må innfri begge gitte spenningskrav under:

$$\sigma_{mem,i} \leq 0,8 \cdot \gamma \cdot SMYS$$

$$(\sigma_{out,i} \cdot S_{mag,i} + \sigma_{term}) \leq \alpha \cdot \beta \cdot \gamma \cdot (1,1 - 0,07 \cdot LSPF_{cat.1}) \cdot SMYS$$

$\sigma_{mem,i}$  = membranspenning i retning,  $i$

$\sigma_{out,i}$  = utvendig spenning i retning,  $i$

$\sigma_{therm}$  = Spenningen forårsaket av temperaturvariasjoner

$S_{mag,i}$  = Spenningsforsterkende faktor i retning,  $i$

$\alpha$  = egespenningsfaktor

$\beta$  = faktor for sveisetå og overganger

$\gamma$  = materialstruktur

$LSPF_{cat1}$  = negativ overflatefaktor

$SMYS$  = materialets flytegrense

Hvis kravene fra kategori 1 ikke innfris skal komponentene forsøkes å dimensjoneres etter kategori 2.

#### 4.5 Kategori 2-Tøyningskrav

For kategori 2 må følgende krav innfris.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \text{ [%]}$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$\epsilon_{mem}$  = gjennomsnittelig tøying i veggtykkelsen

$\epsilon_{peak}$  = maks overflatetøying

$\epsilon_c$  = maks tillatte overflatetøying

Tabell 7: Definisjon av maks tillatte overflatetøying.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldvalset	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldvalset
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

Hvis ikke disse kravene innfris må endringer gjøres, som for eksempel endring av aktuell geometri.

Dette sammendraget baserer seg på siste utgave av standard [51].

## 5.0 BAKGRUNN FOR FEA

Formålet med dette kapittelet er å få en introduksjon til teorien bak analysedelen av oppgaven, samt å verifisere aktuell analysemetodikk mot håndberegninger.

### 5.1 Innledning FEA

FEA eller «finite element analysis» er en mye brukt analysemetode, som kan benyttes på bl.a. strukturelle dimensjoneringsutfordringer. Metoden gjør det mulig for brukeren å kartlegge opptredende deformasjoner, spenninger, tøyninger mm. i belastede komponenter. FEA bygger på elementmetoden og er dermed en numerisk fremgangsmåte. Det finnes flere programvarer som har spesialisert seg på FEA. Ansys og Abaqus er to av dem, aktuelt program for denne oppgaven er *Ansys Workbench 16*.

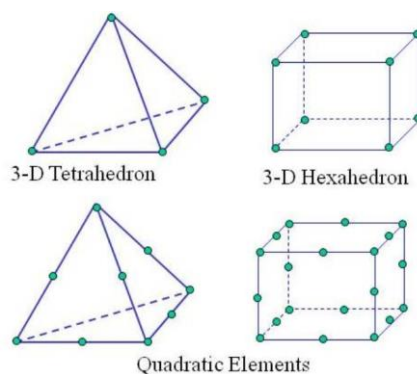
FEA har blitt svært utbredt hjelpemiddel, riktignok skal man ikke stole blindt på resultatene. Flere potensielle feilkilder ligger til grunne som brukeren må ha kunnskap og erfaring om. Elementnett, grensebetingelser, singulariteter er noen av dem.

Verifisering av analyseresultater ved hjelp av håndberegninger er god praksis for å bestemme om svarene stemmer med virkeligheten.

#### Elementnett (mesh)

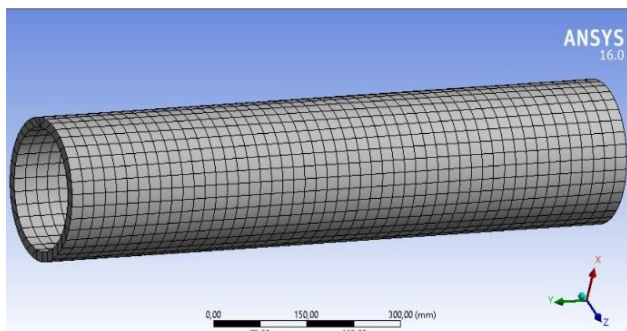
Elementnett eller mesh som det heter internasjonalt er inndelingen av noder og elementer på modellen. Desto finere denne inndelingen er jo mer pålitelige og nøyaktige resultater oppnår man. Ved spenningsutsatte områder som kjerver eller ved brå geometriending vil det generelt alltid være fornuftig å påføre et fint mesh. Riktignok vil et finrutet elementnett kreve større datakraft og lengre behandlingstid.

Et elementnett kan bestå av ulike elementinndeling. For solide 3d-modeller er de to aktuelle typene kalt tetraeder- og heksaederelementer. Disse finnes både som kvadratiske og lineære. Generelt er det ønskelig å bruke den kvadratiske versjonen da disse har midtsidenoder. På denne måten har hvert element flere noder som igjen påvirker nøyaktigheten til analysene positivt. Se figur av de ulike elementene under.

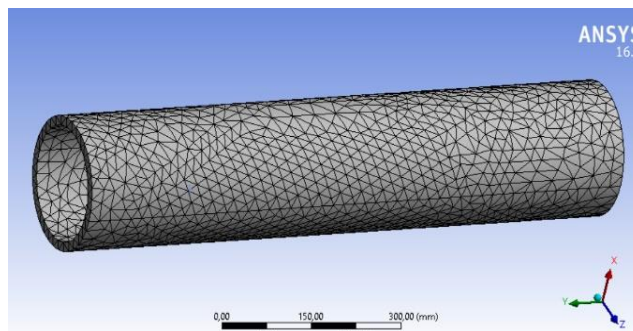


Figur 31: Skisse over lineære og kvadratisk heksaeder- og tetraederelement. Nodene er markert med grønne dotter. De kvadratiske elementene gir mest presise resultater [52].

Som regel er det ønskelig med et heksaederdominant elementnett for en strukturell analyse. Denne elementtypen gir god nøyaktighet på resultatene. For komplisert geometri kan det riktignok være vanskelig å oppnå et elementnett kun basert på heksaederelementer. Tetraederelementene står langt sterkere ved en slik situasjon, da denne elementtypen er mer tilpasningsdyktige for spesiell geometri. Se bilde av de to mesh-typene under.



Figur 32: Kvadratisk heksaeder mesh påført på 8" rør.



Figur 33: Kvadratisk tetraeder mesh påført på 8" rør.

### Grensebetingelser

Med grensebetingelser menes betingelsene som settes på den aktuelle modellen som skal analyseres. Dette kan være krefter, trykk, innfestninger og opplagringer mm. At grensebetingelsene defineres riktig er viktig for å oppnå korrekte resultater.

### Singulariteter

Ved lokale områder i en FEA-modell kan det oppstå singulariteter. Dette innebærer at løsningen går mot en uendelig verdi. Singulariteter oppstår ofte i områder hvor det er påført lokale punktlaster, punktopplagringer og ved brå geometriendringer som skarpe hjørner. Ved disse områdene vil det bli en spenningskonsentrasjon hvor de presenterte resultatene ikke er korrekte [53].

Singulariteter er ikke farlige i seg selv, men de er viktige å vite om slik at man kan styre unna de. Ved å kjøre analyser med ikke-lineære materialkurver slipper man mange av problemene knyttet til singulariteter, da spenningene vil flyte mer utover i materialet.

## 5.2 Trykkklasse, materiale og rørdimensjoner

Formålet med dette avsnittet er å få bedre kjennskap til rørkomponentene som analyseres nærmere. Fra hvilken påkjenning de blir utsatt for, til materialdata og rørdimensjoner etter ANSI-normer (American National Standards Institute).

### Trykkklasse

Komponentene som undersøkes og analyseres nærmere utsettes for trykkklasse på 5000 psi som er vanlig trykkklasse for subsea-manifolder. Se detaljert info i tabell på neste side.

Tabell 8: Påført trykkklasse som brukes ved analysene.

Beskrivelse	Input
Innvendig trykk, $p_i$	344,8 bar (34,48 MPa)

### Materiale

Aktuelt materiale for rørgemetriene som undersøkes er 25%Cr. Super duplex. Medfølgende materialspesifikasjoner for dette materialet er presentert under.

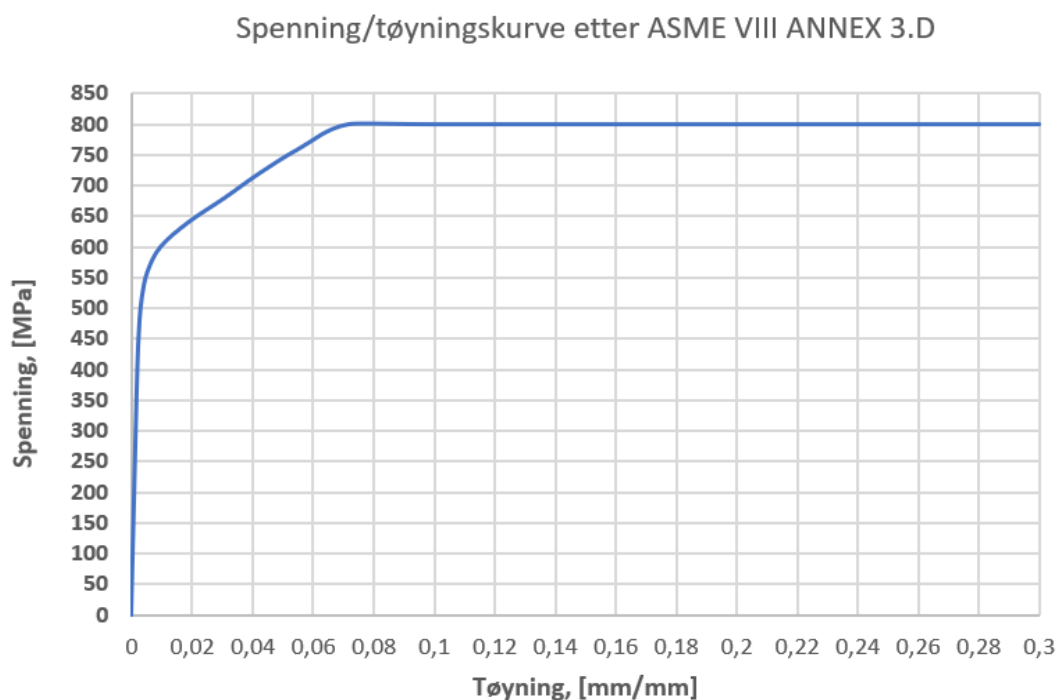
Tabell 9: Materialelegenskaper for 25%Cr. Super duplex.

Beskrivelse	Input
Flytegrense, SMYS	550 MPa
Strekfasthet, SMTS	800 MPa
E-modul	210 000 MPa
Poisson tall	0,3

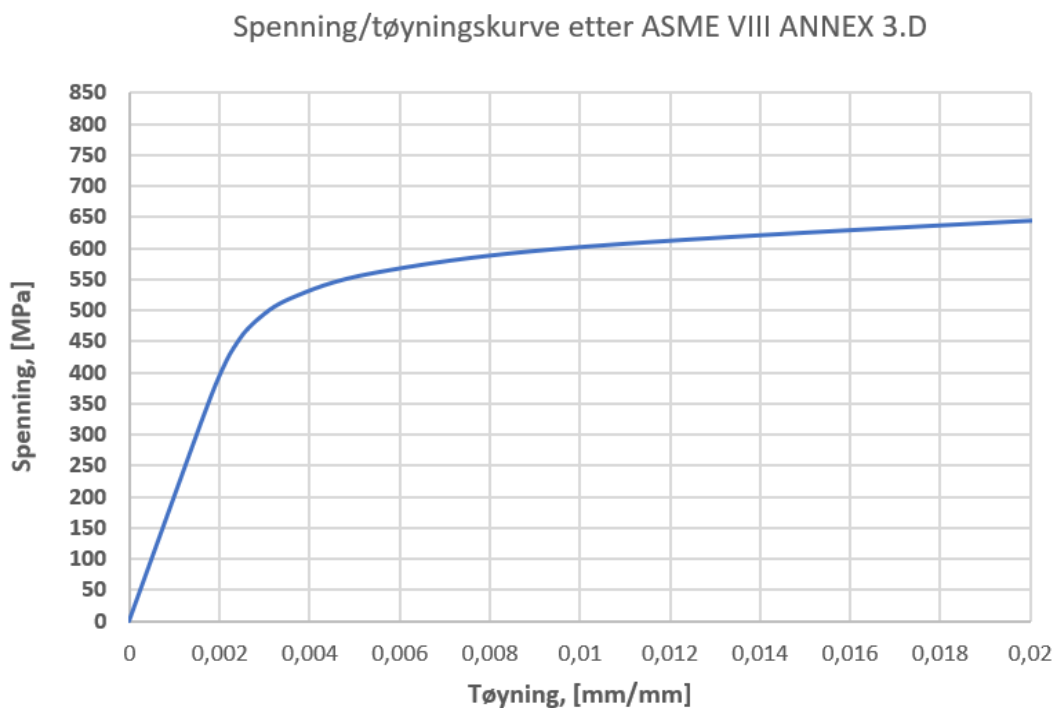
Ved ikke-lineære analyser må det legges inn en realistisk materialkurve (spenning/tøyningkurve) inn i Ansys. For at denne materialkurven blir gjort riktig, gjøres den etter ASME VIII, annex 3.D. Dette er i henhold til DNVGL-RP-F112.

Materialkurven er blitt regnet ut i Excel, resultatet ser man på neste side. Materialkurven viser den sanne tøyningen ved 20 ° C, den har blitt kuttet ved strekkfastheten, på 800 MPa. Se bilder av materialkurve på neste side.

ASME VIII annex 3.D er lagt ved som vedlegg. Se vedlegg c.



Figur 34: Spenning/tøynings kurve etter ASME. Fra 0 til 30% tøyning på x-aksen.



Figur 35: Spenning/tøyningskurve etter ASME. Viser materialkurven mer i detalj fra 0 til 2% tøyning.



Tar utgangspunkt i materialkurvene i figur 34 og 35 og regner ut det plastiske bidraget for tøyningen. For å få det plastiske bidraget trekkes det elastiske bidraget fra den sanne tøyningen. Har satt nullpunktet ved 300 MPa, da de plastiske tøyningene under denne spenningen er minimale og dermed neglisjerbare. Se tabell under for aktuelle verdier som legges inn i Ansys.

Tabell 10: Materialkurve som legges inn i Ansys.

Spenning [MPa]	Plastisk tøying [mm/mm]
300	0,00000
350	0,00008
390	0,00027
420	0,00060
450	0,00115
480	0,00222
500	0,00331
520	0,00503
550	0,00919
580	0,01591
630	0,03231
680	0,04712
730	0,06431
780	0,08454
790	0,09824
795	0,5

### Rørdimensjoner

Rør som brukes i olje og gass næringen leveres i tommer etter amerikansk standard, ANSI. Her finner man forskjellige rørdimensjoner med ulik veggtykkelse, også kjent som schedule. Se vedlegg B for datablad over rørdimensjoner i metriske enheter.

### Lineariserte spenninger

Lineariserte spenninger er spesielt aktuelt for DNVGL-RP-F112 og generelt ved dimensjonering av trykkpåsatte rør og sylindertanker. Ved å undersøke spenningene langs en bestemt sti gjennom tverrsnittet til en belastet komponent, er det mulig å trekke frem de lineariserte spenningene. For et trykkpåsett rørprofil vil man vanligvis legge denne stien i det mest spenningsutsatte området. Resultatene man får ut, er da spenningene gjennom denne stien. På den måten får man et bilde av hvordan spenningene endrer seg gjennom veggtykkelsen langs stien.

De linearaserte spenningene baserer seg på seks ulike spenningskomponenter ( $S_X$ ,  $S_Y$ ,  $S_Z$ ,  $S_{XY}$ ,  $S_{YZ}$ ,  $S_{XZ}$ ) og lineariserer de. Resultatene man får ut er følgende:

- membranspenning ( $\sigma_{mem}$ )
- bøyenspenning ( $\sigma_b$ ),
- kombinasjon av de membran- og bøyenspenning ( $\sigma_{mem} + \sigma_b$ )
- peakspenning ( $\sigma_{peak}$ )
- total spenning ( $\sigma_{tot}$ )

Membranspenningen er en gjennomsnittsspenning, mens bøyenspenningen er en lineær varierende spenningskomponent. Peak-spenningen er en overlagret spenningstopp og brukes ofte i sammenheng med utmatting er derfor like relevant for DNVGL-RP-F112 [54].

Ved en trykkpåkjennte rørprofiler og trykktanker er det som regel  $\sigma_{mem}$  og  $\sigma_{mem} + \sigma_b$  som er av størst interesse.

### 5.3 Håndberegninger og analyser på rørprofil

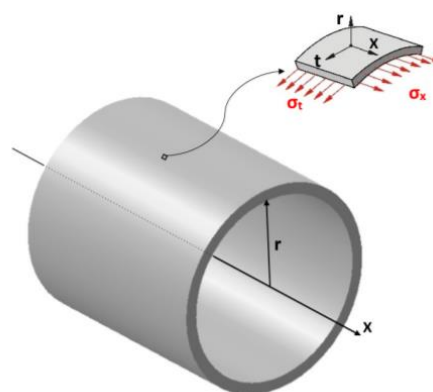
T-forgreninger har en relativt komplisert geometri. Av den grunn vil det være utfordrende å utføre presise håndberegninger som kan brukes som verifikasjon på hver av analysene.

På rette rør er situasjonen riktignok annerledes. Som en introduksjon til design- og analysedelen gjøres det derfor analyser og håndberegninger på en enklere rørgemetri. Dette gjøres for å vise at den nødvendige forståelsen bak analysene er korrekte og samsvarer med virkeligheten. Samtidig er det en måte verifisere den brukte analysemetodikken, da denne er lik for de aktuelle t-forgreningene som analyseres senere i oppgaven.

For den aktuelle analysen er det modellert et 1 meter langt 8" rør med schedule 100 etter ANSI dimensjoner.

Tabell 11: Rørdata for aktuelt profil og trykkklasse.

Beskrivelse	Verdi
Ytre radius – $r_y$	109,545 mm
Indre radius – $r_i$	94,455 mm
Midlere radius – $r_m$	101,999 mm
Veggtykkelse – $s_0$	15,09 mm
Innvendig trykk – $p_i$	34,48 MPa
Innvendig areal – $A_1$	28025 mm <sup>2</sup>
Rørareal – $A_2$	9673 mm <sup>2</sup>

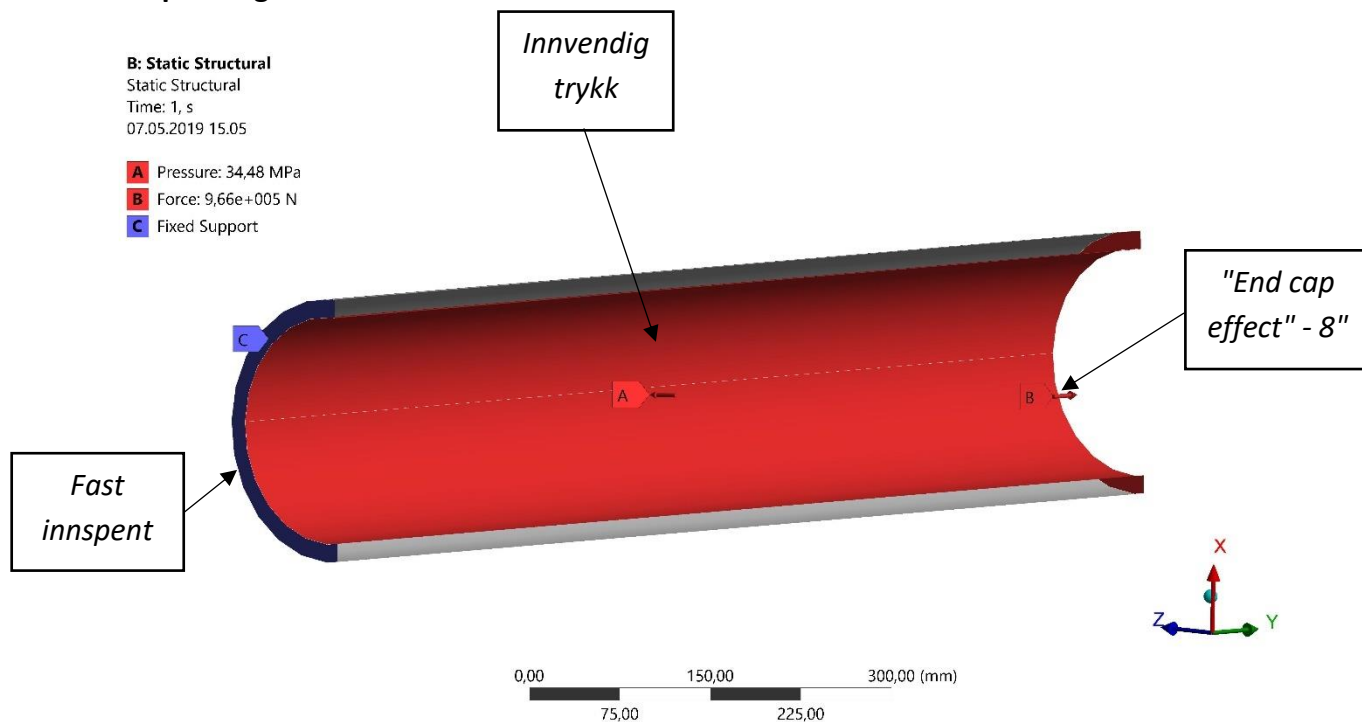


Figur 36: Brukte retninger i oppgaven.  $t$ =tangentiell (hoop),  $r$ =radiell,  $x$ =aksial [55].

Rørstussen er modellert i stål og påføres et innvendig trykk,  $p_i$ . Se bilde av andre innspenninger og påførte laster under.

### 5.3.1 Resultater-hoop- og radiell spenning

#### Innspenninger



Figur 37: Røret holdes igjen i den ene enden. Påført innvendig trykk på 34,48 MPa, samt en strekkraft på 966 kN, som er plassert på motsatt ende for å symbolisere "end cap effect".

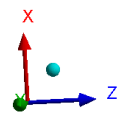
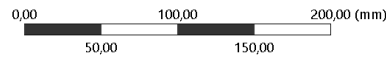
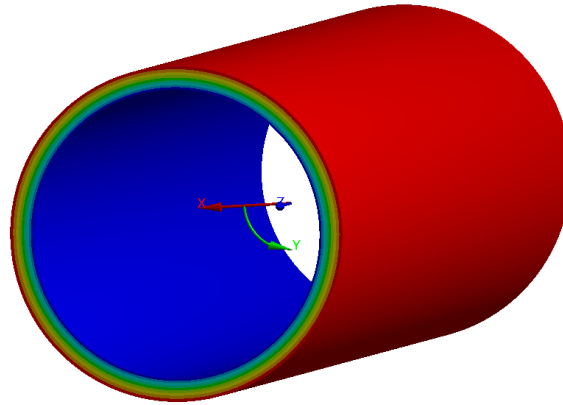
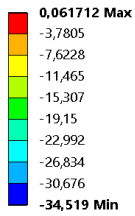
Da det ikke er et modellert et endelokk på røret er det nødvendig påføre en såkalt «end cap effect». Dette er en kraft som påføres rørtverrsnittet. Ved å multiplisere trykket med det innvendige arealet til røret får man ut denne kraften. Se utledning under.

$$F = p_i \cdot A_1 \rightarrow 34,48 \cdot 28025 = 966 \text{ kN} \quad (5.1)$$

Velger å ta ut radiell- og tangentiell spenning fra analysene. Disse spenningsplottene kan ses på neste side.

## Radiell spenning

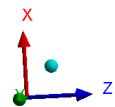
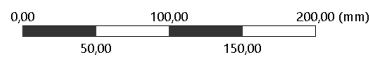
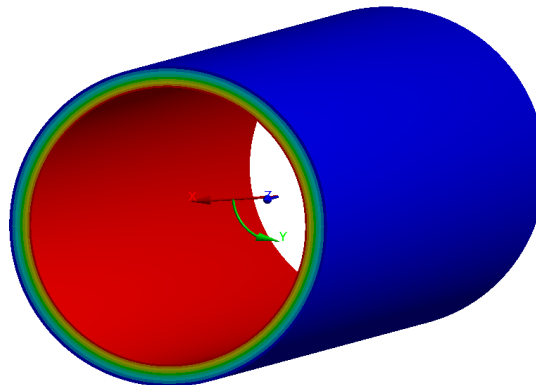
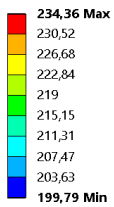
**B: Static Structural**  
Radial stress  
Type: Normal Stress(X Axis)  
Unit: MPa  
Coordinate System  
Time: 1  
20.03.2019 11.08



Figur 38: Radiell spenning, maks verdi på -34,5 MPa.

## Tangentiell spenning (Hoop)

**B: Static Structural**  
Hoop stress  
Type: Normal Stress(Y Axis)  
Unit: MPa  
Coordinate System  
Time: 1  
20.03.2019 11.09



Figur 39: Tar ut spenningen i røret ved å følge spenningen i y-retning til det sylindriske koordinatsystemet. Får da den tangentielle spenningen på 234,36 MPa.

## Håndberegninger

Sammenlikner analysene med håndberegninger.

Ser om aktuell rørdimensjon kategoriseres som tynn- eller tykkvegget. Formler er hentet fra [56].

$$r = r_m$$

$$\frac{S_0}{R_m} \geq \frac{1}{10}$$

$$\frac{15,09}{101,99} = 0,147 > 0,1$$

Da forholdet mellom veggtykkelse,  $S_0$  og midlere radius  $r_m$  er større enn 0,1 innfris kravet for tykkvegget sylinderteori. Se utregninger av radiell og tangentiell spenning under.

## Tangentiell spenning

$$\sigma_t = \frac{\left(\frac{r_i}{r_y} + \frac{r_i}{r}\right) \cdot p_i}{1 - \frac{r_i^2}{r_y^2}} \quad (5.2)$$

$$\sigma_t = \frac{\left(\frac{94,455^2}{109,545^2} + \frac{94,45^2}{94,45^2}\right) \cdot 34,48}{1 - \frac{94,455^2}{109,545^2}} = 234,34 \text{ MPa} \quad (5.3)$$

## Radiell spenning

$$\sigma_r = \frac{\left(\frac{r_i}{r_y} - \frac{r_i}{r}\right) \cdot p_i}{1 - \frac{r_i^2}{r_y^2}} \quad (5.4)$$

$$\sigma_r = \frac{\left(\frac{94,455^2}{109,545^2} - \frac{94,45^2}{94,45^2}\right) \cdot 34,48}{1 - \frac{94,455^2}{109,545^2}} = -34,48 \text{ MPa} \quad (5.5)$$

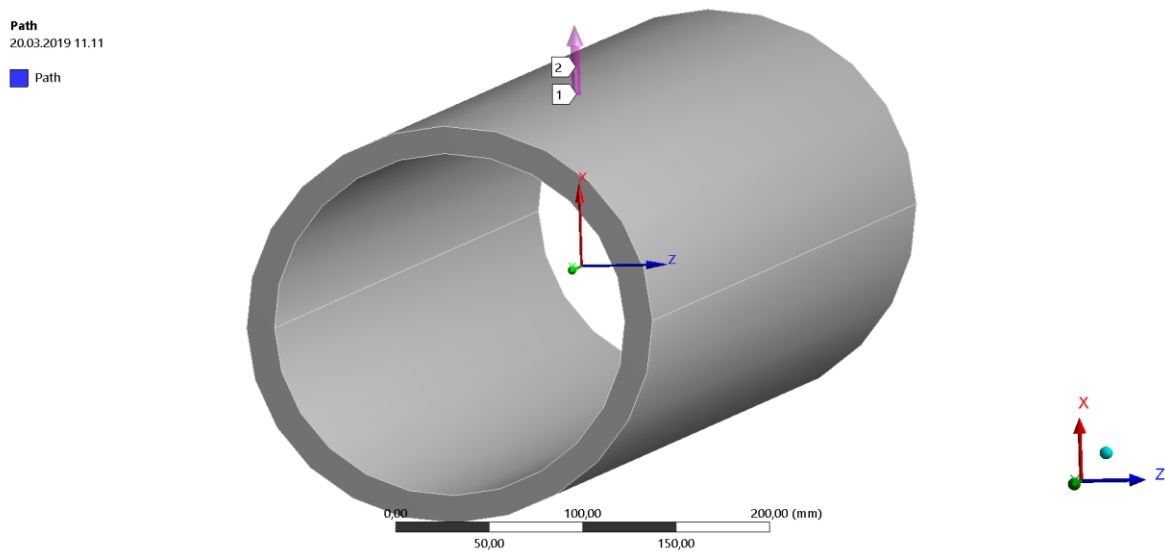
Tabell 12: Sammenlikning av spenningsresultater for FEA og håndberegninger på 8" rør.

Spenningstype	FEA	Håndberegninger
Tangentiell spenning $\sigma_t$	234,36 MPa	234,34 MPa
Radiell spenning $\sigma_r$	-34,51 MPa	-34,48 MPa

Som det fremkommer i utregninger og tabell over kommer resultatene veldig godt overens. For å oppnå et lite avvik var det nødvendig med et fint elementnett, bestående av mange elementer og noder.

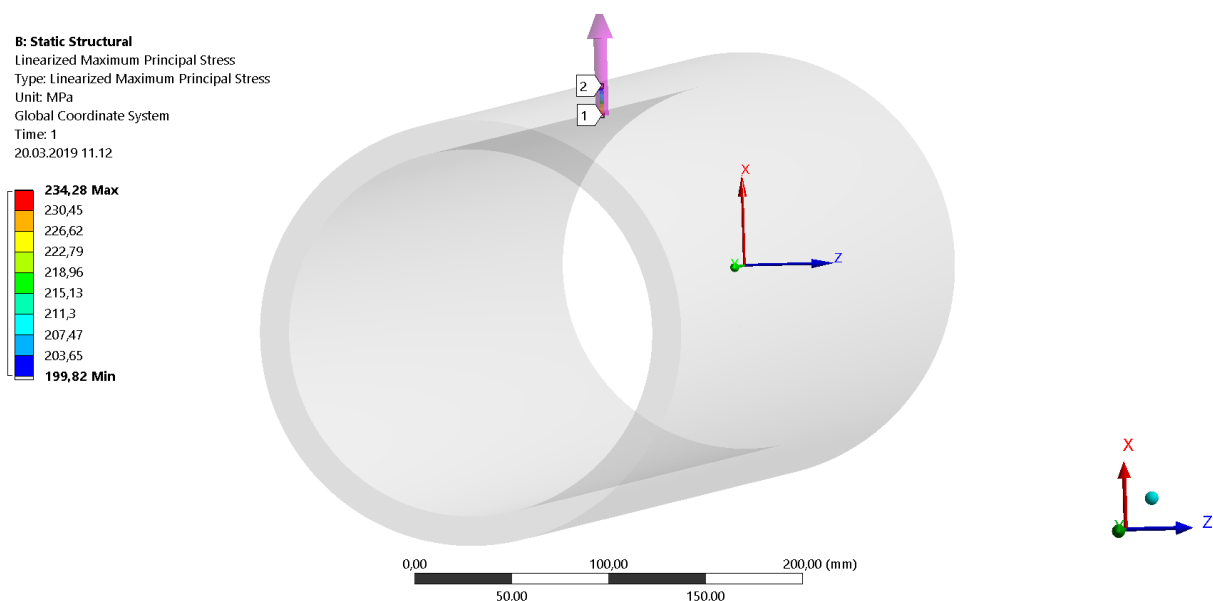
### 3.3.3 Resultater-lineariserte spenninger

Analyser som omfatter lineariserte spenninger er utført på samme rørkomponent som tidligere, med identisk trykk,  $p_i$  og innspenninger. Velger å ta ut de lineariserte spenningene langs en vilkårlig sti gjennom den ene rørveggen midt på røret. Se figur under.



Figur 40: Forklarende bilde som viser aktuell sti i rørveggen mellom punktene 1-2. Punktene er plassert på innsiden og yttersiden av røret og er knyttet fast til elementnettet.

Under fremstilles største lineariserte hovedspenning grafisk langs den aktuelle stien.



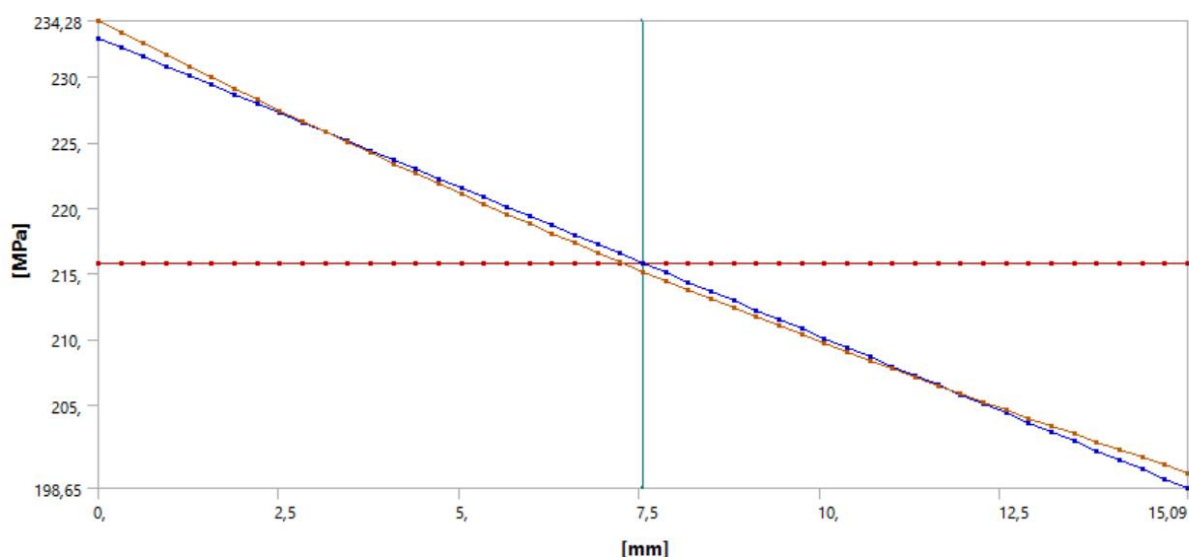
Figur 41: Her vises største lineariserte hovedspenning grafisk langs stien fra punkt 1-2.

For å få et bedre bilde av de ulike spenningskomponentene gjennom veggtykkelsen langs stien fremstilles noen av resultatene i tabell under.

Tabell 13: Lineariserte spenningskomponenter i ulike punkter gjennom rørveggen hentet fra Ansys.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem}$ [MPa]	$\sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{peak}$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	215,81	17,16	232,97	1,31	234,28
3,77	215,81	8,58	224,39	0,18	224,21
7,54	215,81	0	215,81	0,64	215,16
11,31	215,81	-8,58	207,23	0,14	207,08
15,09	215,81	-17,16	198,65	1,18	199,83

Som det fremkommer i tabellen over ser man tydelig hvordan membranspenningen er lik gjennom hele veggtykkelsen, da det er en gjennomsnittsspenning. Bøyespenningen er lineær med en trykk- og strekk komponent. Peak-spenningen er en overlagret spenningsstopp. Under fremstilles de ulike spenningskomponentene grafisk.



Figur 42: Graf som viser de ulike spenningskomponentene. Rød= $\sigma_{mem}$ , blå =  $\sigma_b + \sigma_{mem}$ , brun =  $\sigma_{tot}$ .

### Håndberegninger

Som verifikasjon for analysen som omfatter lineariserte spenninger gjøres det beregninger av de ulike spenningskomponentene.

### Membranspenning

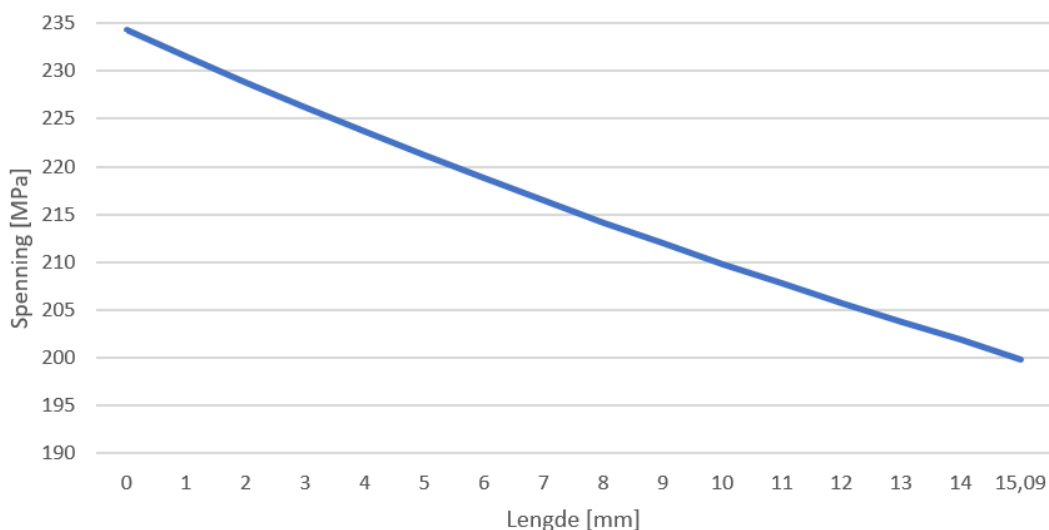
For å regne ut membranspenning for hånd er det nødvendig å vite hva den tangentielle spenningen er på ulike punkter gjennom rørveggen. Gjør dette med formel for tykkvegget



formelverk og setter inn radiusverdier for hver mm i rørveggen. Spenningsverdiene fremstilles i tabellform og grafisk:

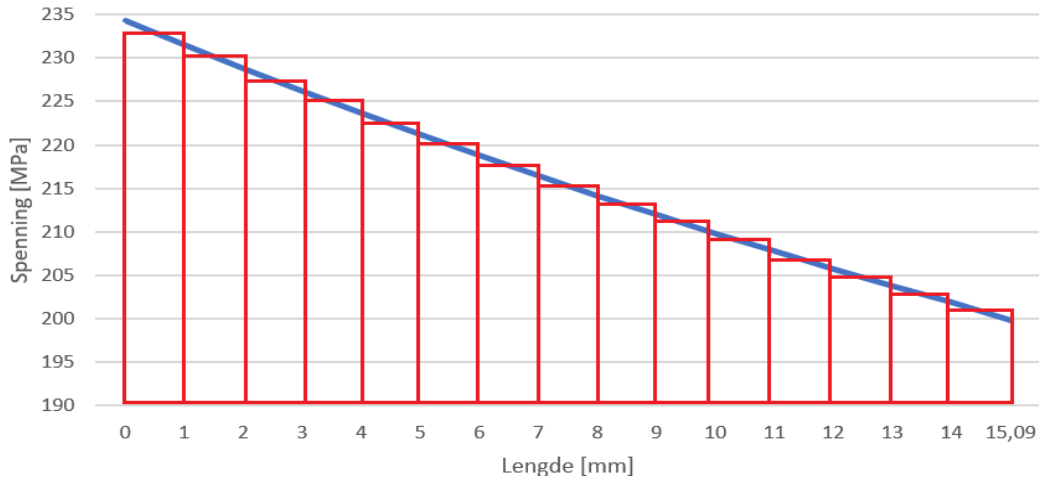
Tabell 14: Tangentiell spenning pr. mm i rørveggen.

Lengde [mm]	Tangentiell spenning [MPa]
0	234,34
1	231,49
2	228,82
3	226,19
4	223,64
5	221,16
6	218,76
7	216,43
8	214,16
9	211,97
10	209,83
11	207,76
12	205,74
13	203,78
14	201,87
15,09	199,83



Figur 43: Grafisk fremstilling av den tangentielle spenningen i rørveggen.

Ved å utføre en numerisk integrasjon av spenningskurven over er det mulig å regne ut membranspenningen. Dette gjøres ved å regne ut arealet under kurven. Se figur på neste side.



Figur 44: Tangentiell spenning med bolkevis oppdeling.

Regner ut arealet under spenningskurven ved å kalkulere gjennomsnittsspenningen for hver av de røde bolkene. Ved å multiplisere gjennomsnittsspenningen med ulike punkter i rørveggen,  $\Delta x$  får man en verdi for arealet i hvert av rektanglene. Se forklarende summasjonsrekke under [57].

$$\sigma_{mem} = \frac{1}{t} \sum_{i=1}^n \sigma_i \cdot \Delta x = \frac{1}{t} \sum_{i=1}^n A_i \quad (5.6)$$

$t = \text{rørtykkelse,}$

$\sigma_i = \text{spenning i rørveggen,}$

$\Delta x = \text{koordinater i rørveggen}$

Gjennomsnittsspenning og areal for hver av bolkene blir som følger.

Tabell 15: Gjennomsnittsspenning og areal for hver av bolkene.

<b>Intervall [mm]</b>	<b><math>\sigma_i</math> [MPa]</b>	<b><math>A_{bolke}</math> [MPa · mm]</b>
0-1	232,875	232,875
1-2	230,155	230,155
2-3	227,505	227,505
3-4	224,925	224,925
4-5	222,4	222,4
5-6	219,96	219,96
6-7	217,595	217,595
7-8	215,295	215,295
8-9	213,065	213,065
9-10	210,9	210,9
10-11	208,796	208,796
11-12	206,75	206,75
12-13	204,76	204,76
13-14	202,825	202,825
14-15,09	200,85	218,92

Ved å legge sammen alle arealbidragene blir det totale arealet under grafen,  $A_i$  som følger:

$$A_i = 3256,7215 \text{ MPa} \cdot \text{mm}$$

$$\sigma_{mem} = \frac{A_i}{t} = \frac{3256,7215 \text{ MPa} \cdot \text{mm}}{15,09 \text{ mm}} = 215,81 \text{ MPa} \quad (5.7)$$

Ser at membranspenning gjort ved håndberegninger stemmer overens med analyser.

### Bøyespenning

For å regne ut spenningsbidraget for bøyespenningen brukes samme prinsipp som ved beregning av membranspenningen. Forskjellen er at man nå ser på momentet i rørveggen som oppstår som følge av den tangentielle spenningen.

Regner først ut «momentbidraget»,  $m_i$  for hver mm i rørveggen om veggens midtpunkt. Se verdier og grafisk fremstilling under [57].

$$m_i = \sigma_i \left( \frac{t}{2} - x \right) \quad (5.8)$$

$\sigma_i =$  tangentiell spenning langs rørveggen

$t =$  rørtykkelse.

$x =$  koordinater i rørveggen.

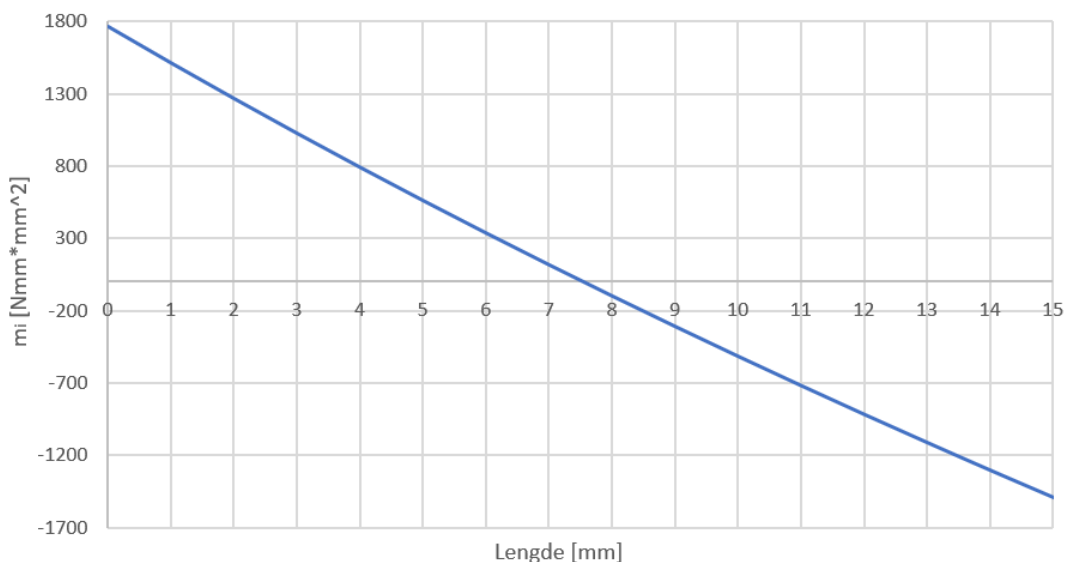
Komplett utledning av formel over presenteres på neste side.

Tabell 16: "Momentbidraget"  $m_i$  i rørveggen som følge av den tangentielle spenningen.

Lengde [mm]	$m_i$ [Nmm · mm <sup>2</sup> ]
0	1767,41
1	1515,16
2	1268,80
3	1028,03
4	792,80
5	562,82
6	337,98
7	117,95
8	-97,44
9	-308,41
10	-515,13
11	-717,81
12	-916,75

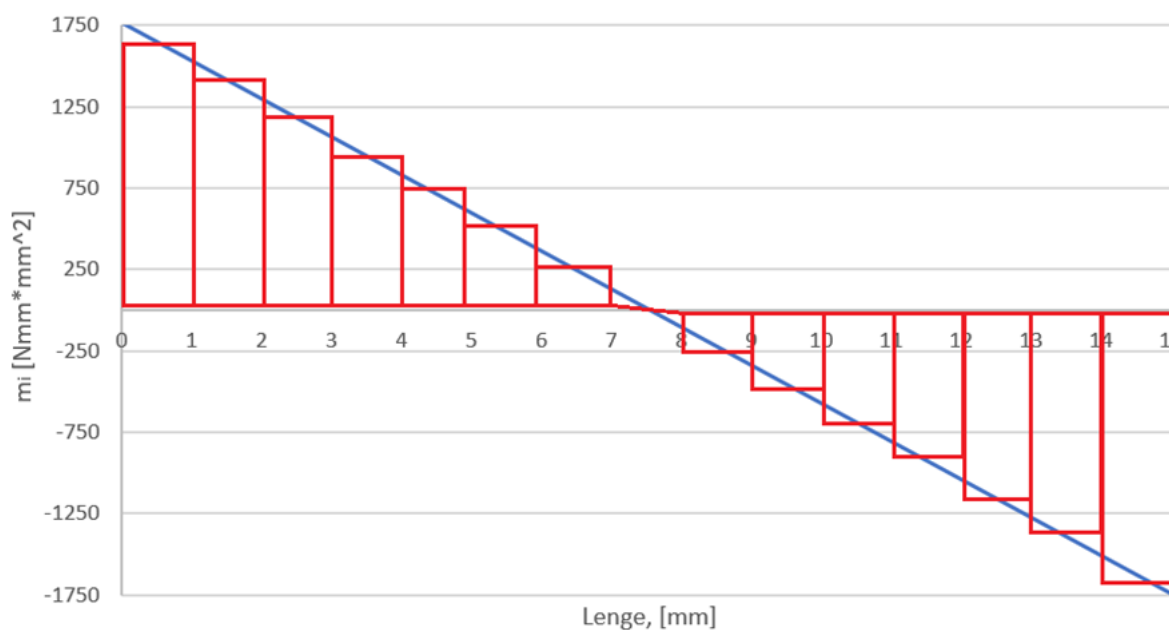
Tabell 16 forts.

13	-1111,61
14	-1303,07
15,09	-1507,71



Figur 45: «Momentbidraget»  $m_i$  i rørveggen fremstilt grafisk.

Det er da mulig å bruke «momentet»  $m_i$  til å regne ut hvert delmoment,  $M_i$  i hver av de røde bolkene i fremstilt under. Dette gjøres ved å regne ut gjennomsnittsmomentet i hver av bolkene, multiplisert med  $\Delta x$ .



Figur 46: Bolkevis inndeling av "momentet"  $m_i$  pr. mm i rørveggen.

$M_1$  er summen av alle delmomentene  $M_i$ .  $M_1$  beregnes om veggens midtpunkt  $x = \frac{t}{2}$  som oppstår som følge av spenningene. Introduseres og  $M_2$  som må ha samme verdi som den reelle spenningsprofilen og settes derfor lik hverandre. Se utledning under [57].

$$M_1 = \int_0^t \sigma L dx = \int_0^t \sigma \left( \frac{t}{2} - x \right) dx$$

$$M_1 = \sum_{i=1}^n \sigma_i \left( \frac{t}{2} - x \right) \cdot \Delta x$$

$$M_2 = \int_0^t \sigma_b L dx = 2L \int_0^{\frac{t}{2}} \sigma_b dx = 2LA = 2 \frac{t}{3} \sigma_{b,max} \frac{t}{4} = \sigma_{b,max} \frac{t^2}{6}$$

$(L = \text{avstand til tyngrepunkt}, A = \bar{\sigma}_b \frac{t}{2} = \frac{\sigma_{b,max}}{2} \cdot \frac{t}{2} = \sigma_{b,max} \frac{t}{4})$

$$M_1 = M_2$$

$$\sum_{i=1}^n \sigma_i \left( \frac{t}{2} - x \right) \cdot \Delta x = \sigma_{b,max} \frac{t^2}{6}$$

$$\sigma_{b,max} = \frac{6}{t^2} \cdot \sum_{i=1}^n \sigma_i \left( \frac{t}{2} - x \right) \cdot \Delta x \quad (5.9)$$

Som det fremkommer i utledningene over er det nødvendig å regne ut hvert delmoment  $M_i$ , da disse danner summen for  $M_1$ .  $M_i$  beregnes ved å regne  $m_i$  multiplisert med  $\Delta x$ .

Tabell 17:  $M_i$  beregnet for hvert intervall.

Intervall [mm]	$M_i$ [Nmm/mm]
0-1	1641,285
1-2	1391,98
2-3	1148,415
3-4	910,415
4-5	676,81
5-6	450,4
6-7	227,965
7-8	10,255
8-9	-202,925
9-10	-411,77
10-11	-616,47
11-12	-817,28
12-13	-1014,18
13-14	-1207,34
14-15,09	-1531,87

$$M_1 = \sum M_i = 652,10 \text{ Nmm/mm}$$

$$\sigma_{b,max} = \frac{6 \cdot M_1}{t^2} = \frac{6 \cdot 652,10}{15,9^2} = 17,18 \text{ MPa} \quad (5.10)$$

Maks bøyespennning kommer godt overens med resultatene fra analyser.

#### – Peak-spenning

Peak-spenning er som tidligere nevnt avviket mellom den totale spenningen og membran+bøyespennning.

$$\sigma_{peak} = \sigma_{tot} - (\sigma_{mem} + \sigma_b)$$

$$\sigma_{peak,max} = 234,34 - (215,81 + 17,18) = 1,35 \text{ MPa} \quad (5.11)$$

Maks peak-spenning kommer godt overens med analyseresultater.

#### Oppsummering

Sammenlikner resultatene fra håndberegninger mot FEA. Se tabell under.

Tabell 18: Sammenlikning av lineariserte spenningsresultater, håndberegninger mot FEA

Spenningskomponent	FEA [MPa]	Håndberegninger [MPa]
Membranspenning, $\sigma_{mem}$	215,81	215,81
Maks Bøyespennning, $\sigma_{b,max}$	17,16	17,18
Maks Peakspennning, $\sigma_{peak,max}$	1,31	1,45

Som det fremkommer i tabell 18 ser man at resultatene for de lineariserte spenningene fra analyser og håndberegninger kommer godt overens. Størst avvik på 0,4 MPa for peak-spenningen. Differensen er neglisjerbar. Dette bekrefter at den brukte analysemetodikken stemmer med virkeligheten og er korrekt. Det brukes identisk analysemetodikk (innspenninger, trykk) ved analyser av t-forgreninger senere i oppgaven.

## 6.0 OPTIMALISERING AV T-FORGREININGER

Formålet med dette kapittelet er å se nærmere på utsatte t-forgreininger og kartlegge hvordan de kan forsterkes slik at de innfrir krav fra DNVGL-RP-F112. Ulike designforslag med tilhørende produksjonsmetode blir presentert.

### 6.1 Innledning

T-forgreininger er alltid et problemområde ved design av subsea rørstrukturer og er dermed et naturlig fokusområde i denne oppgaven. Som nevnt i kapittel 3 kan t-forgreininger produseres på forskjellige måter. Produseres komponentene med "tradisjonelle metoder" som kuleekstrudering er problemet at utløpet blir kort. På den måten blir sveisene lokalisert i nærheten av kritiske områder. Dette vil redusere tillatte tøyninger/spenninger. Ved HIP'ing er saken annerledes. Her er det få begrensninger til geometri, men kostnadene er store. Prisen lar seg riktignok påvirke hvis geometrien er enkel. Dette vektlegges i alternativene som legges frem. De aktuelle forslagene presenteres i to ulike dimensjoner (8"/4" og 8"/8"). Dette gjøres for å dokumentere at de aktuelle designforslagene innfrir kravene uavhengig av ytre dimensjonen på utløp til t-forgreiningen.

### 6.2 Grunnlag for designendringer

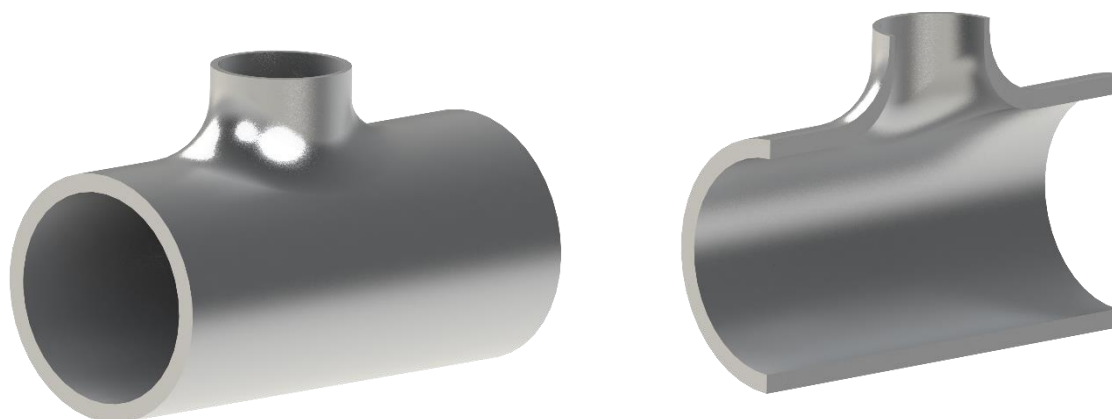
For å vise at det finnes potensiale for optimalisering av t-forgreininger, utføres det en FEM-analyse av en tradisjonell t-forgreining produsert ved kuleekstrudering. Det velges dimensjoner med relativt store veggtykkelser.

#### Mål med analyse

- Kartlegge opptredende spenninger og tøyninger i en tradisjonell t-forgreining opp mot DNV-GL-RP-F112, kategori 2.

#### Generelt

- Dimensjon: Hovedrør (8"-sch. 100), uttak (4"-sch. 120).
- Produksjonsmetode: Kuleekstrudering.



Figur 47: Bilde som viser komplett og snittet t-forgreining produsert ved kuleekstrudering.

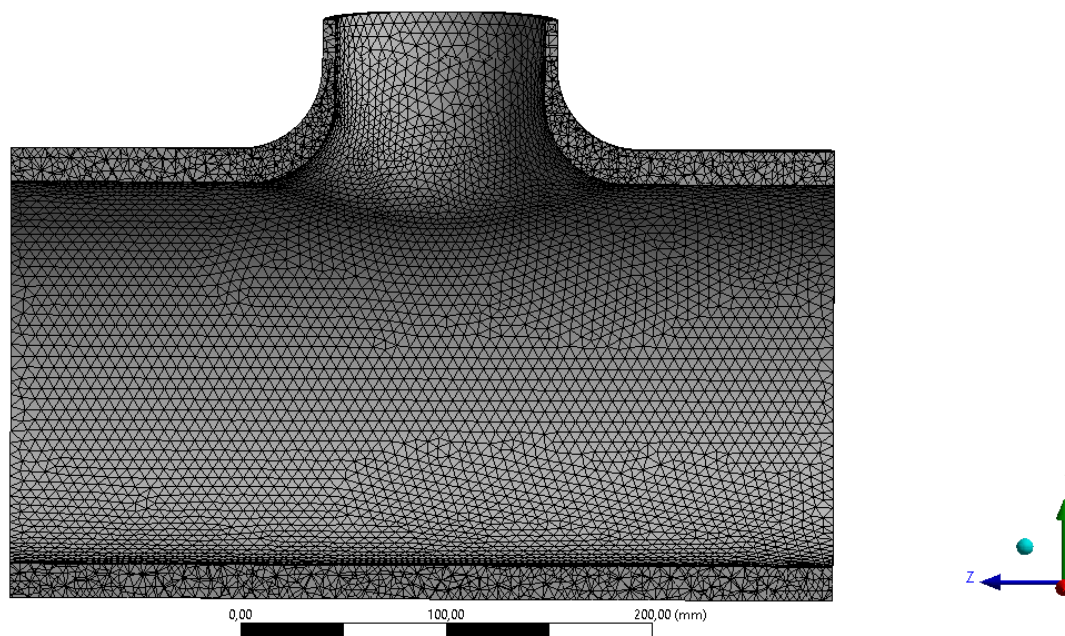


## Elementnett

Komponenten påføres mesh bestående av kvadratiske tetraederelementer.

-Antall noder: 324419

-Antall elementer: 186764



Figur 48: Bilde som viser snittet komponent med påført elementnett. Minde elementer legges ved hjørner/geometriendring.

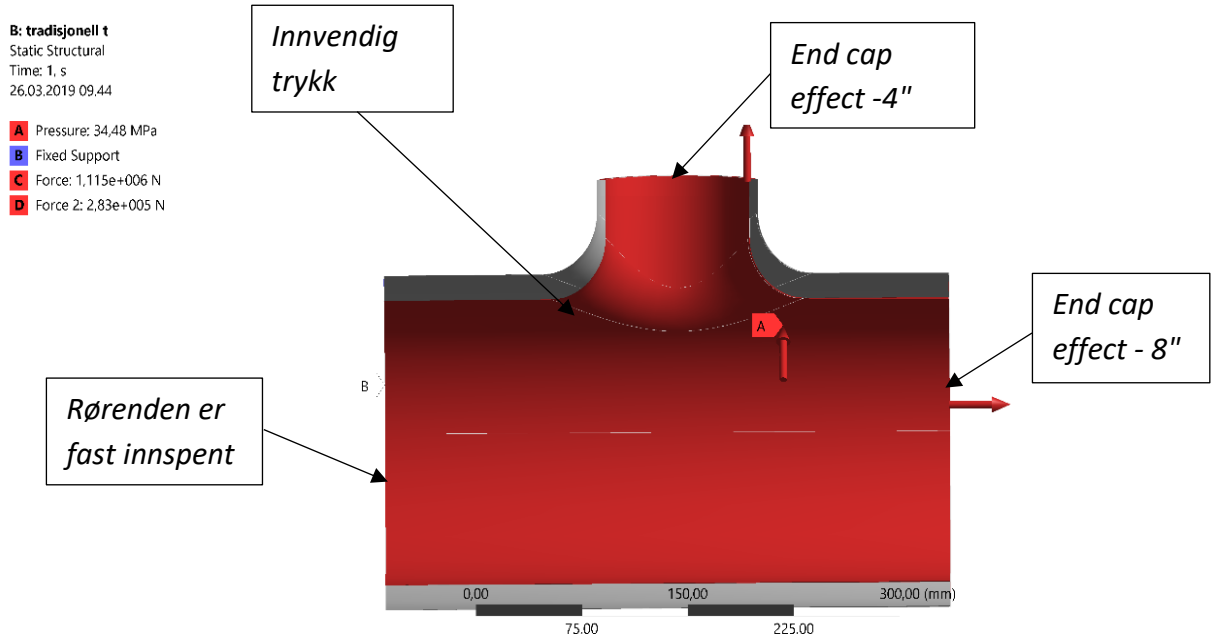
## Innspenninger og lastparametere

Komponenten blir utsatt for uniformt innvendig trykk. Kraft som symboliserer endelokk er plassert på uttaket (4"-rør) og i ene enden på 8" røret. Se tabell under for detaljerte laster.

Tabell 19: Fungerende laster.

Lastsituasjon	Verdi
$p_i$	34,48 MPa
$F_{end\ cap\ 4"}$	229 kN
$F_{end\ cap\ 8"}$	966 kN

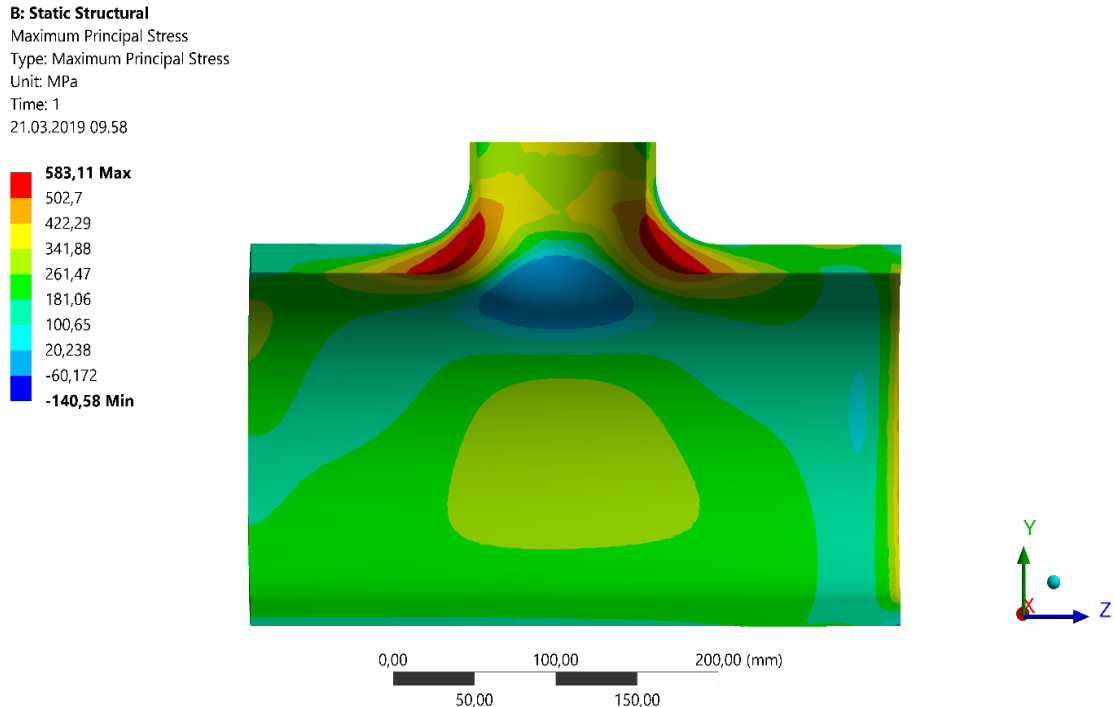
Se bilde av innspenninger og laster på neste side.



Figur 49: Snitt av t-forgreining med forklarende bokser som viser hvor laster og innspenninger er påført komponenten.

## Resultater

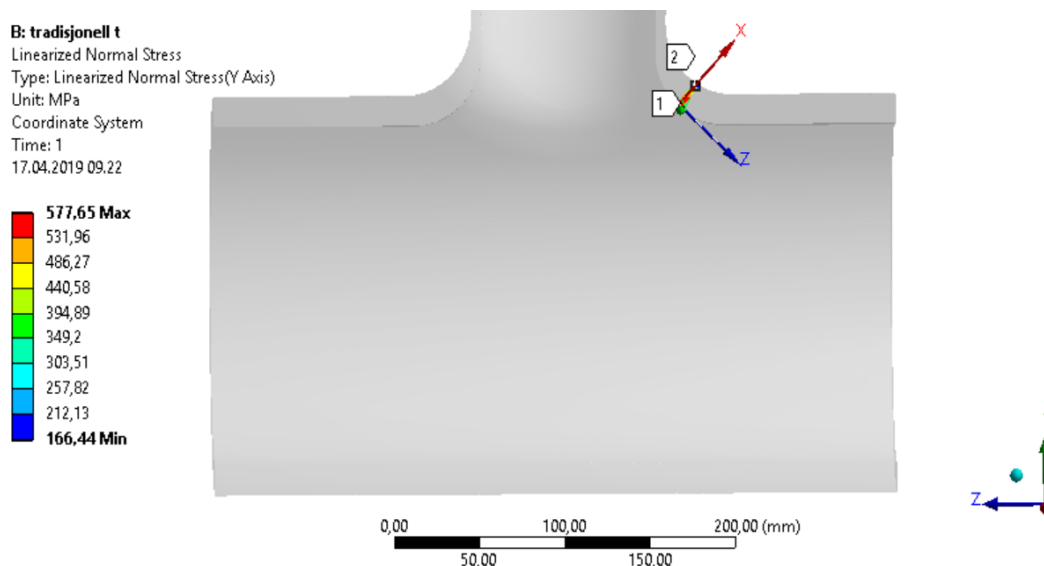
### a. Største hovedspenning



Figur 50: Snittet t-forgreining som viser største hovedspenning på 583,11 MPa. Spenningskonsentrasjon ved innvendige hjørner.

## b. Lineariserte spenninger i koordinatretning

Legger en sti i det mest kritiske området og trekker ut de lineariserte spenningskomponentene langs stien. Komponentene som tas ut er i den dominerende koordinatretningen fra det lokale aksekorset som er plassert langs stien, markert mellom punktene 1-2. Spenningene er i dette tilfellet dominerende y-retning. Se bilde under.



Figur 51: Tar ut de lineariserte spenningene i største komponentretning langs stien, markert mellom punktene 1-2.

Tar ut de mest relevante resultatene fra stien i tabellform.

Tabell 20: Relevante lineariserte spenningskomponenter på inn- og utside av kritisk område.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	641,54	577,65
14,2	296,71	166

## c. Kartlegging av $LSMF_{cat2}$ - overflatefaktor

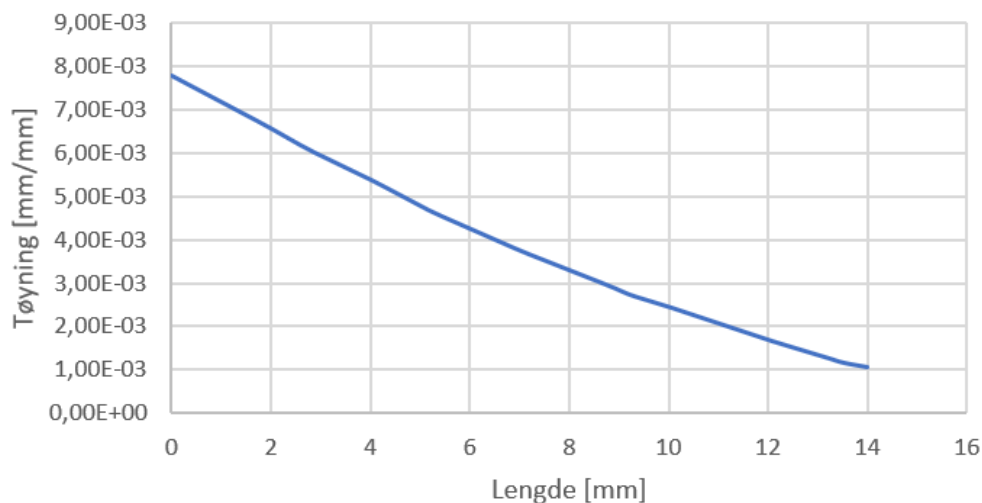
Overflatefaktoren for kategori 2 er forholdet mellom største hovedspenning og gjennomsnittet av membran- og bøyspenning i veggtykkelsen. Denne blir i standarden kalt  $\sigma_{lin}$ .

$$\sigma_{lin} = \frac{641,54 + 296,71}{2} = 469,12 \text{ MPa} \quad (6.1)$$

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}} = \frac{583,11}{469,12} = 1,24 \quad (6.2)$$

**d. Kartlegging av  $\epsilon_{mem}$  - gjennomsnittlig tøyning i koordinatretning**

Tar ut de totale tøyningene (elastisk og plastisk bidrag) langs samme sti i største koordinatretning i det mest utsatte området på t-forgreiningen. Beregner deretter gjennomsnittlig tøyning langs denne stien. Se graf under som viser hvordan tøyningen endrer seg gjennom veggtykkelsen.



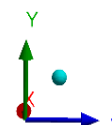
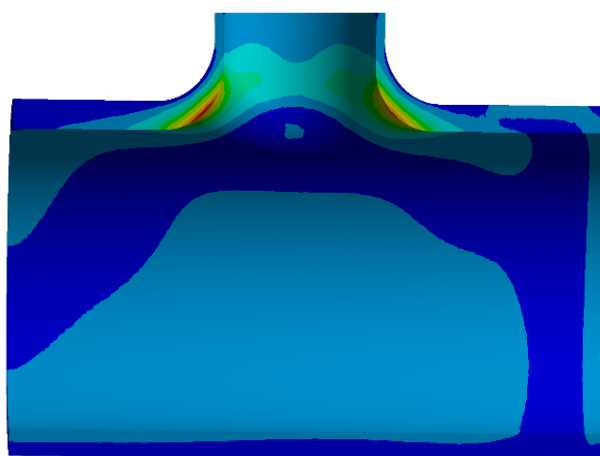
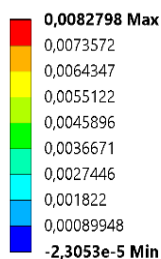
Figur 52: Tøyning langs sti i kritisk område. Maksverdi på 0,77% oppstår innvendig.

Bruker Excel til å regne ut den gjennomsnittlige tøyningen. Resultatet ser man under.

$$\epsilon_{mem} = 0,0043$$

**e. Kartlegging av  $\epsilon_{peak}$  – maks overflatetøyning i hovedretning**

**B: Static Structural**  
 Figure  
 Expression: EPPL1+EPEL1  
 Time: 1  
 20.03.2019 09.32



Figur 53: Maks total tøyning på henholdsvis 0,84% på innsiden i t-forgreiningen.

### f. Kartlegging av $\epsilon_c$ - maks tillatte tøyning

Avgjørende faktorer for maks tillatte tøyning går ut på materialkvalitet og avstand til nærmeste sveis.

Beregn nødvendig lengde for at egenspenningene fra sveis ikke blir problematiske.

$$L_{res\ 4''} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{57,15 \cdot 6,02} = 46,37\ mm \quad (6.3)$$

$$L_{res\ 8''} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{109,54 \cdot 15,09} = 101,64\ mm \quad (6.4)$$

Da denne T-forgreining er tenkt produsert ved kuleekstrudering vil det være vanskelig å komme utenfor lengden  $L_{res}$  for utløpet, da denne lengden er begrenset. I tillegg vil strukturen betegnes som grov. Se forklarende tabell under for beregning av maks tillatt tøyning.

Tabell 21: Maks tillatte tøyning.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldbearbeidet	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldbearbeidet
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

$$\epsilon_c = 0,3 \cdot LSMF_{cat2} = 0,3 \cdot 1,24 = 0,372\% \quad (6.5)$$

### Konklusjon

Resultatene sjekkes opp mot tøyningkrav fra kategori 2 i DNVGL-RP-F112.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3\%$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$$0,43\% > 0,3\% \quad \times$$

$$0,84\% > 0,372\% \quad \times$$

Som det fremkommer i kravene over er tøyningene for store. Dette bekrefter at en tradisjonell t-forgreining ikke tilfredsstiller kravene fra DNVGL-RP-F112, kategori 2. På den måten er det tydelig at det finnes potensiale for forbedring. Det er verdt å nevne at et vanlig 8" rør med sch. 100 uten forgreining tilfredsstiller de aktuelle kravene fra standarden.

De neste kapitlene vil omfatte ulike designforslag på t-forgreininger som tilfredsstillere kravene.

### 6.3 Designforslag I

De mest utsatte områdene i en t-forgreining oppstår ved hjørnene, hvor det er en brå geometriendring.

Under ser man en forsterket t-forgreining. Hvor det er påført ekstra gods i overgangen mellom de to rørprofilene, med en rett utforming. Ved å påføre ekstra materiale i dette området, vil sørge for en reduksjon av spenninger og tøyninger. Dette vil virke positivt da dette er det mest utsatte området på t-forgreiningen. På innsiden av forgreiningen er hjørnene rette. Dette i kombinasjon med en rett utvendig utforming vil gjøre HIP'e-prosessen effektiv og dermed kostnadseffektiv.

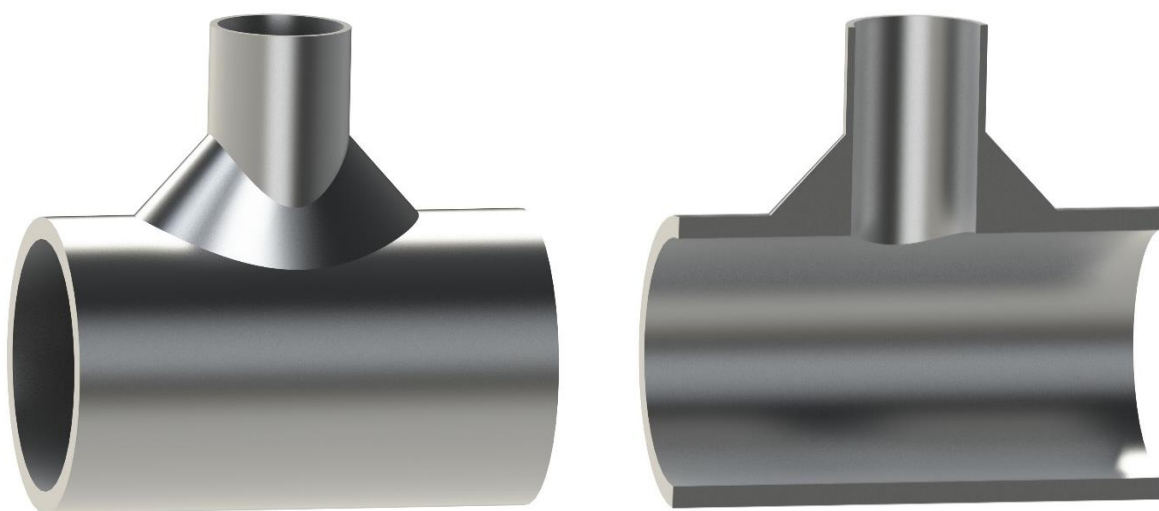
#### 6.3.1 T-forgreining 8"/4"

##### Mål for analysen

- Kartlegge opptredende spenninger og tøyninger for designforslag nr. 1 i dimensjon 8"/4" opp mot DNVGL-RP-F112 -kategori 2.

##### Generelt

- Dimensjon: Hovedrør (8"-sch. 100), uttak (4"-sch. 120).
- Produksjonsmåte: HIP'ing.

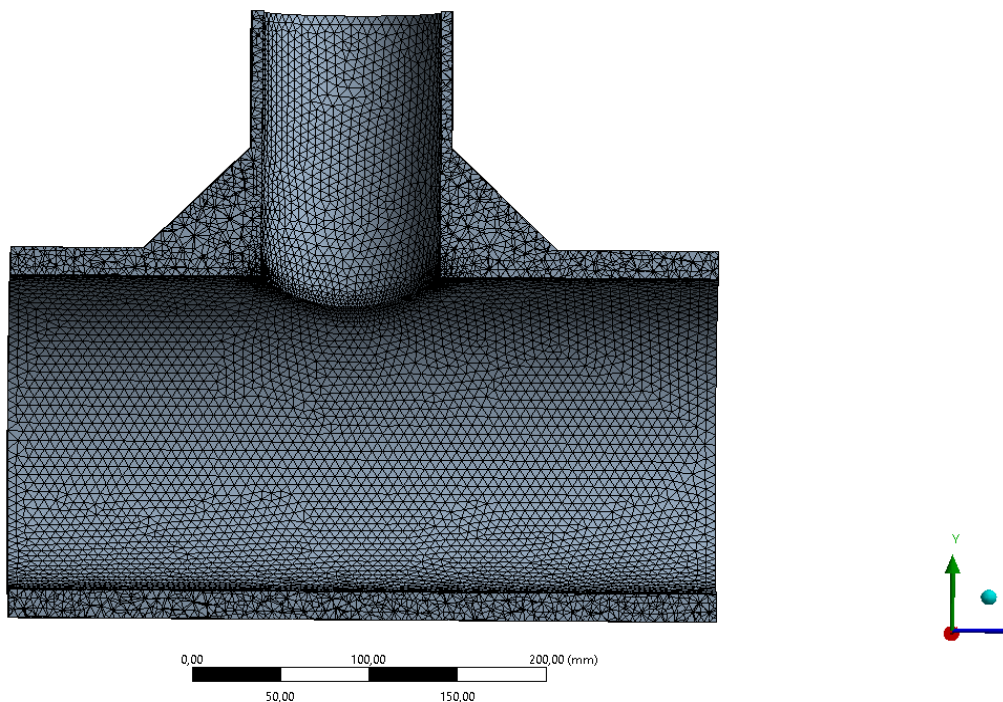


Figur 54: Figurer som viser forsterket t-forgreining. Ekstra gods er påført i overgangen mellom de to profilene. På innsiden er det rette hjørner.

## Elementnett

Komponenten påføres mesh bestående av kvadratiske tetraederelementer.

- Antall noder: 432010
- Antall elementer: 29042



Figur 55: Snitt av t-forgreining som viser påført elementnett. Ekstra fine elementer er påført ved brå geometriendring og interesseområder.

## Innspenninger og lastparametere

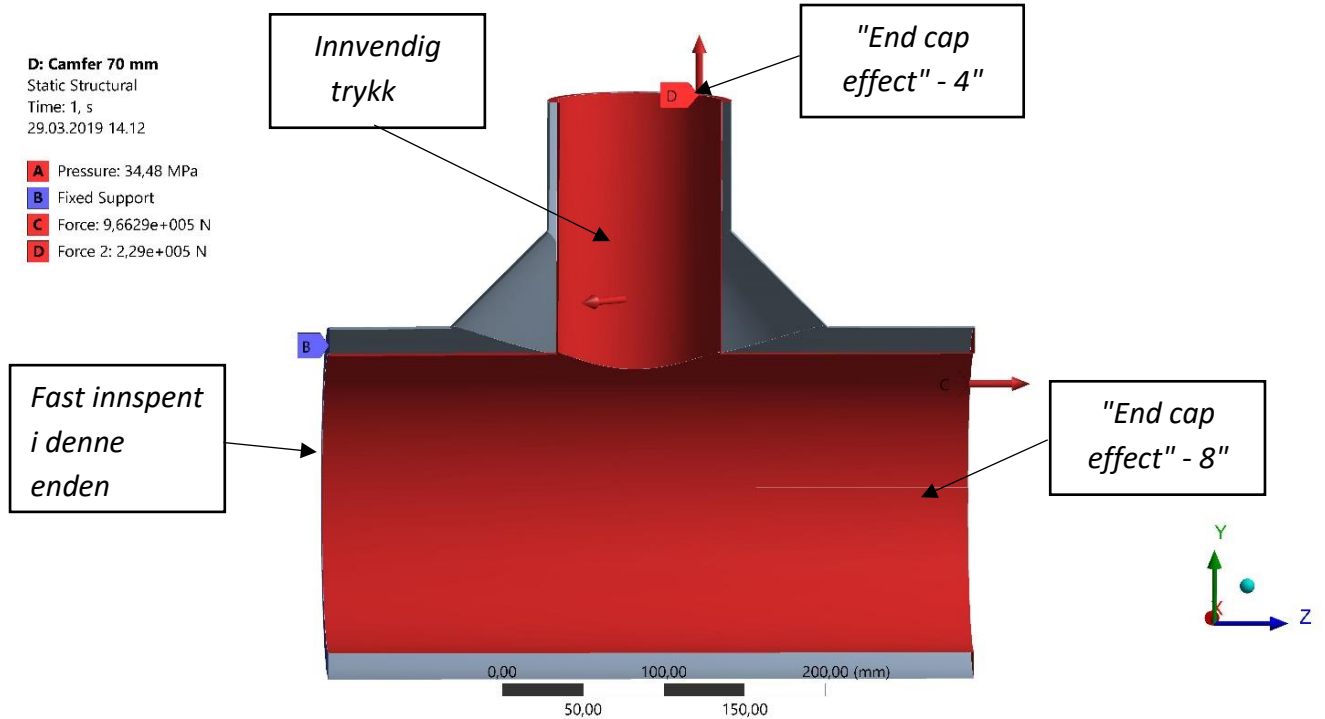
Komponenten blir utsatt for uniformt innvendig trykk. Kraft som symboliserer endelokk er plassert på uttaket (4"-rør) og i ene enden på 8" røret. Se tabell under for detaljerte laster.

Tabell 22: Krefter som virker på t-forgreiningen.

Lastsituasjon	Verdi
$p_i$	34,48 MPa
$F_{end\ cap\ 4''}$	229 kN
$F_{end\ cap\ 8''}$	966 kN

Se bilde av hvor de ulike lastene og innspenningene er påført på neste side.

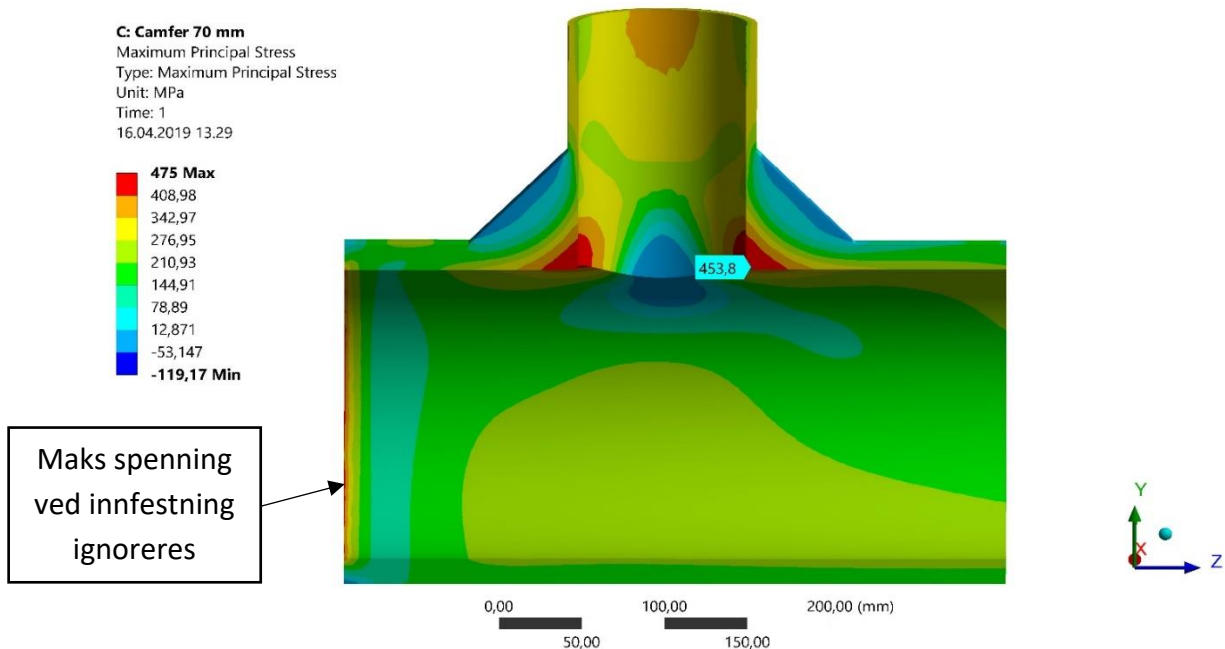




Figur 56: Påførte innspenninger og laster på t-forgreining.

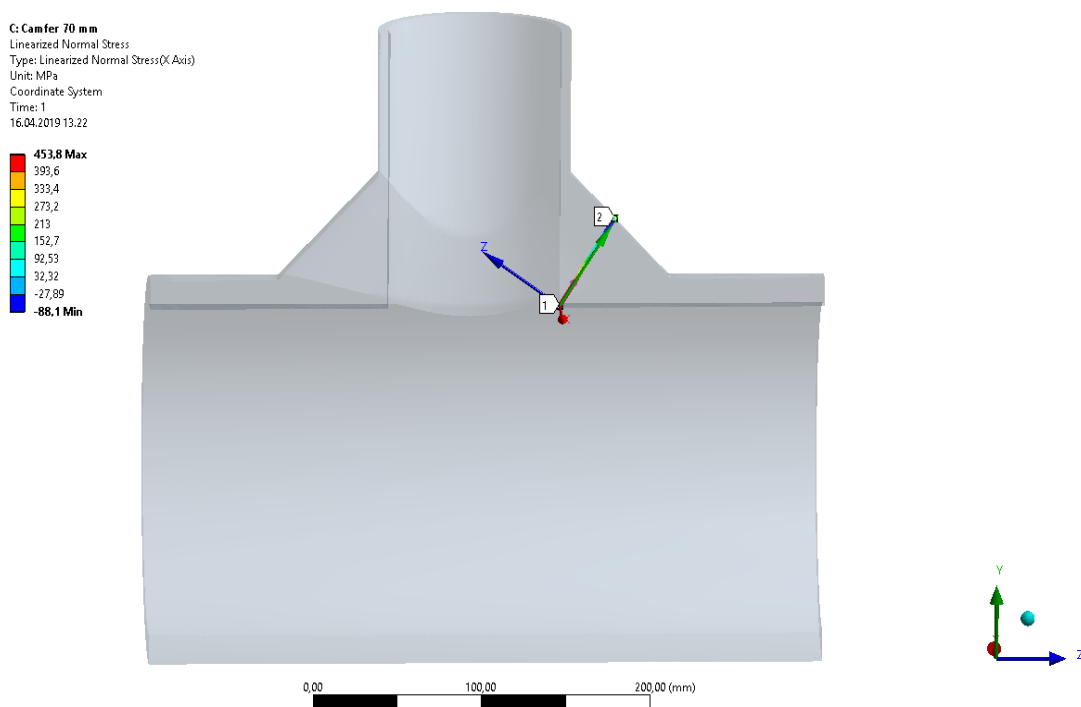
## Resultater

### a. Største hovedspenning



Figur 57: Største hovedspenning av interesse, på henholdsvis 450,25 MPa oppstår ved innvendige hjørner. Maks innspenning ved innfestning ignoreres da den stammer fra den faste innspenningen.

**b. Lineariserte spenninger i koordinatretning**



Figur 58: Trekker ut de lineære spenningskomponentene i den dominerende koordinatretningen (x-retning) i det lokale koordinatsystemet som er plassert langs stien. Stien er markert mellom punktene 1 og 2.

Tar ut de mest relevante verdiene i tabellform.

Tabell 23: Relevante spenningskomponenter langs sti i komponentretning.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	540,86	450,21
60	-123,28	0,34

**c. Kartlegging av  $LSMF_{cat2}$  - overflatefaktor**

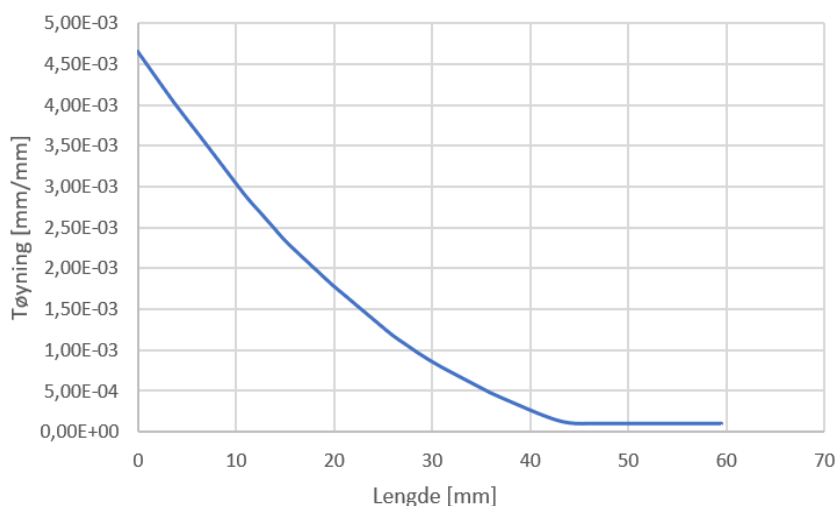
Overflatefaktoren for kategori 2 er forholdet mellom største hovedspenning og gjennomsnittet av membran- og bøyspenning i veggtykkelsen. Denne blir i standarden kalt  $\sigma_{lin}$ .

$$\sigma_{lin} = \frac{540,86 - 123,28}{2} = 208,80 \text{ MPa} \tag{6.6}$$

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}} = \frac{453,25}{208,80} = 2,17 \tag{6.7}$$

**d. Kartlegging av  $\epsilon_{mem}$  - gjennomsnittlig tøyning i koordinatretning**

Tar ut den totale tøyningen (elastisk og plastisk bidrag) i største koordinatretning langs samme sti i det mest utsatte området på t-forgreiningen. Beregner den gjennomsnittlige tøyningen. Under viser graf hvordan tøyningen endrer seg gjennom veggtykkelsen.

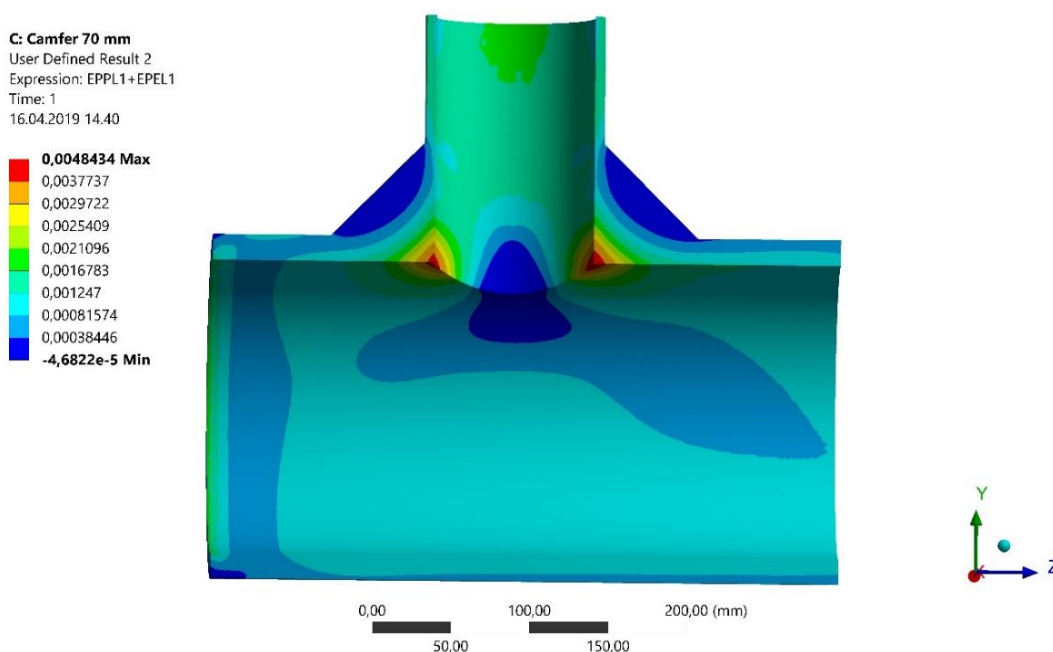


Figur 59: Total tøyning i hovedretning langs sti i kritisk område. Maks verdi på 0,48% på yttersiden.

Bruker Excel og regner ut gjennomsnittet, av kurven.

$$\epsilon_{mem} = 0,14\%$$

**e. Kartlegging av  $\epsilon_{peak}$  – maks overflatetøyning i hovedretning**



Figur 60: Snitt av t-forgreining som viser den totale tøyningen, både elastisk og plastisk bidrag. Største opptrer i hjørnene, henholdsvis 0,48 %.

**f. Kartlegging av  $\epsilon_c$  - maks tillatte tøyning**

Beregner nødvendig lengde for at egenspenningene fra sveis ikke blir problematiske.

$$L_{res\ 4"} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{57,15 \cdot 11,13} = 63,05\ mm \quad (6.8)$$

$$L_{res\ 8"} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{109,54 \cdot 15,09} = 101,64\ mm \quad (6.9)$$

Ved HIP'ing vil det være mulig å komme seg utenfor området,  $L_{res}$ . Materialkvaliteten betegnes som fin ved HIP'ing.

Tabell 24: Maks tillatte tøyning basert materialstruktur og avstand til sveis.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldbearbeidet	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldbearbeidet
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

$$\epsilon_c = 0,5 \cdot 2,17 = 1,08\ \% \quad (6.10)$$

**Konklusjon**

Resultatene sjekkes opp mot krav fra kategori 2 i DNVGL-RP-F112.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3\ \%$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$$0,14\ \% < 0,3\ \% \checkmark$$

$$0,48\ \% < 1,08\ \% \checkmark$$

Designforslag nr. 1 i dimensjonene 8"/4" tilfredsstillter tøyningkravene fra kategori 2 med god margin.

**6.3.2 T-forgrening 8"/8"**

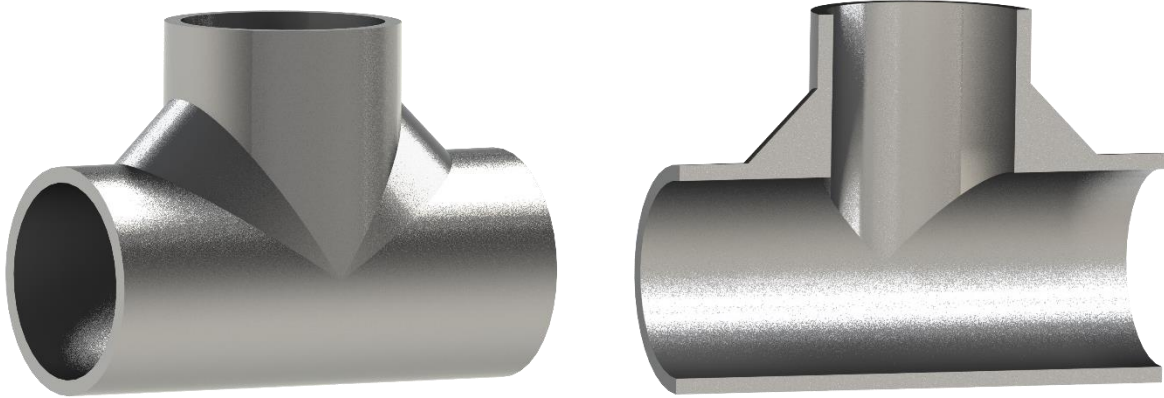
Samme forsterkede t-forgrening analyseres i ulik dimensjon på utløp. Dette gjøres for å dokumentere at en slik designløsning vil tilfredsstillte kravene uavhengig av ytre dimensjon av utløpet.

**Mål for analyse**

- Kartlegge opptredende spenninger og tøyninger for designforslag nr. 1 i dimensjonene 8"/8" opp mot DNVGL-RP-F112, kategori 2.

## Generelt

- Dimensjon: Hovedrør (8"-sch. 100), uttak (8"-sch. 100).
- Produksjonsmåte: HIP'ing.

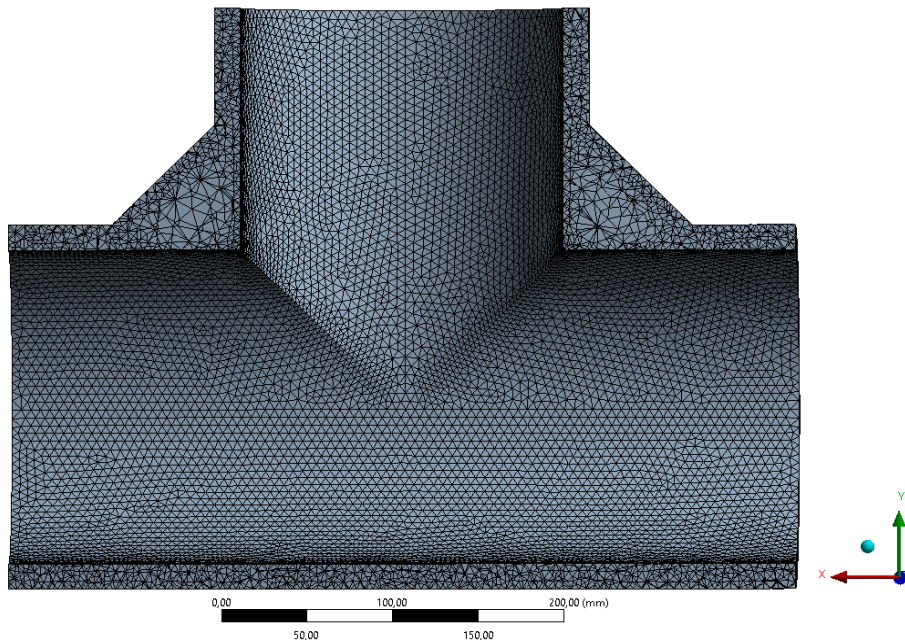


Figur 61: Figurer som viser komplett og snittet utgave av forsterket t-forgreining i dimensjon 8"/8".

## Elementnett

Komponenten påføres mesh bestående av kvadratiske tetraederelementer.

- Antall noder: 459012
- Antall elementer: 312191



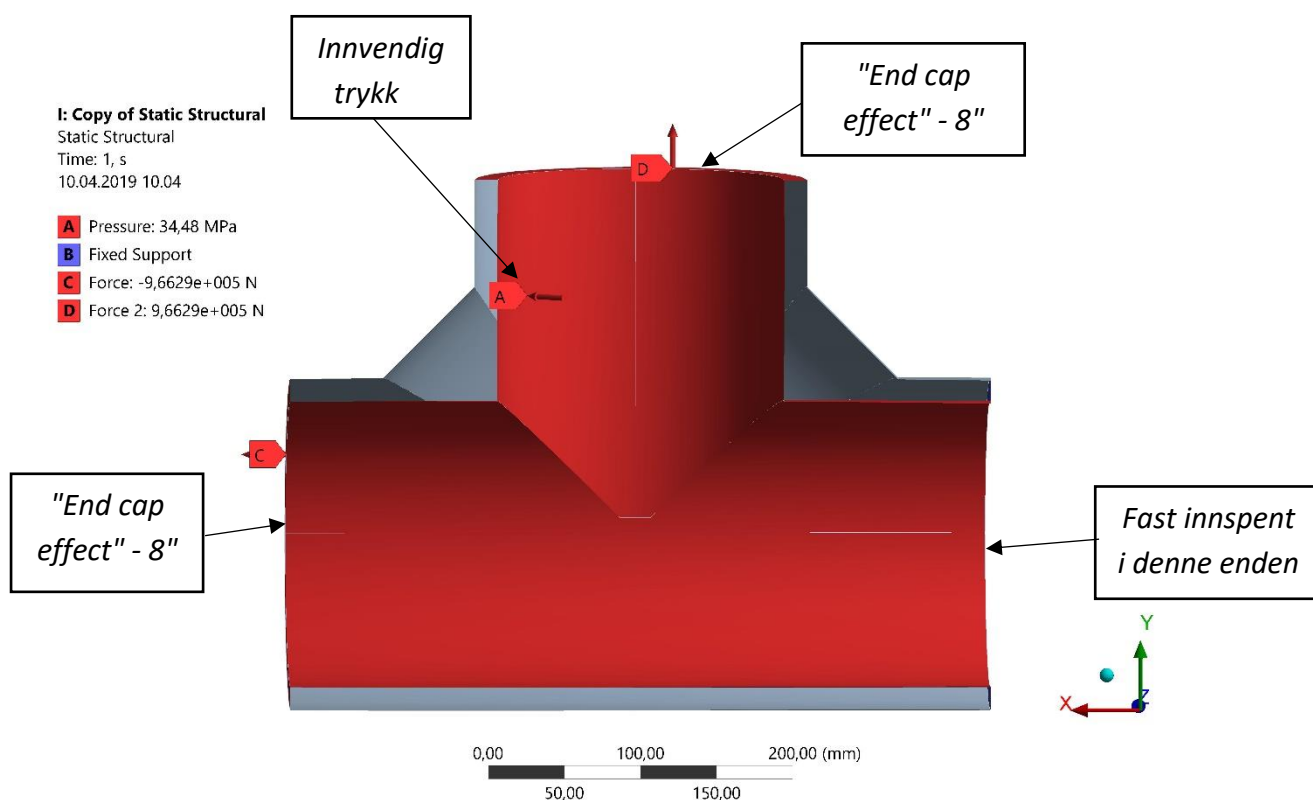
Figur 62: Bilde som viser påført elementnett på komponenten. Finere elementer er lagt ved interesseområder og brå geometriendringer.

### Innspenninger og lastparametere

Komponenten blir utsatt for uniformt innvendig trykk. Kraft som symboliserer endelokk er på utløpet og i ene enden på hovedrøret. Se tabell og figur under for detaljerte krefter. På neste side fremkommer det figur som viser hvor lastene er påført på figuren.

Tabell 25: Fungerende laster som påføres komponenten.

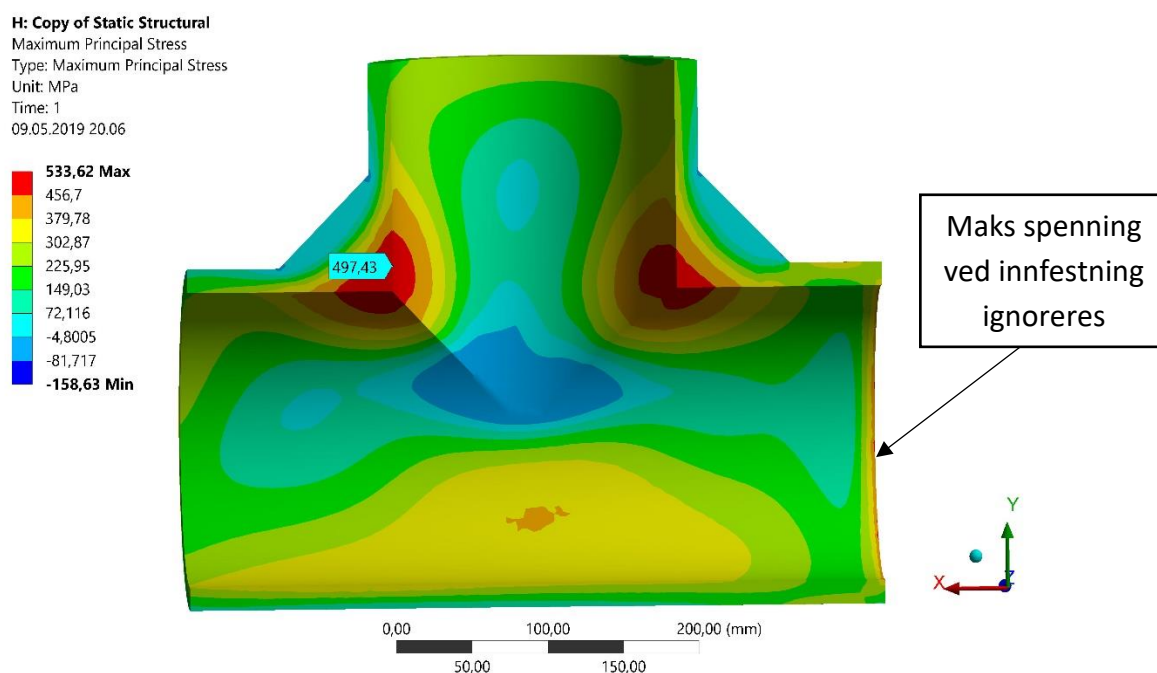
Lastsituasjon	Verdi
$p_i$	34,48 MPa
$F_{end\ cap\ 8''}$	966 kN



Figur 63: Innspenninger og laster som påføres komponenten.

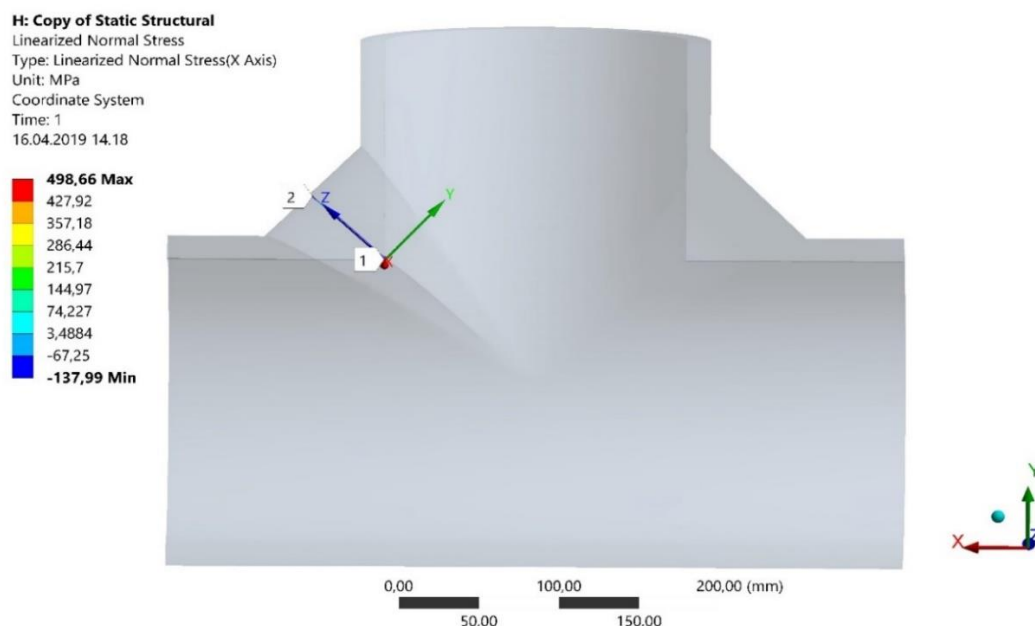
## Resultater

### a. Største hovedspenning



Figur 64: Største hovedspenning av interesse på 497,43 MPa, oppstår ved innvendige hjørner. Spenningstopp på 533,62 MPa ved innspenning ignoreres, da den skyldes innfestningen.

### b. Lineariserte spenninger i koordinatretning



Figur 65: Trekker ut de lineære spenningskomponentene i den dominerende koordinatretningen (x-retning) i det lokale koordinatsystemet, som er plassert langs stien markert mellom punktene 1 og 2.



Tar ut de mest relevante verdiene i tabellform.

Tabell 26: Relevante lineariserte spenningskomponenter.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	643,78	484,92
55	-61,95	-137,99

### c. Kartlegging av $LSMF_{cat2}$ - overflatefaktor

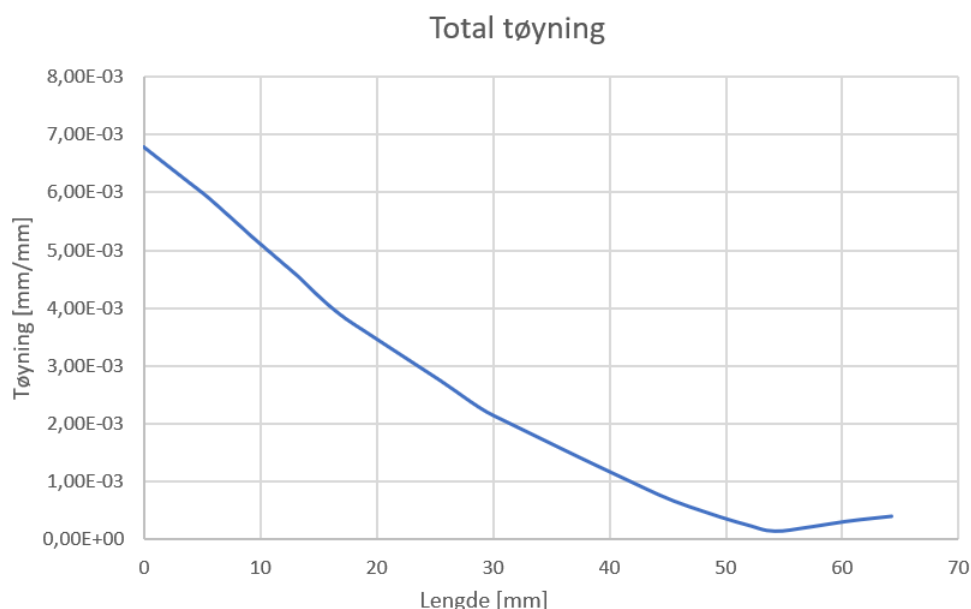
Overflatefaktoren for kategori 2 er forholdet mellom største hovedspenning og gjennomsnittet av membran- og bøyspenning i veggtykkelsen. Denne blir i standarden kalt  $\sigma_{lin}$ .

$$\sigma_{lin} = \frac{643,78 - 61,95}{2} = 290,91 \text{ MPa} \quad (6.11)$$

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}} = \frac{497,55}{290,91} = 1,71 \quad (6.12)$$

### d. Kartlegging av $\epsilon_{mem}$ - gjennomsnittlig tøyning i koordinatretning

Tar ut den totale tøyningen (elastisk og plastisk bidrag) i dominerende koordinatretning langs samme sti i det mest utsatte området på t-forgreiningen. Beregner deretter den gjennomsnittlige verdien. Se graf under av den aktuelle tøyningen gjennom vegg.



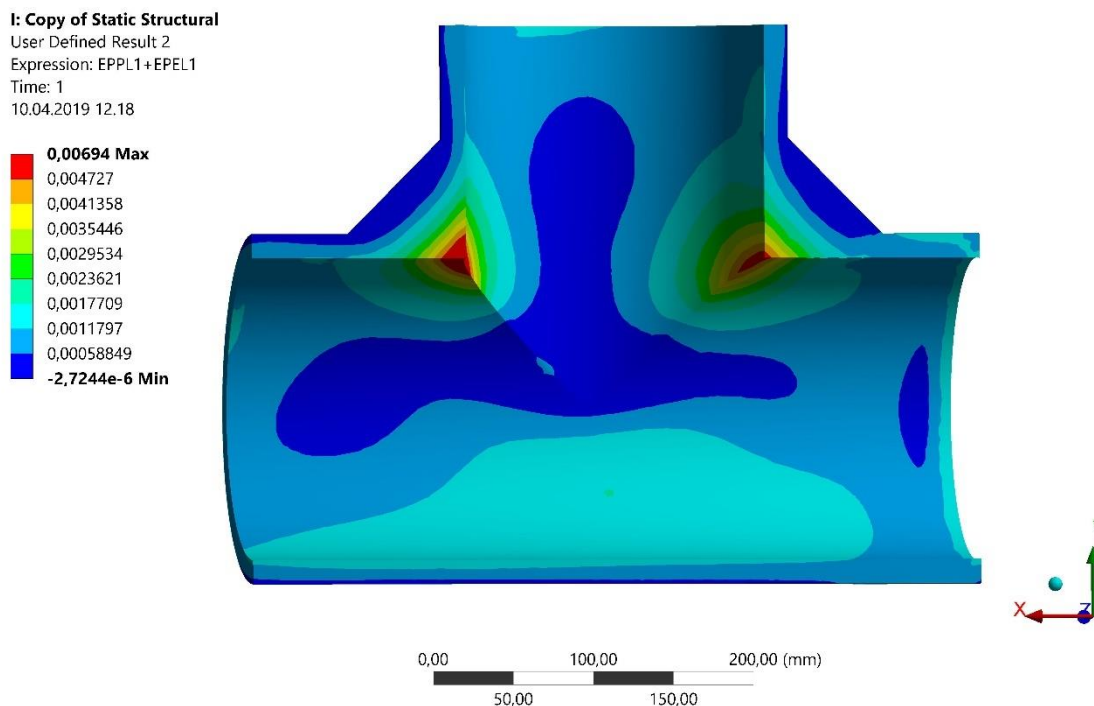
Figur 66: Total tøyning i hovedretning langs sti i kritisk område. Maks verdi på 0,67% ved innvendig hjørne.

Bruker Excel og regner ut gjennomsnittet av kurven.

$$\epsilon_{mem} = 0,24\%$$



**e. Kartlegging av  $\epsilon_{peak}$  – maks overflatetøyning i hovedretning.**



Figur 67: Snitt av t-forgrening som viser den totale tøyningen i hovedretning (elastisk og plastiske bidrag). Største tøyning opptrer i hjørnene, maks verdi på 0,69 %.

**f. Kartlegging av  $\epsilon_c$  - maks tillatte tøyning**

Beregner nødvendig lengde for at egenspenningene fra sveis ikke blir problematiske.

$$L_{res} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{109,54 \cdot 15,09} = 101,64 \text{ mm} \quad (6.13)$$

Ved HIP'ing vil det være mulig å komme seg utenfor området,  $L_{res}$ . Materialkvaliteten betegnes som fin ved HIP'ing.

Tabell 27: Maks tillatte tøyning basert materialstruktur og avstand til sveis.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldbearbeidet	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldbearbeidet
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

$$\epsilon_c = 0,5 \cdot 1,71 = 0,85 \% \quad (6.14)$$

## Konklusjon

Resultatene sjekkes opp mot krav fra kategori 2 i DNVGL-RP-F112.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$$0,24 \% < 0,3 \% \checkmark$$

$$0,69\% < 0,85\% \checkmark$$

Designforslag nr. 1 i dimensjonene 8"/8" tilfredsstiller tøyingskravene fra kategori 2 med knapp margin.

## 6.4 Designforslag II

I likhet med forrige eksempel bygger og dette forslaget på at det påføres ekstra gods i det mest utsatte området på t-forgreiningen. Forskjellen ligger i den utvendige utformingen, som nå er en bue. Ved å ha en avrundet form vil komponenten være mer motstandsdyktig mot spenningskonsentrasjoner som kan oppstå fra bøyemomenter. Disse kan oppstå etter montering i rørstrukturen. De innvendige hjørnene forblir rette for å gjøre HIP'e prosessen mer effektiv.

### 6.4.1 T-forgreining 8"/4"

#### Mål for analysen

- Kartlegge opptredende spenninger og tøyninger for designforslag nr. 2 i dimensjon 8"/4" opp mot DNVGL-RP-F112.

#### Generelt

- Dimensjon: Hovedrør (8"-sch. 100), uttak (4"-sch. 120).
- Produksjonsmåte: HIP'ing.

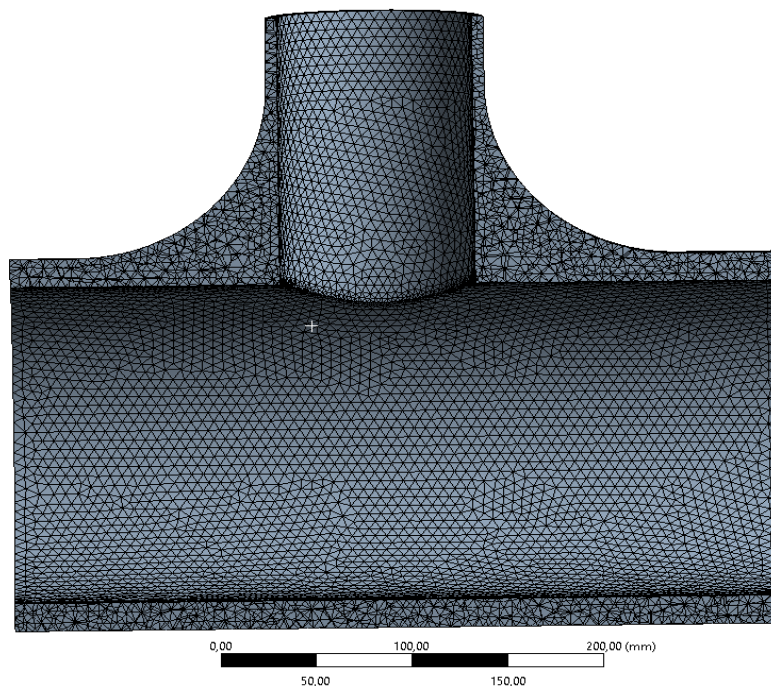


Figur 68: Bilde av komplett og snittet t-forgreining etter designforslag II. Ekstra gods påført i utsatt område, med en buet utforming.

## Elementnett

Komponenten påføres mesh bestående av kvadratiske tetraederelementer.

- Antall noder: 430281
- Antall elementer: 301401



Figur 69: Bilde som viser snitt av påført elementnett. Finere elementer er påført ved brå geometriendring eller generelle interesseområder.

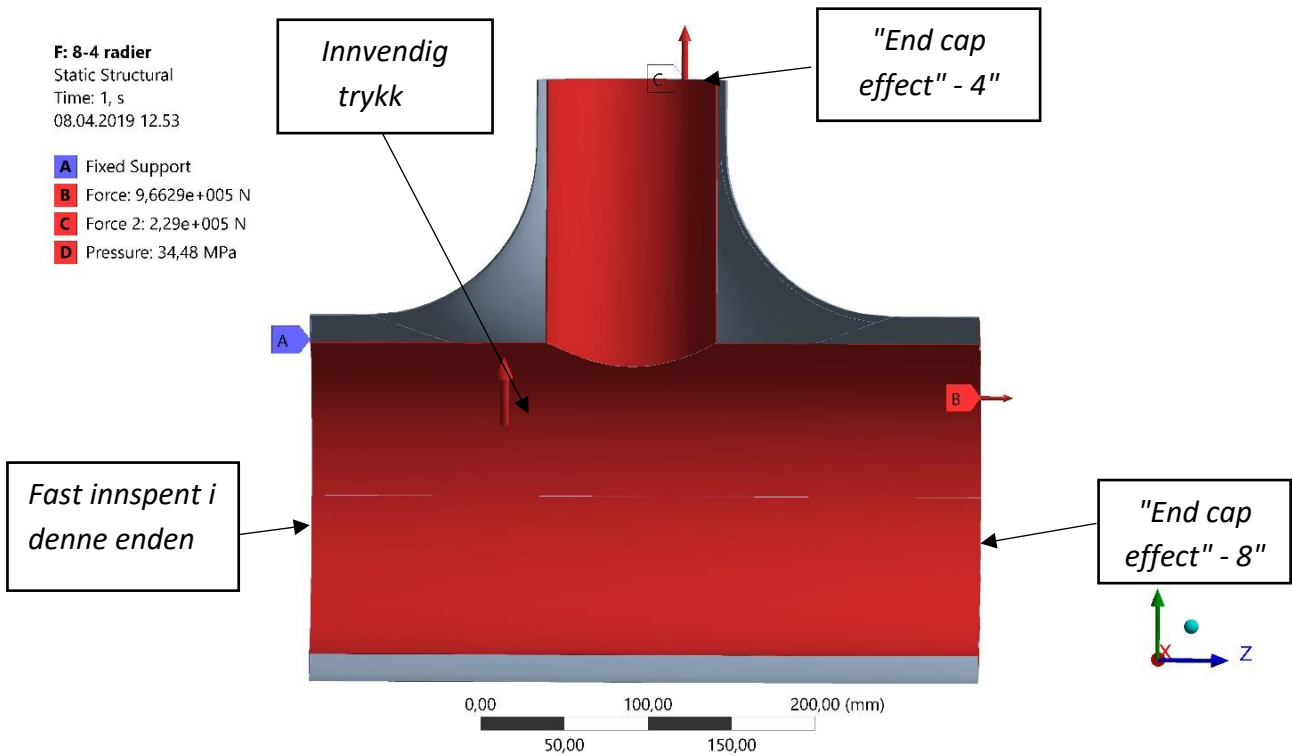
## Innspenninger og lastparametere

Komponenten blir utsatt for uniformt innvendig trykk. Kraft som symboliserer endelokk er plassert på uttaket (4"-rør) og i ene enden på 8" røret. Se tabell under for detaljerte laster.

Tabell 28: Krefter og laster som påføres modellen.

Lastsituasjon	Verdi
$p_i$	34,48 MPa
$F_{end\ cap\ 4''}$	229 kN
$F_{end\ cap\ 8''}$	966 kN

Se bilde av innspenninger og påførte laster på neste side.

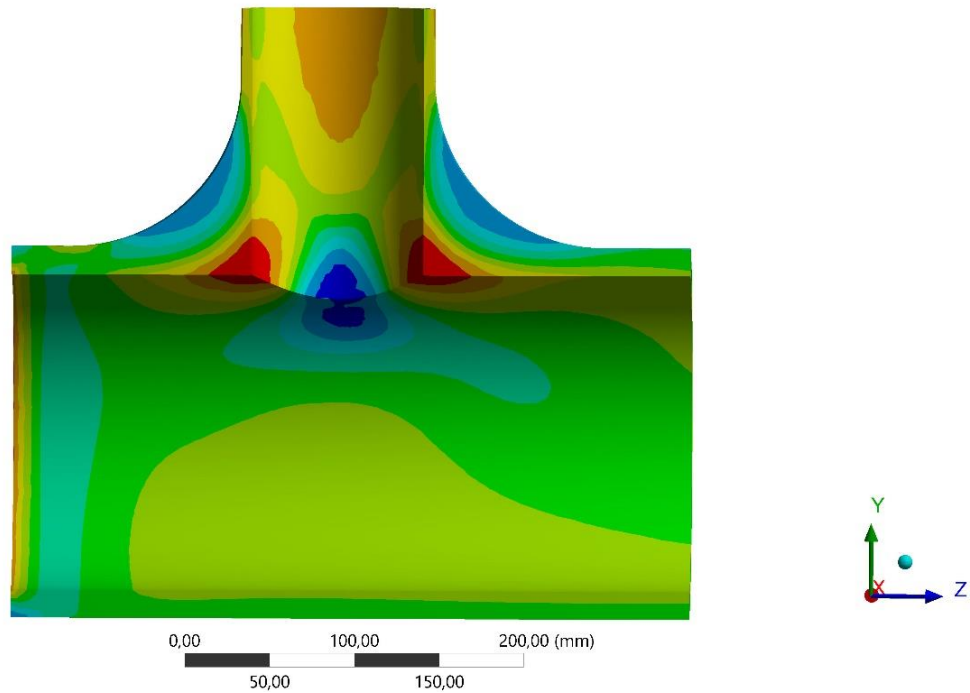


## Resultater

### a. Største hovedspenning

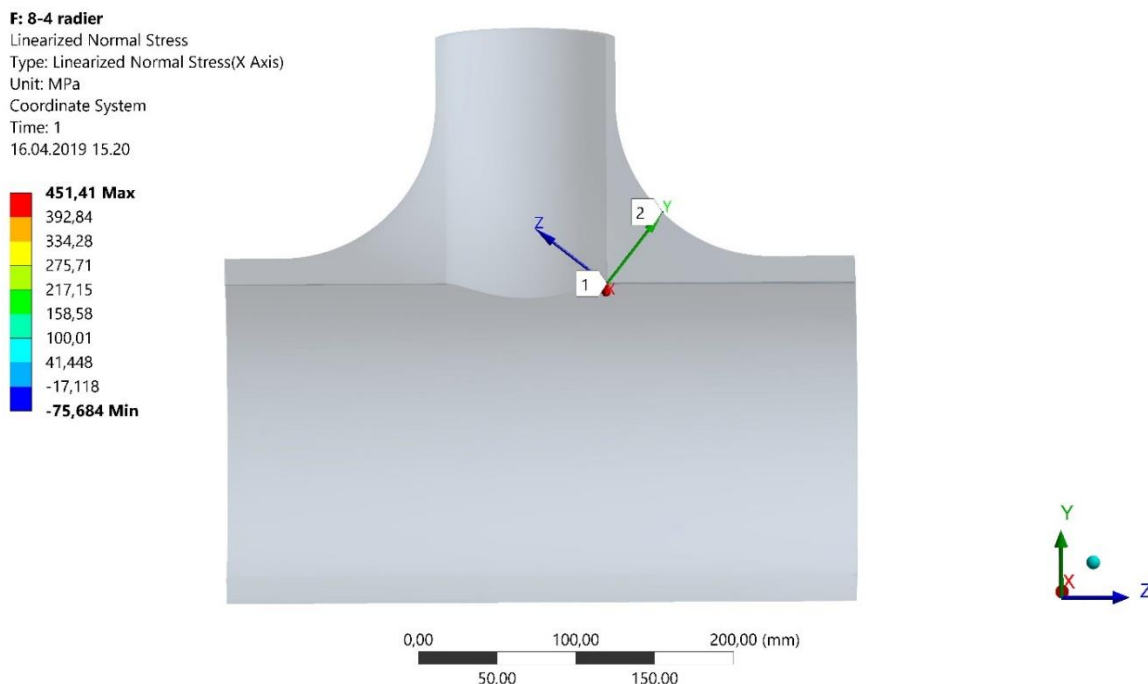
**F: 8-4 radier**  
 Maximum Principal Stress  
 Type: Maximum Principal Stress  
 Unit: MPa  
 Time: 1  
 08.04.2019 13.51

**452,2 Max**  
 391,17  
 330,15  
 269,12  
 208,09  
 147,06  
 86,03  
 25,001  
 -36,028  
**-97,057 Min**



Figur 70: Største hovedspenning på henholdsvis 452,2 MPa. Disse oppstår ved innvendige hjørner på t-forgreningen.

### b. Lineariserte spenninger i koordinatretning



Figur 71: Trekker ut de lineære spenningskomponentene i den dominerende koordinatretningen (x-retning) i det lokale koordinatsystemet, som er plassert langs stien markert mellom punktene 1 og 2.

Tar ut de mest relevante verdiene i tabellform.

Tabell 29: Relevante lineariserte spenningskomponenter i største koordinatretning.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	538,63	451,41
60	-114,44	-75,684

### c. Kartlegging av $LSMF_{cat2}$ - overflatefaktor

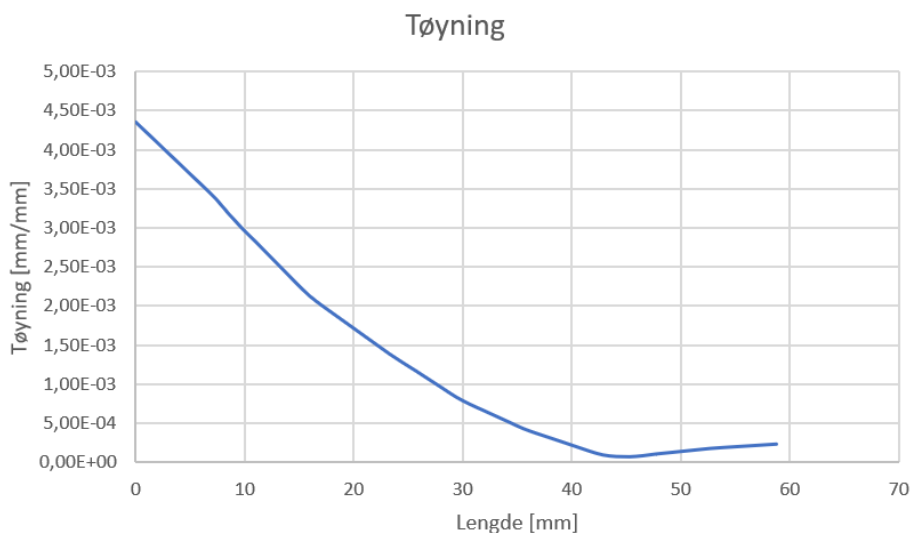
Overflatefaktoren for kategori 2 er forholdet mellom største hovedspenning og gjennomsnittet av membran- og bøyspenning i veggtykkelsen. Denne blir i standarden kalt  $\sigma_{lin}$ .

$$\sigma_{lin} = \frac{538,63 - 114,44}{2} = 212,62 \text{ MPa} \quad (6.15)$$

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}} = \frac{452,2}{212,62} = 2,12 \quad (6.16)$$

**d. Kartlegging av  $\epsilon_{mem}$  - gjennomsnittlig tøyning i koordinatretning**

Tar ut den totale tøyningen (elastisk og plastisk bidrag) i den dominerende koordinatretningen langs samme sti i det mest utsatte området på t-forgreiningen. Beregner deretter den gjennomsnittlige verdien. Se graf av tøyningen i veggtykkelsen under.



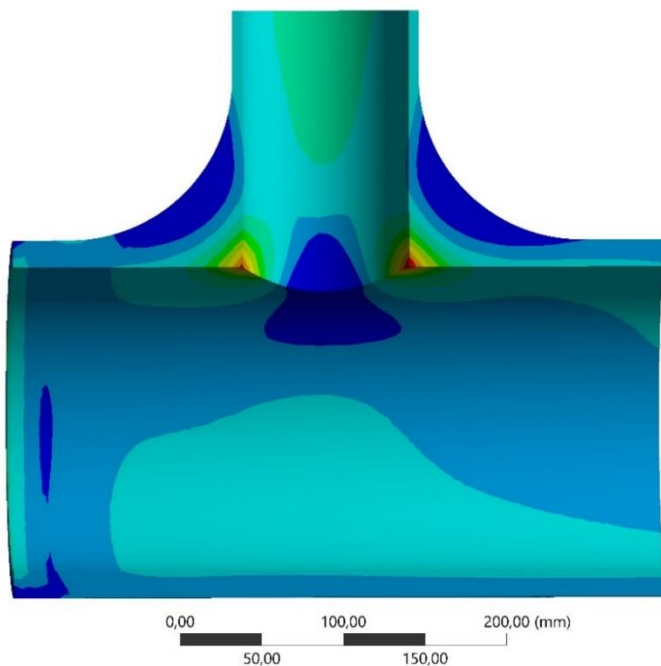
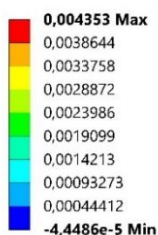
Figur 72: Total tøyning langs sti i kritisk område. Maks verdi på 0,43% ved innvendig hjørne.

Bruker Excel og regner ut gjennomsnittet av kurven.

$$\epsilon_{mem} = 0,13\%$$

**e. Kartlegging av  $\epsilon_{peak}$  – maks overflatetøyning i hovedretning**

F: 8-4 radier  
 User Defined Result 2  
 Expression: EPPL1+EPEL1  
 Time: 1  
 08.04.2019 15.18



Figur 73: Snitt av t-forgreining som viser den totale tøyningen i hovedretning. Den største tøyningen opptrer i hjørnene, på henholdsvis 0,44 %.

**f. Kartlegging av  $\epsilon_c$  - maks tillatte tøying**

Beregner nødvendig lengde for at egenspenningene fra sveis ikke blir problematiske.

$$L_{res\ 4''} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{57,15 \cdot 11,13} = 63,05\ mm \quad (6.17)$$

$$L_{res\ 8''} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{109,54 \cdot 15,09} = 101,64\ mm \quad (6.18)$$

Ved HIP'ing vil det være mulig å konstruere seg utenfor området,  $L_{res}$ . Materialkvaliteten betegnes som fin ved HIP'ing.

Tabell 30: Maks tillatte tøying, basert på materialstruktur og avstand til sveis.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldbearbeidet	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldbearbeidet
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

$$\epsilon_c = 0,5 \cdot 2,12 = 1,06\ \% \quad (6.19)$$

**Konklusjon**

Resultatene sjekkes opp mot krav fra kategori 2 i DNVGL-RP-F112.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3\ \%$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$$0,14\ \% < 0,3\ \% \checkmark$$

$$0,44\ \% < 1,06\ \% \checkmark$$

Designforslag nr. 2 i dimensjonene 8"/4" tilfredstiller tøyningskravene fra kategori 2 med god margin.

**4.4.2 T-forgreining 8"/8"**

Samme forsterkede t-forgreining analyseres i ulik dimensjon på utløpet. Dette gjøres for å dokumentere at en t-forgreining vil tilfredsstille kravene uavhengig av ytre dimensjon på utløpet.

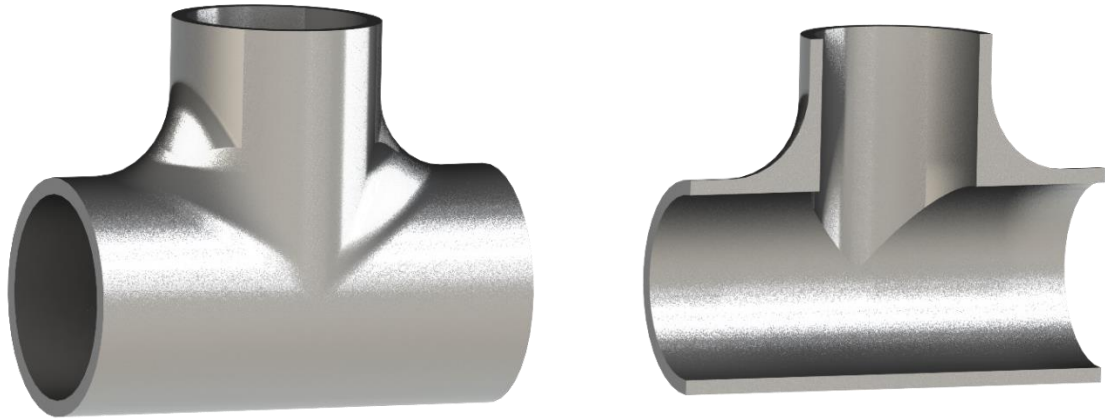
**Mål for analysen**

- Kartlegge opptredende spenninger og tøying for designforslag nr. 2 i dimensjonene 8"/8" opp mot DNVGL-RP-F112-kategori 2.



## Generelt

- Dimensjon: Hovedrør (8"-sch. 100), uttak (8"-sch. 100).
- Produksjonsmåte: HIP'ing.

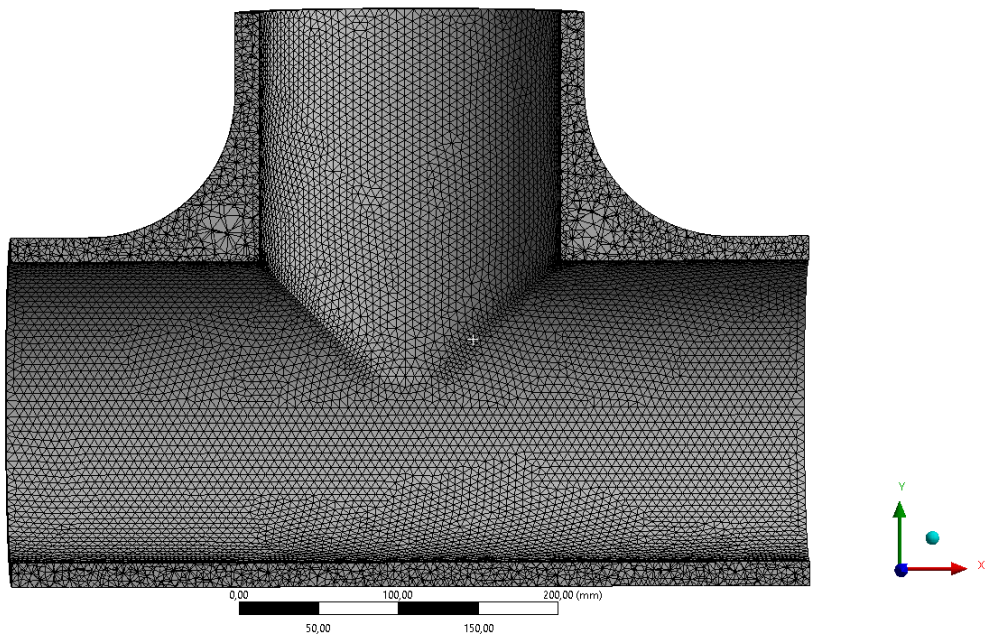


Figur 74: Komplette og snittede t-forgreining som viser hvordan t-forgreining i 8"/8" med avrundet forsterkning i utsatt område

## Elementnett

Komponenten påføres mesh bestående av kvadratiske tetraederelementer.

- Antall noder: 493562
- Antall elementer: 322261



Figur 75: Bilde som viser påført elementnett på snittede t-forgreining. Finere elementer er påført ved innvendige hjørner og interesseområder.



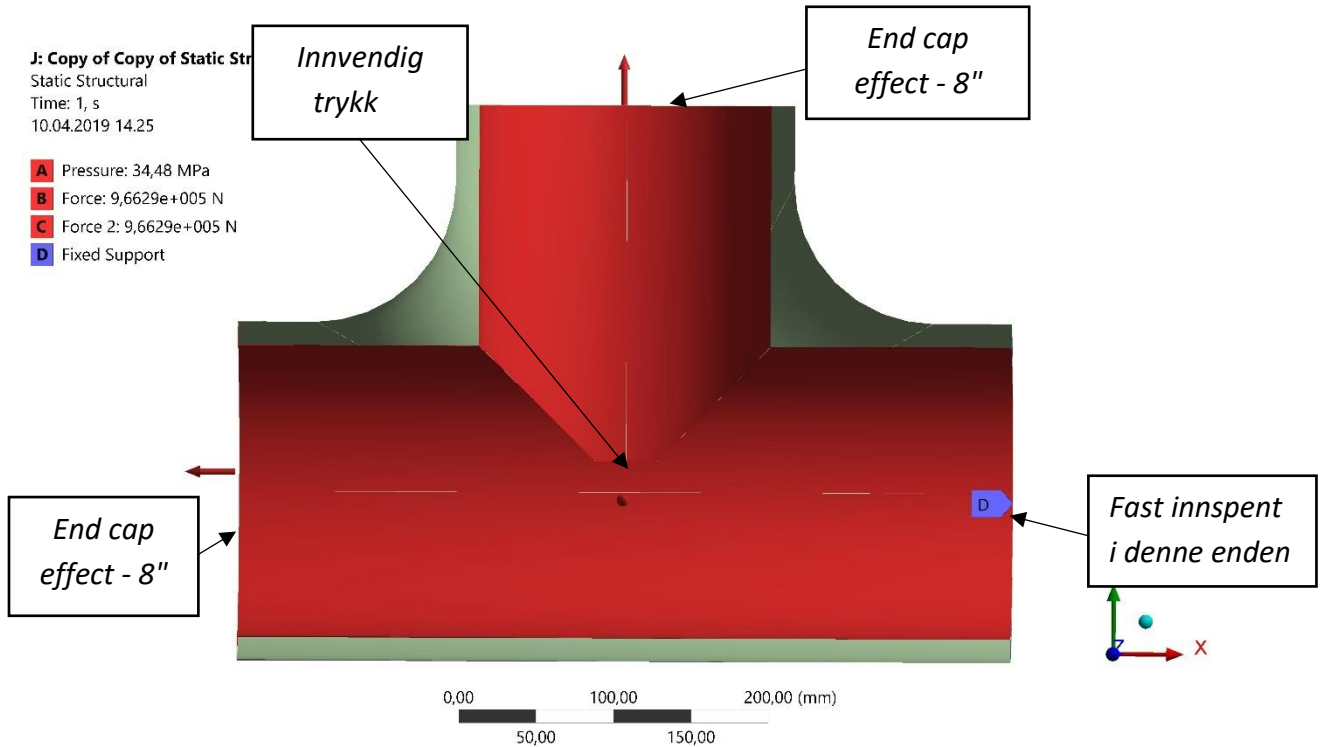
### Innspenninger og lastparametere

Komponenten blir utsatt for uniformt innvendig trykk. Kraft som symboliserer endelokk er på utløp og i ene enden på hovedrøret. Se tabell under for detaljerte krefter.

Tabell 31: Krefter og laster som påføres modellen.

Lastsituasjon	Verdi
$p_i$	34,48 MPa
$F_{end\ cap\ 8''}$	966 kN

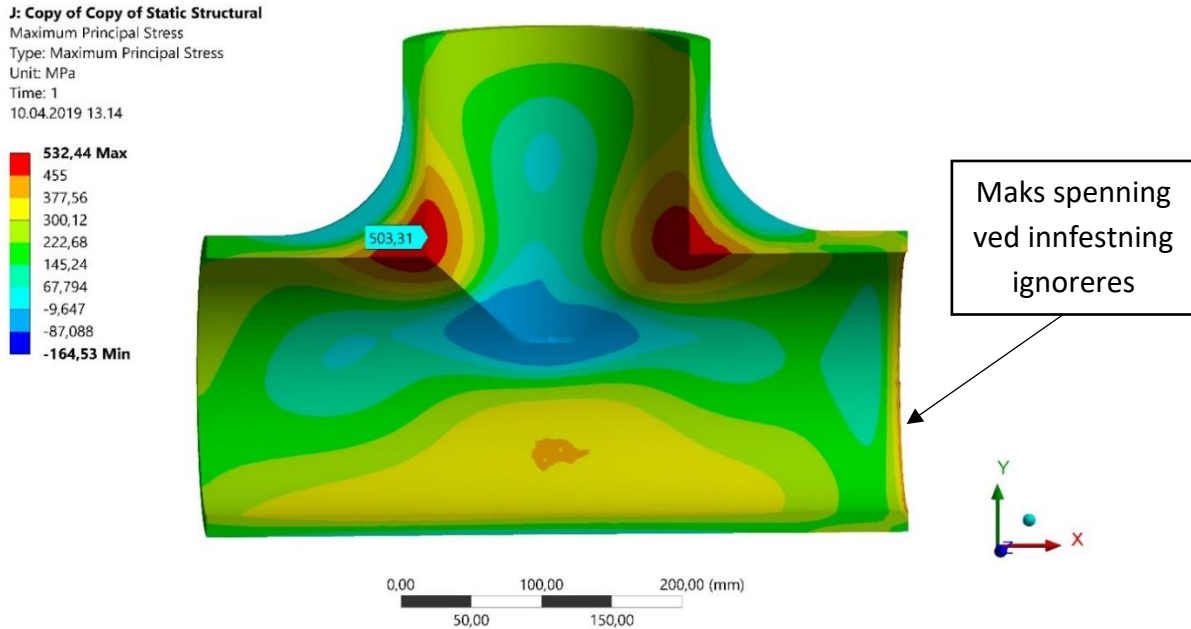
Se bilde av innspenninger og laster under.



Figur 76: Påførte laster og innspenninger på komponenten.

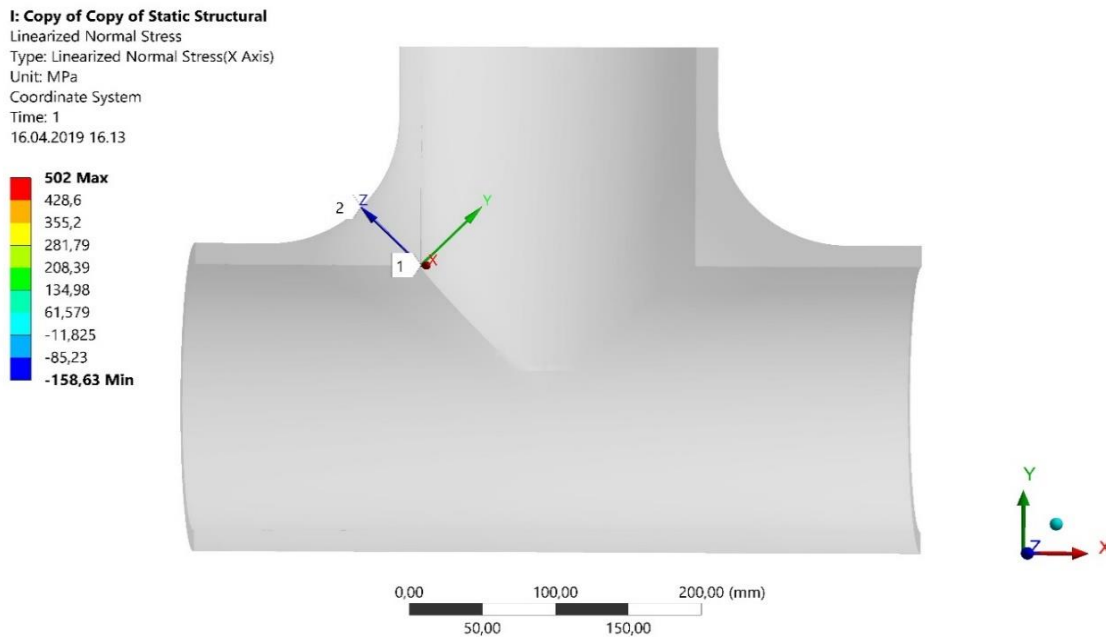
## Resultater

### a. Største hovedspenning



Figur 77: Største hovedspenning av interesse oppstår ved innvendige hjørner. Størst verdi i dette området er på 503,3 MPa. Maks spenning på 532,44 MPa ved innspenning ignoreres.

### b. Lineariserte spenninger i koordinatretning



Figur 78: Trekker ut de lineære spenningskomponentene i den dominerende koordinatretningen (x-retning) i det lokale koordinatsystemet som er plassert langs stien, markert mellom punktene 1 og 2.

Tar ut de mest relevante verdiene i tabellform:

Tabell 32: Relevante lineariserte spenningskomponenter i rørveggen.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	654,15	487,04
60	-68,22	-158,63

### c. Kartlegging av $LSMF_{cat2}$ - overflatefaktor

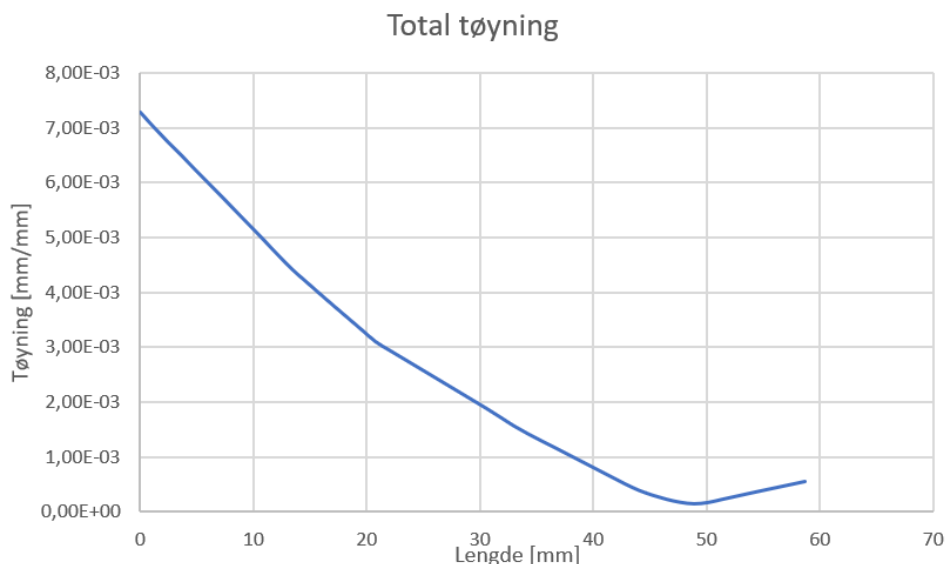
Overflatefaktoren for kategori 2 er forholdet mellom største hovedspenning og gjennomsnittet av membran- og bøyspenning i veggtykkelsen. Denne blir i standarden kalt  $\sigma_{lin}$ .

$$\sigma_{lin} = \frac{654,15 - 68,227}{2} = 292,97 \text{ MPa} \quad (6.20)$$

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}} = \frac{503,31}{292,97} = 1,71 \quad (6.21)$$

### d. Kartlegging av $\epsilon_{mem}$ - gjennomsnittlig tøyning i koordinatretning

Tar ut den totale tøyningen (elastisk og plastisk bidrag) i den dominerende koordinatretningen langs samme sti i det mest utsatte området på t-forgreiningen. Beregner deretter den gjennomsnittlige verdien. Se graf under som viser hvordan tøyningen endrer seg gjennom veggtykkelsen.

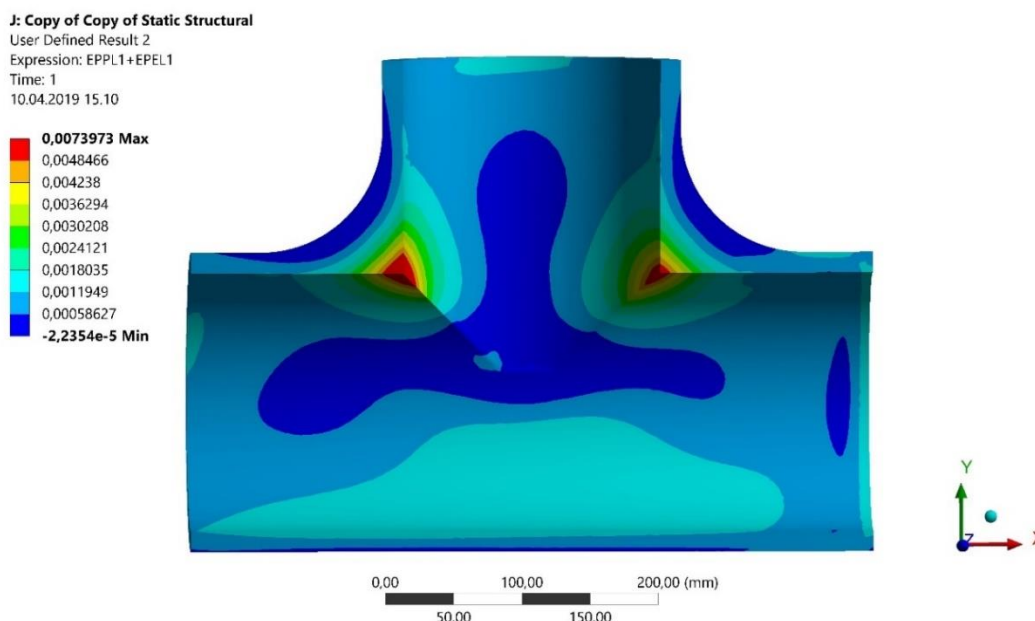


Figur 79: Total tøyning langs sti i kritisk område. Maks verdi på 0,73% på innsiden.

Bruker Excel og regner ut gjennomsnittet av kurven.

$$\epsilon_{mem} = 0,26\%$$

**e. Kartlegging av  $\epsilon_{peak}$  – maks overflatetøyning i hovedretning**



Figur 80: Snitt av t-forgrening som viser den totale tøyningen i hovedretning. Den største tøyningen opptrer i hjørnene, på henholdsvis 0,739 %.

**f. Kartlegging av  $\epsilon_c$  - maks tillatte tøyning**

Beregner nødvendig lengde for at egenpenningene fra sveis ikke blir problematiske.

$$L_{res} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{109,54 \cdot 15,09} = 101,64 \text{ mm} \quad (6.22)$$

Ved HIP'ing vil det være mulig å komme seg utenfor området,  $L_{res}$ . Materialkvaliteten betegnes som fin ved HIP'ing.

Tabell 33: Maks tillatte tøyning basert på materialstruktur og avstand til sveis.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldbearbeidet	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldbearbeidet
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

$$\epsilon_c = 0,5 \cdot 1,71 = 0,85 \% \quad (6.23)$$

## Konklusjon

Resultatene sjekkes opp mot krav fra kategori 2 i DNVGL-RP-F112.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$$0,26 \% < 0,3 \% \checkmark$$

$$0,74\% < 0,85\% \checkmark$$

Designforslag nr. 2 i dimensjonene 8"/8" tilfredsstiller tøyingskravene fra kategori 2 med knapp margin.

## 6.5 Designforslag III

Dette alternativet bygger på at man produserer et solid rektangulært profil i super duplex ved HIP'ing. Deretter maskinerer man frem tre rørstusser ut av den solide klossen, og borer ut en innvendig t-forgrening. Dette kan gjøres i en CNC-maskin. Ved å gjøre det på denne måten, sørger man for at mye gods blir værende igjen på det mest utsatte området på t-forgreiningen. I tillegg oppnår man upåklagelig materialkvalitet da materialet stammer fra HIP'ing. Dette en løsning hvor kostnadene trolig vil holdes nede da støpeformen er av enkel kategori og etterarbeidet er lite krevende. Se forklarende bilder under prosessen.

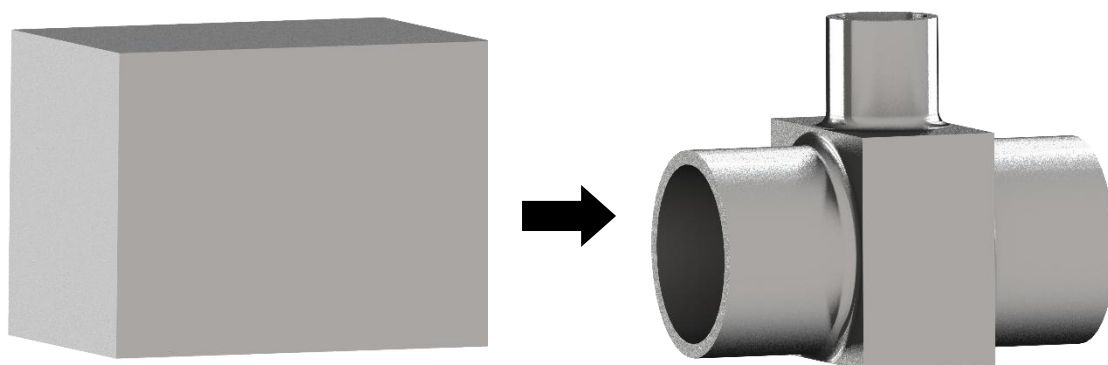
### 6.5.1 T-forgrening 8"/4"

#### Mål for analysen

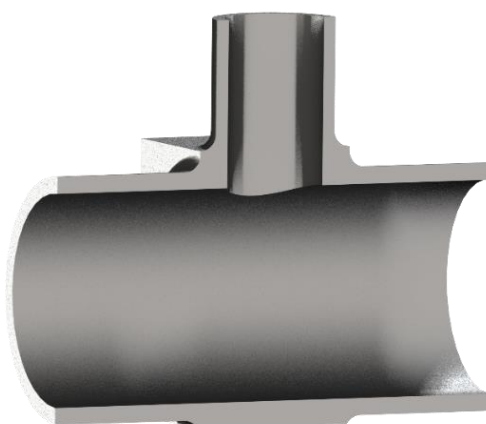
- Kartlegge opptredende spenninger og tøyninger for designforslag nr. 3 i dimensjonene 8"/4" opp mot DNVGL-RP-F112.

#### Generelt

- Dimensjon: Hovedrør (8"-sch. 100), uttak (4"-sch. 120).
- Produksjonsmåte: HIP'ing + videre etterbearbeiding i form av maskinering.



Figur 81: Figurer som viser fremgangsmåten fra solid emne fra HIP'ing til ferdig maskinert t-forgrening.

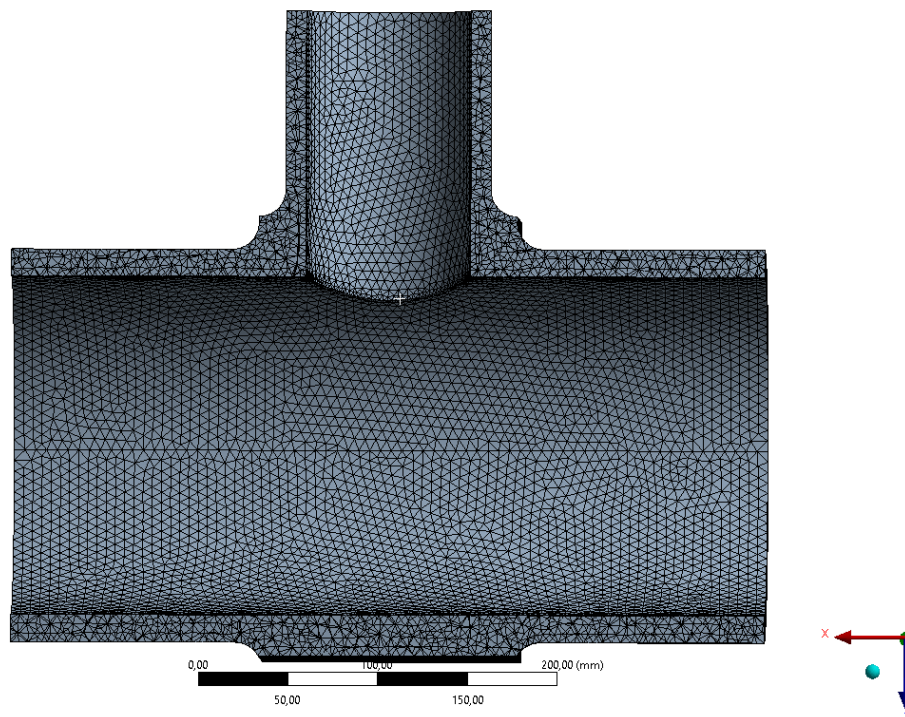


Figur 82: Snitt av ferdig maskinert t-forgrening.

## Elementnett

Komponenten påføres mesh bestående av kvadratiske tetraederelementer.

- Antall noder: 401920
- Antall elementer: 293625



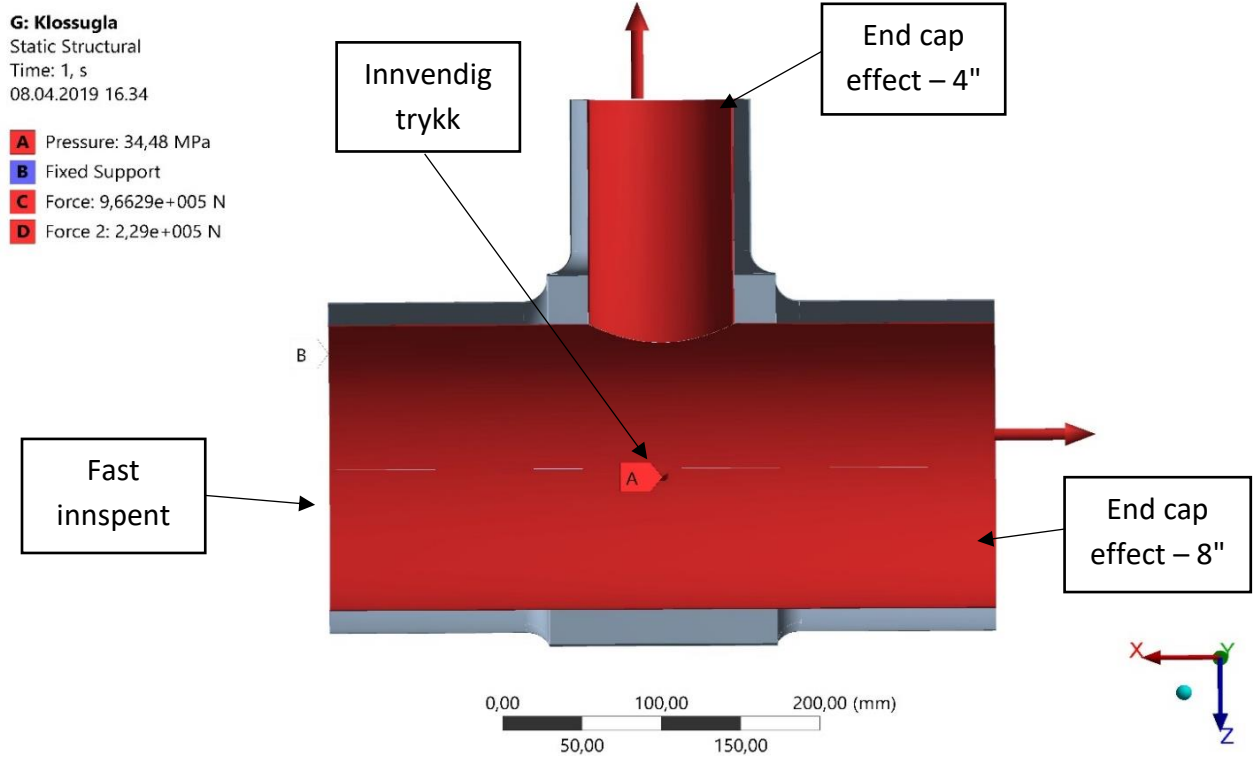
Figur 83: Snitt av t-forgreining som viser påført elementnett. Mindre elementer er plassert ved brå geometriendringer og interesseområder.

## Innspenninger og lastparameter

Tabell 34: Fungerende laster som brukes i analysen.

Lastsituasjon	Verdi
$p_i$	34,48 MPa
$F_{end\ cap\ 4''}$	229 kN
$F_{end\ cap\ 8''}$	966 kN

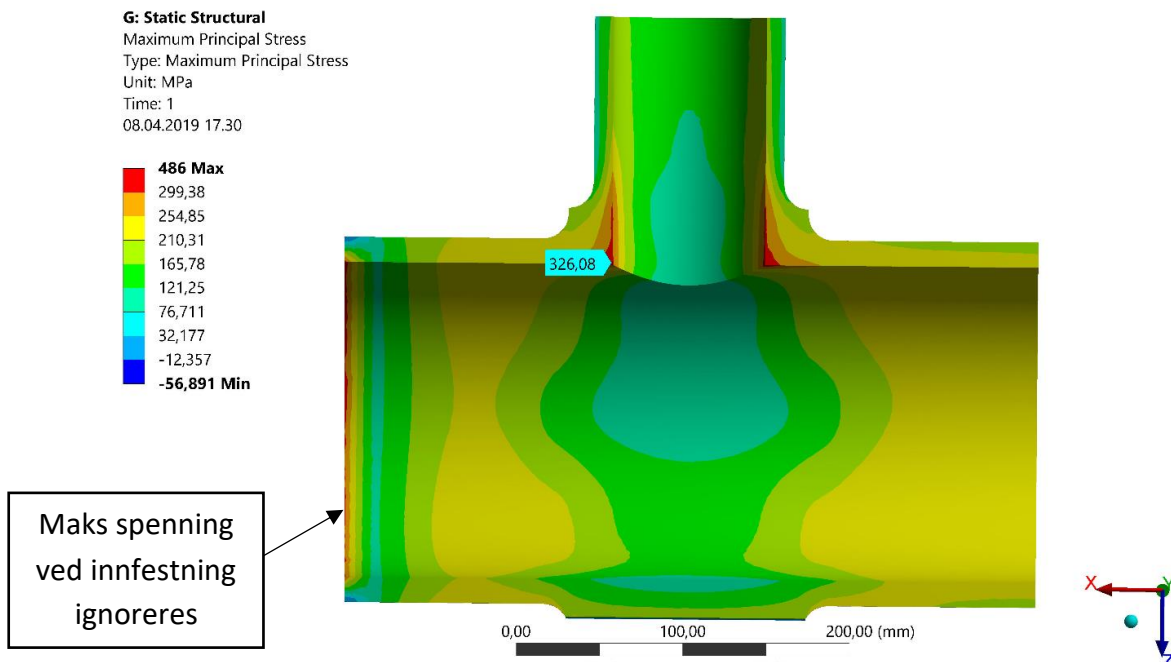
Se figur som viser hvor innspenninger og laster er påført på neste side.



Figur 84: Grensebetingelser og fungerende laster som er påført komponenten.

## Resultater

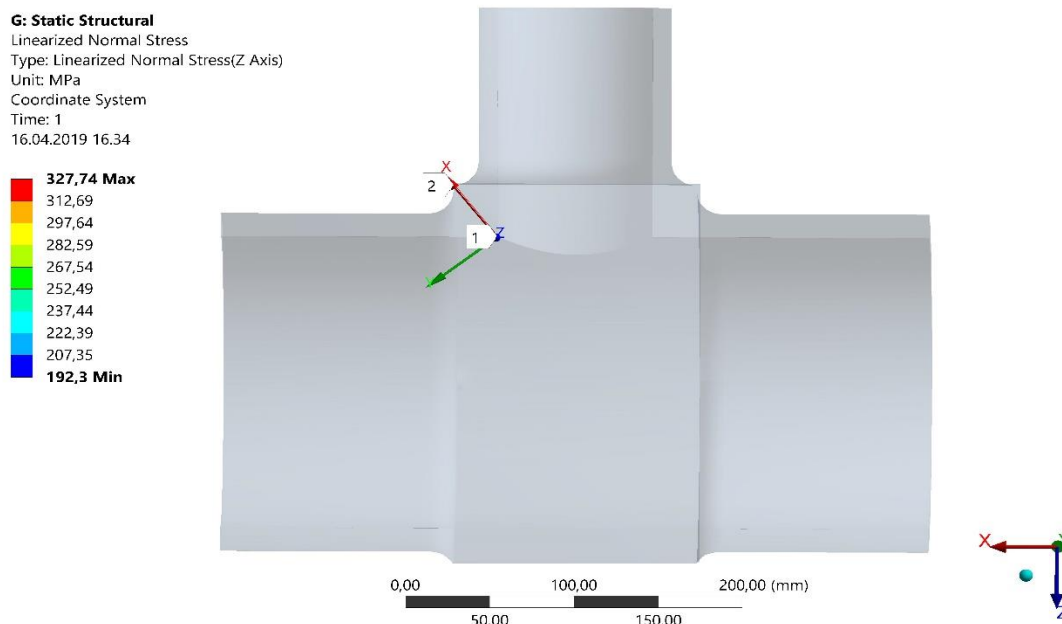
### a. Største hovedspenning



Figur 85: Snittet modell som viser maks hovedspenning. De største spenningene som er av interesse opptrer ved hjørnene på modellen, maks verdi her er på henholdsvis 326,08 MPa.



### b. Lineariserte spenninger i koordinatretning



Figur 86: Trekker ut de lineære spenningskomponentene i den dominerende koordinatretningen (z-retning) i det lokale koordinatsystemet som er plassert langs stien markert mellom punktene 1 og 2.

Trekker ut de mest relevante resultatene langs stien i tabellform.

Tabell 35: Relevante lineariserte spenningskomponenter i tabellform.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	319,59	327,74
42,33	172,3	192,92

### c. Kartlegging av $LSMF_{cat2}$ - overflatefaktor

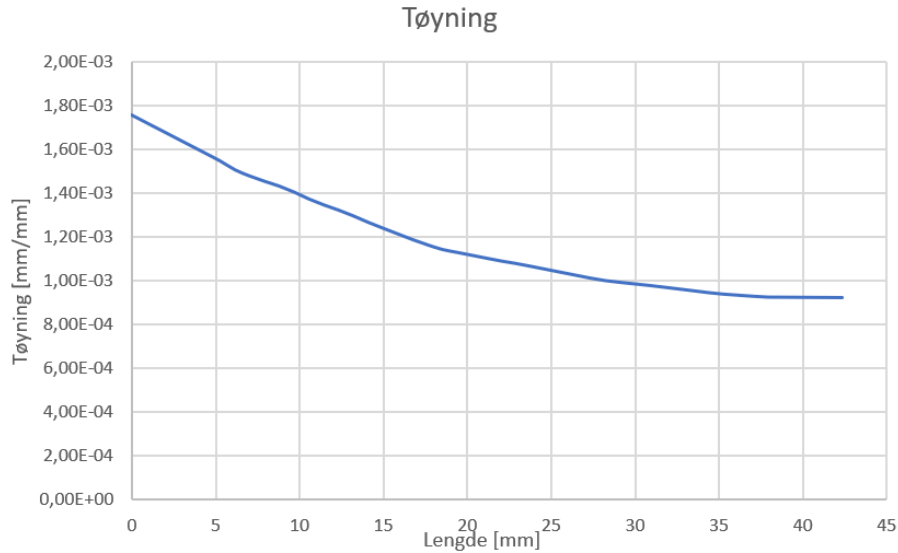
Overflatefaktoren for kategori 2 er forholdet mellom største hovedspenning og gjennomsnittet av membran- og bøyspenning i veggtykkelsen. Denne blir i standarden kalt  $\sigma_{lin}$ .

$$\sigma_{lin} = \frac{319,59 + 172,3}{2} = 245,95 \text{ MPa} \quad (6.24)$$

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}} = \frac{326,08}{245,95} = 1,32 \quad (6.25)$$

**d. Kartlegging av  $\epsilon_{mem}$  - gjennomsnittlig tøyning i koordinatretning**

Tar ut den totale tøyningen langs samme sti gjennom veggtykkelsen i den dominerende koordinatretningen (z-retning). Se graf av hvordan tøyningen endrer seg grafisk under.



Figur 87: Graf som viser den totale tøyningen (elastisk + plastisk) gjennom veggtykkelsen.

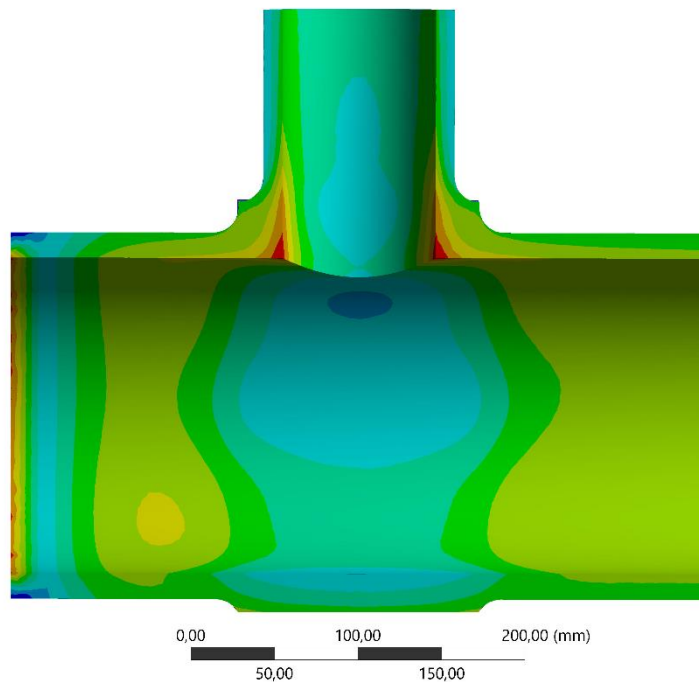
Beregner gjennomsnittet tøyningen ved å ta utgangspunkt i kurven over.

$$\epsilon_{mem} = 0,12\%$$

**e. Kartlegging av  $\epsilon_{peak}$  – maks overflatetøyning**

G: Static Structural  
 User Defined Result 2  
 Expression: EPPL1+EPEL1  
 Time: 1  
 09.05.2019 20.18

0,0018746 Max  
 0,0014999  
 0,0013125  
 0,0011252  
 0,00093779  
 0,00075043  
 0,00056306  
 0,0003757  
 0,00018833  
 9,6516e-7 Min



Figur 88: Største totale tøyning på henholdsvis 0,187% som oppstår ved innvendige hjørner.

**f. Kartlegging av  $\epsilon_c$  - maks tillatte tøyning**

Beregner nødvendig lengde for at egenspenningene fra sveis ikke blir problematiske.

$$L_{res\ 4"} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{57,15 \cdot 11,13} = 63,05\ mm \quad (6.26)$$

$$L_{res\ 8"} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{109,54 \cdot 15,09} = 101,64\ mm \quad (6.27)$$

Ved HIP'ing vil det være mulig å komme seg utenfor området,  $L_{res}$ . Materialkvaliteten betegnes som fin ved HIP'ing.

Tabell 36: Maks tillatte tøyning, basert på materialstruktur og avstand til sveis.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldbearbeidet	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldbearbeidet
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

$$\epsilon_c = 0,5 \cdot 1,32 = 0,66\% \quad (6.28)$$

**Konklusjon**

Resultatene sjekkes opp mot krav fra kategori 2 i DNVGL-RP-F112.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3\%$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$$0,12\% < 0,3\% \quad \checkmark$$

$$0,19\% < 0,66\% \quad \checkmark$$

Designforslag nr. 3 i dimensjonene 8"/4" tilfredsstiller tøyingskravene fra kategori 2 med god margin.

### 6.5.2 T-forgrening 8"/8"

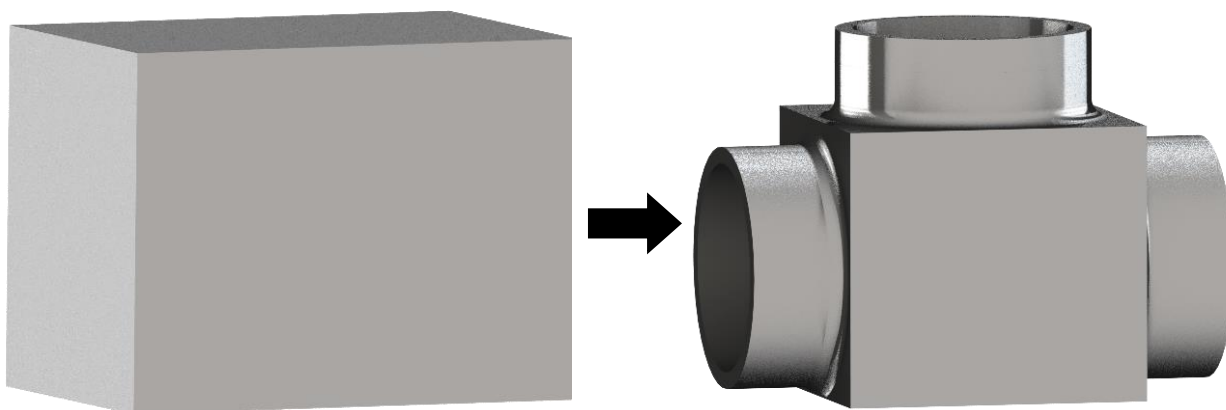
Samme t-forgreining modelleres i nye dimensjon på utløp. Dette gjøres for å dokumentere at designforslaget møter krav uavhengig av ytre dimensjon på utløpet.

#### Mål for analysen

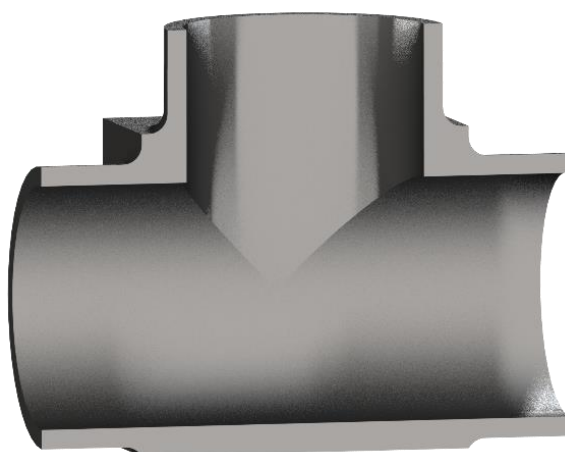
- Kartlegge opptredende spenninger og tøyninger for designforslag 3 i dimensjon 8"/8" opp mot DNVGL-RP-F112, kategori 2.

#### Generelt

- Dimensjon: Hovedrør (8"-sch. 100), uttak (8"-sch. 100).
- Produksjonsmåte: HIP'ing + videre etterbearbeiding i form av maskinering.



Figur 89: Figurer som viser fremgangsmåten fra solid emne fra HIP'ing til ferdig maskinert t-forgreining.

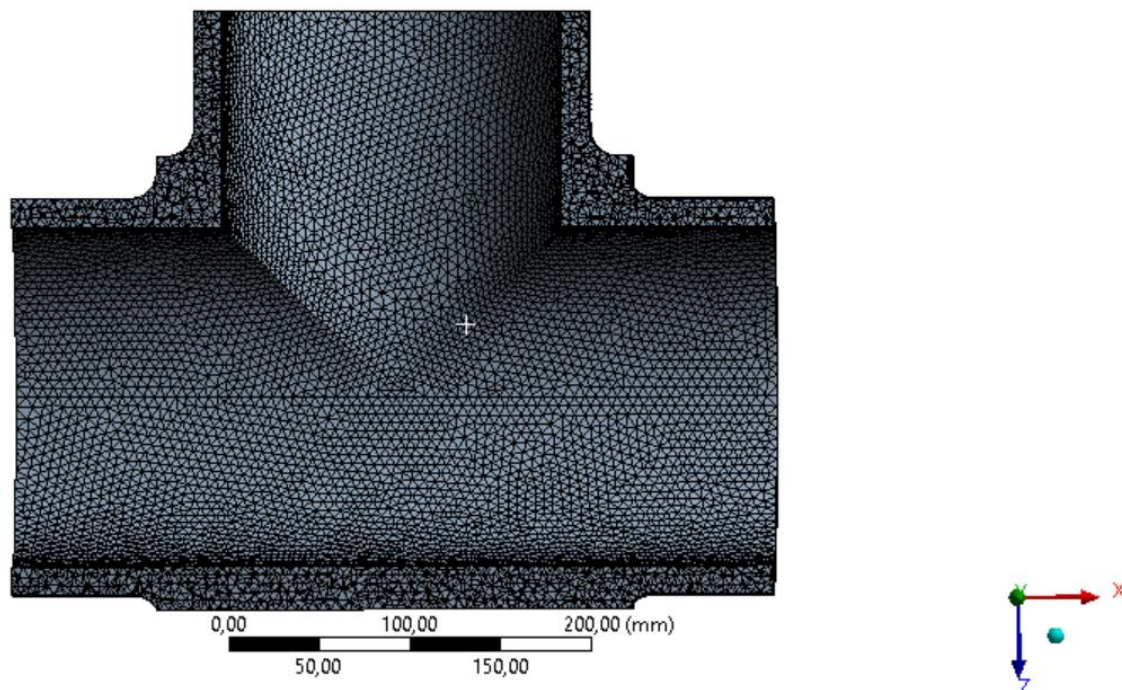


Figur 90: Snitt som viser innsiden av t-forgreiningen.

## Elementnett

Komponenten påføres mesh bestående av kvadratiske tetraederelementer.

- Antall noder: 545001
- Antall elementer: 324625



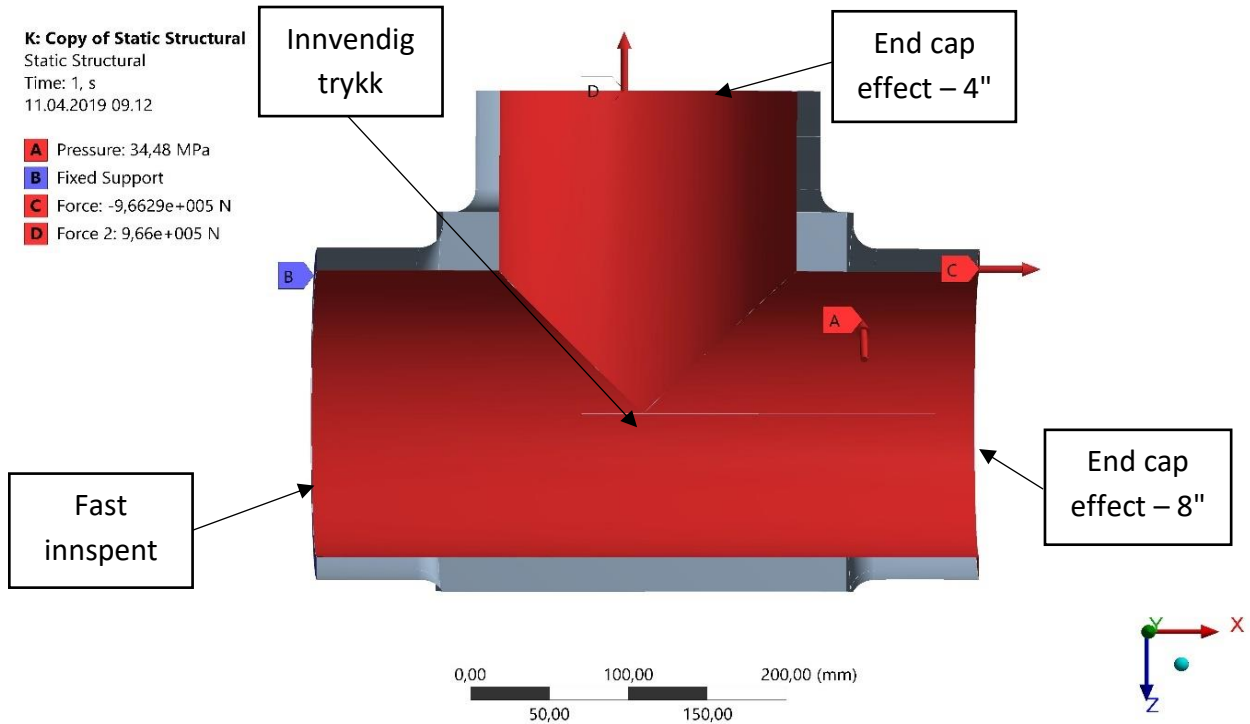
Figur 91: Bilde som snittet t-forgreining med påført elementnett. Mindre elementer er påført ved brå geometriendring og ved interesseområder

## Innspenninger og lastparameter

Tabell 37: Fungerende laster på komponenten.

Lastsituasjon	Verdi
$p_i$	34,48 MPa
$F_{end\ cap\ 8''}$	966 kN

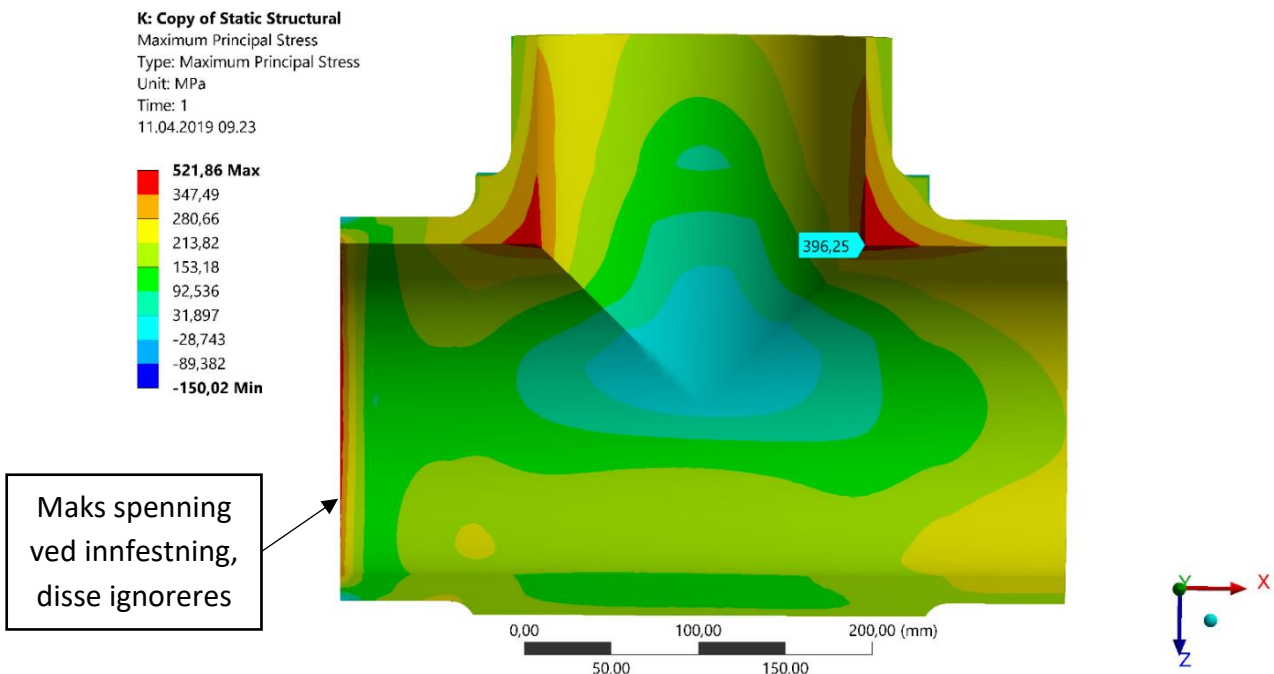
Se neste side for påførte grensebetingelser og laster.



Figur 92: Bilde med forklarende tekst som viser aktuelle grensebetingelser og laster.

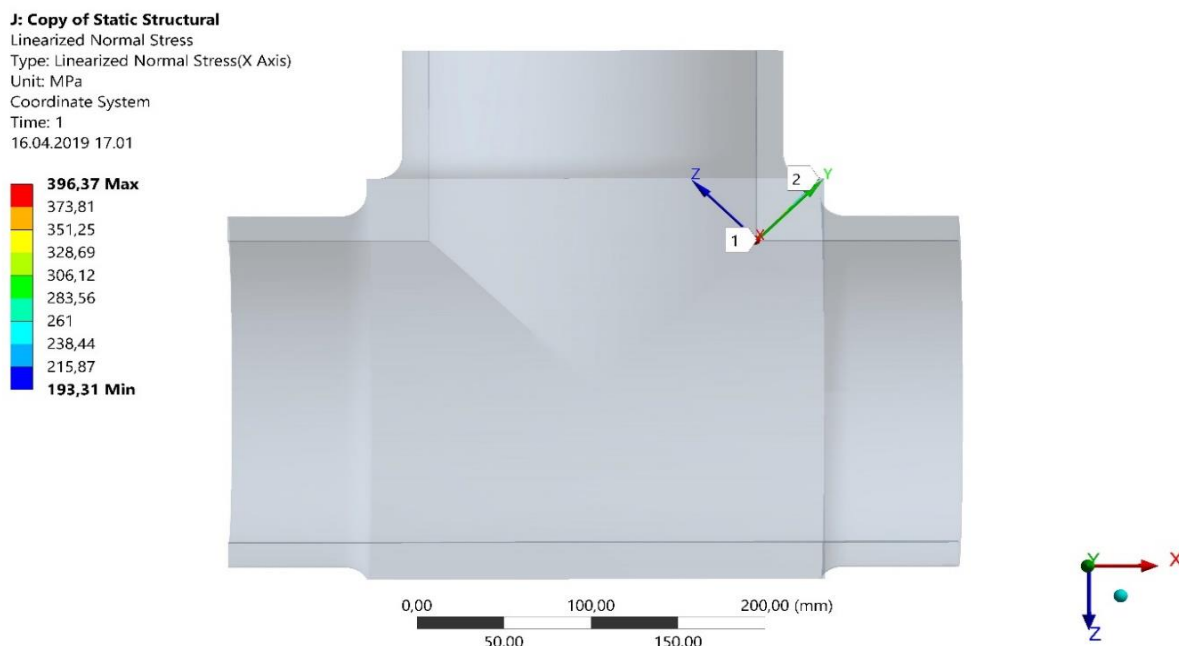
## Resultater

### a. Største hovedspenning



Figur 93: Snittet modell som viser maks hovedspenning. Spenningskonsentrasjon ved innfestning på 521,86 MPa ignoreres da de skyldes innfestning. Maks spenning av interesse opptrer ved innvendige hjørner. Maks verdi i dette området er på henholdsvis 396,25 MPa.

### b. Lineariserte spenninger i koordinatretning



Figur 94: Trekker ut de lineære spenningskomponentene i den dominerende koordinatretningen(x-retning) i det lokale koordinatsystemet som er plassert langs stien, markert mellom punktene 1 og 2.

Trekker ut de mest relevante resultatene langs stien i tabellform.

Tabell 38: Lineariserte spenninger i hentet fra sti i utsatt område.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	422,44	396,39
42,33	179,65	193,31

### c. Kartlegging av $LSMF_{cat2}$ - overflatefaktor

Overflatefaktoren for kategori 2 er forholdet mellom største hovedspenning og gjennomsnittet av membran- og bøyspenning i veggtykkelsen. Denne blir i standarden kalt  $\sigma_{lin}$ .

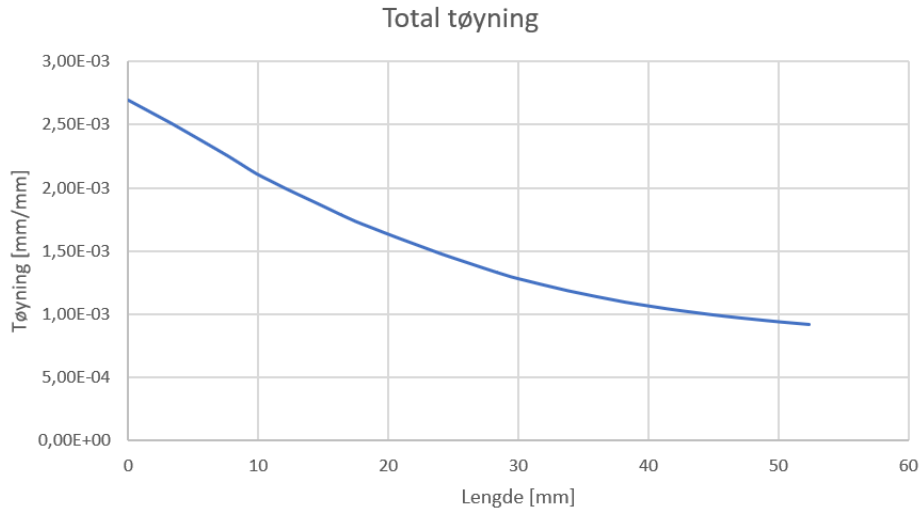
$$\sigma_{lin} = \frac{422,44 + 179,65}{2} = 301,04 \text{ MPa} \quad (6.29)$$

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}} = \frac{396,25}{301,04} = 1,31 \quad (6.30)$$



**d. Kartlegging av  $\epsilon_{mem}$  - gjennomsnittlig tøyning i koordinatretning**

Tar ut den totale tøyningen (elastisk og plastisk bidrag) i den dominerende koordinatretningen langs samme sti som er gåt gjennom det mest kritiske området på t-forgreiningen. Se graf av hvordan tøyningen endrer seg gjennom veggtykkelsen under.

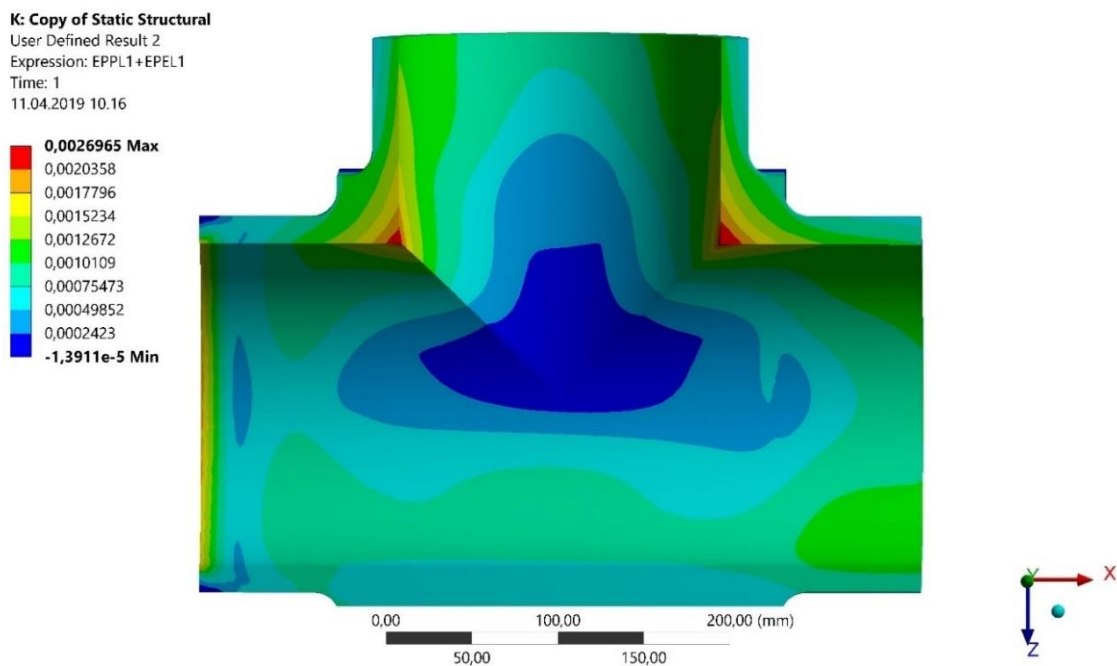


Figur 95: Graf som viser den totale tøyningen gjennom veggtykkelsen i kritisk område. Maks verdi på 0,26%.

Beregner gjennomsnittet av kurven med hjelp av Excel.

$$\epsilon_{mem} = 0,15\%$$

**e. Kartlegging av  $\epsilon_{peak}$  – maks overflatetøyning i hovedretning**



Figur 96: Største totale tøyning på henholdsvis 0,27% ved innvendige hjørner.



**f. Kartlegging av  $\epsilon_c$  - maks tillatte tøyning**

Beregner nødvendig lengde for at egenspenningene fra sveis ikke blir problematiske.

$$L_{res\ 8''} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{109,54 \cdot 15,09} = 101,64\ mm \quad (6.31)$$

Ved HIP'ing vil det være mulig å komme seg utenfor området,  $L_{res}$ . Materialkvaliteten betegnes som fin ved HIP'ing.

Tabell 39: Største tillatte tøyning, basert på materialstruktur og avstand til sveis.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldbearbeidet	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldbearbeidet
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

$$\epsilon_c = 0,5 \cdot 1,31 = 0,65\% \quad (6.32)$$

**Konklusjon**

Resultatene sjekkes opp mot krav fra kategori 2 i DNVGL-RP-F112.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3\%$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$$0,15\% < 0,3\% \quad \checkmark$$

$$0,27\% < 0,65\% \quad \checkmark$$

Designforslag nr. 3 i dimensjonene 8"/8" tilfredsstiller tøyningkravene fra kategori 2 med god margin.

## 6.6 Designforslag IV

Dette alternativet bygger på at man legger en klave rundt tverrsnittet og øker mengden gods ved hjørnene på t-forgreiningen. Klaven sørger for at veggtykkelsen rundt selve forgreiningen øker. Innvendige hjørner beholdes er rette, og utvendig geometri er bærer preg av rette vinkler. Dette er tiltak for å gjøre HIP-prosessen så effektiv som mulig.

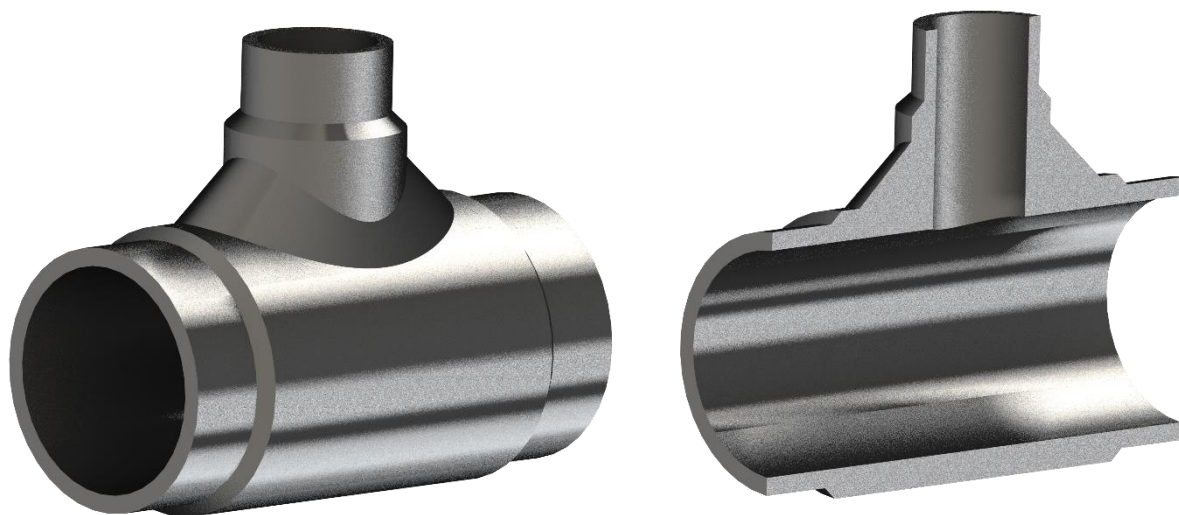
### 6.6.1 T-forgreining 8"/4"

#### Mål for analyse

- Kartlegge opptredende spenninger og tøyninger for designalternativ nr. 4 i dimensjonene 8"/4" opp mot DNVGL-RP-F112, kategori 2.

#### Generelt

- Dimensjon: Hovedrør (8" sch. 100), uttak (4" sch. 120).
- Produksjonsmetode: HIP'ing.



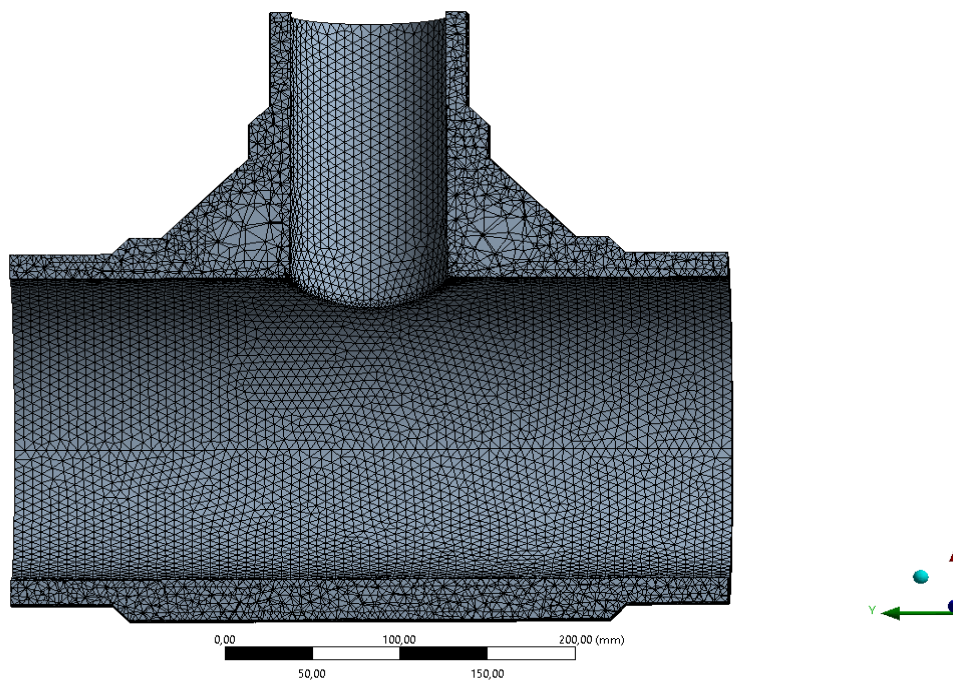
*Figur 97: Bilder som viser komplett og snittet t-forgreining etter designforslag 4 i dimensjonene 8"/4".*

Informasjon om påført elementnett presenteres neste side.

## Elementnett

Komponenten påføres et elementnett bestående av kvadratiske tetraederelementer.

- Antall noder: 480 142
- Antall elementer: 311 241



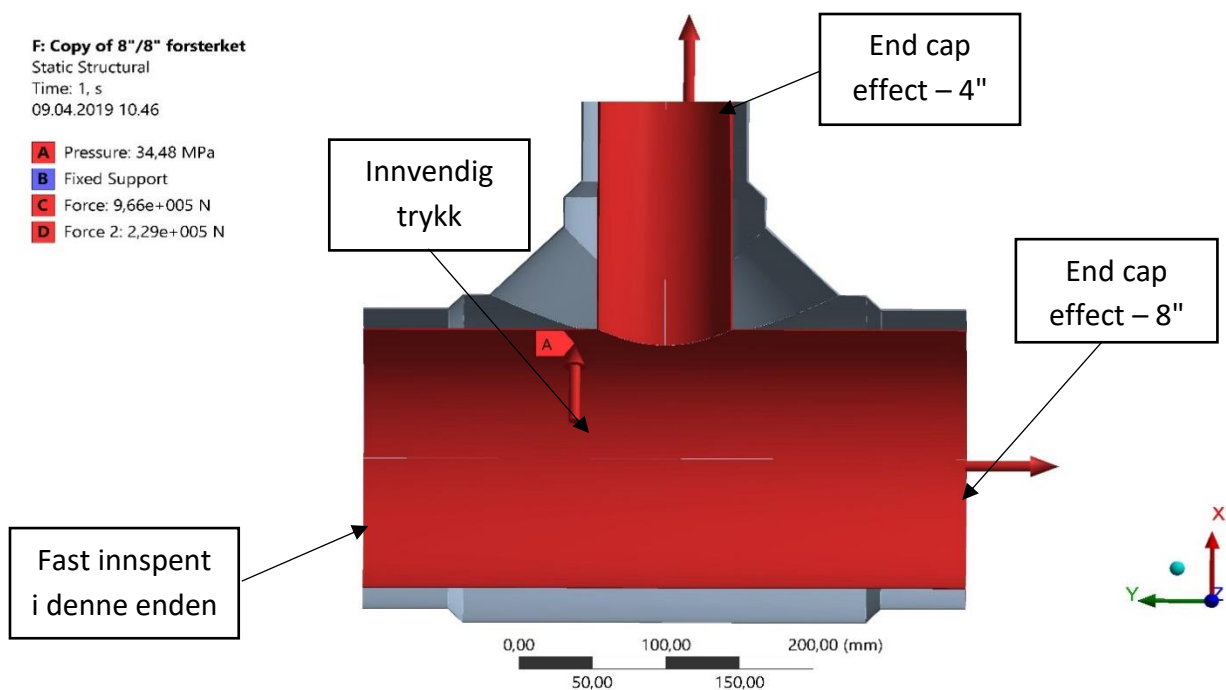
Figur 98: Elementnett som er påført komponenten. Finere elementer er plassert ved brå geometriendringer og interesseområder.

## Innspenninger og lastparametere

Tabell 40: Fungerende laster som påføres komponenten.

Lastsituasjon	Verdi
$p_i$	34,48 MPa
$F_{end\ cap\ 4''}$	229 kN
$F_{end\ cap\ 8''}$	966 kN

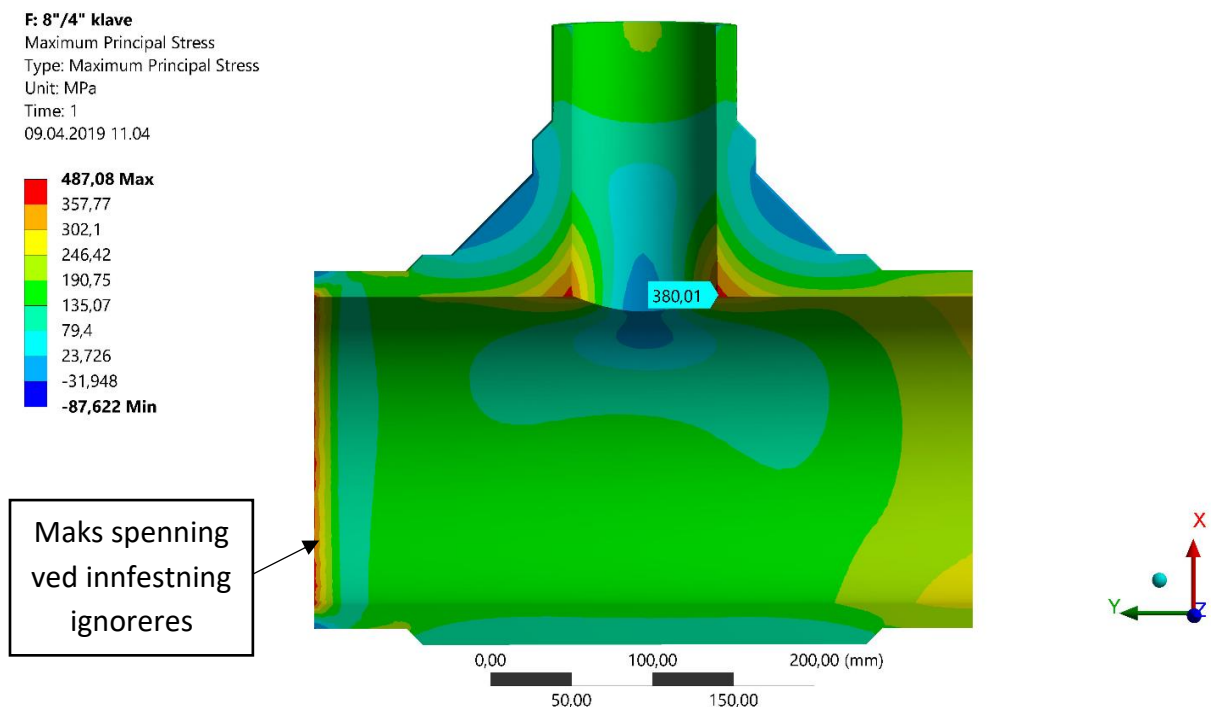
Figur av detaljerte grensebetingelser og påførte laster presenteres på neste side.



Figur 99: Innspenninger og fungerende laster på komponenten.

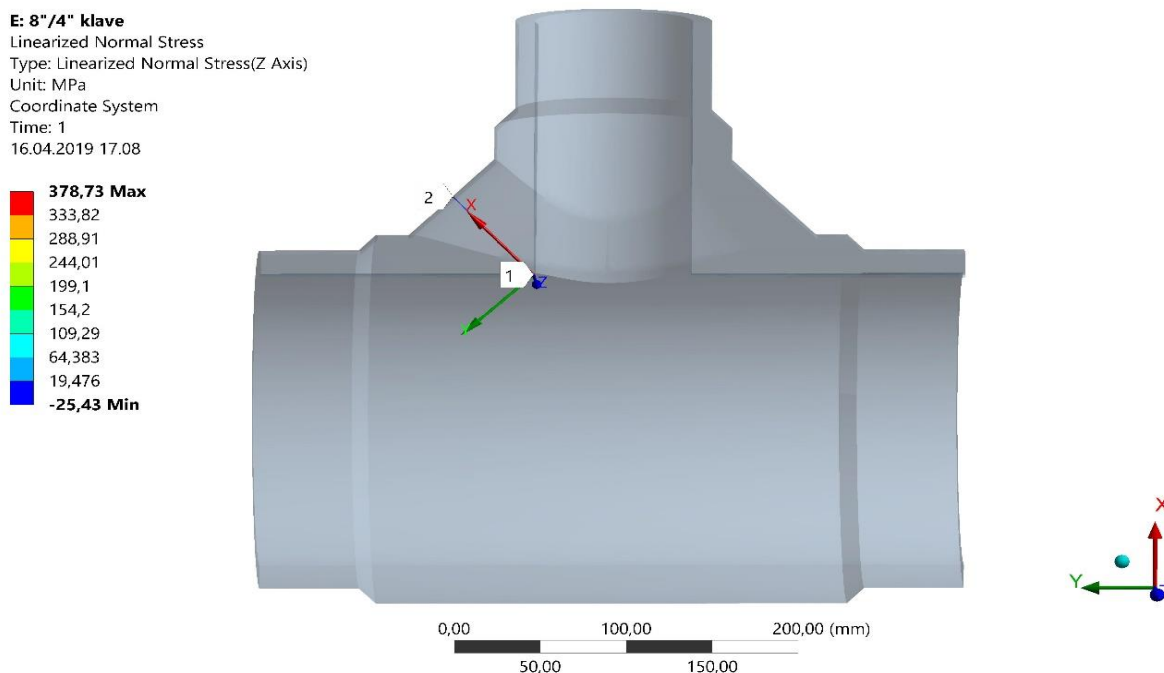
**Resultater**

**a. Maks hovedspenning**



Figur 100: Spenningskonsentrasjon på henholdsvis 487,08 MPa ved innfestning neglisjeres, da de skyldes innfestning. Maks verdi av interesse oppstår ved innvendige hjørner, verdi på 380,01 MPa.

## b. Lineariserte spenninger i koordinatretning



Figur 101: Trekker ut de lineære spenningskomponentene i den dominerende koordinatretningen (z-retning) i det lokale koordinatsystemet som er plassert langs stien, markert mellom punktene 1 og 2.

Tar ut de mest relevante spenningene i tabellform fra punkt 1 og 2.

Tabell 41: Relevante lineariserte spenningskomponenter i tabellform. Spenningene representerer ytter- og inside langs aktuell sti i utsatt område.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	372,29	378,73
69,50	-67,13	-25,43

## c. Kartlegging av $LSMF_{cat2}$ - overflatefaktor

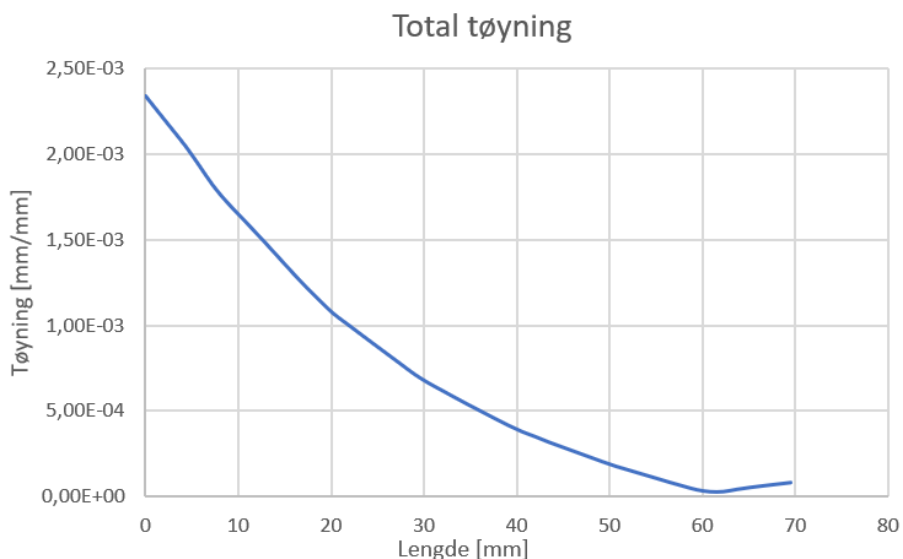
Overflatefaktoren for kategori 2 er forholdet mellom største hovedspenning og gjennomsnittet av membran- og bøyspenning i veggtykkelsen. Denne blir i standarden kalt  $\sigma_{lin}$ .

$$\sigma_{lin} = \frac{378,73 - 67,13}{2} = 152,58 \text{ MPa} \quad (6.33)$$

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}} = \frac{380,01}{152,58} = 2,5 \quad (6.34)$$

**d. Kartlegging av  $\epsilon_{mem}$  - gjennomsnittlig tøyning i koordinatretning**

Tar ut den totale tøyningen (elastisk og plastisk bidrag) langs den samme stien i det utsatte området på t-forgreiningen. Tøyningene tas ut i den dominerende koordinatretningen, (z-retning). Se graf av hvordan tøyningen endrer seg gjennom veggtykkelsen under.



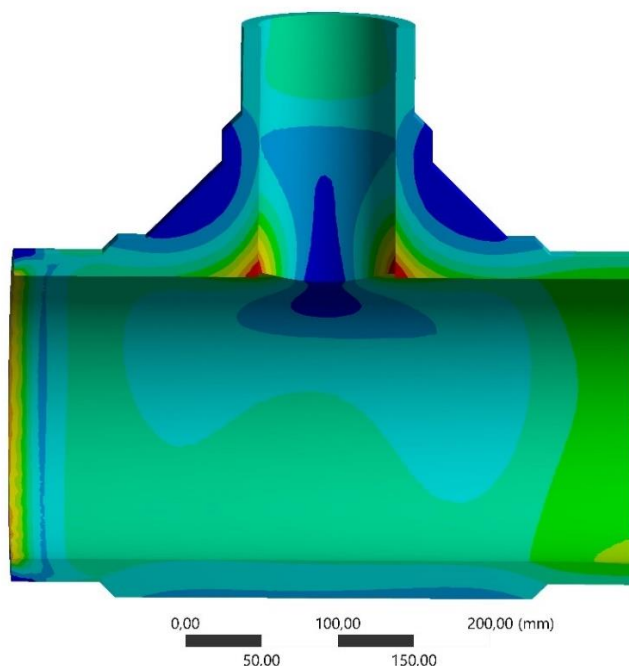
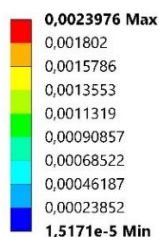
Figur 102: Graf som viser hvordan tøyningen endrer seg gjennom tverrsnittet.

Regner ut gjennomsnittet av kurven,  $\epsilon_{mem}$  ved hjelp av Excel.

$$\epsilon_{mem} = 0,075\%$$

**e. Kartlegging av  $\epsilon_{peak}$  – maks overflatetøyning i hovedretning**

F: 8"/4" klave  
 User Defined Result 2  
 Expression: EPPL1+EPEL1  
 Time: 1  
 09.04.2019 11:31



Figur 103: Største totale tøyning oppstår ved de innvendige hjørnene. Maksverdi på 0,24%.

**f. Kartlegging av  $\epsilon_c$  - maks tillatte tøyning**

Beregner nødvendig lengde for at egenspenningene fra sveis ikke blir problematiske.

$$L_{res\ 4"} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{57,15 \cdot 11,13} = 63,05\ mm \quad (6.35)$$

$$L_{res\ 8"} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{109,54 \cdot 15,09} = 101,64\ mm \quad (6.36)$$

Ved HIP'ing vil det være mulig å konstruere seg utenfor området,  $L_{res}$  slik at de tillatte tøyningene blir høyere. Materialkvaliteten betegnes som fin ved HIP'ing.

Tabell 42: Maks tillatte tøyning basert på materialstruktur og avstand til sveis.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldbearbeidet	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldbearbeidet
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

$$\epsilon_c = 0,5 \cdot 2,5 = 1,25\ \% \quad (6.37)$$

**Konklusjon**

Resultatene sjekkes opp mot krav fra kategori 2 i DNVGL-RP-F112.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3\ \%$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$$0,075\ \% < 0,3\ \% \checkmark$$

$$0,24\ \% < 1,24\ \% \checkmark$$

Designforslag nr. 4 i dimensjonene 8"/4" tilfredsstillt tøyningkravene fra kategori 2 med meget god margin. Dette skyldes at klaven bidrar til økt veggtykkelse rundt selve forgreiningen.

#### 4.6.2 T-forgreining 8"/8"

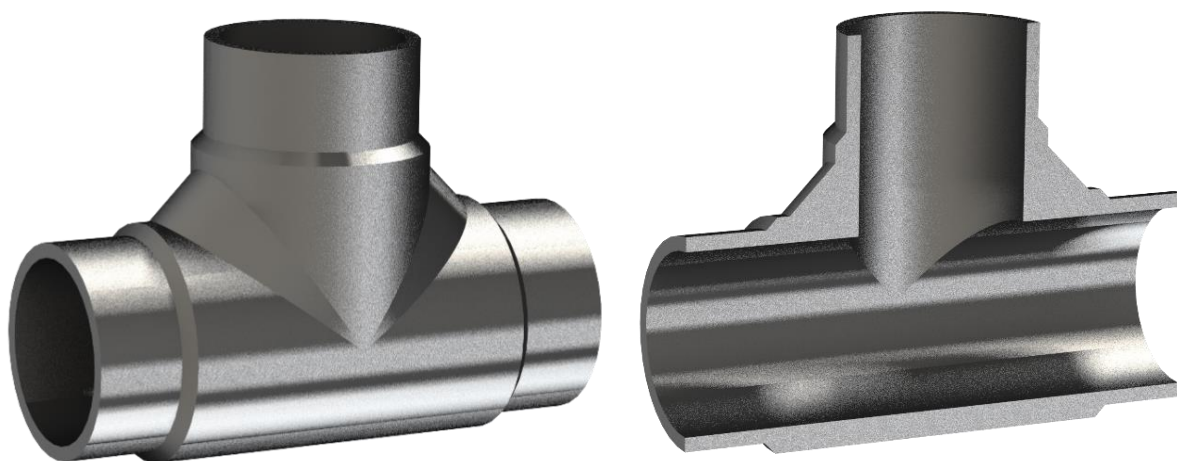
Samme t-forgreining analyseres når utløp og hovedrør er i samme rørdimensjon. Dette gjøres for å vise at designforslaget tilfredsstillere kravene uavhengig av ytre dimensjon på utløp

##### Mål for analyse

- Kartlegge opptredende spenninger og tøyninger for designalternativ nr. 4 i dimensjonene 8"/8" opp mot DNVGL-RP-F112, kategori 2.

##### Generelt

- Dimensjon: Hovedrør (8" sch. 40), uttak (8" sch. 40).
- Produksjonsmetode: HIP'ing.



Figur 104: Bilder som viser komplett og snittet utgave av forsterket t-forgreining etter designforslag 4 i dimensjonene 8"/8".

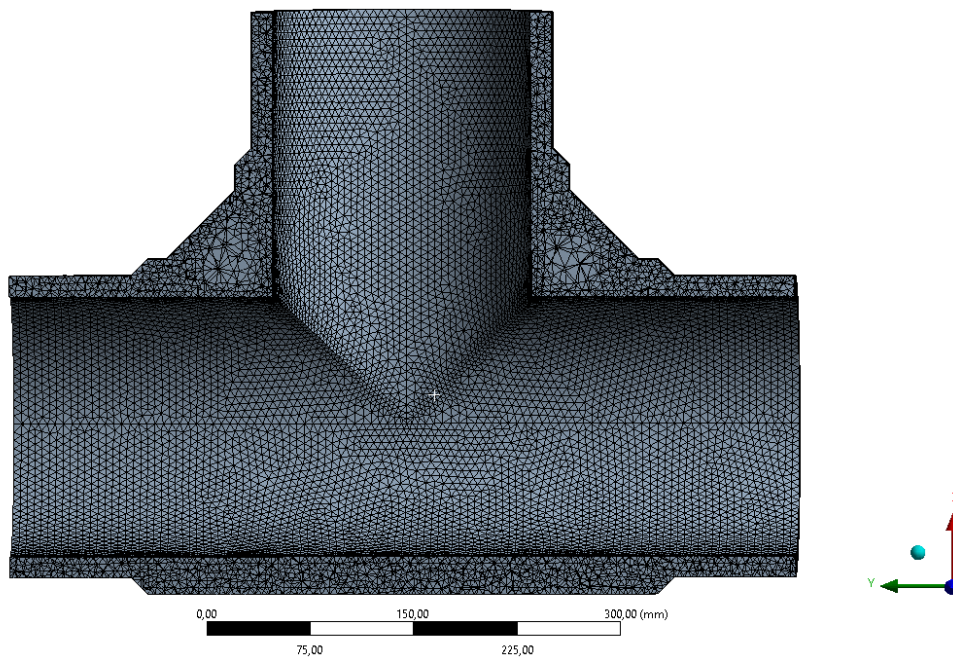
##### Elementnett

Komponenten påføres et mesh bestående av kvadratiske tetraederelementer.

- Antall noder: 540010
- Antall elementer: 333 241

Se bilde av det aktuelle elementnettet på neste side.





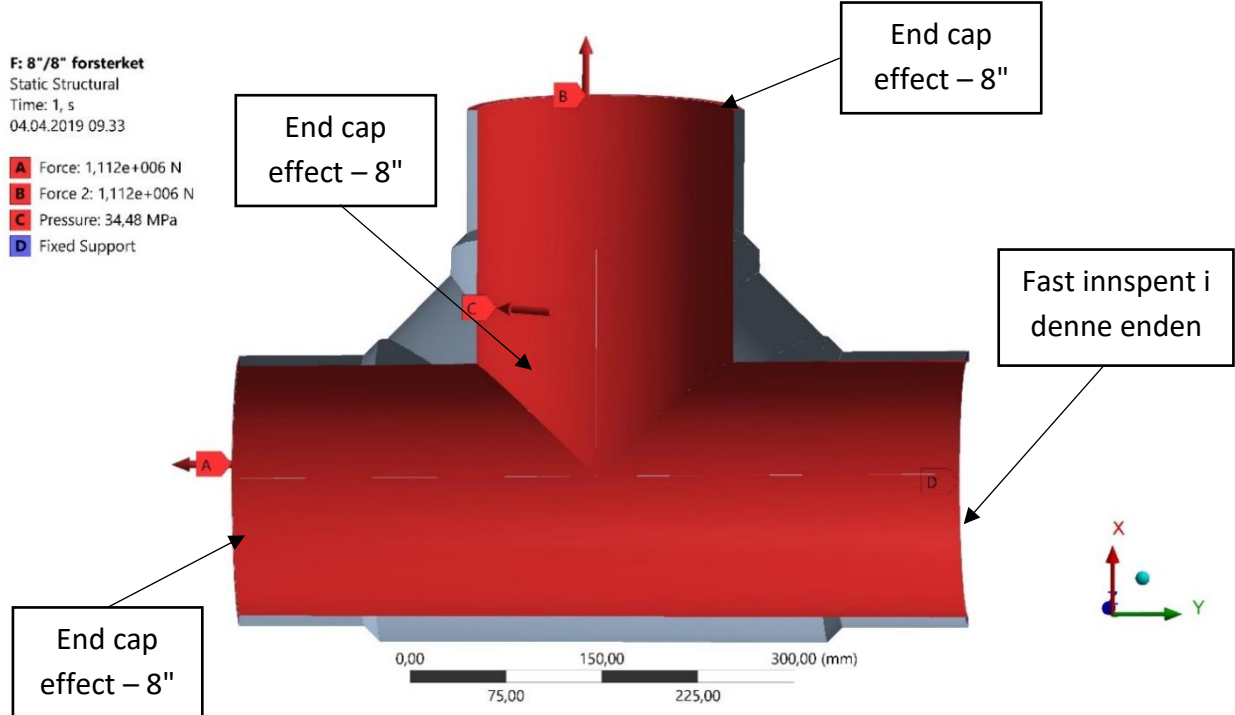
Figur 105: Elementnettet som er påført t-forgreningen. Finere elementer er påført ved brå geometriendringer og interesseområder.

### Innspenninger og lastparametere

Tabell 43: Fungerende laster som påføres komponenten.

Lastsituasjon	Verdi
$p_i$	34,48 MPa
$F_{end\ cap\ 8''}$	1112 kN

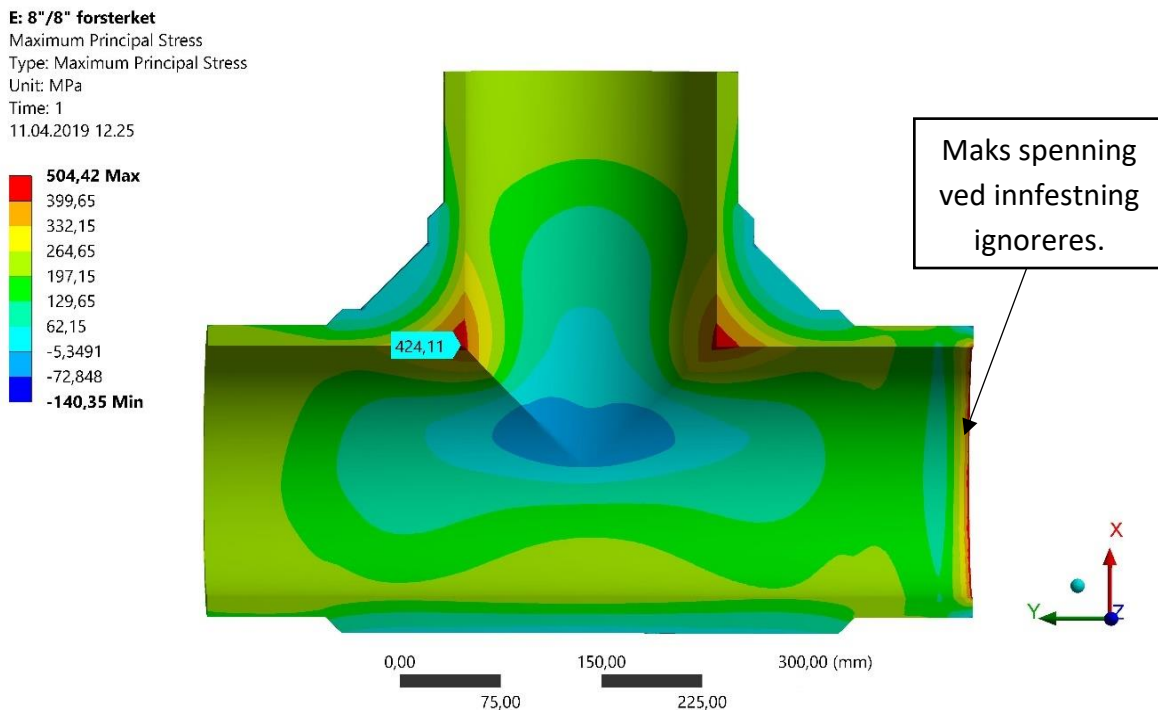
Se figur av innspenninger påførte laster på neste side.



Figur 106: Innspenninger og påførte laster.

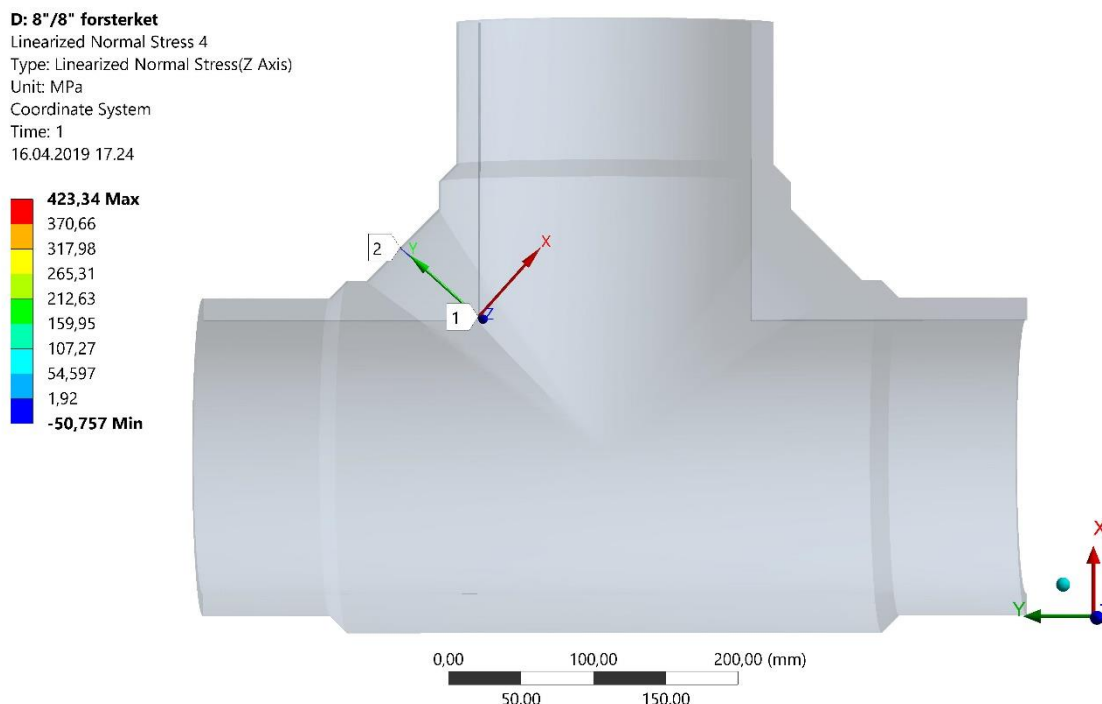
## Resultater

### a. Maks hovedspenning



Figur 107: Spenningskonsentrasjon på henholdsvis 504 MPa neglisjeres, da de skyldes innfestningen. Maks spenning av interesse oppstår ved innvendige hjørner, på 424,11 MPa.

### b. Lineariserte spenninger i koordinatretning



Figur 108: Trekker ut de lineære spenningskomponentene i den dominerende koordinatretningen (z-retning) i det lokale koordinatsystemet som er plassert langs stien, markert mellom punktene 1 og 2.

Tar ut de mest relevante spenningskomponentene fra stien og presenterer det i tabellform.

Tabell 44: Relevante lineariserte spenningskomponenter i langs aktuell sti.

Lengde [mm]	$\sigma_{mem} + \sigma_b$ [MPa]	$\sigma_{tot}$ [MPa]
0	481,42	423,34
72	-69,48	-50,75

### c. Kartlegging av $LSMF_{cat2}$ - overflatefaktor

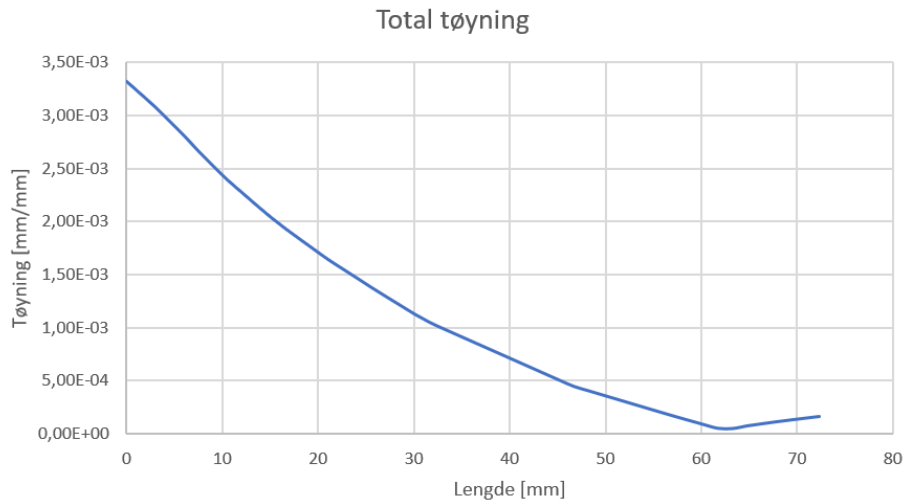
Overflatefaktoren for kategori 2 er forholdet mellom største hovedspenning og gjennomsnittet av membran- og bøyspenning i veggtykkelsen. Denne blir i standarden kalt  $\sigma_{lin}$ .

$$\sigma_{lin} = \frac{481,42 - 69,48}{2} = 205,95 \text{ MPa} \quad (6.38)$$

$$LSMF_{cat2} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{lin}} = \frac{424,11}{205,95} = 2,05 \quad (6.39)$$

**d. Kartlegging av  $\epsilon_{mem}$  - gjennomsnittlig tøyning i koordinatretning**

Tar ut den totale tøyningen (elastisk og plastisk bidrag) langs den samme stien i det utsatte området på t-forgreiningen. Tøyningene tas ut i den dominerende koordinatretningen (z-retning). Se graf av hvordan tøyningen endrer seg gjennom veggtykkelsen under.



Figur 109: Graf som viser hvordan tøyningen endrer seg i utsatt område. Maksverdi på 0,34%.

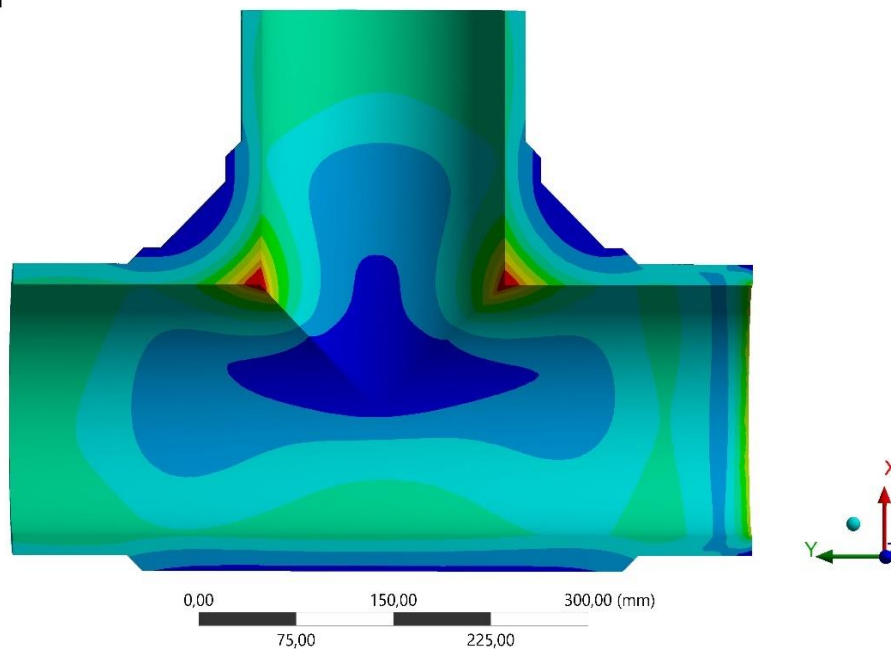
Regner ut gjennomsnittet av kurven,  $\epsilon_{mem}$  ved hjelp av Excel.

$$\epsilon_{mem} = 0,11\%$$

**e. Kartlegging av  $\epsilon_{peak}$  – maks overflatetøyning**

E: 8"/8" forsterket  
 User Defined Result 2  
 Expression: EPPL1+EPEL1  
 Time: 1  
 11.04.2019 12.30

0,003461 Max  
 0,0025375  
 0,0022132  
 0,0018888  
 0,0015645  
 0,0012401  
 0,00091579  
 0,00059145  
 0,0002671  
 -5,7238e-5 Min



Figur 110: Største totale tøyning oppstår ved de innvendige hjørnene. Maksverdi på 0,34%.

### f. Kartlegging av $\epsilon_c$ - maks tillatte tøyning

Beregner nødvendig lengde for at egenspenningene fra sveis ikke blir problematiske.

$$L_{res\ 8''} = 2,5 \cdot \sqrt{Rt} = 2,5 \cdot \sqrt{109,545 \cdot 8,18} = 74,83\ mm \quad (6.40)$$

Ved HIP'ing vil det være mulig å konstruere seg utenfor området,  $L_{res}$  slik at de tillatte tøyningene blir høyere. Materialkvaliteten betegnes som fin ved HIP'ing.

Tabell 45: Maks tillatte tøyning basert på materialstruktur og avstand til sveis.

	$\epsilon_c$ [%]	
	Utenfor $L_{res}$ og materiale som ikke er kaldbearbeidet	Innenfor $L_{res}$ eller materiale er kaldbearbeidet
Finkornet struktur	$0,5 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,45 \cdot LSMF_{cat2}$
Grovkornet struktur	$0,35 \cdot LSMF_{cat2}$	$0,3 \cdot LSMF_{cat2}$

$$\epsilon_c = 0,5 \cdot 2,05 = 1,02\% \quad (6.41)$$

### Konklusjon forsterket 8"/8".

Resultatene sjekkes opp mot krav fra kategori 2 i DNVGL-RP-F112.

$$\epsilon_{mem} \leq 0,3\%$$

$$\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$$

$$0,11\% < 0,3\% \quad \checkmark$$

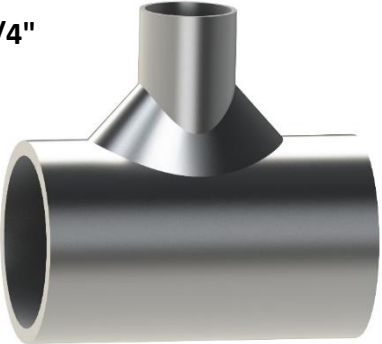
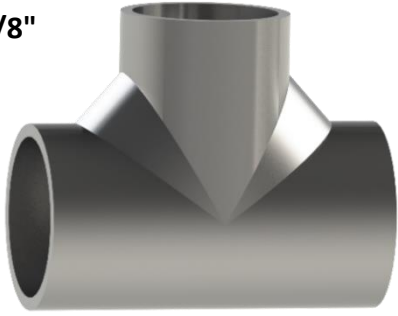
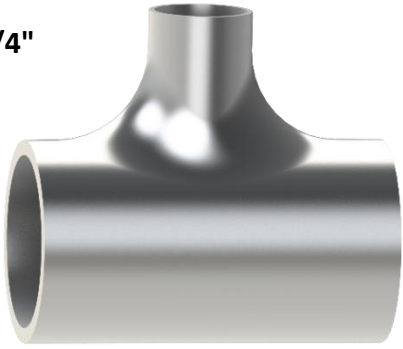
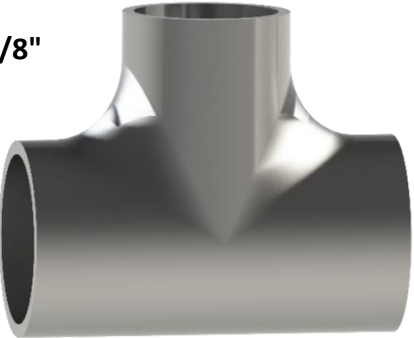
$$0,34\% < 1,02\% \quad \checkmark$$

Designforslag nr. 4 i dimensjonene 8"/8" tilfredsstiller tøyningskravene fra kategori 2 med meget god margin. Dette viser effekten av å påføre en klave rundt tverrsnittet i tillegg til å påføre ekstra gods ved utsatte hjørner.

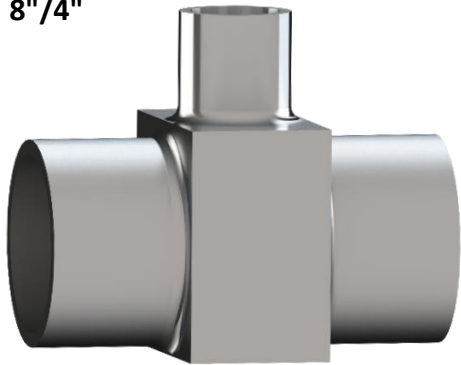

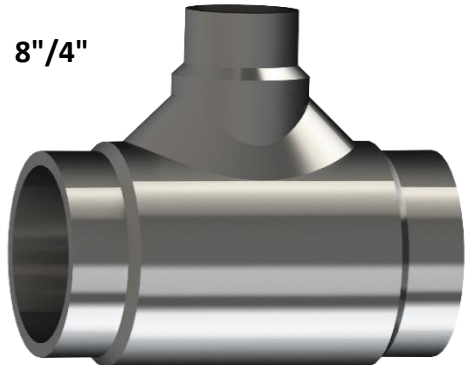
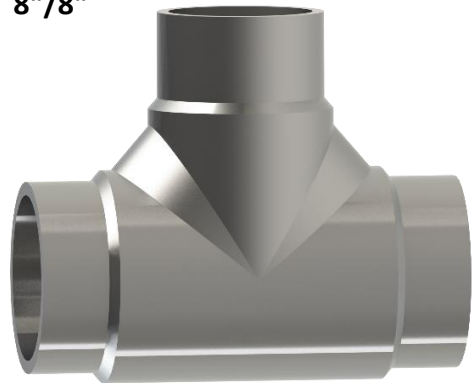
## 6.7 Oppsummering av resultater

Som en avrunding til analysedelen av de respektive designforslagene oppsummeres alle resultatene i tabell under.

Tabell 46: Oppsummering av analyseresultater på hver t-forgreining.

	Dimensjon	Resultat
DESIGNFORSLAG I	8"/4" 	$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$ $\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$ 0,14 % < 0,3 % ✓ 0,48% < 1,08 % ✓
	8"/8" 	$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$ $\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$ 0,24 % < 0,3 % ✓ 0,69% < 0,85% ✓
DESIGNFORSLAG II	8"/4" 	$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$ $\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$ 0,14 % < 0,3 % ✓ 0,44% < 1,06% ✓
	8"/8" 	$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$ $\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$ 0,26 % < 0,3 % ✓ 0,74% < 0,85% ✓

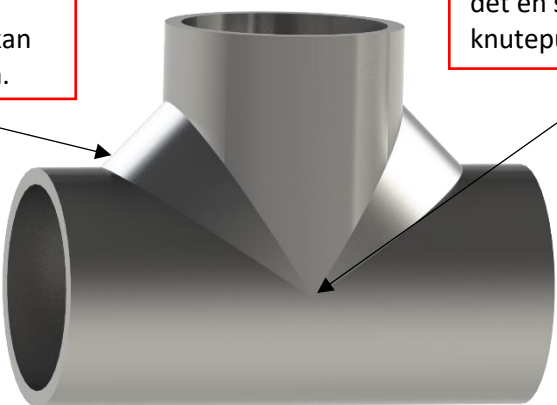
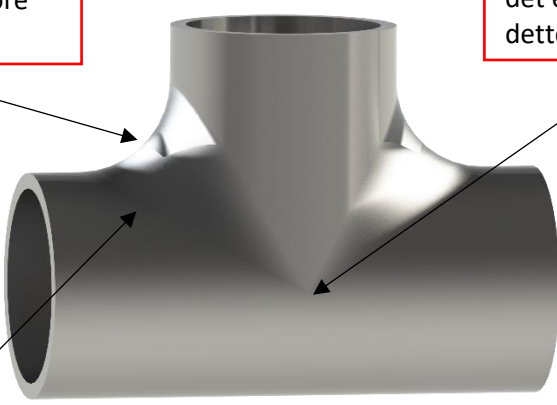
Tabell 46 forts.: Oppsummering av analyseresultater av hver t-forgreining.

	Rørdimensjon	Resultat
DESIGNFORSLAG III	<p>8"/4"</p> 	$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$ $\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$  0,12 % < 0,3 % ✓ 0,19% < 0,66% ✓
	<p>8"/8"</p> 	$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$ $\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$  0,15 % < 0,3 % ✓ 0,27% < 0,65% ✓
DESIGNFORSLAG IV	<p>8"/4"</p> 	$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$ $\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$  0,075 % < 0,3 % ✓ 0,24% < 1,24% ✓
	<p>8"/8"</p> 	$\epsilon_{mem} \leq 0,3 \%$ $\epsilon_{peak} \leq \epsilon_c$  0,11 % < 0,3 % ✓ 0,34% < 1,02% ✓

### 6.7.1 Fordeler og ulemper


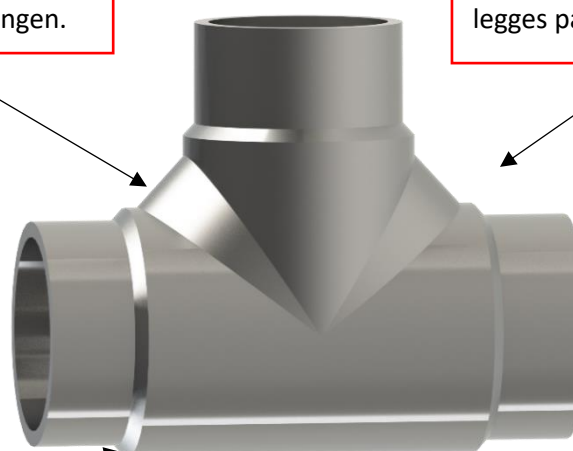
De fire ulike designalternativene tilfredsstiller som sagt tøyingskravene kravene fra aktuell standard. Riktignok har forslagene sine fordeler og ulemper, enten det er produksjonstekniske eller strukturelle. Dette utredes under.

Tabell 47: Fordeler og ulemper ved de ulike designforslagene.

DESIGNFORSLAG I	 <p>Ulempe: Brå overgang er lite gunstig med tanke på potensielle bøyemomenter som kan oppstå i rørstrukturen.</p> <p>Ulempe: Når begge rør er i samme dimensjon oppstår det en spenningstopp i dette knutepunktet.</p> <p>Fordel: Svært enkel utformning som gjør den fordelaktig ved HIP'ing.</p>
DESIGNFORSLAG II	 <p>Ulempe: En avrundet form i dette området vil være mer krevende ved utføre ved HIP'ing.</p> <p>Ulempe: Når begge rør er i samme dimensjon oppstår det en spenningstopp i dette knutepunktet.</p> <p>Fordel: En avrundet form vil være mer motstandsdyktig mot spenningkonsentrasjoner fra bøyemomenter i rørstrukturen.</p>



Tabell 47 forts: Fordeler og ulemper ved de ulike designforslagene.

<p>D E S I G N F O R S L A G</p>	<p>III</p>	<p>Ulempe: Det kreves mye materialpulver/gods som går med i produksjonsfasen. Da utgangspunktet er et HIP'et solid rektangulært emne.</p>		<p>Ulempe: Kan være en kronglete utforming om det stilles krav til utvendig geometri.</p>
	<p>IV</p>	<p>Fordel: Svært enkel og kostnadseffektiv produksjonsprosess. Enkel støpeform (HIP) + enkel ettermaskinering.</p>		<p>Fordel: Alt gods som ikke blir maskinert bort blir værende igjen. Det gjenværende godset bidrar til å redusere spennings- og tøyningbildet.</p>
<p>D E S I G N F O R S L A G</p>		<p>Ulempe: En mer krevende støpeform er nødvendig for å oppnå denne løsningen.</p>		<p>Ulempe: Utformingen krever mer materialpulver da det legges på mer gods.</p>
		<p>Fordel: Utformingen forsterker hele komponenten med en klave. Dette bidrar til en reduksjon av tøyninger og spenninger i komponenten.</p>		

## 7.0 DISKUSJON

Formålet med dette kapittelet er drøfte resultatene, og hvordan de er oppnådd.

### Analyseresultater

Som det fremkommer i tabell 46 tilfredsstiller alle designforslag tøyningsskravene fra DNVGL-RP-F112, kategori 2. Ved å påføre ekstra gods i de utsatte områdene på t-forgreiningene sørger man for å redusere spennings- og tøyningssbildet.

De ulike designforslagene innfrir kravene med ulik margin. Designforslag 1 og 2 har en relativt lik utforming og har dermed tilnærmede like resultater. Marginene opp til de tillatte tøyningene er svært små når hovedrør og utløp er i samme dimensjon (8"/8"). Tøyningene er generelt størst ved denne situasjonen for samtlige av de presenterte forslagene.

Når utløpet er av mindre utvendig dimensjon er situasjonen riktignok annerledes, da reduseres tøyningene betraktelig.

Som sagt har begge de to første designforslagene en relativt lik utforming, forskjellen ligger i den utvendige geometrien, som er plassert i svakeste området på t-forgreiningen.

Designforslag 1 har en rett flate, mens forslag nr. 2 har en avrundet. En rett flate vil være langt lettere og billigere å produsere ved HIP'ing. En avrundet form vil kun være fordelaktig mot spenningskonsentrasjoner, som kan oppstå fra bøyemomenter i rørstrukturen, etter at t-forgreiningene er montert/sveist fast.

Designforslag 3 og 4 har og mange fellestrekk. Designforslag nr. 3 har en svært enkel støpeform, men krever etterarbeid i form av maskinering. Alternativ nr. 4 har mer arbeid relatert til støpeformen og HIP-prosessen.

Likheten mellom de to sistnevnte alternativene er at det både legges på gods ved hjørner, og rundt selve forgreiningen, som en klave. Dette sørger for at veggtykkelsen blir større og dermed holder komponenten mer på "plass" når det påføres trykk. Dette påvirker naturligvis spennings- og tøyningssbildet positivt. Av den grunn er begge disse utformingene spesielt egnet når utløp og hovedrør er av samme dimensjon. Ser man på resultatene er de opptredende tøyningene langt innenfor tillatte grenser. På den måten vil det potensielt være mulig å støpe rørstussene kortere slik at man kommer innenfor lengden  $L_{res}$ . I tillegg er dette løsninger som kan vurderes hvis de skulle utsettes for en høyere trykkklasse, for eksempel 10 000 psi.

Alle alternativene er tenkt produsert ved HIP'ing, da dette pr. dags dato er den mest egnede produksjonsmetoden for spesiell geometri, hvor sveising setter begrensinger. Av den grunn har det vært fokus på å ha en enkel utforming på de aktuelle designforslagene. Dette kan bl.a. observeres ved de innvendige hjørnene på samtlige designforslag. Disse hjørnene er beholdt rette. Dette vil bidra til en lokal spennings-/tøyningstopp. I seg selv er ikke dette

optimalt, men faktumet er at en slik utforming vil bidra til en mer priseffektiv HIP-prosess, som igjen er positivt.

Alle designforslagene er fullverdige designløsninger som kan brukes rørstrukturer i subsea-sammenheng. Dette er et faktum da alle t-forgreiningene tilfredsstiller kravene fra DNVGL-RP-F112 – kategori 2. Riktignok har de ulike designene ulike fordeler og ulemper. Dette er noe man må ta stilling til ved hvert enkelt bruksområde og prosjekt, hvor designene evt. blir brukt.

### **Analysemetodikk**

Det er brukt samme analysemetodikk for alle presenterte analyseresultater. Dette innebærer at det er brukt samme type oppsett for alle analysene.

Analysene er utført slik at resultatene skal være pålitelige og korrekte. Det er utført samsvarende håndberegninger på et vanlig rør for å sikre at den brukte analysemetodikken er korrekt, og samsvarer med virkeligheten. Dette er gjort da det er vanskelig å utføre presise håndberegninger på de aktuelle t-forgreiningene, da geometrien gjør det utfordrende.

Alle analyser er i tillegg utført ved å påføre et finrutet elementnett bestående kvadratiske tetraederelementer. For hver analyse er det gradvis påført et finere elementnett, helt til avvik fra forrige resultat er minimalt. På den måten vet man at det aktuelle elementnettet er av god nok kvalitet, slik at resultatene gjenspeiler virkeligheten. Det er og brukt materialkurve etter ASME som sørger for realistiske ikke-lineære materialeegenskaper ved analysene.

For mange av analysene har det oppstått spenningskonsentrasjoner ved innfestning. Disse spenningene har blitt ignorert da de er forårsaket av innfestningstypen, og er dermed ikke korrekte. For å unngå feiltolkning av svar, har det vært nødvendig og manuelt gå inn å kartlegge hvor de største spenningene/tøyningene oppstår på modellen. Dette har blitt gjort på samtlige analyser.

De aktuelle resultatene er hentet ut er i tråd med DNVGL-RP-F112. Ved beregning av  $\sigma_{lin}$  er riktignok standarden noe uklar på hvilke resultater som skal trekkes ut. Uklarheten bygger på hvilken retning de lineariserte spenningene skal tas ut. Det er mulig å gjøre dette på to måter. I største lokale koordinatretning eller i største hovedspenning (max principal) på globalt nivå.

I standarden står det ikke spesifisert hvilken retning, kun at  $\sigma_{lin}$  er den gjennomsnittlige verdien av  $\sigma_{mem} + \sigma_b$  gjennom veggtykkelsen. Formelen for  $\sigma_{lin}$  kan utledes slik:

$$\sigma_{lin} = \frac{(\sigma_{mem\ innvendig} + \sigma_b\ innvendig) + (\sigma_{mem\ ytterside} + \sigma_b\ ytterside)}{2}$$

Om man tar ut de lineariserte spenningskomponentene i største hovedspenning (max principal) vil  $\sigma_b$  kun ha positive verdier, både innvendig og utvendig. Tar man ut spenningene

i den dominerende koordinatretning langs aktuell sti vil  $\sigma_b$  virke lineært med en positiv og negativ komponent. Ofte vil bøyesspenningen være så stor slik at  $\sigma_{mem} + \sigma_b$  får negative verdier mot yttersiden av veggtykkelsen. Ved slike situasjoner blir  $\sigma_{lin}$  langt mindre. Dette påvirker hvor stor overflatefaktoren  $LSMF_{cat2}$  blir, da denne er forholdet mellom største overflatespenning og  $\sigma_{lin}$ . Hvor stor denne overflatefaktoren er påvirker igjen de tillatte tøyningene,  $\epsilon_c$ .

Med dette som grunnlag kan man generelt si at de tillatte tøyningene blir større når man bruker de lineariserte spenningene i dominerende i koordinatretning for å beregne  $\sigma_{lin}$ . Velger man å basere seg på spenningskomponentene i største hovedspenning (max principal) er dette en mer konservativ tilnærming da overflatefaktoren,  $LSMF_{cat2}$  ofte blir noe lavere.

For de presenterte analyseresultatene er de lineariserte spenningskomponentene tatt ut i den dominerende koordinatretningen ved aktuell sti. Bakgrunnen for dette bygger på at formålet med den siste utgaven av DNVGL-RP-F112 fra 2018 var å øke de tillatte tøyningene, sammenliknet med forrige utgave. Beregner man  $\sigma_{lin}$  basert på spenningskomponenter i største hovedspenning (max principal), blir de tillatte tøyningene generelt lavere enn kravene fra 2017-utgaven. Med dette som grunnlag virker det mer logisk å bruke resultatene i dominerende koordinatretning fra lokalt koordinatsystem. Den praktiske innvirkningen av dette bidrar til at den tillatte tøyningen,  $\epsilon_c$  blir noe høyere.

Ved beregning av gjennomsnittlig tøyning,  $\epsilon_{mem}$  er verdiene og tatt ut i den dominerende koordinatretningen fra lokalt aksekors. Dette aksekoret plasseres langs sti i utsatt område på t-forgreiningen.

Det er verdt å nevne at alle de presenterte designforslagene og innfrir kravene når man beregner  $\sigma_{lin}$  ut ifra spenningskomponenter i største hovedspenning (max principal).

## 8.0 KONKLUSJON

Hovedmålet for prosjektet var å redegjøre for HISC i duplex korrosjonsbestandige stål, samt utvikle og dimensjonere forbedrede t-forgreininger i super duplex for bruk subsea-applikasjoner. Ulike designforslag måtte imøtekomme krav fra DNVGL-RP-F112.

Følgende konklusjoner er trukket frem for både den materialtekniske delen som berører HISC, og analysedelen som omfatter forbedring og dimensjonering av t-forgreininger.

### 8.1 Hovedresultater

- Duplex korrosjonsbestandige stål er utsatt for HISC ved bruk av katodisk beskyttelse.
- Når hydrogen diffunderer inn i materialet oppnår den ferrittiske fasen i metallet sprøegenskaper, kun ved små mengder diffundert hydrogen. Sprekkinitiering starter av den grunn typisk i ferritten ved belastning. Bruddflatene i ferritten er da av type kløyvebrudd. Austenitt, som er den andre hovedfasen i materialet er mer sprekkbestandig. Tilstrekkelig med tøyninger/spenninger må til for at sprekken skal krysse fasegrensene. Når dette skjer er dominant bruddflate i austenitt duktil revning, som følge av HISC.
- En finkornet materialstruktur er ønskelig i henhold til HISC. En liten austenittavstand bidrar til en mer krøkkete vei for hydrogenet, slik at diffunderingsprosessen tar lengre tid.
- HIP'ing er pr. dags dato den mest egnede produksjonsmetoden for spesielle rørgemetrier i duplex rustfrie stål, og som er utsatt for HISC. Dette er fordi produksjonsmetoden gir en fin materialstruktur. Austenittavstand på typisk 12  $\mu\text{m}$  er vanlig. I tillegg er det få begrensinger på form og geometri ved denne produksjonsmetoden.
- Det er utarbeidet fire designforslag av forsterkede t-forgreininger i 25% Cr. Super duplex, henholdsvis i dimensjonene 8"/8" og 8"/4". T-forgreiningene er rettet mot bruk i subsea-manifolder hvor de er utsatt for katodisk beskyttelse.
- Alle designløsningene er dimensjonert mot et innvendig trykk på 5000 psi (344,77 bar). Resultatene tilfredsstillende tøyingskrav i DNVGL-RP-F112, kategori 2. Dette innebærer at rørkomponentene er dimensjonert mot HISC.
- Den brukte analysemetodikken er verifisert mot håndberegninger.
- Materialkurve etter ASME har blitt brukt for å oppnå realistiske ikke-lineare materialegenskaper.
- Samtlige designforslag er designet for å unngå restspenninger fra sveis ved montering.
- De ulike forslagene er tenkt produsert med HIP'ing for å oppnå ønsket form og materialkvalitet.
- Alle designforslag bærer preg av å holde geometri enkel for å gjøre HIP-prosessen mer effektiv, og dermed mer prisvennlig.

## 8.2 Anbefalinger

- For nøyaktige resultater ved FEA er det essensielt å sette seg inn i kunnskapen rundt elementnett og elementtyper.
- Ved FEA av komplisert geometri burde analysemetodikken verifiseres mot håndberegninger på et enklere emne. På den måten kan man sikre at det brukte oppsettet gir korrekte resultater.

## 8.3 Videre arbeid

- De fire designløsningene har forskjellig utforming og dermed ulike fordeler og ulemper. Dette må vektlegges ved de aktuelle bruksområdene hvor de evt. kan bli brukt.
- Se nærmere på andre rørkomponenter som rørbend, tverrsnittsreduksjoner, y-forgreininger mm. I henhold til HISC.
- Følge og kartlegge hvordan 3D-printing av duplex rustfrie stål vil utvikle seg videre, spesielt i henhold til materialstruktur og geometribegrensninger.
- Kontakte DNV for å kartlegge hvilken spenningsretning som er korrekt ved beregning av  $\sigma_{lin}$ .

## Referanser

### Skiftelige:

- [2]: Lars Lunde, SD127-LRA-0002 Rev 0 Piping FEA Report, Lier, 2018, side 11.
- [4]: Roy Johnsen, Hydrogen Embrittlement-kompendium, NTNU, Trondheim 2010, side 9
- [5]: Roy Johnsen, Innledende korrosjon-kompendium, NTNU, Trondheim, 2010, side 76
- [6]: Einar Bardal, Korrosjon og korrosjonsvern, Sandnes, 1994, side 1-337
- [7]: Roy Johnsen, Innledende korrosjon-kompendium, NTNU, Trondheim 2010, side 1-100
- [8]: Roy Johnsen, Innledende korrosjon -kompendium, NTNU, Trondheim 2010, side 29]
- [10]: Robert N Gunn, Duplex stainless steels, Cambridge England, 1997, side 1-204]
- [11]: L. Solymar & D. Walsh, «Electrical properties of materials-7th edition», Department of Engineering Science, University of Oxford, 2003, side 1-388]
- [12]: B.R.S da Silva, F.Salvio, D.S. dos Santos, «Hydrogen energy-Hydrogen induced stress cracking in UNS S32750 super duplex stainless steel tube weld joint», Rio de Janeiro, 2015, side 17091-17101
- [14]: Roy Johnsen – Hydrogen Embrittlement – kompendium, NTNU, Trondheim, side 1-24.
- [16]: William F. Smith, Structure and properties of engineering alloys, Orlando, 1993, side 330 – 332.
- [17]: International molybenium association, Practical guidelines for the Fabrication of Duplex Steels, London, 2014, side 1-56,
- [18]: Henning Johansen, Korrosjonsbestandige Stål, NTNU, Trondheim, 2012, side 1-25
- [19]: International molybenium association, Practical guidelines for the Fabrication of Duplex Steels,London, 2014, side 9
- [20]: Lene Anita Marken, Sigmafase i duplex rustfritt stål, Statoil, Trondheim, 2012, side 1-24.
- [21]: International molybenium association, Practical guidelines for the Fabrication of Duplex Steels, London, 2014, side 11
- [22]: Vigdis Olden, Engineering Fracture Mechanics- Influence of hydrogen from cathodic protection on the fracture susceptibility of 25% Cr duplex stainless steel–Constant load SENT testing and FE-modelling using hydrogen influenced cohesive zone elements, 2009, side 827-844.
- [23]: Vigdis Olden, FE modelling of hydrogen induced stress cracking in 25% Cr duplex stainless steel- Dr. thesis, Trondheim, 2008, side 1-127.
- [24]: Robert N Gunn, Duplex stainless steels, Cambridge England, 1997, side 101.
- [25]: Geir Terjesen, «Lineær elastisk bruddmekanikk (LEBM)»-kompendium, NMBU, Ås, 2018, side 1-6
- [26]: Hans A. Bratfos, «Bruddmekanise i metaller»-kompendium, UiO, Oslo, side 1-5
- [27]: Hans A. Bratfos, «Bruddmekanise i metaller»-kompendium, UiO, Oslo, side 2
- [29]: Kjetil Andersen, HISC in super duplex stainless steel, NTNU, 2013, side 12.
- [30]: Kjetil Andersen, HISC in super duplex stainless steel, NTNU, 2013, side 10.
- [31]: Vigdis Olden, “Engineering Fracture Mechanics- Influence of hydrogen from cathodic

protection on the fracture susceptibility of 25% Cr duplex stainless steel—Constant load SENT testing and FE-modelling using hydrogen influenced cohesive zone elements, 2009, side 840.

[32]: [Geir Terjesen, Elastisk-plastisk bruddmekanikk (EPBM)-kompendium, REALTEK/NMBU, Ås, 2018, side 6].

[33]: Vigdis Olden, "Engineering Fracture Mechanics- Influence of hydrogen from cathodic protection on the fracture susceptibility of 25% Cr duplex stainless steel—Constant load SENT testing and FE-modelling using hydrogen influenced cohesive zone elements, 2009, side 829.

[34]: Vigdis Olden, «Cohesive zone modeling of hydrogen-induced stress cracking in 25% Cr duplex stainless steel», 2007, side 615-618.

[35]: Roy Johnsen, Hydrogen Embrittlement-kompendium, NTNU, Trondheim 2010, side 13.

[36]: Roy Johnsen, Hydrogen Embrittlement-kompendium, NTNU, Trondheim 2010, side 14.

[37]: T.S Taylor, T Pendlington, R Bird, «Foinaven super duplex materials cracking investigation» - Offshore Technology Conference, Houston, 1999, side 1-14.

[38]: Roy Johnsen, Hydrogen Embrittlement-kompendium, NTNU, Trondheim 2010, side 4.

[40]: DNV-RP-F112, Standard, Det Norske Veritas, 2018, side 1-44.

[41]: William D Callister, Jr. & David G. Rethwisch. "Materials Science and Engineering"- third edition, 2008, side 1-882.

[42]: K.H. Brensing and Baldur Sommer, Steel Tube and Pipe Manufacturing Processes, In: Salzgitter Mannesmann Rohrenwerke, Düsseldorf, side 26.

[43]: K.H. Brensing and Baldur Sommer, Steel Tube and Pipe Manufacturing Processes, In: Salzgitter Mannesmann Rohrenwerke, Düsseldorf, side 30.

[47]: Ted Palmer, «Recent investigation into the effect of High Pressure Heat Treatment (HPHT) of additively manufactured duplex stainless steel UNS S32205», 2018, side 1-28.

[48]: Ted Palmer, «Recent investigation into the effect of High Pressure Heat Treatment (HPHT) of additively manufactured duplex stainless steel UNS S32205», 2018, side 20.

[51]: DNVGL-RP-F112, «Duplex stainless steels – design against hydrogen induced stress cracking, Oslo, 2018, side 1-44.

[54]: Carlos A. de J. Miranda, Asme stress linearization and classification – a discussion based on a case study, Sao Paulo, 2011, side 1-12.

[55]: Ole Andreas Nygård, Beregning av sylindriske skall og flenser, håndberegninger vs. FEM, Ås, side 6.

[56]: Geir Terjesen, Spenningsanalyse og trykkbeholdere, REAKTEK/NMBU, 2018, side 1-44.

[57]: Lars Lunde, Lineariserte spenninger- kompendium, side 1-11.

### **Muntlige:**

[44]: Metallurg og selger fra Bodycote, Lier, 25.04.19



**Internettkilder:**

- [1]: Figur - <https://www.technipfmc.com/en/what-we-do/subsea/iEPCI-subsea#>
- [3]: Figur - <https://www.onesubsea.slb.com/production-systems>
- [9]: Figur - <https://restreamsolutions.com/hydrogen-sulfide-corrosion-2/>
- [13]: Figur - <https://citimarinestore.com/citiguide/when-to-use-zinc-anodes-over-aluminum-anodes-on-a-boat>
- [15]: Figur - <https://www.imoa.info/molybdenum-uses/molybdenum-grade-stainless-steels/duplex-stainless-steel.php>
- [28]: Figur - <https://slideplayer.com/slide/4630367/>
- [39]: Figur - <https://oilandgascorrosion.com/duplex-steels-why-is-everyone-so-picky>
- [45]: HIP - <https://www.materials.sandvik/en/products/hot-isostatic-pressed-hip-products/>
- [46]: Figur - <https://www.materials.sandvik/en/products/hot-isostatic-pressed-hip-products/hip-product-examples/manifolds/>
- [49]: Figur - <https://hardhatengineer.com/pipe-fittings/pipe-fittings-manufacturing-process/>
- [50]: Figur - <http://www.sunnysteel.com/TEES-Extrusion-method.php>
- [52]: Figur - <http://www.advances.com/wp-content/uploads/2017/12/FEA-elements.jpg>
- [53]: FEA - <https://www.comsol.com/blogs/singularities-in-finite-element-models-dealing-with-red-spots/>

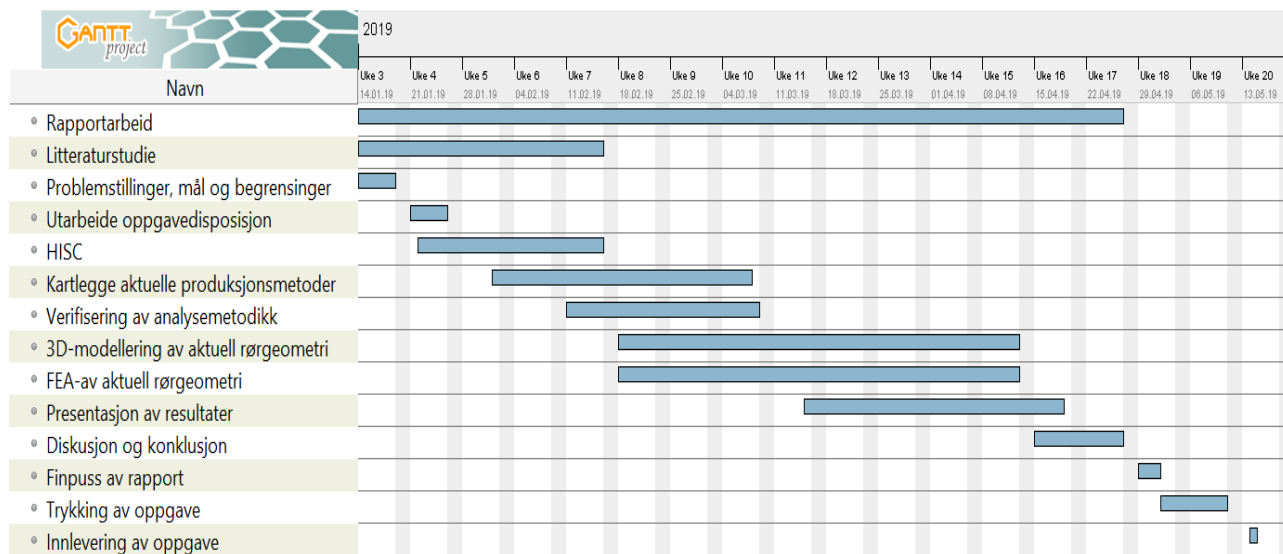
## **Vedlegg**

Vedlegg A – Fremdriftsplan

Vedlegg B – Rørdimensjoner etter ANSI

Vedlegg C – ASME ANNEX 3.D

**Vedlegg A: Fremdriftsplan**



Vedlegg B: ANSI rørdimensjoner



Nominal pipe sizes

Pipe dimensions, imperial / Metric pipe chart

Nom. Pipe Sizes		OD inches	OD mm	Schedule Designations ANSI/ASME	Wall Thickn. inches	Wall Thickn. mm	Lbs/Ft	Kg/m
Inches	mm DN							
1/8"	6	0.405	10.29	10/10S	0.049	1.24	0.1863	0.28
1/8"	6	0.405	10.29	STD/40/40S	0.068	1.73	0.2447	0.36
1/8"	6	0.405	10.29	XS/80/80S	0.095	2.41	0.3145	0.47
1/4"	6	0.540	13.72	10/10S	0.065	1.65	0.3297	0.49
1/4"	8	0.540	13.72	STD/40/40S	0.088	2.24	0.4248	0.63
1/4"	8	0.540	13.72	XS/80/80S	0.119	3.02	0.5351	0.80
3/8"	10	0.675	17.15	10/10S	0.065	1.65	0.4235	0.63
3/8"	8	0.675	17.15	STD/40/40S	0.091	2.31	0.5676	0.84
3/8"	10	0.675	17.15	XS/80/80S	0.126	3.20	0.7388	1.10
1/2"	10	0.840	21.34	5/5S	0.065	1.65	0.5383	0.80
1/2"	15	0.840	21.34	10/10S	0.083	2.11	0.671	1.00
1/2"	15	0.840	21.34	STD/40/40S	0.109	2.77	0.851	1.27
1/2"	15	0.840	21.34	XS/80/80S	0.147	3.73	1.088	1.62
1/2"	15	0.840	21.34	160	0.188	4.78	1.309	1.95
1/2"	15	0.840	21.34	XX	0.294	7.47	1.714	2.55
3/4"	20	1.050	26.67	5/5S	0.065	1.65	0.684	1.02
3/4"	20	1.050	26.67	10/10S	0.083	2.11	0.857	1.28
3/4"	20	1.050	26.67	STD/40/40S	0.113	2.87	1.131	1.68
3/4"	20	1.050	26.67	XS/80/80S	0.154	3.91	1.474	2.19
3/4"	20	1.050	26.67	160	0.219	5.56	1.944	2.89
3/4"	20	1.050	26.67	XX	0.308	7.82	2.441	3.63
1"	25	1.315	33.40	5/5S	0.065	1.65	0.868	1.29
1"	25	1.315	33.40	10/10S	0.011	2.77	1.404	2.09
1"	25	1.315	33.40	STD/40/40S	0.133	3.38	1.679	2.50
1"	25	1.315	33.40	XS/80/80S	0.179	4.55	2.172	3.23
1"	25	1.315	33.40	160	0.250	6.35	2.844	4.23
1"	25	1.315	33.40	XX	0.358	9.09	3.659	5.45
1 1/4"	32	1.660	42.16	5/5S	0.065	1.65	1.107	1.65
1 1/4"	32	1.660	42.16	10/10S	0.109	2.77	1.806	2.69
1 1/4"	32	1.660	42.16	STD/40/40S	0.140	3.56	2.273	3.38
1 1/4"	32	1.660	42.16	XS/80/80S	0.191	4.85	2.997	4.46
1 1/4"	32	1.660	42.16	160	0.250	6.35	3.765	5.60
1 1/4"	32	1.660	42.16	XX	0.382	9.70	5.214	7.76
1 1/2"	40	1.900	48.26	5/5S	0.065	1.65	1.274	1.90
1 1/2"	40	1.900	48.26	10/10S	0.109	2.77	2.085	3.10
1 1/2"	40	1.900	48.26	STD/40/40S	0.145	3.68	2.718	4.05
1 1/2"	40	1.900	48.26	XS/80/80S	0.200	5.08	3.631	5.40



## Nominal pipe sizes

Pipe dimensions, imperial / Metric pipe chart

Nom. Pipe Sizes		OD inches	OD mm	Schedule Designations ANSI/ASME	Wall Thickn. inches	Wall Thickn. mm	Lbs/Ft	Kg/m
Inches	mm DN							
5"	125	5.630	143.00	XX	0.625	15.88	32.960	49.05
5"	125	5.630	143.00	5/5S	0.750	19.05	38.550	57.37
6"	150	6.625	168.28	5/5S	0.109	2.77	7.585	11.29
6"	150	6.625	168.28	10/10S	0.134	3.40	9.289	13.82
6"	150	6.625	168.28	STD/40/40S	0.280	7.11	18.970	28.23
6"	150	6.625	168.28	XS/80/80S	0.432	10.97	28.570	42.52
6"	150	6.625	168.28	120	0.562	14.27	36.390	54.16
6"	150	6.625	168.28	160	0.719	18.26	45.350	67.49
6"	150	6.625	168.28	XX	0.864	21.95	53.160	79.12
8"	200	8.625	219.08	5/5S	0.109	2.77	9.914	14.75
8"	200	8.625	219.08	10/10S	0.148	3.76	13.600	19.94
8"	200	8.625	219.08	20	0.250	6.35	22.360	33.28
8"	200	8.625	219.08	30	0.277	7.04	24.700	36.76
8"	200	8.625	219.08	STD/40/40S	0.322	8.18	28.550	42.49
8"	200	8.625	219.08	60	0.406	10.31	34.640	53.04
8"	200	8.625	219.08	XS/80/80S	0.500	12.70	43.390	64.58
8"	200	8.625	219.08	100	0.594	15.09	50.950	75.83
8"	200	8.625	219.08	120	0.719	18.26	60.710	90.35
8"	200	8.625	219.08	140	0.812	20.62	67.760	100.84
8"	200	8.625	219.08	XX	0.875	22.23	72.420	107.78
8"	200	8.625	219.08	160	0.906	23.01	74.690	111.16
10"	250	10.750	273.05	5S	0.134	3.40	15.190	22.61
10"	250	10.750	273.05	10S	0.165	4.19	18.700	27.83
10"	250	10.750	273.05	20	0.250	6.35	28.040	41.73
10"	250	10.750	273.05	30	0.307	7.80	34.240	50.96
10"	250	10.750	273.05	STD/40/40S	0.365	9.27	40.480	60.24
10"	250	10.750	273.05	XS/60/80S	0.500	12.70	54.740	81.47
10"	250	10.750	273.05	80	0.594	15.09	64.430	95.89
10"	250	10.750	273.05	100	0.719	18.26	77.030	114.64
10"	250	10.750	273.05	120	0.844	21.44	89.290	132.89
10"	250	10.750	273.05	140/XX	1.000	25.40	104.130	154.97
10"	250	10.750	273.05	160	1.250	28.58	115.640	175.10
12"	300	12.750	323.85	5S	0.156	3.96	20.980	31.22
12"	300	12.750	323.85	10S	0.180	4.57	24.200	36.02
12"	300	12.750	323.85	20	0.250	6.35	33.380	49.68
12"	300	12.750	323.85	30	0.330	8.38	43.770	65.14
12"	300	12.750	323.85	STD/40S	0.375	9.53	49.560	73.76

**Vedlegg C: ASME ANNEX 3D- (Spennings/tøyningskurve)**

**(Normative)**

**3-D.1 YIELD STRENGTH**

Values for the yield strength as a function of temperature are provided in Table Y-1 in the ASME B&PV Code, Section II, Part D.

**3-D.2 ULTIMATE TENSILE STRENGTH**

Values for the ultimate tensile strength as a function of temperature are provided in Table U in the ASME B&PV Code, Section II, Part D.

**3-D.3 STRESS STRAIN CURVE**

The following model for the stress-strain curve shall be used in design calculations where required by this Division when the strain hardening characteristics of the stress-strain curve are to be considered. The yield strength and ultimate tensile strength in 3-D.1 and 3-D.2 may be used in this model to determine a stress-strain curve at a specified temperature.

$$\epsilon_t = \frac{\sigma_t}{E_y} + \gamma_1 + \gamma_2 \tag{3-D.1}$$

where

$$\gamma_1 = \frac{\epsilon_1}{2} \left( 1.0 - \tanh[H] \right) \tag{3-D.2}$$

$$\gamma_2 = \frac{\epsilon_2}{2} \left( 1.0 + \tanh[H] \right) \tag{3-D.3}$$

$$\epsilon_1 = \left( \frac{\sigma_t}{A_1} \right)^{\frac{1}{m_1}} \tag{3-D.4}$$

$$A_1 = \frac{\sigma_{ys} (1 + \epsilon_{ys})}{\left( \ln \left[ 1 + \epsilon_{ys} \right] \right)^{\frac{1}{m_1}}} \tag{3-D.5}$$

$$m_1 = \frac{\ln[R] + (\epsilon_p - \epsilon_{ys})}{\ln \left[ \frac{\ln[1 + \epsilon_p]}{\ln[1 + \epsilon_{ys}]} \right]} \tag{3-D.6}$$

$$\epsilon_2 = \left( \frac{\sigma_t}{A_2} \right)^{\frac{1}{m_2}} \tag{3-D.7}$$

ASME BPVC.VIII.2-2015

$$A_2 = \frac{\sigma_{uts} \exp[m_2]}{m_2^{m_2}} \quad (3-D.8)$$

$$H = \frac{2[\sigma_t - (\sigma_{ys} + K(\sigma_{uts} - \sigma_{ys}))]}{K(\sigma_{uts} - \sigma_{ys})} \quad (3-D.9)$$

$$R = \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \quad (3-D.10)$$

$$\epsilon_{ys} = 0.002 \quad (3-D.11)$$

$$K = 1.5R^{1.5} - 0.5R^{2.5} - R^{3.5} \quad (3-D.12)$$

The parameters  $m_2$ , and  $\epsilon_p$  are provided in Table 3-D.1. The development of the stress strain curve should be limited to a value of true ultimate tensile stress at true ultimate tensile strain. The stress strain curve beyond this point should be perfectly plastic. The value of true ultimate tensile stress at true ultimate tensile strain is calculated as follows:

$$\sigma_{uts,t} = \sigma_{uts} \exp[m_2] \quad (3-D.13)$$

### 3-D.6 NOMENCLATURE

- $A$  = Section II, Part D, Subpart 3 external pressure chart A-value.
- $A_1$  = curve fitting constant for the elastic region of the stress-strain curve.
- $A_2$  = curve fitting constant for the plastic region of the stress-strain curve.
- $B$  = Section II, Part D, Subpart 3 external pressure chart B-value.
- $D_1$  = coefficient used in the tangent modulus.
- $D_2$  = coefficient used in the tangent modulus.
- $D_3$  = coefficient used in the tangent modulus.
- $D_4$  = coefficient used in the tangent modulus.
- $\epsilon_p$  = stress-strain curve fitting parameter.
- $\epsilon_t$  = total true strain
- $\epsilon_{ta}$  = total true strain amplitude.
- $\epsilon_{tr}$  = total true strain range.
- $\epsilon_{ys}$  = 0.2% engineering offset strain.
- $\epsilon_1$  = true plastic strain in the micro-strain region of the stress-strain curve.
- $\epsilon_2$  = true plastic strain in the macro-strain region of the stress-strain curve.
- $E_t$  = tangent modulus of elasticity evaluated at the temperature of interest.
- $E_y$  = modulus of elasticity evaluated at the temperature of interest, see Annex 3-E.
- $\gamma_1$  = true strain in the micro-strain region of the stress-strain curve.
- $\gamma_2$  = true strain in the macro-strain region of the stress-strain curve.
- $H$  = stress-strain curve fitting parameter.
- $K$  = material parameter for stress-strain curve model
- $K_{css}$  = material parameter for the cyclic stress-strain curve model.
- $m_1$  = curve fitting exponent for the stress-strain curve equal to the true strain at the proportional limit and the strain hardening coefficient in the large strain region.
- $m_2$  = curve fitting exponent for the stress-strain curve equal to the true strain at the true ultimate stress.
- $n_{css}$  = material parameter for the cyclic stress-strain curve model.
- $\sigma_a$  = total stress amplitude.
- $\sigma_r$  = total stress range.
- $\sigma_t$  = true stress at which the true strain will be evaluated, may be a membrane, membrane plus bending, or membrane, membrane plus bending plus peak stress depending on the application.
- $\sigma_{ys}$  = engineering yield stress evaluated at the temperature of interest, see 3-D.1.
- $\sigma_{uts}$  = engineering ultimate tensile stress evaluated at the temperature of interest, see 3-D.2.
- $\sigma_{uts,t}$  = true ultimate tensile stress evaluated at the true ultimate tensile strain
- $R$  = engineering yield to engineering tensile ratio.

### 3-D.7 TABLES

<b>Table 3-D.1 Stress-Strain Curve Parameters</b>			
Material	Temperature Limit	$m_2$	$\epsilon_p$
Ferritic Steel	480°C (900°F)	0.60(1.00 - R)	2.0E-5
Stainless Steel and Nickel Base Alloys	480°C (900°F)	0.75(1.00 - R)	2.0E-5
Duplex Stainless Steel	480°C (900°F)	0.70(0.95 - R)	2.0E-5
Precipitation Hardenable Nickel Base	540°C (1000°F)	1.90(0.93 - R)	2.0E-5
Aluminum	120°C (250°F)	0.52(0.98 - R)	5.0E-6
Copper	65°C (150°F)	0.50(1.00 - R)	5.0E-6
Titanium and Zirconium	260°C (500°F)	0.50(0.98 - R)	2.0E-5





**Norges miljø- og biovitenskapelige universitet**  
Noregs miljø- og biovitenskapelige universitet  
Norwegian University of Life Sciences

Postboks 5003  
NO-1432 Ås  
Norway