

Integritetsevaluering av Ring Joint flensforbindelse

Merethe Alnæs

Undervannsteknologi

Innlevert: juni 2013

Hovedveileder: Olav Egeland, IPK

Medveileder: Ragnar Gjengedal, Høgskolen i Bergen

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk

Forord

Denne rapporten er et resultat av en avsluttende masteroppgave ved Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet (NTNU), som del av studieprogrammet toårig master i undervannsteknologi - drift og vedlikehold. Oppgaven er utført våren 2013 ved Høgskolen i Bergen, og omhandler integritetsevaluering av Ring Joint flensforbindelse.

Oppgaven har blitt gjennomført på omtrent tjue uker, mellom 11. februar og 30. juni. Arbeidet med oppgaven har vært svært interessant og lærerikt. Oppgaven har også bydd på lærerike utfordringer, som arbeid med elementmetodeprogramvaren Abaqus, noe jeg ikke hadde erfaring med fra tidligere. Hvordan flensforbindelsers integritet testes/evalueres er et tema som er publisert lite litteratur på. Til tross for flere utfordringer har denne oppgaven vært en svært god erfaring, og læringskurven har vært høy.

Jeg vil utrette en stor takk til mine veiledere Ragnar Gjengedal (HiB) og Ørjan Fyllingen (HiB) for god veiledning, engasjement og støtte. Deres veiledning har gjort tiden under arbeidet med oppgaven, til en lærerik og spennende periode. Kontinuerlige møter med dem har dannet grunnlaget for utviklingen i oppgaven. Jeg vil også takke Olav Egeland som har vært min veileder ved NTNU.

Sammendrag

Med stadig høyere krav til redusert utslipp i olje- og gassindustrien er flensforbindelser en viktig komponent å sette fokus på. Flensforbindelser er blant annet brukt i subsea omgivelser til å skjøte sammen rørsystemer og komponenter. Ettersom forbindelsene eksisterer i et stort antall, og transporterer hydrokarboner under høye trykk og temperaturer er det viktig at integriteten er i behold.

Standarden ASTM A182/A182M setter krav til at stålfenser skal være smidd så nært som praktisk mulig til angitt størrelse og form. Kravet eliminerer dermed muligheten for produksjon av flenshalvdelen ved andre tilvirkningsmetoder. De kan potensielt bli maskinert direkte fra smidd bar av stål.

Hydrostatiske trykktester av flensforbindelser brukes til å evaluere dens integritet. Det er ikke påsatt krav til hydrostatisk trykktesting av flensforbindelser generelt, men rørsystemer er påsatt krav til å gjennomgå trykktester med dets komponenter før det er satt i driftstilstand og etter gjennomført vedlikehold. En prosedyre for trykktesting har blitt funnet i standarden ISO 10423 under litteraturstudium.

Evaluering av integriteten til en Ring Joint flensforbindelse med materialeegenskaper fra maskinerte flenshalvdeler av smidd bar (UNS S31803) har blitt utført med elementmetodeprogrammet Abaqus. En aksesymmetrisk elastisk-plastisk elementmetodemodell har blitt benyttet hvor en analyse med trykktestprosedyre har blitt gjennomført. Von Mises-spenningsforholdene har blitt kartlagt under påføringen av boltlasten i forbindelsen, og under resterende steg av den simulerte trykktestingen. De maksimale spenningsforholdene har blitt funnet til å ligge i ringsporet av flenshalvdelen. Plastisk tøyning har også blitt kartlagt, og maksimale verdier befinner seg i pakningen under påføring av boltlast. Kontaktrykket i flensforbindelsen mellom pakning og ringspor er av betydning for integriteten til flensforbindelsen. Kontaktrykkene har blitt kartlagt og viser seg og ligge ved verdier som ikke resulterer i svikt av integriteten.

Flensforbindelsen er utsatt for flere degraderingsmekanismer. En av dem, siging, forekommer som regel etter at flensforbindelsen har gjennomgått en hydrostatisk trykktest. Det har blitt funnet at degraderingsmekanismen siging ikke er av risiko for flensforbindelsen som oppgaven omhandler. Den kritiske sigingstemperaturen vil ikke nås ved de forholdene og materialene som er betraktet i oppgaven.

Summary

With ever increasing demands on reducing emissions in the oil and gas industry, flanged joints are an important component to focus on. Flanged connections are used in subsea environments to connect piping and components. Since the connection exist in large numbers, and transport hydrocarbons under high pressure and temperature, it is important that the integrity is intact.

ASTM A182/A182M standard requires that steel flanges shall be forged as close as practicable to the specified size and shape. The requirement eliminates the possibility of producing the flanges with other manufacturing methods. They can potentially be machined directly from forged steel bar.

Hydrostatic pressure testing is used to evaluate the integrity of flanges. There are no requirements to pressure test flanges in a general term. Pipe systems are required to undergo pressure tests with its components before it is placed in operation conditions, and after completed maintenance. A procedure for pressure testing has been found in the ISO standard 10423 during the literature study.

Evaluation of the integrity of a Ring Joint flange connection, with material properties of machined flanges of forged bar material, (UNS S31803) has been performed with the finite element method program Abaqus. An axisymmetric elastic-plastic finite element model has been used where an analysis with the pressure test procedure has been completed. Von Mises stress conditions have been monitored during application of the bolt load, and also for the remaining steps of the simulated pressure test. The maximum stress distributions have been found to be in the gasket groove. The plastic strain has been identified, and maximum values are located in the gasket during application of bolt load. Contact pressure between the gasket and the ring groove is of importance for the integrity of the flange. The contact pressures have been identified to remain at values which do not result in failure of the integrity.

Bolted joints are subjected to multiple degradation mechanisms. One of them, creep, usually occurs after the flange has undergone a hydrostatic pressure test. It has been found that critical creep temperature is not of risk for the flanged joint in this thesis.

Innholdsfortegnelse

FORORD	I
SAMMENDRAG	II
Summary.....	III
FIGURLISTE	VI
TABELLISTE	VIII
1. INNLEDNING	1
1.1 Bakgrunn	1
1.2 Tidligere arbeid.....	2
1.3 Avgrensning.....	3
1.4 Problemstilling.....	3
1.5 Metode	3
1.6 Oppgavens struktur.....	4
1.7 Terminologi	5
2. TEORI	7
2.1 Subsea tilkoblinger	7
2.1.1 Flensforbindelsen	8
2.1.2 Materialeegenskaper	11
2.1.3 Degraderingsmekanismer	13
2.1.4 Lekkasjeaspektet	18
2.2 Elementmetoden	23
3. FREMGANGSMETODE	27
3.1 Søkemetodikk litteratursøk.....	28
3.1.1 Litteratursøk i delkapittel 1.2 Tidligere arbeid.....	28
3.1.2 Litteratursøk i kapittel 2 Teori	28
3.1.3 Litteratursøk i kapittel 3 Fremgangsmetode.....	30
3.2 Integritetstesting av flensforbindelser	33
3.2.1 Metoder for lekkasjetesting.....	33
3.2.2 Prosedyre for lekkasjetesting	35
3.3 Beregning av mekaniske egenskaper fra strekktester.....	38
3.3.1 Beregning av rådata fra strekktestresultater	38
3.3.2 Strekktester av flenshalvdelmaterialet UNS S31803	40

3.3.3	Strekktester av pakningsmaterialet UNS S31603	42
3.4	Elementmetodemodell i Abaqus.....	45
3.4.1	Introduksjon av Abaqus programvare	45
3.4.2	Modellering av flensforbindelsen.....	49
3.4.3	Materialegenskaper	68
3.4.4	Analyse.....	72
4.	RESULTATER	79
4.1	Mekaniske egenskaper.....	79
4.1.1	Flenshalvdelmaterialet UNS S31803	79
4.1.2	Pakningsmateriale UNS S31603	86
4.2	Aksesymmetrisk elementmetodemodell i Abaqus	87
4.2.1	Simulering av trykktestprosedyre.....	87
5.	DISKUSJON.....	101
5.1	Integritetstesting av flensforbindelsen.....	101
5.2	Mekaniske egenskaper.....	102
5.2.1	Flenshalvdelmaterialet UNS S31803	102
5.2.2	Pakningsmaterialet UNS S31603	102
5.3	Aksesymmetrisk elementmetodemodell.....	103
5.3.1	Trykktestprosedyre i Abaqus	103
5.3.2	Siging i Ring Joint flensforbindelsen	104
6.	KONKLUSJON.....	105
6.1	Videre arbeid	106
	LITTERATURLISTE.....	107
	STIKKORDREGISTER.....	111
	VEDLEGG.....	113
Vedlegg A:	Definisjon av masteroppgave	113
Vedlegg B:	Mekaniske egenskaper – isotropisk materialevaluering	114
Vedlegg C:	Omberegninger i oppgaven.....	115
Vedlegg D:	Beregninger av boltlast.....	116
Vedlegg E:	Maksimal Von Mises-spenningsdistribusjon i pakningsmateriale	117
Vedlegg F:	Gjennomsnittlige og maksimale kontakttrykk under boltlaststeg.....	121
	121

Figurliste

<i>Figur 2-1: Skjematisk tegning av Ring Joint flensforbindelse med flenshalvdeler, metallpakning og bolter (OLF, 2011).</i>	8
<i>Figur 2-2: Skjematisk tegning av Ring Joint pakning (OLF, 2011).</i>	9
<i>Figur 2-3: Trykk som påføres flensforbindelsen (European Sealing Association / Fluid Sealing Association, 1998).</i>	10
<i>Figur 2-4: Spennings-tøyingskurve for et duktilt materiale (Hosford & Caddell, 2007).</i>	11
<i>Figur 2-5: Typisk sigekurve for metaller (Ashby & Jones, 2012).</i>	13
<i>Figur 2-6: Sprekkdannelse som følge av utmatting (Ashby & Jones, 2012).</i>	16
<i>Figur 2-7: Diffuse utslipp i prosent (European Sealing Association / Fluid Sealing Association, 1998).</i>	18
<i>Figur 2-8: Sensor plassert på rørsystem ved flensforbindelser og ventil (Det Norske Veritas, 2010).</i>	22
<i>Figur 2-9: Enkelt rektangulært element som illustrerer oppbyggingen av elementer i elementmetoden (Dieter, 1988).</i>	23
<i>Figur 2-10: To elementer før de er festet sammen ved en node (Dieter, 1988).</i>	24
<i>Figur 2-11: Elementer brukt i elementmetodeanalyser (Dieter, 1988).</i>	25
<i>Figur 2-12: Ideelle plastiske flytekurver. (a) Stivt ideelt plastisk materiale; (b) Ideelt plastisk materiale med elastisk område; (c) Stykkevis lineært materiale (Dieter, 1988).</i>	25
<i>Figur 3-1: Skjematisk bilde av testprosedyre, bokstavene tilhører stegene i prosedyren (ISO, 2009).</i>	36
<i>Figur 3-2: Dimensjoner av prøvestykket til UNS S31803 (Sture, 2012).</i>	40
<i>Figur 3-3: Utforming på kutting av prøvestykker fra smidd bar (Sture, 2012).</i>	40
<i>Figur 3-4: Tegnforklaring, dimensjoner for prøvestykket av 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).</i>	42
<i>Figur 3-5: Strekktestmaskin med elektrisk varmeovn (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).</i>	43
<i>Figur 3-6: Nominell spenning – nominell tøyning 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).</i>	44
<i>Figur 3-7: Sann spenning – sann tøyning 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).</i>	44
<i>Figur 3-8: Prosessene i Abaqus.</i>	46
<i>Figur 3-9: Tverrsnittreferanse og element i en aksesymmetrisk struktur (Dassault Systèmes, b, 2012).</i>	47
<i>Figur 3-10: Tegnforklaring, dimensjoner for weld-neck hub (ASME, 2009).</i>	50
<i>Figur 3-11: Tegnforklaring, dimensjoner Ring Joint flensoverflate (ASME, 2009).</i>	50
<i>Figur 3-12: Tegnforklaring, flensutformingsdimensjoner (ASME, 2009).</i>	51
<i>Figur 3-13: Flenshalvdeldimensjoner modellert i Abaqus.</i>	52
<i>Figur 3-14: Tegnforklaring, dimensjoner R oktagonal Ring Joint pakning (ASME, 2007).</i>	55
<i>Figur 3-15: Pakningsdimensjoner modellert i Abaqus.</i>	56
<i>Figur 3-16: Tegnforklaring, bolt dimensjoner (Norsk Standard, 1972).</i>	58
<i>Figur 3-17: Bolt dimensjoner modellert i Abaqus.</i>	59
<i>Figur 3-18: Sammenstilling av komponentene i flensforbindelsen.</i>	60
<i>Figur 3-19: Internt trykk påført flensforbindelsen, og endespenninger på venstre rør-ende.</i>	61
<i>Figur 3-20: Sidetrykket påført pakningen.</i>	62
<i>Figur 3-21: Området hvor bolten er påført boltlast ved funksjonen «Bolt Load».</i>	63
<i>Figur 3-22: Kontaktoverflate ringspor (til venstre) og kontaktoverflater tilhørende pakning (til høyre).</i>	64
<i>Figur 3-23: Kontaktoverflater flenshalvdel (til venstre) og kontaktoverflater bolthode (til høyre).</i>	65
<i>Figur 3-24: Grensebetingelse påført nedre rør-ende.</i>	65
<i>Figur 3-25: Fastbundet restriksjon på øvre bolt (til venstre).</i>	66
<i>Figur 3-26: Elementnett av flenshalvdel, bolt og pakning (fra venstre).</i>	67
<i>Figur 3-27: Førstørret bilde av elementnett i ringspor og pakning.</i>	67
<i>Figur 4-1: Diagram for kraft-forskyvning.</i>	79
<i>Figur 4-2: Diagram for nominell spenning - sann tøyning.</i>	80
<i>Figur 4-3: Diagram for sann spenning - sann tøyning.</i>	80
<i>Figur 4-4: Diagram for sann spenning - plastisk tøyning og modellspenning - plastisk tøyning.</i>	82
<i>Figur 4-5: Flytespenning $\sigma_{0,2}$ for karbonstål S355 ved temperaturer 20 °C-700 °C (Outinen & Mäkeläinen, 1994).</i>	83
<i>Figur 4-6: Sann spenning – sann tøyning 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).</i>	86
<i>Figur 4-7: Von Mises-spenningsfordeling i flensforbindelsen med 134 MPa påført boltlast, uten internt trykk.</i>	87
<i>Figur 4-8: Trykktestprosedyre fra standarden ISO 10423 (ISO, 2009).</i>	88
<i>Figur 4-9: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	88
<i>Figur 4-10: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	88
<i>Figur 4-11: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	89
<i>Figur 4-12: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	89
<i>Figur 4-13: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	89
<i>Figur 4-14: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	90
<i>Figur 4-15: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	90
<i>Figur 4-16: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	90

<i>Figur 4-17: Von Mises spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	91
<i>Figur 4-18: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	91
<i>Figur 4-19: Von Mises spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.</i>	91
<i>Figur 4-20: Ekvivalent plastisk tøying i flenshalvdelens ringspor under påføring av boltlast.</i>	92
<i>Figur 4-21: Ekvivalent plastisk tøying i flenshalvdelens ringspor under påført boltlast, uten internt trykk.</i>	93
<i>Figur 4-22: Ekvivalent plastisk tøying i flenshalvdelens ringspor under påført boltlast, med internt trykk.</i>	93
<i>Figur 4-23: Maksimal ekvivalent plastisk tøying i pakning ved påføring av 134 MPa boltlast.</i>	94
<i>Figur 4-24: Kontaktrykk for nedre venstre ringspor ved boltlast på 134 MPa, uten internt trykk.</i>	95
<i>Figur 4-25: Kontaktrykk for nedre høyre ringspor ved boltlast på 134 MPa, uten internt trykk.</i>	96
<i>Figur 4-26: Kontaktrykk for øvre venstre ringspor ved boltlast på 134 MPa, uten internt trykk.</i>	96
<i>Figur 4-27: Kontaktrykk for øvre høyre ringspor ved boltlast på 134 MPa, uten internt trykk.</i>	97
<i>Figur 4-28: Gjennomsnitt av maksimale kontaktrykk ved flens- mot pakningsoverflatene.</i>	97
<i>Figur 1: Trykktestprosedyre fra standarden ISO 10423 (ISO, 2009).</i>	117
<i>Figur 2: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.</i>	117
<i>Figur 3: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.</i>	117
<i>Figur 4: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.</i>	118
<i>Figur 5: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.</i>	118
<i>Figur 6: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.</i>	118
<i>Figur 7: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.</i>	119
<i>Figur 8: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.</i>	119
<i>Figur 9: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.</i>	119
<i>Figur 11: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.</i>	120
<i>Figur 12: Von Mises spenningsdistribusjon i pakning.</i>	120
<i>Figur 10: Von Mises spenningsdistribusjon i pakning.</i>	120
<i>Figur 13: Gjennomsnittlige og maksimale kontaktrykk ved flens- mot pakningsoverflater under påføring av boltlast.</i>	121

Tabelliste

<i>Tabell 1-1: Terminologi</i>	5
<i>Tabell 2-1: Faktorer ved flensforbindelsen som må tas hensyn til (European Sealing Association, 2009) (Alnæs, 2012).</i>	20
<i>Tabell 3-1: Litteratursøk for tidligere arbeid.</i>	28
<i>Tabell 3-2: Litteratursøk for teori.</i>	28
<i>Tabell 3-3: Litteratursøk på mekaniske egenskaper.</i>	30
<i>Tabell 3-4: Litteratursøk på integritetstesting.</i>	30
<i>Tabell 3-5: Litteratursøk for elementmetoden Abaqus.</i>	31
<i>Tabell 3-6: Ytterpunkter for test-temperatur (ISO, 2009).</i>	37
<i>Tabell 3-7: Parametere brukt i strekktester av flensmateriale (Sture, 2012).</i>	41
<i>Tabell 3-8: Gjennomsnittlig verdi av flytegrenser for prøvestykker av UNS S31803.</i>	41
<i>Tabell 3-9: Dimensjoner for prøvestykket (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).</i>	43
<i>Tabell 3-10: SI(mm) enheter i Abaqus (Dassault Systèmes, b, 2012).</i>	49
<i>Tabell 3-11: Dimensjoner Ring Joint flensoverflate (ASME, 2009).</i>	51
<i>Tabell 3-12: Flensutformingsdimensjoner (ASME, 2009).</i>	51
<i>Tabell 3-13: Sammensetning flensmaterialet UNS S31803 (ASTM, 2012a).</i>	53
<i>Tabell 3-14: Krav til mekaniske egenskaper ved flensmaterialet ved romtemperatur (ASTM, 2012a), (ASTM, 2012).</i>	54
<i>Tabell 3-15: Flytegrense for UNS S31803 ved temperaturer (Sture, 2012), (ASME, 2010).</i>	54
<i>Tabell 3-16: Dimensjoner R-oktogonal Ring Joint pakning (ASME, 2007).</i>	55
<i>Tabell 3-17: Sammensetning pakningsmateriale UNS S31603 (Sture, 2012).</i>	56
<i>Tabell 3-18: Krav til mekaniske egenskaper for UNS S31603 (Sture, 2012), (ASME, 2010).</i>	56
<i>Tabell 3-19: Bolt dimensjoner (ASME, 2009).</i>	58
<i>Tabell 3-20: Bolt dimensjoner (Norsk Standard, 1972), (Sture, 2012).</i>	58
<i>Tabell 3-21: Sammensetning boltmaterialet (Sture, 2012).</i>	60
<i>Tabell 3-22: Elastisitetmodul pakningsmateriale (Sandvik, 2012).</i>	68
<i>Tabell 3-23: Opprinnelig elastisitetmodul og Poissons ratio for flensforbindelse (Sture, 2012).</i>	69
<i>Tabell 3-24: Justert elastisitetmodul for aksesymmetrisk modell av flensforbindelse (Sture, 2012).</i>	70
<i>Tabell 3-25: Trykk-temperatur rangering for flensforbindelse i trykkklasse 1500 (ASME, 2009).</i>	71
<i>Tabell 3-26: Temperaturparametere for analyse av trykktesting.</i>	73
<i>Tabell 3-27: Oversikt over analysesteg for simulering av trykktest.</i>	74
<i>Tabell 3-28: Prosentvis prosedyre for steg i integritetstestmodell.</i>	75
<i>Tabell 3-29: Oversikt over trykktestanalyse.</i>	76
<i>Tabell 3-30: Temperaturparametere i flensforbindelsens driftsforhold.</i>	77
<i>Tabell 4-1: Verdier fra lineær regresjon i Excel.</i>	81
<i>Tabell 4-2: Verdier fra ekstrapolasjon i Excel.</i>	82
<i>Tabell 4-3: Mekaniske egenskaper for UNS S31803 for implementering i Abaqus.</i>	82
<i>Tabell 4-4: Beregnet temperaturfaktor for avlest flytespenning fra graf.</i>	84
<i>Tabell 4-5: Plastiske temperaturavhengige egenskaper for UNS S31803.</i>	85
<i>Tabell 4-6: Sann spenning- sann tøyning avlest fra graf for 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).</i>	86
<i>Tabell 4-7: Resultater for maksimale spenninger, tøyning og kontakttrykk under analysen.</i>	99
<i>Tabell 4-8: Evaluering av maksimale Von Mises-spenninger i UNS S318003.</i>	100
<i>Tabell 1: Stikkordregister.</i>	111
<i>Tabell 1: Mekaniske egenskaper for prøvestykket av flensmaterialet UNS S31803.</i>	114
<i>Tabell 2: Omberegninger utført i oppgaven.</i>	115
<i>Tabell 3: Formler benyttet ved beregning av boltlast for flensforbindelsen (Sture, 2012), (ASME, 2010).</i>	116
<i>Tabell 4: Beregninger for flensforbindelsens boltlast (Sture, 2012), (ASME, 2010).</i>	116

1. Innledning

1.1 Bakgrunn

Flensforbindelser er i stor grad brukt i olje- og gassindustrien, og er i subsea rørsystemer blant annet i kontakt med hydrokarbonproduksjon fra borebrønner. De benyttes i områder hvor det er behov for og enkelt kunne koble seg av og på rør eller komponenter, i subsea prosessanlegg. Forbindelsen som er en skjørt, gir også muligheten for framtidige utbyggelser. Forbindelse har en viktig funksjon; å inneha god integritet gjennom hele levetiden. God integritet krever at ingen lekkasjer oppstår. Et vanskelig og uregelmessig miljø subsea, bidrar til forhold som kan svekke integriteten, som igjen fører til svekkelse av systemintegriteten. Flensforbindelsen er en komponent av ellers lukkede rørsystemer og kan dermed betraktes som et område hvor det er stor sannsynlighet for at lekkasjer kan oppstå. Dette gjelder om den innehar feil eller mangler. Derfor er det viktig at fokuset blir rettet mot dette mulige lekkasjeområdet.

Reduksjon av miljøskadelige utslipp er et mål som er ønskelig å nå. Industrien setter stadig strengere krav til reduksjon av utslipp. Lekkasjer i flensforbindelser kan føre til alvorlige konsekvenser. Helse, miljø og sikkerhet i henhold til menneske- og dyreliv er av stor betydning, og i industrien er dette høyt prioritert. På en annen side vil lekkasjer kunne medføre økonomiske belastninger, dette i form av tapt produksjon, erstatningskrav, utskiftning av utstyr og nedetid. For å unngå nevnte uønskede konsekvenser må komponentene av flensforbindelsen fungere som en enhet. Evaluering av komponentene som en enhet kan gjennomføres ved integritetstester. Integritetstester, i form av trykktester, vil avdekke eventuelle mangler eller feil i flensforbindelsen, og lekkasjer kan unngås.

I standarden ASTM (American Society for Testing and Materials) A182/182M (2012) legges det frem krav til hvilken tilvirkningsmetode som skal benyttes ved produksjon av stålflenser. Kravet innebærer at flensmaterialet skal være smidd til form, og at flenshalvdelen ikke skal maskineres direkte fra smidd barmateriale. Dette innebærer at tilvirkningsmetoder som maskinering av smidd bar ekskluderes som en godkjent tilvirkningsmetode. Derimot kan det tenkes at flenshalvdelen kan fungere med maskinert materiale. Flenshalvdeler produsert av maskinert smidd bar vil kunne redusere både produksjonstid og kostnader, som begge er høyere ved direkte smidd tilvirkningsmetode.

1.2 Tidligere arbeid

Flere vitenskapelige arbeid har tatt for seg flensforbindelser med elementmetodemodell i Abaqus. Forskning på elastisk-plastiske oppførselen av forskjellige materialer i flenshalvdelen med metall Ring Joint pakning, under stigende temperaturer, ble undersøkt av Sato og Kado (2005). Hvor spenningsanalyse og varmeoverføringsanalyse ble gjennomført med en aksesymmetrisk modell. (Sato & Kado, 2005) En videreføring av denne ble utført i 2006, hvor meteorologiske forandringer ble undersøkt. Degraderingsmekanismen siging ble sett på av Nechache og Bouzid (2007). Forskningen la vekt på å utvikle en enkel analytisk løsning for siging-avspennings problemet som eksisterer ved flensforbindelser, og sammenligne denne opp mot en 3D-modellering. Fokuset rettet mot avspenning, forårsaket av siging i flens- og boltmaterialet. Det ble blant annet lagt frem at pakningen i flensforbindelsen kan ha bli utsatt for avslapning i dens innledende trykkspenninger på grunn av siging av flenshalvdeler og bolter. Ved en temperatur på over ca. 340 °C var siging av flenshalvdeler og bolter bidragende faktorer som fører til avslapning av forbindelsen. Evnen til å holde tett under hele levetiden, er truet grunnet siging av den mykere pakningen. Forfatterne legger frem at flensforbindelser kan begynne å lekke etter gjennomføring av hydrostatisk trykktesting. (Nechache & Bouzid, 2007) Dette blir også lagt frem i artikkel av Bouzid og Chaaban (1997). (Bouzid & Chaaban, 1997)

Det vil bli utført en numerisk analyse av en tiltenkt Ring Joint flensforbindelse med tilhørende flenshalvdeler, bolter og pakning. Dette vil være en videreføring av en elementmetodemodellering av flensforbindelsen utformet av Sture (2012). I tidligere utførelse av modellen det ble evaluert hvilke Von Mises-spenninger og plastiske tøyninger som oppstod i flensforbindelsen ved ulike boltlaster i pakningsplasseringstilstand, uten innvendig trykk. Det ble også kartlagt spenninger og plastiske tøyninger som oppstod i flensforbindelsen under operasjonstilstand med forskjellige intern trykk, med og uten effekten av friksjon. Det ble i dette arbeidet ikke benyttet materialegenskaper fra strekktester for flenshalvdelen.

1.3 Avgrensning

Oppgaven vil se på en Ring Type Joint flensforbindelse med tilhørende Ring Type Joint metallpakning. Hvor oppgaven begrenses til flensforbindelser i kontakt med hydrokarboner på subsea nivå. I flensforbindelsen vil det begrenses til å se på materialegenskaper og temperatureffekter i flenshalvdeler og pakning. Boltene vil bli evaluert i henhold til boltlast. Mekaniske materialegenskaper og temperatureffekter ved boltene vil ikke bli evaluert.

1.4 Problemstilling

I olje- og gassindustrien opereres undervannsfabrikker for å kunne utvinne olje og gass. Undervannsfabrikkene består av flere moduler som er sammensatt av ulike komponenter. Modulene og komponentene skal fungere som systemer, og for at dette skal være mulig må rørledninger forbindes mellom dem. Den brukte metoden for dette er skjøting ved bruk av flensforbindelser.

Det er av interesse å foreta en studie på integritetsevaluering av flensforbindelser. Det vil da bli foretatt et litteraturstudium på hvilke metoder som benyttes for å teste eller evaluere integriteten.

I subsea omgivelser eksisterer det flere degraderingsmekanismer som kan svekke integriteten til flensforbindelser. Av den grunn vil det foretas en evaluering av hvilken effekt degraderingsmekanismen siging har på den relevante flensforbindelsen i oppgaven.

En Ring Joint flensforbindelse med metallpakning med design etter ASME standard, vil evalueres i oppgaven. Dette vil være en flensforbindelse i 1500 trykkklasse, med et designtrykk etter 100 °C rangering. I hydrokarbonproduksjon fra borebrønner er det normalt høy temperatur, som vil ha en effekt på flens- og pakningsmaterialet i forbindelsen. Materialegenskapene er av betydning for integriteten til forbindelsen, hvor temperaturforhold da er viktig å betrakte. Det vil av den grunn utføres en evaluering av forbindelsen med temperaturavhengige mekaniske egenskaper for flens- og pakningsmaterialet. Strekktestresultater vil implementeres i en elementmetodemodell av Ring Joint flensforbindelsen i elementmetodeprogramvaren Abaqus. I modellen vil gjennomføring av en trykktestanalyse for flensforbindelsen gi muligheten til å evaluere integriteten.

1.5 Metode

I oppgaven vil det bli utført et litteraturstudium, hvor dette innebærer innhenting av relevant litteratur for oppgaven gjennom søk i vitenskapelige databaser, standardverk og produsentdatablader. Resultatdata fra strekktester vil behandles, for og benyttes videre i

materialdefineringsen av flens- og pakningsmaterialet. Elementmetodeprogramvaren Abaqus vil også bli benyttet til modellering av flensforbindelsen.

1.6 Oppgavens struktur

Oppgaven er organisert i flere hovedkapitler. I kapittel 1-2 presenteres oppgavens defineringsen og aktuell teori. Det vil blant annet bli lagt frem en beskrivelse av flensforbindelsen som er relevant for oppgaven. Degraderingsmekanismer og lekkasjer i henhold til flensforbindelser vil også bli lagt frem. Kapittel 3 tar for seg fremgangsmetoden som er benyttet i oppgaven for litteraturstudium. Det vil bli lagt frem resultater for litteraturstudiet allerede i dette kapitlet, ettersom innhentet litteratur vil påvirke arbeidet videre. Behandlingsmetoden av strekktestresultater vil også bli gjennomgått. Til slutt vil det foreligge en gjennomgang av hvordan elementmetodemodellen av flensforbindelsen i Abaqus har blitt benyttet for å evaluere problemstillingen.

I Kapittel 4 presenteres resultater av strekktester, og resultater fra analysen som har blitt gjennomført med elementmetodeprogramvaren Abaqus.

I kapittel 5 vil det diskuteres rundt resultatene som har blitt kartlagt under arbeidet med oppgaven.

Kapittel 6 vil gi en konklusjon av arbeidet og forslag til videre arbeid.

1.7 Terminologi

Engelske ord og uttrykk vil bli benyttet i oppgaven der det passer seg best. Dette er gjort da oversettelser av veletablert terminologi kan virke mer forvirrende enn forklarende for leseren. For formålet med denne oppgaven gjelder følgende forkortede vilkår og engelske uttrykk.

Tabell 1-1: Terminologi

Forkortelse	Beskrivelse
Abaqus CAE	Abaqus Complete Abaqus Environment
API	American Petroleum Institute
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society for Testing and Materials
AUV	Autonomous Underwater Vehicle
BCC	Body-Centered Cubic
BPVC	Boiler Pressure Vessel Code
DNV	Det Norske Veritas
EEMUA	The Engineering Equipment and Materials Users Association
FCC	Face-Centered Cubic
FEA	Finite Element Analysis
FEM	Finite Element Method
FPSO	Floating Production, Storage and Offloading
HBW	Brinell Hardness
HISC	Hydrogen Induced Stress Cracking
ISO	The International Organization for Standardization
NPS	Nominal Pipe Size
PE	Plastic Strain
PEEQ	Equivalent Plastic Strain
ROV	Remotely Operated Vehicle
RTJ	Ring Type Joint
SCC	Stress Corrosion Cracking
SI	International System of Units
SOR	Structure of Revolution
UNS	Unified Numbering System
Hub	Knutepunkt
Subsea	Undervann
Output	Utgående, avgitt effekt
Umbilicals	Navlestreng, kontrollkabel
Topside	Skrogets overdel

2. Teori

I følgende kapittel vil det bli lagt frem teori av de ulike tema som oppgaven omhandler. Det vil først bli fortatt en beskrivelse av Ring Joint flensforbindelsen for å gi leseren en forståelse av hvordan skjøten fungerer. Hvilke faktorer som kan føre til at forbindelsen blir utsatt for lekkasje, er viktig å forstå for å kunne forhindre dette. Til slutt vil en introduksjon av elementmetoden bli gjennomgått ettersom denne metoden senere vil benyttes i elementmetodeprogramvaren Abaqus.

2.1 Subsea tilkoblinger

Tilkoblinger, også kalt skjøter, kobler sammen rørledninger og umbilicals til større systemer. Det eksisterer forskjellige typer skjøter mellom rør, og mellom rør som skal tilkobles til utstyr. Valget av hvilken subseaskjøt som benyttes resulterer fra behov. Dette kan være fra behov som: spesifikke ytelseskrav, materialkostnader, installasjonskostnader, integritet og periodisk vedlikehold. Skjøtmetodene kan deles inn i to hovedgrupper: skjøter for fleksible stigerør og skjøter for stive rør.

Skjøter for fleksible stigerør er som oftest brukt mellom borebrønn på havbunnen og borerigg, flytende plattform eller FPSO (Floating Production, Storage and Offloading). Slike skjøter har utformingen: mekanisk-, hydraulisk- eller klemmekontakt. (FMC technologies, 2006)

En flensforbindelse faller innenfor hovedgruppen: skjøt av stive rør. Andre skjøter innenfor denne gruppen er sveis og gjenget forbindelse. En sveiset skjøt blir normalt brukt i grunt vann. Sveis er en velutprøvd tilkoblingsmetode mellom rør, og det finnes gode prosedyrer for metoden. På en annen side er sveis på dypt vann ikke en optimal løsning, på grunn av høye trykk og vedlikehold. Mens flens-, klemme- og mekaniskforbindelse blir brukt i subsea omgivelser hvor det primært er viktig med en trykktett forbindelse. (Bai & Bai, 2012)

Flensforbindelse som skjøtemetode brukes alternativt til sveising eller gjenging, i områder hvor de to sistnevnte metodene ikke er mulig å benytte. Ettersom sveising av rør er et permanent alternativ, er bruken av flensforbindelser i rørsystemer et foretrukket alternativ. Flensforbindelser er også foretrukket over gjengede skjøter på grunn av at gjenging av store stive rør ikke er et økonomisk eller pålitelig alternativ til transportering av hydrokarbonproduksjon. (Parisher & Rhea, 2012) Flensforbindelsen benyttes primært i rørsystemer hvor det lett skal kunne utføres inspeksjoner og reparasjoner, rask montering og demontering av systemer. I tillegg tilbyr den muligheten for fremtidig feltutbygging. Flensforbindelsen vil nærmere beskrives i følgende kapittel.

2.1.1 Flensforbindelsen

De vanligste brukte flensforbindelsene har en design basert på standardene ASME B16.5 (American Society of Mechanical Engineers), ASME B16.47 eller API 6A/17D. Hvor API 17D er en standard for flensforbindelser som sammenstilles i subsea omgivelser. Ring Type Joint (RTJ) flensforbindelse etter standarden ASME B16.5 er den relevante for oppgaven. Denne er ofte betegnet med forkortelsen Ring Joint flensforbindelse. En Ring Joint flensforbindelse er vist på *Figur 2-1*. Fra figuren kan det sees at flensforbindelsen består av tre komponenter: flenshalvdeler, metallpakning og bolter.



Figur 2-1: Skjematisk tegning av Ring Joint flensforbindelse med flenshalvdeler, metallpakning og bolter (OLF, 2011).

Ring Joint flensforbindelsen har en metallpakning som plastisk deformeres ved at boltene blir tiltrukket med et moment. Et tverrsnitt av pakningen kan sees på *Figur 2-2*. Flenshalvdelenes overflate har et maskinert ringspor, hvor metallpakningen plasseres ved sammenstilling. Ring Joint pakninger (RTJ-pakninger) eksisterer i forskjellige utforminger. De forskjellige utformingene består av: R-oval, R-oktagonal, RX, BX, SRX og SBX. Hvor de to sistnevnte pakningene er for flensforbindelser som skal monteres i subsea-omgivelser. Disse har flere ventileringshull som ventilerer ut eventuelt sjøvann som fanges bak pakningen i ringsporet under montering. (ISO, 2010) A de seks nevnte utformingene, er R-oktagonal er pakningen som videre er relevant for oppgaven. Denne har totalt åtte kontaktoverflater som skal kunne håndtere de høye trykkene og temperaturene som påføres flensforbindelsen.



Figur 2-2: Skjematisk tegning av Ring Joint pakning (OLF, 2011).

Ventiler, pumper og andre komponenter som trengs ved et subsea prosess-system, blir koblet til rørsystemer ved bruk av flensforbindelser. Rørsystemene kan være til transportering av injeksjonsvann, gass, kjemikalier eller hydrokarboner. Hvor transportering av hydrokarboner er fluidet som videre vil være omtalt. Flenshalvdelene produseres i forskjellige utforminger for å kunne brukes til rørsystemer i forskjellige industrier. Utformingene kan variere i kontaktoverflate, festemetode til rør, og materiale. Med forskjellige utforminger følger det også med en variasjon i trykklasser tilhørende flensen. (Parisher & Rhea, 2012) Trykklasser brukt i denne oppgaven er etablert av standarden ASME B16.5.

Fra flensforbindelsen monteres til den blir satt i operasjon, gjennomgår den to tilstander:

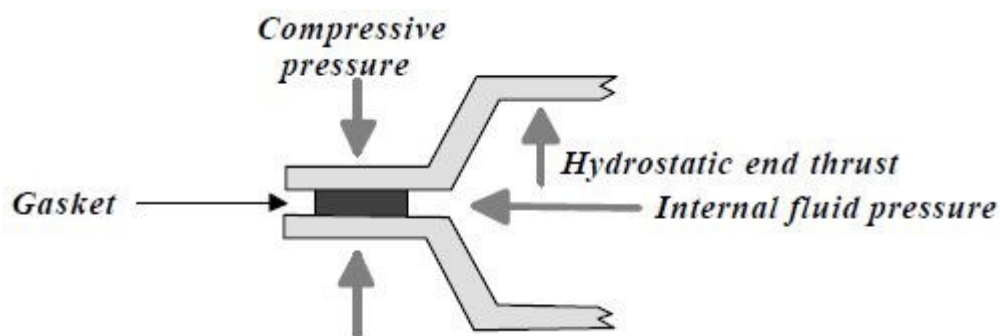
- Pakningsplasseringstilstand (montering)
- Operasjonstilstand

I standarden BPVC (Boiler and Pressure Vessel Code) seksjon VIII divisjon 2 (2010) blir de to tilstandene beskrevet for designkalkulasjoner. De alvorligste tilfellene av tilstandene skal bestemme utformingen av designet. Pakningsplasseringstilstand er forholdet når pakningen og ringsporet kommer i kontakt ved å påføre en boltlast under montering, ved atmosfærisk trykk og temperatur. Boltlasten som påføres for at pakningen skal oppnå det krevde kontakttrykket, er den viktigste faktoren under denne tilstanden. Under operasjonstilstand er omgivelses- og interntrykk, og andre driftsforhold viktige faktorer som påvirker designet. Operasjonstilstanden blir beskrevet ved forholdet som kreves til å motstå den hydrostatiske

endespenningen som resulter fra designtrykket, og eventuelle eksterne krefter og momenter som vil oppnå og separere flenshalvdelen fra hverandre. (ASME, 2010)

Det blir beskrevet av European Sealing Association (2009) at for å sikre integriteten til pakningen gjennom dens levetid, må tilstrekkelig trykk påføres pakningen for å forhindre lekkasje. Under driftstilstand vil dette trykket bli avlastet av den hydrostatiske endespenningen. Pakningen blir i tillegg til trykket som boltene påfører, utsatt for internt trykk fra hydrokarbonproduksjon som strømmer gjennom flensgangen. Dette kalles *sidetrykket*, og er et trykk som påføres på pakningens innside, se *Figur 2-3*. For å opprettholde tetningsintegriteten til pakningen må det *effektive* kompresjonstrykket være større enn det interne trykket, pluss litt mer. Det effektive kompresjonstrykket er boltlasten minus den hydrostatiske endespenningen.

$$\text{Effektivt kompresjonstrykk} = \text{Boltlast} - \text{Hydrostatisk endespenning} \quad (\text{Formel 2-1})$$



Figur 2-3: Trykk som påføres flensforbindelsen (European Sealing Association / Fluid Sealing Association, 1998).

Ring Joint pakningsmaterialet skal gjennomgå plastisk deformasjon, det vil si at materialet ikke gjenopptar sin opprinnelige form etter boltlasten blir fjernet. For at dette skal være mulig, må pakningen bestå av et mykere materiale enn flenshalvdelen. Da vil pakningen deformeres, og ikke ringsporet i flenshalvdelen. Ved påføring av boltlast påføres den førstkommande belastningen på pakningen, slik at den deformeres og fyller ringsporet og eventuelle ujevnheter i flensoverflaten.

En god beskrivelse av hovedbetraktninger for designet blir lagt frem av A. Mathur (2009).

Designet til flensforbindelsen skal:

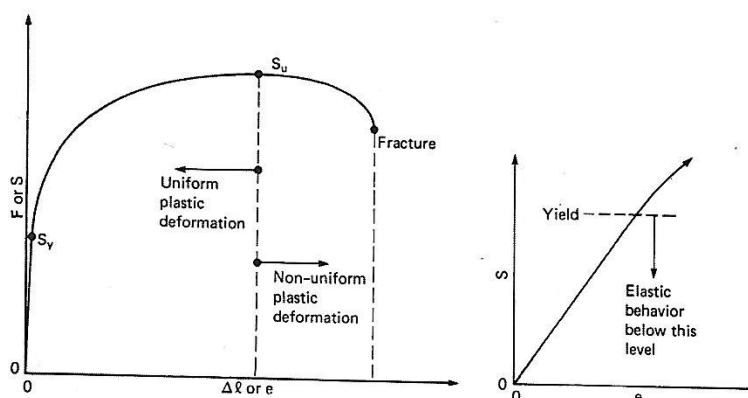
- forsikre et positivt kontaktrykk ved grensesnittet mellom pakning og ringspor i flenshalvdeler for å forhindre lekkasje under operasjon
- sørge for tetningskraft i pakning ved tiltrekking av bolter, uten at dette vil skape overspenninger i systemet
- forsikre den strukturelle integriteten til flenshalvdelene og minimerer nedbøyninger av flenshalvdelene

2.1.2 Materialelegenskaper

Kunnskap om materiallære er nyttig for å forstå den mekaniske responsen av materialene i flensforbindelsen. Materialer har betydelig nytteverdi i prosjektering, og i sammenheng med flensforbindelser er det viktig å oppnå en god forståelse av klassiske konstituerende modeller av materialatferder. Følgende teori har referanse fra *ASM International Handbook Committee (1998)*, og *Hosford og Cadell (2007)*.

2.1.2.1 Lineær elastisitet

Lineær elastisitet er oppførselen av deformasjoner i materialer og er beskrevet ved Hooks lov, som sier at forskyvning er lineær til den påførte lasten. Et lineært-elastisk materiale returnerer til dets ikke-deformerte tilstand når de påførte lastene avlastes. (ASM International Handbook Committee, 1998) Området for lineær elastisitet kan sees på *Figur 2-4*. Figuren viser en spennings-tøynings kurve for et duktilt materiale. Det elastiske området kan sees ved den første delen av grafen opp til S_y . Hvor S_y er flytegrensen til materialet. Et forstørret bilde av elastisiteten kan sees til høyre av figuren. (Hosford & Caddell, 2007)



Figur 2-4: Spennings-tøyningskurve for et duktilt materiale (Hosford & Caddell, 2007).

2.1.2.2 Plastisitet

Ved påføring av laster på et materiale vil materiale først deformeres elastisk i følge Hooks lov som nevnt, men ved en kritisk grensebelastning vil materialet oppleve flyt. Materialet vil da fortsette å deformeres ved spenninger som er lavere enn spenninger ved en fortsettelse av elastisk deformering. Denne materialatferden er kjent som plastisitet. Flytegrensen er punktet hvor deformasjon ikke lengre kan innhente seg, dette betyr at materialet ikke lengre er fullstendig elastisk. Plastisitet kan deles inn i to karakteristiske trekk: materialet deformeres umiddelbart og returnerer ikke tilbake til sin ikke-deformerte tilstand etter avlastning, eller materialet gjennomgår deformasjonsherdning. (ASM International Handbook Committee, 1998) Det plastiske området av grafen på *Figur 2-4* foreligger etter flytegrensen S_y , og fortsetter frem til brudd oppstår i materialet.

2.1.2.3 Spenning og tøyning

Spenning kan defineres som intensiteten av interne påførte krefter, eller grupperinger av krefter. Disse motstår en forandring i volumet eller formen av et materiale som er, eller har blitt, utsatt for eksterne krefter. Spenningen kan være normal (strekk eller kompresjon), eller skjærspenning (tangentiell). Spenninger og tøyninger som oppstår i et materiale under en påført kraft kan evalueres ut i fra strekktester. Fra strekktester oppnås det ved beregning, verdier for nominell spenning, nominell tøyning, sann spenning og sann tøyning. Strekktester utføres ved å påføre en kraft på et fastholdt prøvestykke av et materiale. Nominell spenning er spenningen et område i prøvestykkets tverrsnitt uten å ta med i betraktning effektene av spenning fra geometriske uregelmessigheter. Nominell tøyning er forholdet mellom forandringen i dimensjonen til prøvestykket som resultat fra lastinkrementet, og størrelsesordenen av dimensjonen rett før påføringen av lastinkrementet. Sann spenning tar med i betraktning effektene av spenning fra geometriske uregelmessigheter. Sann tøyning er logaritmen av forholdet mellom målelengden etter en påført aksiallast og den opprinnelige målelengden. (ASM International Handbook Committee, 1998)

En mye brukt og kjent spenningsbetegnelse er Von Mises-spenningen. Von Mises-spenning er et spenningspotensiale som benyttes for å bestemme om et isotropisk og duktilt metall vil flyte når det er utsatt for komplekse lastforhold. Dette kan bestemmes ved og kalkulerer Von Mises-spenninger og sammenligne disse med materialets flytespenning, som vil utgjøre Von Mises-flytekriterium. Et isotropisk metall betyr at flyteflaten forandrer størrelse jevnt i alle retninger slik at flytespenningen øker, eller minker i alle spenningsretninger hvor plastisk tøyning oppstår. (Hosford & Caddell, 2007)

2.1.3 Degraderingsmekanismer

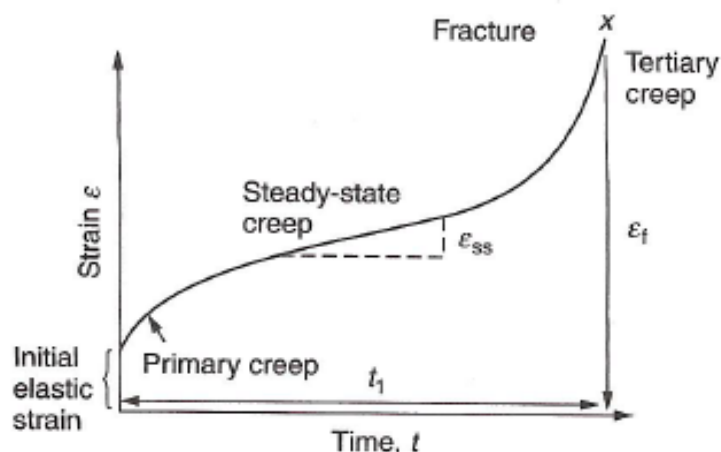
Flensforbindelsen er en trykksatt komponent som er del av et større trykksatt system. Den er utsatt for både høyt trykk og høye, varierende temperaturer. I tillegg til førnevnte, gjør plasseringen av forbindelsen i subseaomgivelser, at den er utsatt for flere degraderingsmekanismer. En degraderingsmekanisme som er relevant for videre evaluering er siging. Andre degraderingsmekanismer vil bli kortfattet beskrevet for å oppnå forståelse av hvilke mekanismer som truer flensforbindelsens integritet under levetiden.

Siging av materialer

Flere design- og analyseutfordringer er tilknyttet flensforbindelsen med pakning, blant andre utfordringer, er en av dem oppstandelse av siging i pakningsmaterialet som fører til avspenning av forbindelsen. (Alkelani, Housari, & Nassar, 2008)

Siging er en tidsavhengig forlengelse av materialer som oppstår under tilstedeværelsen av spenninger. Det er en permanent deformasjon som utvikles sakte og kontinuerlig med tiden. Med tiden vil siging kunne resultere i store deformasjoner og brudd. De fleste metaller og deres legeringer blir utsatt for siging ved økninger i temperaturen. Ved variasjoner i temperaturer i kontakt med trykksatte systemer forårsakes økninger eller reduksjoner av spenninger i systemer.

En typisk sigepåførsel i et materiale består av tre distinkte steg; primær, sekundær og tertiær siging. Dette kan sees i detalj på *Figur 2-5*. Den vertikale (y) akse er sigetøyningen, og den horisontale (x) akse er tiden plottet i logaritmisk koordinater.



Figur 2-5: Typisk sigekurve for metaller (Ashby & Jones, 2012).

Sigeforlengelsen som forekommer ved avtagende sats er kalt primær siging. Denne fasen beskrives som asjonsharding, hvor tøyningssraten er høy, men avtar med tiden. Tøyningen når ved fasen et minimum og blir tilnærmet konstant. Det er ved denne perioden at sigingen går fra asjonsharding til gløding. Og den andre fase, kalt sekundær siging, inntreffer etter dette. Primær siging vil neglisjeres videre i oppgaven, da denne form for siging i flensforbindelsen vil indikere at materialvalget for komponentene er feil.

Sekundær siging forekommer ved nesten konstant sats, og er den sigingen som er mest benyttet i forskning og tekniske studier. Sekundær siging er relevant for flensforbindelsen. Dette kommer av at flensforbindelsen blir utsatt for trykk og temperatur over lengre tid. En generell formel for sekundær siging er gitt ved:

$$\varepsilon_{ss} = B\sigma^n, \quad (\text{Formel 2-2})$$

hvor ε_{ss} er tøyningssigingen, σ er spenning, mens B og n er materialkonstanter. En mer kompleks sigelov er gitt ved Sherby Dorns ligning:

$$\varepsilon_{ss} = A\sigma^n e^{-\left(\frac{Q}{RT}\right)}, \quad (\text{Formel 2-3})$$

hvor ε_{ss} er sekundær siging, n er en signingsekspONENT, A er en materialkonstant, R er den universelle gass konstanten ($8.31 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$), T er den absolutte temperaturen, og Q er en aktiveringsenergi for siging (J mol^{-1}). De tre konstantene A , n og Q karakteriserer sigingen av et materiale. Verdiene av disse kan kalkulere tøyningssraten ved en gitt temperatur og spenning. Materialkonstantene varierer fra material til material, med temperaturen, og med retningen av kornstrukturen og må innhentes fra sigetester. (Ashby & Jones, 2012)

Tertiær siging er den siste fasen av sigingsfenomenet, og kjennetegnes ved eksponentiell økning i tøyningssraten i henhold til spenningen, dette oppstår på grunn av tverrsnittsminkingen av materialet. (Ashby & Jones, 2012) Ettersom tertiær siging oppstår etter at tverrsnittsminkingen inntreffer et materiale, vil sigefasen bli neglisjert videre i oppgaven.

Degraderingsmekanismen er mest alvorlig for materialer som er utsatt for høye temperaturer i lengre perioder, og ved temperatur som ligger rundt smeltepunktet til materialet. Ved denne

temperaturen oppnår atomene i materialet tilstrekkelig bevegelsesmuligheter til å tillate tidsavhengig omorganisering av strukturen. (ASM International Handbook Committee, 1998) Ved temperaturer (T) over materialets krystallinske smeltetemperatur (T_M) ganger 0,4, vil materialet gjennomgå siging. Ashby og Jones (2012) legger frem en generell formel for når siging viser seg å begynne for metaller:

$$T > 0.4 * T_M, \quad (\text{Formel 2-4})$$

Utrykket til høyre av formelen gir den kritiske sigetemperaturen for materialet. Legg merke til at T og T_M er gitt i kelvin.

Evaluering av oppstandelsen av siging i materialer utføres ved resultater fra sigetester. Denne testen bestemmer forlengelsen av metaller under en gitt last og gitte temperaturer. Fastsettelsen av forlengelsen involverer plotting av kurver. Slike sigingstester kan ha en varighet på over flere måneder. (ASM International Handbook Committee, 1998)

Øvrige degraderingsmekanismer

Utmatningsbrudd i et materiale er karakterisert ved en stabil sprekkevekst under en variabel last som fører til brudd ved en tilfeldig høy belastning på et redusert tverrsnittsareal.

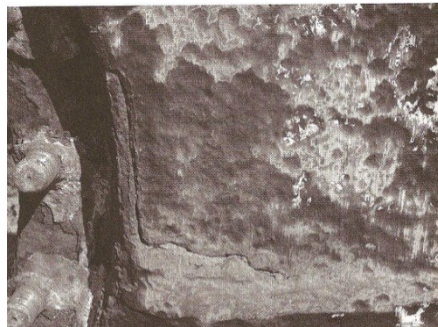
Utmatting i materialer skilles mellom lavsyklus- og høysyklusutmatting. Lavsyklusutmatting er karakterisert ved opphoping av plastiske deformasjoner som fører til brudd. (Larsen, 2010)

I strukturer som er utsatt for lavsyklusutmatting, gir en generell plastisitet i materialet overflateruhet til strukturens overflate. Sprekker kan da lett formere seg i overflaten. (Ashby & Jones, 2012)

Høysyklisk utmatting har tre faser:

- Initiering av mikrosprekker
- Sprekkevekst av mikro- og makrosprekker
- Restbrudd

Lokale plastiske deformasjoner i materialet fører til en krystallstruktur med svakere bindekraft mellom atomene. Spalting kan da inntre langs gitterplanene som fører til ekstraksjoner og intrasjoner i materialets mikrostruktur. Dette gir lokale spenningskonsentrasjoner som ytterligere lokaliserer de plastiske deformasjonene, og er starten av en mikrosprekk på materialets overflate. Mikrosprekker eller andre materialfeil danner utgangspunkt for dannelsen av makrosprekker. Spenningskonsentrasjoner ved mikrosprekkens rot fører til lokalisering av plastiske deformasjoner i området. Sprekkveksten foregår videre ved en kinetisk irreversibel åpning og lukking av sprekken, og foldes til en ny posisjon for hver lastesyklus. Et restbrudd inntreffer enten som et sprøbrudd når sprekken har nådd en kritisk størrelse, eller som et duktilt brudd på et redusert tverrsnitt. (Larsen, 2010)



Figur 2-6: Sprekkdannelse som følge av utmatting (Ashby & Jones, 2012).

Katodisk beskyttelse benyttes til å beskytte subsea installasjoner, og er årsaken til degraderingsmekanismen som ofte betegnes som HISC (Hydrogen Induced Stress Cracking). Denne degraderingsmekanismen er et kjent problem ved 2205 og 2505 dupleks rustfrie subsea stålrør, tilkoblinger og knutepunkter. Katodisk beskyttelse fører til dannelsen av hydrogenatomer på metalloverflaten til strukturene. Dette kan føre til forstyrrelse av mikrostrukturen om hydrogenatomene penetrerer metallet. For å forhindre at HISC inntreffer må riktig materialvalg tas, og strukturen må designes i henhold til belastning- og spenningsforholdet som strukturen utsettes for. Det Norske Veritas (DNV) legger frem med dette at tilkoblinger og knutepunkter bør designes med et mål for å forhindre HISC. (Det Norske Veritas, 2008)

Oppstandelsen av korrosjon er en utfordring ved de fleste strukturer som er i kontakt med sjøvann. Det eksisterer forskjellige korrosjonstyper som flensforbindelsen kan bli utsatt for. Og oppstandelsen av hver enkelt av dem kan føre til svekkelse, eller svikt av integriteten til flensforbindelsen over tid. Noen av dem er listet under (Chandler, 1985):

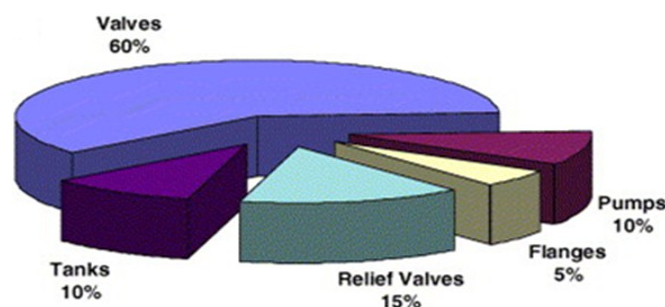
- Spenningskorrosjon (stress corrosion cracking)
- Gropkorrosjon
- Spaltekorrosjon
- Galvanisk korrosjon
- Interkrystallinsk korrosjon

2.1.4 Lekkasjeaspektet

I olje- og gassindustrien er det et stort behov for å redusere diffuse utslipp på grunn av stigende miljø- og økonomikrav i industrien. Med operasjoner utført på stadig dypere hav, og mål for høyere oljeutvinning, stiger disse kravene. Det er et mål og nå null utslipp i industrien gjennom innovative løsninger innenfor forhindring av utslipp. Det er tross alt flensforbindelser som kobler systemer sammen og fører til at operasjoner blir sammenhengende. Om en eller flere komponenter i flensforbindelser feiler, vil dette kunne få katastrofale følger. Det er derfor viktig å ha oversikt over hva som kan være bidragende faktorer til svikt.

OREDA er en prosjektorganisasjon som er sponset av olje- og gassbedrifter. Organisasjonen har etablert en omfattende database bestående av data for pålitelighet og vedlikehold. Pålitelighet, vedlikehold og sikkerhet (RAMS) er av betydelig viktighet for ansatte, bedrifter og myndigheter. I Oreda Offshore Reliability Data Handbook-Subsea Equipment (2009) legges det frem pålitelighets- og vedlikeholdsdata for petroleumsindustrien. RAMS-analyser gjennomføres for å tilby grunnlaget for avgjørelser i offshore teknisk arbeid, fabrikasjon og operasjoner. I boken legges det ikke frem feil direkte for flensforbindelser, men det er lagt frem en feiltilstand, ytre lekkasjer av utility-medie i tilknytning til moduler, rørlinjer, brønnhode, ventiltre og strømningsrør. Feiltilstanden er klassifisert som kritisk. (SINTEF, 2009) Det kan antas at flensforbindelsen er en bidragende faktor til denne ytre lekkasjen.

I følge ESA og FSA (European Sealing Association og Fluid Sealing Association) (1998) har diffuse utslipp fra ventiler, pumper og flensforbindelser i USA blitt estimert til over 300 000 tonn per år. Dette utgjør en tredjedel av det totale organiske utslippet fra kjemiske anlegg, som også gjenspeiles i Europa. Denne enorme skalaen fremmer behovet for at industrien må redusere sin påvirkning på miljøet både for nåtidens generasjoner, men også spesielt med tanke på fremtidens generasjoner. (European Sealing Association/Fluid Sealing Association, 1998)



Figur 2-7: Diffuse utslipp i prosent (European Sealing Association / Fluid Sealing Association, 1998).

På Figur 2-7 er forholdet av diffuse utslipp vist for ulike komponenter i prosess-systemer. Det skal nevnes at dette er tall på et generelt nivå, og ikke bare for topside eller subsea. Et nivå på 5 prosent utslipp er fordelt til flensforbindelser, som er betraktelig mindre enn ventiler med hele 60 prosent utslipp. Individuelle flensforbindelser har ikke påsatt det største utslippet, men flensforbindelser eksisterer ofte i store antall i et prosessanlegg, og dermed er de et stort bidrag til det totale lekkasjeomfanget. (European Sealing Association, 2009)

Sviktårsakene resulterer fra degraderingsmekanismer og/eller alvorlige operasjonsforhold. En viktig bemerkning er at svikt i rørsystemer sjelden oppstår ved usvekkede deler av røret, men ofte ved lekkasjerelevante områder. Dette er i følge Berg, Gersinska og Sievers (2010) ved flensforbindelser, andre tilkoblinger, bend, reduksjoner, forsterkninger for rørbraketter, og ved ulike sveismønstre. Ved disse områdene eksisterer det en økning i spenninger. Spenningene oppstår grunnet endringer i stivhet, inhomogene temperaturer, eksterne tilleggsbelastninger og strømninger. (Berg, Gersinska, & Sievers, 2010) Om en eller flere av flensforbindelsens komponenter feiler, resulterer dette som regel i lekkasje. Forløpet av lekkasjen kan være visuelt vanskelig å oppdage ved starten og utvikle seg større over tid, eller den kan oppstå som resultat av en drastisk feil og det oppstår en større synlig lekkasje.

Etter komponentene i flensforbindelsen deler ESA og FSA (1998) sviktårsaker inn etter følgende:

- Svikt grunnet bolter
 - Spenningskorrosjon (SCC)
 - Utmatting
 - Korrosjon
 - Utilstrekkelig tiltrekking av bolter
 - For mye tiltrekking av bolter
- Svikt grunnet pakning
 - Gjenbruk av pakning
 - Valg av feil pakning for miljøet (materialvalg, størrelse, egenskaper)
 - Nedbrytning over tid
 - Oppstandelsen av unormale operasjonsforhold, eller bøyningmomenter på rørsystemet
 - Skade på pakning under lagring, frakt eller installasjon
 - Gjentiltrekking av bolter etter at flensforbindelsen er satt i operasjonstemperatur

- Overbelastning av pakning under montering
- Svikt grunnet flenshalvdeler
 - Korrosjon
 - Skade i flenshalvdeloverflate
 - Ikke-parallele flenshalvdeler
 - Vridning av flenshalvdeler

Som det kan sees fra overnevnte sviktårsaker, er det flere faktorer som kan resultere i at integriteten til flensforbindelsen feiler. Det vil i oppgaven kun sees videre på degraderingsmekanismen siging. Hvor det vil evalueres hvilken effekt degraderingsmekanismen kan ha på flensforbindelsen. Det kan sees i

Tabell 2-1 ulike faktorer som må tas hensyn til ved flensforbindelsen.

Tabell 2-1: Faktorer ved flensforbindelsen som må tas hensyn til (European Sealing Association, 2009) (Alnæs, 2012).

Applikasjonsforhold	Flensoppsett	Pakning
Korrosivt miljø	Konfigurasjon / Type	«Blow out» og sigeresistans
Eroderende miljø	Overflate-finish	Avslapping grunnet spenning
Produksjonstemperatur i systemet	Materiale	Forventet levetid
pH-verdi til produksjonen (surhet)	Tilgjengelig boltbelastning	Kjemisk og fysisk kompatibilitet
Konsentrasjon av produksjon	Sannsynligheten for korrosjon / erosjon	Sammenlignende kostnader
Kjemisk reaktivitet til produksjonen	Flensens styrke og stivhet	Tetningsevne
Eksterne omgivelser	Flensens toleranse for justeringer	Kombinert trykk- og temperaturobestandighet

I følge statistikker fra Det norske Veritas (2010) oppstår de største lekkasjene av hydrokarbonproduksjon under ustabile operasjonsforhold. Et ustabil operasjonsforhold vil være under nedstengning og oppstart av produksjon, eller under vedlikehold. (Det Norske Veritas, 2010) De lekkasjeutsatte områdene kan betraktes som kritiske punkter, hvor det er viktig med tilstandsovervåking.

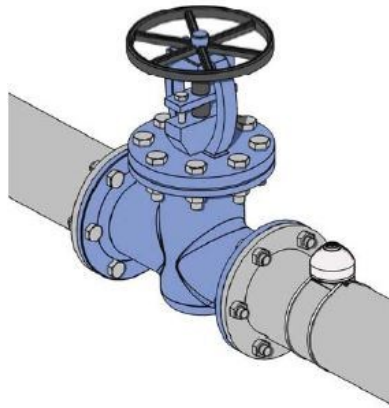
2.1.4.1 Overvåking av svikt

En eventuell lekkasje av hydrokarbonproduksjon vil påvirke flere områder. I henhold til helse, miljø og sikkerhet vil oppstandelse av plutselige store lekkasjer være svært alvorlig, og kan ha katastrofale konsekvenser både for dyre- og menneskeliv. Lekkasjer vil også påvirke økonomiske områder. Konsekvensen av nedetid resulterer i tapt produksjon og det vil følge med reparasjonskostnader. Ikke minst vil lekkasje kunne påvirke omdømmet til de ansvarlige for lekkasjeområdet. Overvåkingsmetoder for flensforbindelser er et behov, tatt med i betraktning at olje- og gassfelt har utbygginger på stadig dypere og avstandsliggende vann, er dette behovet viktig. Det er av stor nytte å kunne lokalisere et antatt lekkasjeområde tidlig, slik at risikoen for at lekkasjer oppstår kan reduseres tidligst mulig. Det er ønskelig med forebyggende lekkasjeovervåking, og ikke korrektiv.

I Det Norske Veritas anbefalte praksis, *Valg og bruk av subsea lekkasjeovervåkningssystemer* (2010), legges det frem forslag til overvåkingsmetoder for subsea flensforbindelser. Det skal nevnes at dette er forslag, og ikke krav til overvåkingsmetoder. Følgende metoder blir lagt frem av DNV:

- Overvåking med sensorer
- Overvåking med sonarer
- Videoovervåking ved bruk av AUV (Autonomous Underwater Vehicle) og ROV (Remotely Operated Vehicle)

Passive akustiske metoder benytter sensorer med en eller flere hydrofoner, som kommuniserer data fra et punkt ved flensforbindelser og opp til overflaten. Et skjematisk bilde av hvordan sensoren er festet ved en flensforbindelse er vist på *Figur 2-8*. Hydrofonene registrerer trykkbølger eller lydbølger som resulterer fra et brudd eller en lekkasje. Disse bølgene blir registret gjennom flensforbindelsen/røret hvor den er plassert, eller gjennom sjøvannet. Et tilstrekkelig trykkfall (stor nok lekkasje eller brudd) må oppstå for at hydrofonene skal kunne plukke opp lydbølgen eller trykkbølgen. Ved en liten lekkasje, kan hydrofonene feile i å plukke opp signalet. I tillegg er støyforstyrrelser av målinger og skyggelegging av de akustiske bølgene er problem.



Figur 2-8: Sensor plassert på rørsystem ved flensforbindelser og ventil (Det Norske Veritas, 2010).

Aktive akustiske metoder er sonardetektorer som monteres på ROVer. Sonardetektorene avgir lydimpulser som reflekteres ved grensen mellom forskjellige fluider. Årsaken til refleksjonen er at tettheten av forskjellige væsker vil ha forskjellige impedanser. En lydimpuls som treffer en gassboble, eller en oljedråpe i sjøvann, vil reflekteres tilbake til sonardetektoren og en lekkasje kan da detekteres.

Optiske kamerametoder baserer seg på et videokamera som overvåker subseasystemer. Denne metoden tilbyr romslig dekning ved bruk av ROV og AUV. Ulempen med metoden er at det optiske kameraet er sensitivt for grums, noe som ofte forekommer i sjøvann. For å kunne detektere hydrokarbonlekkasje er også et behov for en kontrastbakgrunn, slik som en subsea modul. Dette kan være et problem ved flensforbindelser i langstrakte rørsystemer, hvor det kun er sjøvann og havbunn som eneste kontrastbakgrunn.

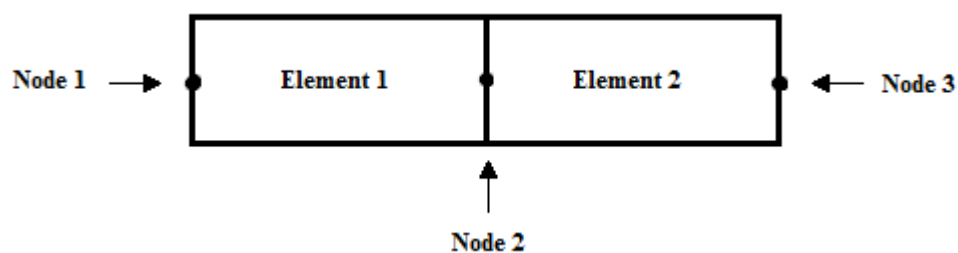
Overnevnte metoder er til bruk for overvåking av flensforbindelsen når den er satt ut i sine driftsforhold. Med dagens utvikling av ubemannede plattformer er tilstandsovervåking viktig for å kunne gjennomføre operasjoner. En metode som kan benyttes til å evaluere flensforbindelsen før den er satt i driftsforhold vil bli introdusert i delkapittel 2.2 Elementmetoden.

2.2 Elementmetoden

Følgende kapittel tar for seg en introduksjon av elementmetoden, som vil videre i oppgaven benyttes i elementmetodeprogramvaren Abaqus for analysing av Ring Joint flensforbindelsen. Elementmetoden i Abaqus vil til forskjell fra tilstandsovervåking, kunne evaluere flensforbindelsen før den blir satt i driftsforhold. Flere millioner ingeniører og forskere på verdensbasis bruker elementmetoden til å forutsi atferden til strukturelle, mekaniske, termiske, elektriske og kjemiske systemer for både design- og ytelsesanalyser.

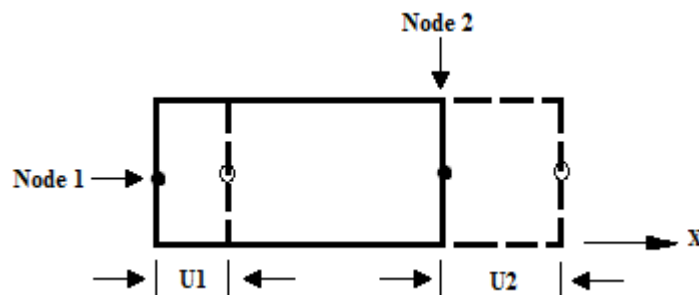
Elementmetoden (Finite Element Method-FEM) er en numerisk løsningsmetode innen en rekke spesifikke problemstillinger som løses ved partielle differensialligninger eller integralligninger. Metoden kan brukes til å bestemme spenninger og deformasjoner i strukturer som er for kompleks til å analysere ved vanlige matematiske metoder. I alle applikasjoner vil analyser i elementmetoden søke etter å beregne en feltkvantitet: i spenningsanalyser er dette spenningsfeltet eller forskyvningsfeltet; i termiske analyser er det temperaturfeltet eller varmestrømningen; i væskestrømning er det strømningsfunksjonen eller funksjonen til den potensielle hastigheten. Resultater som er av høyest interesse er vanligvis enten maksimalverdier eller stigninger av feltkvantiteten. (Cook, 1995)

Metoden går ut på å dele en struktur inn i deler av små elementer som er knyttet til hverandre ved node-punkter. Ved integrasjonspunkter blir blant annet spennings- og tøyingsforhold, og temperaturer beregnet under løsningsprosessen. Se *Figur 2-9* for et forenklet konsept av elementmetoden, hvor to elementer er festet til hverandre ved en node. (Dieter, 1988)



Figur 2-9: Enkelt rektangulært element som illustrerer oppbyggingen av elementer i elementmetoden (Dieter, 1988).

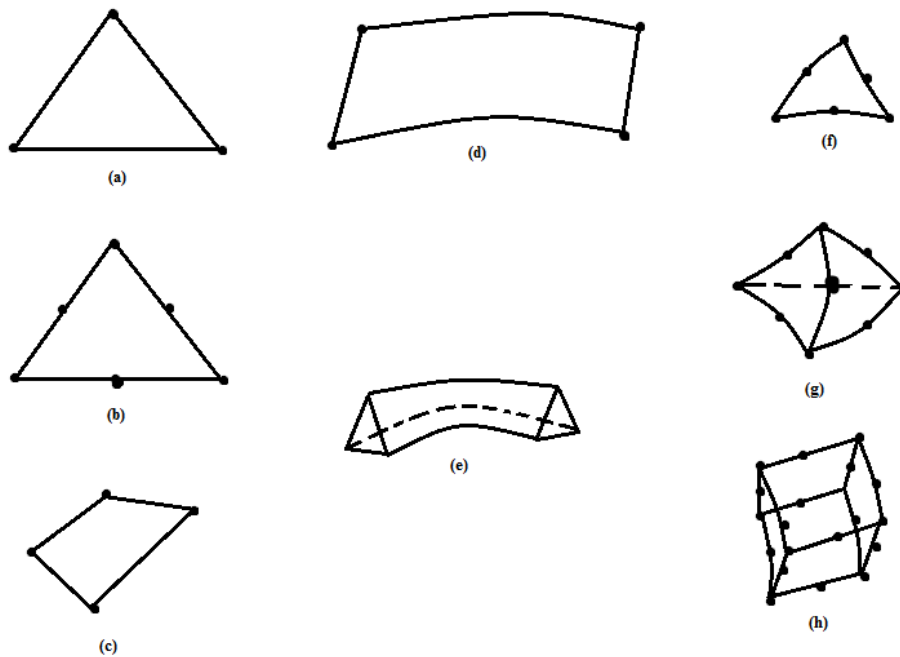
Element 1 og *2* er knyttet sammen ved *Node 2*. På *Figur 2-10* kan elementene sees før de er festet ved noden. Hver node har en grad av frihet tildelt, dette er vist som U_1 og U_2 .



Figur 2-10: To elementer før de er festet sammen ved en node (Dieter, 1988).

Proessen resulterer i et sett med simultane algebraiske ligninger. I spenningsanalyser er disse ligningene likevektsligninger tilhørende nodene. Flere hundre eller tusener av slike ligninger kan forekomme, dermed er datamaskin implementering av elementmetoden obligatorisk. (Cook, 1995)

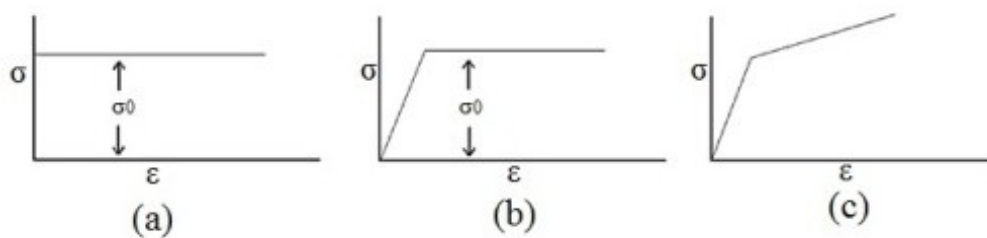
Elementmetoden kan håndtere to-dimensjonale, tre-dimensjonale og aksesymmetriske modeller. Dermed er det mulig å definere flere utforminger på elementer enn de rektangulære vist på foregående figurer. Elementer definerer geometrien til en struktur. De mulige utformingene av elementene kan sees på *Figur 2-11*. En sammensetning av trekanter kan alltid representere et to-dimensjonalt domene av hvilken som helst form. Trekantelementet ved (a) har tre noder. Trekanten med seks noder ved (b), vil øke graden av frihet i modelleringen. Elementene ved (d) og (e) er tre-dimensjonale. Det kvadratiske elementet, som vises ved (c), er en kombinasjon av to enkle trekanter. Dette elementet reduserer antallet elementer som er nødvendig for å kunne modellerer enkelte situasjoner. (Dieter, 1988)



Figur 2-11: Elementer brukt i elementmetodeanalyser (Dieter, 1988).

En vanskelig del av elementmetoden er forberedelsen av alle inputdataene som skal inn i modellen. Mesh av elementene i en modell må utføres, heretter kalt elementnett. Et elementnett består av å dele elementet inn i mindre deler, dette for å gjøre avanserte deler lettere å analysere for programmet som skal løse problemet. Topologien til elementet må bli beskrevet i programmet med nodenumre og koordinater for nodepunktene, sammen med elementnumre og nodenumre tilhørende hvert element.

Figur 2-12 viser grafer for plastiske og elastisk-plastiske materialelegenskaper, som er viktige input for strukturen som skal modelleres og analyseres med elementmetoden. (Dieter, 1988)



Figur 2-12: Ideelle plastiske flytekurver. (a) Stivt ideelt plastisk materiale; (b) Ideelt plastisk materiale med elastisk område; (c) Stykkevis lineært materiale (Dieter, 1988).

Elementmetoden betraktes som en stykkevis polynomisk interpolasjon. Dette betyr at over et element vil en feltkvantitet bli interpolert fra verdier av feltkvantiteten ved noder. Ved å koble elementer sammen, vil feltkvantiteten bli interpolert over hele strukturen ved like mange polynomiske uttrykk som det er elementer. (Cook, 1995) Løsningsprosessen genererer en stivhetsmatrise for hvert element, og samler hvert elements tilførsel for å danne en responsmatrise for hele strukturen. Likevektsligningen for en strukturell analyse er gitt ved:

$$\{P\} = [K] * \{u\}, \quad (\text{Formel 2-5})$$

hvor K er respons-/ stivhetsmatrisen, u er vektor av node-forskyvninger, og P er vektor av påført kraft. (Dieter, 1988)

Teorien i elementmetoden inkluderer matrisemanipuleringer, numerisk integrasjon, løsning av ligninger og flere prosedyrer som gjennomføres automatisk av en valgt kommersiell elementmetodeprogramvare. Teorien er implementert i programvaren og det kan bare sees deler av den i prosesserte data. Det som er synlig i programvaren er førbehandling (beskrivelse av laster, støtter, materialer, og generering av elementnett) og etterbehandling (sortering av output, oversikt og plotting av resultater). (Cook, 1995) Som nevnt innledningsvis vil elementmetodeprogramvaren Abaqus benyttes for gjennomføring av elementmetodemodell av Ring Joint flensforbindelsen.

3. Fremgangsmetode

Følgende kapittel er delt inn i to deler, og tar for seg fremgangsmetoden som er benyttet i oppgaven. Oppgaven innebærer både et litteraturstudium, og arbeid i elementmetodeprogramvare.

I første del vil litteraturstudiet gjennomført under oppgaven bli lagt frem i tabeller, med en beskrivelse av hvordan relevant litteratur er blitt innhentet fra ulike kilder. Litteraturstudiet er delt inn etter kapitlene; 1.2 Tidligere arbeid, 2 Teori, og 3. Fremgangsmetode. Innenfor hvert kapittel er søkemetodikken rangert etter; forståelses-søk, databasesøk og bedriftssøk. Termen forståelses-søk betyr i denne sammenhengen at søk i søkemotorer som Google har blitt utført for å oppnå en overordnet forståelse. Søk på produsenters hjemmesider har blitt utført etter at det har vært manglende litteratur tilgjengelig i vitenskapelige databaser. Hovedsøk for litteraturstudiet har vært på integritetsevaluering av flensforbindelser, og innhenting av dokumentasjon på mekaniske egenskaper pakningsmaterialet. Tabellene lister også søk som ikke har gitt resultater, eller gitt irrelevante resultater.

Den andre delen av kapittelet vil gi resultater for litteratursøket på integritetsevaluering, og bearbeidelse av strekktestresultater. Dette vil legge frem kapittelet grunnet relevans for videre arbeid i fremgangsmetoden. Resterende del av kapittelet omhandler elementmetodemodellen i Abaqus. Det vil bli beskrevet hvordan elementmetodeprogramvaren har blitt benyttet for å gjennomføre en trykktestanalyse av flensforbindelsen.

3.1 Søkemetodikk litteratursøk

Følgende tabeller gir oversikt over innhentet litteratur for kapitlene: 1.2 Tidligere arbeid, 2. Teori og 3. Fremgangsmetode.

3.1.1 Litteratursøk i delkapittel 1.2 Tidligere arbeid

Tabell 3-1: Litteratursøk for tidligere arbeid.

Dato	Søkeord	Database	Søkefelt	Begrensninger	Type	Tittel	Antall	Kriterier	Forfatter	Utgitt
11.02.13	«Hydrostatic testing» and «Flange»	ASME Journal of Pressure Vessel Technology	Abstract, Title, Keywords	-	Artikkel	Accurate Method of Evaluating Relaxation in Bolted Flanged Connections	1	Artikkel tar for seg justering av elastisitetsmodulen i aksesymmetrisk modellering av flensforbindelse.	A. Bouzid A. Chaaban	1997
13.02.13	«Ring Joint Gasket» and «Flange»	ASME Journal of Pressure Vessel Technology	Full Bibliographic Record /Abstract, Title, Keyword	-	Artikkel	Inelastic Analysis of Dissimilar Material Flanges with Metal Ring Gaskets at Elevated Temperature	1/9	Artikkel tar for seg flensforbindelse med forskjellige materialer og aksesymmetrisk modellering.	Takuya Sato Kenichiro Kado	2005
13.02.13	«Creep Analysis» and «Flange Joint»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords	År: 2000-2013	Artikkel	Creep Analysis of Bolted Flange Joints	1/4	Artikkel tar for seg sigeanalyse av flensforbindelse.	Akli Nechache Abdel-Hakim Bouzid	2007
13.02.13	«Ring Joint Gasket» and «Flange»	ASME Journal of Pressure Vessel Technology	Full Bibliographic Record /Abstract, Title, Keyword	-	Artikkel	Inelastic Analysis of Sealing Characteristics of Flanges With Metal Ring Joint Gasket at Elevated Temperature	1/9	Artikkel tar for seg flensforbindelse med forskjellige materialer og aksesymmetrisk modellering.	Takuya Sato Kenichiro Kado	2006

3.1.2 Litteratursøk i kapittel 2 Teori

Tabell 3-2: Litteratursøk for teori.

Dato	Søkeord	Database	Søkefelt	Begrensninger	Type	Tittel	Antall	Kriterier	Forfatter	Utgitt
12.02.13	«Fugitive Leaks from Flanges»	Google	-	-	Hjemmeside	European Sealing Association	-	En markedsledet organisasjon som representerer produsenter, leverandører og brukere av tetningsmaterialer	European Sealing Association (ESA)	-
12.02.13	«Flanges»	ESA	-	-	Publikasjon	Sealing Technology	1/10	Retningslinjer fra ESA	European	2009

						BAT Guidance note		som gir innføring i BAT (Best Available Technique)	Sealing Association (ESA)	
12.02.13	«Flanges»	ESA	-	-	Publikasjon	Guidelines for Safe Seal Usage-Flanges and Gaskets	1/10	Retningslinjer for lekkasjer ved flensforbindelser av ESA/FSA	European Sealing Association (ESA), Fluid Sealing Association (FSA)	1998
12.02.13	«Subsea Flange»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords	-	Bok	Subsea Engineering Handbook	1/3	God bok med kapittel om subseafortbindelser	Y. Bai Q. Bai	2010
12.02.13	«Flange Gaskets Basic»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords	-	Bok	Pipe Drafting and Design	1/2	God bok med beskrivelse av flensutforminger.	Roy A. Parisher Robert A. Rhea	2012
13.02.13	«Ring Type Joint» and «Flange»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords	-	-	-	0/8	Ingen resultater tar for seg Ring Joint flensforbindelse	-	-
13.02.13	«Ring Type Joint» and «Flange»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords	-	-	-	0/8	Ingen resultater tar for seg Ring Joint flensforbindelse	-	-
16.02.13	«Metallurgy» and «Metals»	BIBSYS	Utvalgte felt	-	Bok	Metals Handbook ASM	1/6	Bok med forklaringer av metaller, tilvirkningsmetoder	J. R. Davis	12.1998
22.03.13	«Frequency of Leaks» and «Flanges»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords / All Fields	År: 2000-2013	Artikkel	Procedure for Probabilistic Safety Assessment of Leaks and Breaks	1/17	Artikkel som tar for seg lekkasjer ved flensforbindelser	Berga, H.-P. Gersinskaa, R, Sieversb, J.	2010
18.04.13	«Creep properties and Engineering materials»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords	År: 2000-2013	Bok	Engineering Materials	1/75	Bok som tar for seg flere kapitler med degraderingsmekanismen siging. Tilgjengelig ved biblioteket på HiB.	Michael F. Ashby David R. H. Jones	2012
21.01.13	«Process Piping and Testing»	ASME	-	Standard Søk	Standard	ASME B31.3 Process Piping	1/5	Standard som tar for seg ulike testmetoder for trykksatte systemer. Tilgjengelig på Google.	The American Society of Mechanical Engineers	2002
21.01.13	«Pipe Flange»	ASME	-	Standard Søk	Standard	ASME B16.5 Pipe Flanges and Flanged Fittings	1/115	Standard som tar for seg dimensjoner, trykk- og temperaturklasser for Ring Joint flensforbindelse. Bestilt inn ved biblioteket på HiB.	The American Society of Mechanical Engineers	2009
21.01.13	«Ring Joint Flanges and Gaskets»	ASME	-	Standard Søk	Standard	ASME B16.20 Metallic Gaskets for Pipe Flanges	1/3	Standard som tar for seg dimensjoner for Ring Joint pakning. Bestilt inn ved biblioteket på HiB.	The American Society of Mechanical Engineers	2007

3.1.3 Litteratursøk i kapittel 3 Fremgangsmetode

Tabell 3-3: Litteratursøk på mekaniske egenskaper.

Dato	Søkeord	Database	Søkefelt	Begrensninger	Type	Tittel	Antall	Kriterier	Forfatter	Utgitt
04.03.13	«Tensile Stress-Strain Curve 316L»	Google Scholar	-	År: 2000-2013 Språk: Engelsk	Artikkel	Tensile Stress-Strain Results for 304L and 316L Stainless Steel Plate at Temperature.	-	Gir resultater for strekktesting av pakningsmaterialet.	R.K. Blandford, D.K. Morton, S.D. Snow, T.E. Rahl	07.2007
22.04.13	«Creep Test Results» and «316L»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords	-	-	-	0/7	Ingen resultater tar for seg relevant signing	-	-
30.04.13	«Creep Curve for 316L Stainless Steel»	Engineering Village	Subject/Title/Abstract	År: 2000-2013	Artikkel	Effect of specimen geometries on the C* versus da/dt master curve for type 316L stainless steel	1/22	Artikkel hvor sigingskonstanter for 316L legges frem.	Kabiri, M.R. Reytier, M	2006
30.04.13	«Tensile Test Results of S355»	Google Scholar	-	-	Artikkel	Transient State Tensile Test Results of Structural Steel S355 (RAEX 37-52) at Elevated Temperatures	-	Gir resultater for strekktesting utført på karbon stål	Jyri Outinen Pentti Mäkeläinen	1994

Tabell 3-4: Litteratursøk på integritetstesting.

Dato	Søkeord	Database	Søkefelt	Begrensninger	Type	Tittel	Antall	Kriterier	Forfatter	Utgitt
04.03.13	ISO 10423	Standard.no	-	-	Standard	NS-EN ISO10423 Petroleum and Natural Gas Industries - Drilling and Production Equipment - Wellhead and Christmas Tree Equipment	-	Duplikat av standarden API 6a, gir prosedyre for trykktesting av flensforbindelse	International Organization for Standardization	2009
29.01.13	«Pipe Flange» and «Hydrostatic Testing»	Engineering Village	Subject/Title/Abstract	-	Artikkel	Performance Testing of a Gasketed Bolted Flange Pipe Joint under Combined Pressure and Thermal Loading	1/13		M. Abid, K.A. Khan, J.A. Chattha	10.2010
11.02.13	«Hydrostatic testing» and «flange»	ASME Journal of Pressure Vessel Technology	Abstract, Title, Keywords	-	Artikkel	Accurate Method of Evaluating Relaxation in Bolted Flanged Connections	1	Artikkel tar for seg hydrostatisk trykktesting og justering av elastisitetsmodulen	A. Bouzid A. Chaaban	1997

								i aksesymmetrisk modellering av flensforbindelse.		
11.02.13	«Hydro-Test» and «Flange»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords / All Fields	-	-	-	0/9	Ingen resultater tak for seg hydrostatisk trykktesting	-	-
11.02.13	«Flange Leak Test»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords	-	-	-	0/12	Ingen resultater tak for seg relevante flenser, eller relevant testing	-	-
11.02.13	«Integrity Evaluation» and «Flange»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords	-	-	-	0/3	Ingen resultater tak for seg flensforbindelser	-	-

Tabell 3-5: Litteratursøk for elementmetoden Abaqus.

Dato	Søkeord	Database	Søkefelt	Begrensninger	Type	Tittel	Antall	Kriterier	Forfatter	Utgitt
04.02.13	«Oil Well Temperature»	Google Scholar	-	-	Bok	Extreme Environment Electronics – Down-Hole Instrumentation Package for Energy Well Drilling	-	Bok med kapittel som beskriver vanlige temperaturer i oljebørnner	John D. Cressler H. A. Mantooth Randy Normann	2013
13.02.13	«RTJ» and «Finite Element Analysis»	Science Direct	All Fields / Abstract, Title, Keywords	-	-	-	0/20	Ingen resultater tok for seg Ring Joint flensforbindelse som er relevant for denne oppgaven	-	-

13.02.13	«Ring Joint flange» and «FEM analysis»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords / All Fields	-	-	-	0/3	Ingen resultater tar for seg Ring Joint flensforbindelsen som er relevant for denne oppgaven	-	-
13.02.13	«Ring Joint flange» and «Abaqus»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords / All Fields	-	-	-	0/1	Resultat tar ikke for seg Ring Joint flensforbindelsen som er relevant for denne oppgaven	-	-
13.02.13	«Ring Joint flange» and «Axisymmetric Modeling»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords / All Fields	-	-	-	0/2	Ingen resultater tar for seg Ring Joint flensforbindelsen som er relevant for denne oppgaven	-	-
13.02.13	«RTJ Flange» and «Finite Element Model»	Engineering Village	All Fields		-	-	0	Ingen resultater	-	-
03.06.13	«Creep testing» and «2205»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords / All Fields	-	-	-	0/4	Ingen resultater tar for seg siging av 2205	-	-
03.06.13	«Creep testing» and «Duplex stainless steel»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords / All Fields	-	-	-	0/14	Ingen resultater tar for seg siging av duplex rustfritt stål	-	-
03.06.13	«Creep testing» and «316L»	Science Direct	Abstract, Title, Keywords / All Fields	-	-	-	0/18	Ingen resultater tar for seg siging av 316L rustfritt stål	-	-
10.06.13	«Creep» and «UNS S31803»	Engineering Village	All Fields	-	-	-	0	Ingen resultater	-	-

3.2 Integritetstesting av flensforbindelser

Leddintegritet er viktig i trykksatte systemer. Flensforbindelser eksisterer i et stort antall og er skjøten mellom moduler og rør i undervannsfabriker. Det er derfor blitt foretatt en studie på hvordan integriteten til flensforbindelser blir testet eller evaluert. Flere vitenskapelige artikler nevner at trykksatte systemer, deriblant flensforbindelser, vil kunne bli utsatt for trykktester for å bevise at integriteten til sveis og/eller designet er optimalt. Dette er lagt frem i artikler av Bouzid og Chaaban (1997), Cheta og Brodzinski (2005), og Nechache og Bouzid (2006). Også i standarden ASME B16.5 (2009) blir det lagt frem at flensforbindelser kan bli utsatt for hydrostatisk trykktesting av systemet de er tilkoblet. I standarden ASME B31.3 (2002) legges det frem at rørsystemer skal trykktestes før første idriftsetting, etter ferdigstilling og gjennomføring av undersøkelseskrav.

3.2.1 Metoder for lekkasjetesting

I standarden ASME B31.1 (2002) beskrives flere ulike metoder som kan benyttes for å evaluere eller teste integriteten til trykksatte systemer. Noen av metodene vil videre bli beskrevet.

3.2.1.1 Undersøkelse

Ulike typer undersøkelser blir gjennomført for å evaluere tilstanden til trykksatte systemer. Definerings av de ulike undersøkelsene er gjort på følgende måte:

- En 100 prosentvis undersøkelse. Dette er en komplett undersøkelse, hvor undersøkelser utføres på en bestemt komponenttype ved en del av et rørsystem.
- En tilfeldig undersøkelse. Dette er en komplett undersøkelse, hvor undersøkelser utføres på en prosentandel av en bestemt komponenttype ved en del av et rørsystem.
- Punktundersøkelse. Dette er en spesifisert delvis undersøkelse, hvor undersøkelser utføres på en bestemt komponent ved en del av et rørsystem.
- Tilfeldig punktundersøkelse. Dette er en spesifisert delvis undersøkelse, hvor undersøkelser utføres på en prosentandel av en bestemt komponenttype ved en del av et rørsystem.

Det legges frem at under normale driftsforhold skal gjennomføring av tilfeldig undersøkelse utføres etter sammenstilling av gjenget, boltet og andre typer skjøteforbindelser. Ved utførelse av pneumatisk testing, skal alle gjengede, boltede og andre mekaniske forbindelser undersøkes. Det samme gjelder for alvorlige tilfeller av sykliske forhold.

(ASME, 2002)

3.2.1.2 Hydrostatisk lekkasjetesting

Hydrostatisk trykktesting er satt krav til å utføres på nye rørsystemer for å utføre styrketester under produksjonsfasen, men også under ferdigstilling i feltet før rørsystemet blir satt i drift. Trykktester blir også gjennomført etter at rørsystemer har vært en viss tid under driftsforhold. Dette for å kunne verifisere integriteten til rørsystemet. Hydrostatisk trykktesting er valgt når det er umulig å inspisere røret innvendig, eller hvis det er mistanke om interne skader og/eller defekter som er vanskelig å detektere ved intern inspeksjon. Trykktesten fastsetter trykkbæreevnen til rørsystemet ved at den blir utført med et trykk som er større enn det normale operasjonstrykket. Dette skal i følge Hossam og Hossam (2010) gi en sikkerhetsmargin. (Hossam & Hossam, 2010)

Hydrostatisk trykktesting utføres med vann som testvæske, med mindre dette skaper en fare i henhold til frysing, eller bivirkninger fra vannet på rørsystemet eller prosessen. Det hydrostatiske testtrykket skal, ved hvilket som helst punkt i metallrørsystemet i følge ASME (2002) være følgende:

- ikke mindre enn 1,5 x designtrykket (150 %)
- i henhold til designtemperaturen

Det legges frem at rørsystemet som er tilkoblet et trykksatt system hvor samme eller mindre testtrykk skal benyttes, vil disse kunne trykktestes sammen. Om testtrykket for rørsystemet overgår testtrykket til det tilhørende trykksatte systemet, vil testtrykket for det trykksatte systemet kunne benyttes. Gitt at test-trykket for det trykksatte systemet ikke er mindre enn 77 prosent av testtrykket for rørsystemet. (ASME, 2002)

3.2.2 Prosedyre for lekkasjetesting

Den internasjonale standarden ISO 10423 (2009) spesifiserer krav og gir anbefalinger for blant annet ytelse, materialer og testing av utstyr ved brønnhode og ventiltre til bruk i olje- og gassindustrien. Denne standarden er et duplikat av standarden API (American Petroleum Institute) 6A. Det legges frem at flensforbindelser spesifisert i standarden har blitt designet i henhold til designkrav og metoder utviklet av API. Ring Joint flensforbindelsen i denne oppgaven er designet i henhold til ASME standard, men til tross for dette vil prosedyren for API flensforbindelser legges frem i oppgaven for å fremme muligheten for integritetsevaluering.

ISO 10423 (2009) er gjeldende for flere typer trykksatte systemer. Weld-neck flensforbindelser er en av dem som standarden tar høyde for. I standarden beskrives en prosedyre for trykktesting av trykksatte systemer. Det spesifiseres at den ikke skal benyttes i felt, ved felttesting eller ved feltreparasjoner. Prosedyren er til bruk for trykktesting av flensforbindelser over vann. Dermed er dette en trykktestprosedyre som gjennomføres ved romtemperatur som omgivelsestemperatur. Derimot er den interne temperaturen på testmediet av varierende temperaturer. Det legges frem at trykket under testen skal kontinuerlig overvåkes og kontrolleres under forandringer i temperaturen.

Følgende prosedyre for trykktesting legges frem i standarden ISO 10423 (2009):

- (a): *Start testen ved romtemperatur og atmosfærisk trykk, hev deretter temperaturen til maksimum*
- (b): *Påfør test-trykk, hold i en tidsperiode på minimum én time, utløs deretter trykket*
- (c): *Senk temperatur til minimum*
- (d): *Påfør test-trykk, hold i en tidsperiode minimum én time, utløs deretter trykket*
- (e): *Hev temperaturen til romtemperatur*
- (f): *Påfør test-trykket ved romtemperatur og oppretthold ved 50 % til 100 % av test-trykket, mens temperaturen heves til maksimum*
- (g): *Hold i en tidsperiode på minimum én time ved test-trykk*
- (h): *Reduser temperaturen til minimum og oppretthold ved 50 % til 100 % av test-trykket*
- (i): *Hold i en tidsperiode på minimum én time ved test-trykk*

(j): Hev temperaturen til romtemperatur og oppretthold 50 % til 100 % av test-trykket

(k): Utløs trykket og hev temperaturen til maksimum

(l): Påfør test-trykk, hold i en tidsperiode på minimum én time, utlås deretter trykket

(m): Reduser temperaturen til minimum

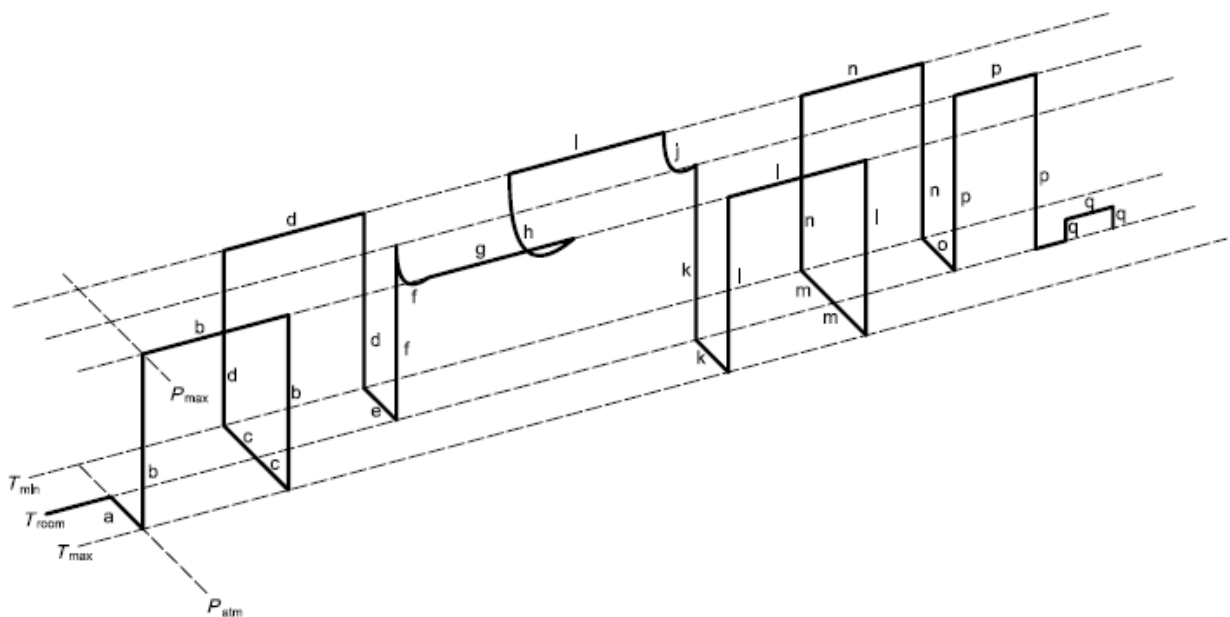
(n): Påfør test-trykk, hold i en tidsperiode på minimum én time, utlås deretter trykket

(o): Hev temperaturen til romtemperatur

(p): Påfør test-trykk, hold i en tidsperiode minimum én time, utlås deretter trykket

(q): Påfør 5 % til 10 % av test-trykket, hold i minimum én time, utlås deretter trykket

Prosedyren kan sees i grafisk form på *Figur 3-1*. Legg merke til at bokstavene som prosedyren er lagt frem med, er de samme som er merket av på grafen.



Figur 3-1: Skjematisk bilde av testprosedyre, bokstavene tilhører stegene i prosedyren (ISO, 2009).

Ved prosedyrestegene b, d, g, i, l, n, p og q skal test-trykket holdes i én time. Det legges frem av standarden at holdeperioden skal begynne etter at trykk og temperatur har stabilisert seg, og det trykksatte systemet har blitt isolert fra trykk-kilden.

Tabell 3-6 lister verdier for den laveste og høyeste temperaturen på testmediet som kan benyttes i trykktesten. For flensforbindelsen er det valgt en minimumstemperatur på $-18\text{ }^{\circ}\text{C}$,

og maksimumstemperatur på 345 °C, etter klassifiseringen Y. (ISO, 2009) Det skal nevnes at slike temperaturer er ekstremtilfeller av operasjonsforhold som kan oppstå i hydrokarbonførende rørsystemer. Ekstremtilfellet skal benyttes for å kunne evaluere toleransen til flensforbindelsen.

Tabell 3-6: Ytterpunkter for test-temperatur (ISO, 2009).

Klassifisering	Operasjonstemperatur [°C]
X	-18 til 180
Y	-18 til 345

3.3 Beregning av mekaniske egenskaper fra strekktester

Strekktester av flens- og pakningsmaterialet vil evalueres for å oppnå verdier for materialenes mekaniske egenskaper. Egenskapene skal videre benyttes i elementmetodemodell av flensforbindelsen.

3.3.1 Beregning av rådata fra strekktestresultater

Fra strekktester oppnås det, som nevnt tidligere, data for forlengelse og kraft som er påført prøvestykket av materialet. Spenning og tøyning beregnes ut i fra plottet data under strekktesten med strekk-kraften, F , og forlengelsen, Δl . Nominell spenning og nominell tøyning er beregnet ut i fra følgende formler:

$$\text{Nominell spenning} \quad S = \frac{F}{A_0}, \quad (\text{Formel 3-1})$$

$$\text{Nominell tøyning} \quad e = \frac{\Delta l}{l_0}, \quad (\text{Formel 3-2})$$

hvor A_0 er det opprinnelige tverrsnittsarealet, og l_0 er den innledende målelengden.

Et flytekriterium forutsetter et matematisk uttrykk for tilstandene av spenninger som vil forårsake flyt. Den generelle formen er gitt ved:

$$f(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{yz}, \tau_{zx}, \tau_{xy}) = C \quad (\text{Formel 3-3})$$

For isotropisk materiale kan dette uttrykkes ved de prinsipielle spenningene:

$$f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = C \quad (\text{Formel 3-4})$$

Von Mises-kriterium forutsetter at flyt vil oppstå når verdien for middelskvadratroten av skjærspenningen når en kritisk verdi. Dette kan bli gitt ved det matematiske uttrykket:

$$\left[\frac{(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 + (\sigma_1 - \sigma_2)^2}{3} \right] = C_1 \quad (\text{Formel 3-5})$$

For pakkings- og flensmaterialet er parametere for Von Mises-materialmodell av betydning, dermed må sann spenning og sann plastisk tøyning benyttes.

- Sann spenning (Von Mises-spenning)
- Sann plastisk tøyning

Sann spenning og sann tøyning kan beregnes ut i fra følgende formler:

$$\text{Sann spenning} \quad \sigma_t = S(1 + e), \quad (\text{Formel 3-6})$$

$$\text{Sann tøyning} \quad \varepsilon_t = \ln(1 + e), \quad (\text{Formel 3-7})$$

hvor S er nominell spenning gitt i (Formel 3-1), og e er nominell tøyning gitt i (Formel 3-2).

Sann plastisk tøyning kan beregnes ut i fra formelen:

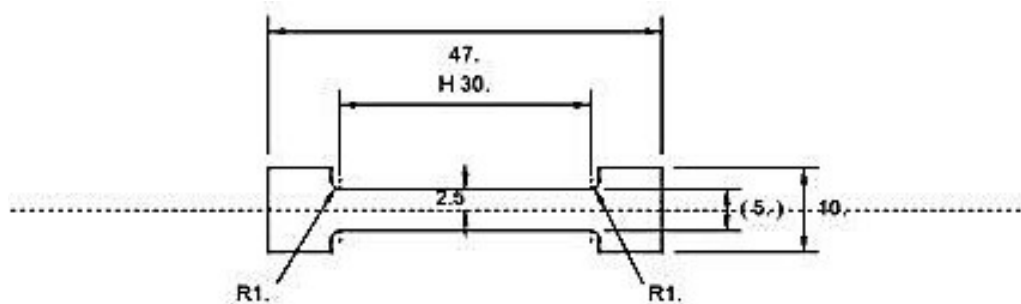
$$\varepsilon_p = \varepsilon_t - \varepsilon_e = \varepsilon_t - \frac{\sigma}{E}, \quad (\text{Formel 3-8})$$

hvor ε_t er sann tøyning og ε_e er den elastiske tøyningen i materialet.

(Hosford & Caddell, 2007)

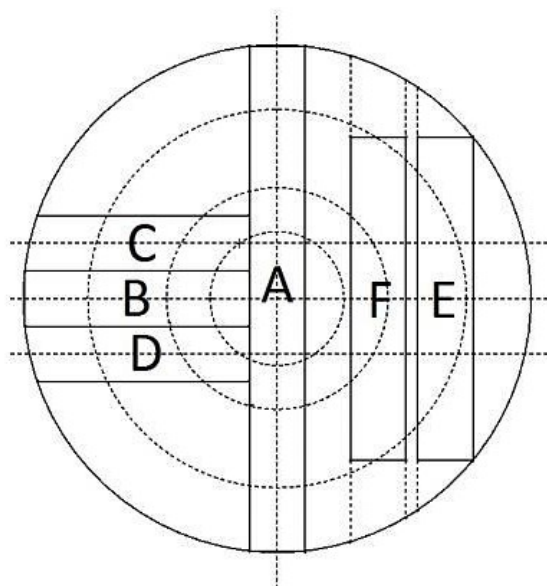
3.3.2 Strekktester av flenshalvdelmaterialet UNS S31803

Strekktester ble utført på flenshalvdelmaterialet UNS S31803 ved Høgskolen i Bergen våren 2012. Testene ble gjennomført i maskinen Hounsfield H20K-W. Under strekktestingen logget maskinen data for kraften som ble påført prøvestykket, og forskyvningen som oppstod i maskinen. Maskinen har en gripefunksjon som holder prøvestykket fast og overfører en aksial last på prøvestykket. Se *Figur 3-2* for dimensjoner til prøvestykkene av UNS S31803.



Figur 3-2: Dimensjoner av prøvestykket til UNS S31803 (Sture, 2012).

Prøvestykkene ble kuttet ut fra et smidd barmateriale med diameter på 220 millimeter. På *Figur 3-3* kan de ulike utformingene av de maskinerte prøvestykkene sees. Prøvestykkene fra del A er betraktet å ha radial orientering. Prøvestykkene fra del B ble maskinert i større prøvestykker med aksial retning, det samme gjelder for del C og D. Prøvestykkene fra del E og F har tangentiell orientering. (Sture, 2012)



Figur 3-3: Utforming på kutting av prøvestykker fra smidd bar (Sture, 2012).

Testparametere som ble brukt i strekktesting av flenshalvdeldmaterialet er listet i *Tabell 3-7*. Tøyningssatsen var konstant gjennom hele strekktesten og skulle ikke avvike mer enn en prosent. Temperaturen skulle ikke avvike mer enn 0,5 °C. (Sture, 2012)

Tabell 3-7: Parametere brukt i strekktester av flensmateriale (Sture, 2012).

	Verdi	Enhet
Tøyningssats	1.54	mm/min
Temperatur	22-24	°C

3.3.2.1 Mikrostruktur

Det er av betydning å kunne fastslå om flenshalvdeldmaterialet er isotropisk eller anisotropisk. Isotropisk vil si at flytespenningen er lik i alle retninger i materialet, mens anisotropisk er tilfellet av ulikheter i retningene. Evaluering av dette har blitt gjort ved å se på den gjennomsnittlige flytespenningen og variansen i retningene for alle prøvestykkene av UNS S31803. En tabell med oversikt over alle de ulike retningene av prøvestykket kan sees i Vedlegg B.

Tabell 3-8 viser den gjennomsnittlige flytespenningen for prøvestykkene av UNS S31803. Det eksisterer små forskjeller i den gjennomsnittlige flytespenningen ved de ulike retningene av prøvematerialet, dermed kan det antas at flenshalvdeldmaterialet er tilnærmet isotropisk.

Tabell 3-8: Gjennomsnittlig verdi av flytegrenser for prøvestykker av UNS S31803.

Retning / Type	Flytespenning [MPa]	
	Gjennomsnitt	Variasjonsbredde
Lang / Liten	544	564 – 519
Tangentiell / Liten	537	517 – 566
Radiell / Liten	541	521– 563

3.3.2.2 Temperaturavhengighet

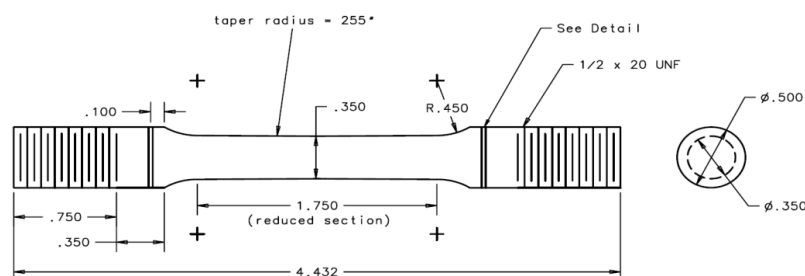
Strekktestene av UNS S31803 ble ikke utført med varierende temperaturer. Det er av interesse å ha temperaturavhengige materialeegenskaper for flenshalvdelmaterialet i elementmetodemodelleringen i Abaqus på grunn av trykktestprosedyren. Dette vil gi mer nøyaktige resultater.

Flenshalvdel materialet har en omtrentlig lik fordeling av ferrittisk og austenittisk mikrostruktur. Tatt dette i betraktning vil det være mulig å finne en tilnærming til temperaturavhengighet for UNS S31803. Dette kan gjøres ved å sammenligne et austenittisk rustfritt stål (BCC-struktur) med et ferrittisk rustfritt stål (FCC-struktur). Om det er liten forskjell er det valgt at det kan antas at materialene er like.

Karbonstål S355 og pakningsmaterialet 316L kan bli brukt til referanse for temperaturavhengighet for dupleks stålet. En forskning utført av Outinen og Mäkeläinen (1994) ble utført på karbonstålet for å eksaminere de mekaniske egenskapene ved temperaturer fra 20 °C til 700 °C under strekktesting. Det ble benyttet en oppvarmingsovn under strekktestingen, som ble oppvarmet ved bruk av tre motstandselementer. (Outinen & Mäkeläinen, 1994)

3.3.3 Strekktester av pakningsmaterialet UNS S31603

Ettersom produksjon av Ring Joint pakninger er kostbart, og tar tid å innhente, vil strekktestresultater fra litteraturen bli benyttet for å kunne evaluere pakningsmaterialet 316L rustfritt stål. ASME Pressure Vessel and Piping Division Conference og Blandford, Morton og Snow (2007) har utført strekktester av runde prøvestykker i samsvar med ASTM prosedyre 370 på 316L rustfritt stål. Instron Model 4505 testmaskin ble brukt til utføringen av strekktestene. Prøvestykkene ble festet i koblingsplugger, innrettet og lastet ved en crosshead forskyvning på 1.0 mm/minutt. Et skjematisk bilde av prøvestykket med dimensjoner er gitt på *Figur 3-4*. Legg merke til at dimensjonene er gitt i tommer.



Figur 3-4: Tegnforklaring, dimensjoner for prøvestykket av 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).

Tabell 3-9: Dimensjoner for prøvestykket (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).

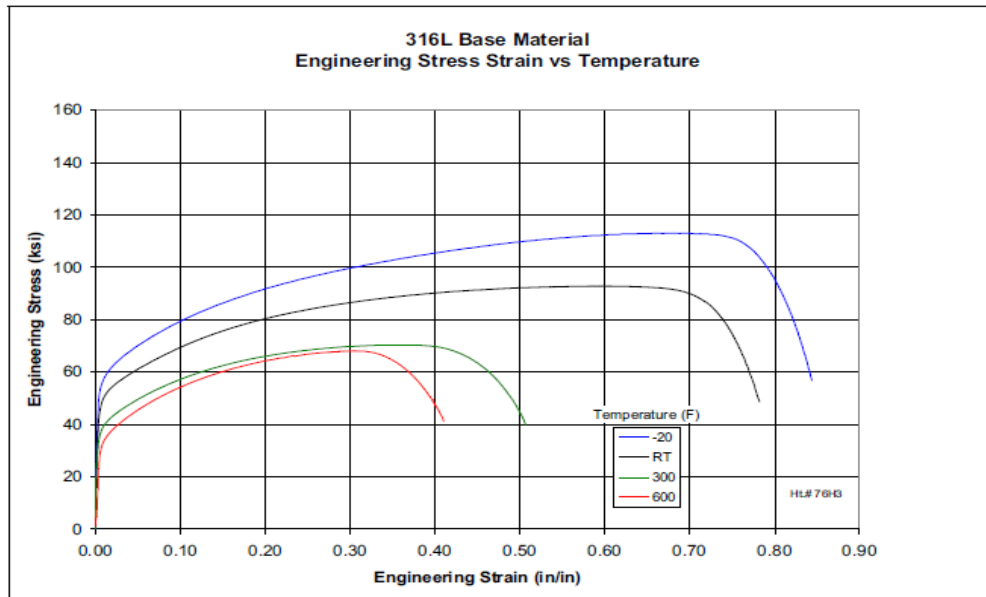
Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Total lengde	L_T	112.57	mm
Redusert lengde	L_R	44.45	mm
Total tykkelse	t_T	12.7	mm
Redusert tykkelse	t_R	8.89	mm

Prøvestykkene av 316L ble varmet i en elektrisk varmeovn, se *Figur 3-5*. Deretter ble de nedkjølt i et nitrogenavkjølede kar. Termoelementer ble festet på toppen, ved senter og på bunnen av prøvestykket for å måle temperaturen før og under strekktestene. Ovn- og kartemperaturene ble kontrollert slik at temperaturvariasjoner ikke overgikk ± 12 °C. Følgende testtemperaturer ble benyttet: -28.89 °C, 21.11 °C, 148.89 °C og 315.56 °C. (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007)

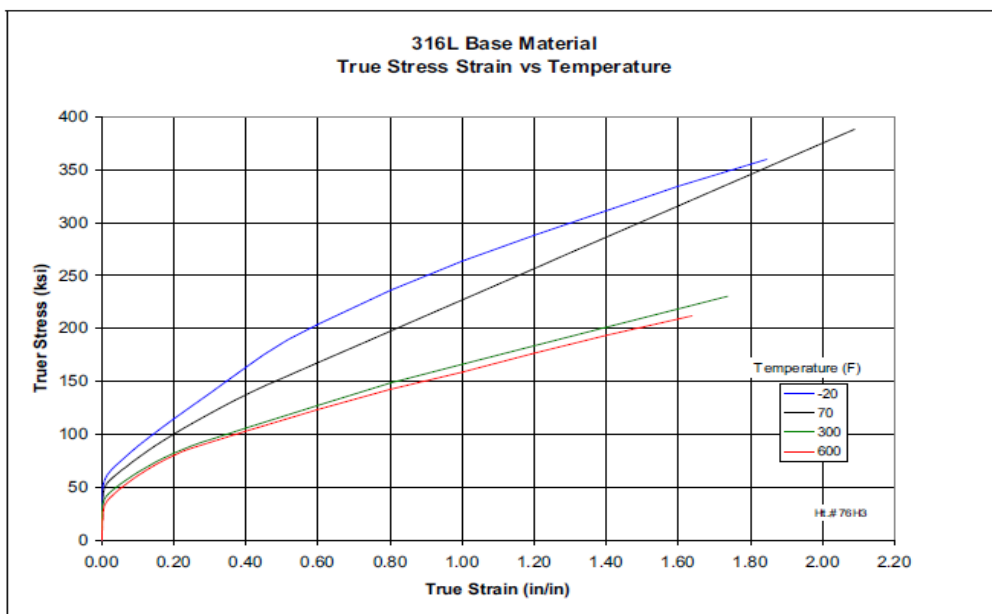


Figur 3-5: Strekktestmaskin med elektrisk varmeovn (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).

Basert på resultatene av strekktesten kan strekkfastheten, flytespenning og maksimum uniform plastisk tøyning bestemmes. Utførelsen av strekktestene med elektrisk varmeovn vil også resultere i mekaniske egenskaper med tilhørende temperaturavhengighet. Graf for nominell spenning og tøyning er gitt på *Figur 3-6*, mens *Figur 3-7* viser grafen for sann spenning og tøyning. Den sistnevnte vil benyttes til beregning av de mekaniske egenskapene for pakningsmaterialet. Legg merke til at enheten for spenning er på grafene i kilopond per kvadrattomme (ksi), og tøyning i tommer. Dette har blitt omregnet til megapascal (MPa) og millimeter (mm). Da temperaturene i artikkel var oppgitt i fahrenheit ble det utført omregning til grader celsius. En oversikt over omberegningsformler kan sees i Vedlegg C.



Figur 3-6: Nominell spenning – nominell tøyning 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).



Figur 3-7: Sann spenning – sann tøyning 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).

3.4 Elementmetodemodell i Abaqus

Følgende kapittel beskriver fremgangsmetoden som har blitt brukt for gjennomføringen av analyse av Ring Joint flensforbindelsen i Abaqus. Abaqus Standard versjon 6.12-3 er brukt for modellering og analyse. En innføring av Abaqus vil først bli lagt frem. Deretter vil modelleringen av flensforbindelsen bli beskrevet, og diverse egenskaper som vil bli benyttet i materialdefineringsen. Det vil til slutt bli lagt frem en detaljert beskrivelse av oppsettet på analysen som skal gjennomføres.

Litteratur i kapitlet er hentet fra dokumentasjon for Abaqus 6.12 programvare. Dette er Abaqus Analysis User's Manual, Abaqus/CAE User's Manual, Abaqus Theory Manual, og Abaqus Keywords Reference Manual.

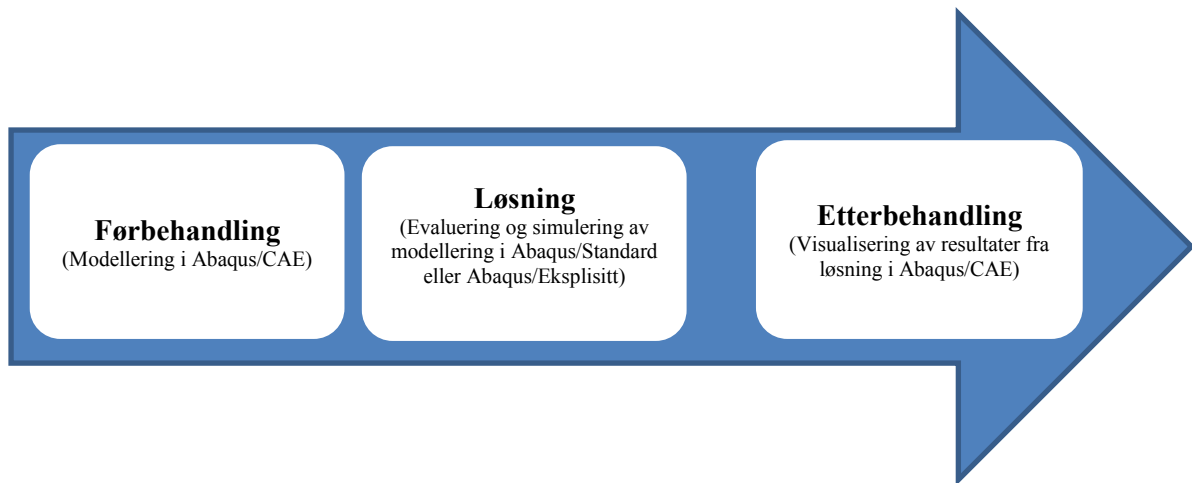
3.4.1 Introduksjon av Abaqus programvare

Abaqus Standard/Eksplisitt er en elementmetodeprogramvare som tilbyr analysering av problemer ved strukturelle eller ikke-strukturelle systemer og/eller komponenter. Produktet gir kraftige og komplette løsninger for både rutiner og sofistikerte tekniske problemer som dekker et stort spekter av industrielle problemer. En fordel med en elementmetodeprogramvare er at det ikke er behov for prototyper, som det er ved fysiske tester. Ved fysiske tester vil det være nødvendig og produsere en prototype, i tillegg til dette er testene tidkrevende og kostbart. Ved simulering av tekniske problemer i Abaqus kan variabler justeres, parameterstudium gjennomføres, og dermed er det mulig å evaluere og teste ulike forhold som kan gi gode løsninger på problemer. Gjennomføring av en analyse på flensforbindelsen i Abaqus er en tilnærming til virkelighetsbildet. Programvaren vil ikke kunne simulere de eksakte forholdene som eksisterer. Derimot er det et godt verktøy til å forutsi hvordan flensforbindelsens integritet vil påvirkes.

Elementmetoden i Abaqus programvare kan deles inn i tre prosessdeler:

- Førbehandlingsprosessen
- Løsningsprosess
- Etterbehandlingsprosessen

Figur 3-8 gir en oversikt over disse tre prosessene, med tilhørende informasjon om hva som blir gjennomført, og hvor i programmet dette gjennomføres.



Figur 3-8: Prosessene i Abaqus.

Førbehandlingsprosessen går ut på å velge hvilken modell som skal gjennomføres og deretter definere modellen. Defineringsen gjøres ved å dele strukturen inn i elementer og igjen inn i elementnett. Et elementnett deler strukturen inn i mindre elementer, dette utføres av den grunn at mindre elementer gjør resultatene mer nøyaktig.

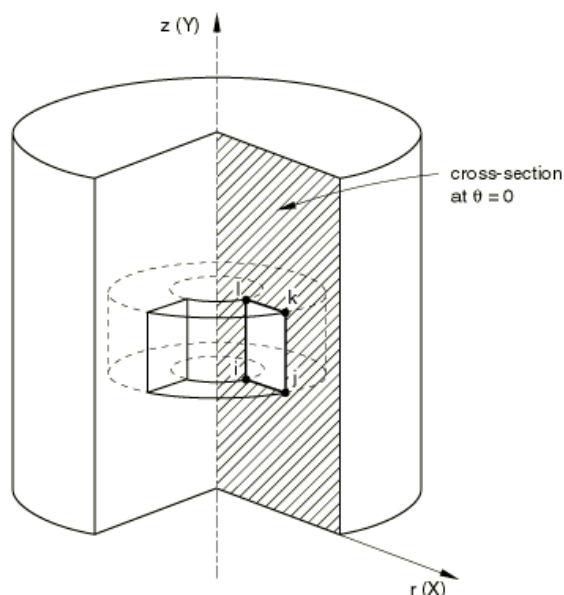
Etter definering av geometri og elementnett kan materialegenskaper og grensebetingelser for strukturen bli tildelt elementnettet. Strukturen må også bli påført ulike belastninger og grensebetingelser som er tilsvarende de som oppstår ved strukturen i dens virkelige omgivelser. Nøyaktighet ved defineringen av materialegenskaper og grensebetingelser er viktig for å kunne oppnå realistiske resultater fra analysen.

I løsningsprosessen vil elementmetoden gjennomføre en simulering av det som har blitt implementert i førbehandlingsprosessen. Påførte laster vil skape spenninger og tøyninger innad i strukturmaterialene. Tilstanden hvor den påførte lasten ikke lengre forårsaker en forandring i spenningstilstanden, er kjent som likevektstilstanden. Løsningsprosessen oppnår likevektstilstanden for ikke-lineære analyser gjennom flere matematiske iterasjoner. Etterbehandlingsprosessen innebærer visualisering av resultatene fra løsningsprosessen. Dette vil blant annet kunne være resultater som Von Mises-spenninger og ekvivalent plastisk tøyning. Resultatene kan presenteres i konturbilder, deformasjonsbilder, eller linjegrafer (xy-grafer). Dermed kan det utføres evaluering av resultatene, og det kan da etter evaluering justeres på ønskelige parametere for å forbedre det ønskelige resultatet.

(Pernegger & Noble, 1998)

3.4.1.1 Modell og løsningsmetode

Modelleringen av flensforbindelsen er gjort ved rotasjon av strukturen (SOR), også kalt en aksesymmetrisk struktur. Dette er en planfigur dreiet om en akse i planet. Analyseproblemet er matematisk todimensjonalt. Aksesymmetriske elementmetodemodeller er ofte avbildet som plane trekanter eller firkanter, men de plane figurene er faktisk tverrsnittet av elementene. (Cook, 1995) En aksesymmetrisk modell av flensforbindelsen er generert ved rotering av dens plantverrsnitt om en akse (symmetriaksen). Denne aksen er beskrevet i sylindriske polarkoordinater, r , z og θ . r er radial koordinaten, som er avstanden til symmetriaksen, og er alltid større enn, eller lik 0. z er aksial koordinaten, som er rettet langs aksen til symmetriaksen, mens θ er omkrets koordinaten. (Dassault Systèmes, b, 2012) Symmetri om en akse medfører en forenkling av modellen, det vil si at kun et tverrsnitt av den virkelige strukturen modelleres. Til forskjell fra en tre-dimensjonal modell som er krevende i bruk av dataressurser, gir en aksesymmetrisk modell mindre tidsforbruk. Dermed er en aksesymmetrisk modell et godt alternativ. *Figur 3-9* viser et skjematisk bilde av modellering med aksesymmetrisk modell. En ulempe med aksesymmetrisk modellering av flensforbindelsen, er at de perforerte bolthullene fører til usymmetri i modellen. Dette vil bli forklart nærmere i senere kapitler.



Figur 3-9: Tverrsnittsreferanse og element i en aksesymmetrisk struktur (Dassault Systèmes, b, 2012).

Elementmetodemodeller implementert i Abaqus er vanligvis ikke-lineær med flere variabler. I forhold til disse variablene er likevektsligningen oppnådd ved diskretisering av den virtuelle arbeidsligningen og gitt ved:

$$F^N(u^M) = 0, \quad (\text{Formel 3-9})$$

hvor F^N er kraftkomponenten forbundet med N-variabelen i problemet, og u^M er verdien av M-variabelen. Problemer som gjennomføres i Abaqus er historieavhengig, dette vil si at en løsning for et problem må utvikles ved en serie av inkremitter. Det generelle problemet er å løse (Formel 3-9) gjennom hele problemhistorien. Dermed må det velges hvordan likevektsligningen skal løses ved hvert inkrement og inkrementstørrelsen. Ved ikke-lineære problemer står valget mellom to integrasjonsregler i Abaqus; implisitt og eksplisitt tidsintegrasjon. Implisitt løsningsmetode krever svært mye datakapasitet og er tidskrevende. Den egner seg ikke til store ikke-lineære problemer. Eksplisitt løsningsmetode bruker mindre tid på beregning av inkremitter, og egner seg bedre til store ikke-lineære problemer. Ved bruk av implisitt integrasjon blir Abaqus Standard benyttet. Abaqus Eksplisitt er ment for dynamiske problemer, men kan også håndtere statiske problemer. Dynamiske problemer har behov for tilnærmelser for å oppnå en tidsuavhengig løsning. Slike tilnærmelser kan føre til unøyaktighet i resultatene. Grunnet dette vil den implisitte integrasjon i Abaqus standard bli benyttet videre i oppgaven.

3.4.2 Modellering av flensforbindelsen

Det vil i følgende kapittel gis en innføring i flensforbindelsens dimensjoner, og hvilke materialer som er tildelt de tre komponentene. Det vil også legges frem ulike trykk, kontaktoverflater, grensebetingelser og begrensninger som eksisterer ved flensforbindelsen, og hvilken elementtype som er benyttet i modelleringen.

Flere antagelser er blitt tatt under modellering av flensforbindelsen. Den eksterne totale aksialkraften og bøyemomenter er antatt å være lik null. Boltmaterialet er antatt å være lineært-elastisk og ikke-temperaturavhengig.

3.4.2.1 Dimensjoner og materialer i Ring Joint flensforbindelse

En gjennomføring av elementmetodemodell av Ring Joint flensforbindelsen i Abaqus har blitt tidligere gjennomført av Sture (2012). For videreføring er samme materialer og dimensjoner tatt i bruk i denne oppgaven. Det vil her bli gitt en oversikt over materialer med tilhørende dimensjoner til de tre komponentdelene av flensforbindelsen. Legg merke til at de dimensjoner som legges frem er de samme som er brukt i senere analysegjennomføring i Abaqus.

Flensforbindelsen som har blitt modellert er en 1500 trykkklasse, med en nominell rørstørrelse (NPS) på 2 tommer (50,8 millimeter). Og skal være i kontakt med hydrokarbonproduksjon på subsea nivå. For modellering og implementering av egenskaper i Abaqus må det fra starten av velges et enhetssystem for hele modellen. *Tabell 3-10* viser det valgte enhetssystemet i Abaqus. Dette er et SI (International System of Units) metrisk enhetssystem.

Tabell 3-10: SI(mm) enheter i Abaqus (Dassault Systèmes, b, 2012).

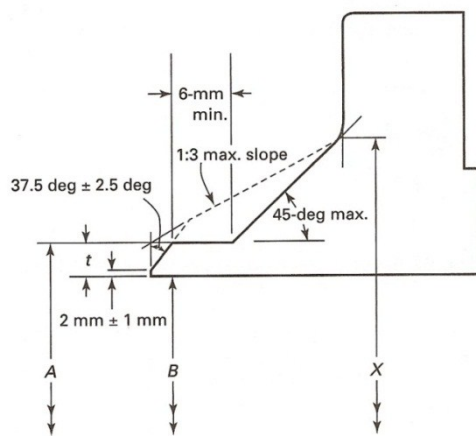
Dimensjon	Symbol	SI (mm)
Lengde	L	mm
Masse	M	tonn (10^3 kg)
Tid	T	sekunder
Temperatur	θ	grader celsius
Kraft	F	Newton
Energi	mJ	Millijoule (10^{-3} J)
Spenning	σ	MPa (N/mm^2)
Trykk	p	MPa (N/mm^2)
Tetthet	ρ	tonn/ mm^3

Flenshalvdeler

En Ring Joint flensforbindelse, som beskrevet i tidligere kapittel, skal det utføres modellering og analyser av. En flensforbindelse kan deles inn i de to hoved-designene:

- løs flensforbindelse, eller
- integrert flensforbindelse

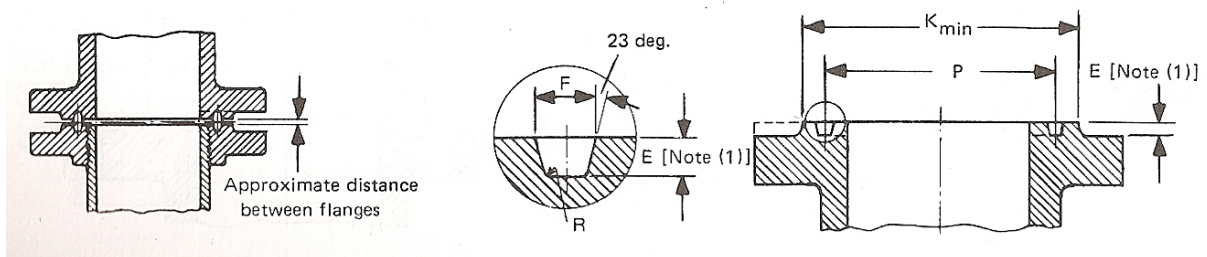
Ring Joint flensforbindelsen er en integrert *weld-neck* type som vist på *Figur 3-10*. Denne har flenshalvdeler som er sveist sammen med tilhørende rør-ender med en hub. Til forskjell fra en løs flensforbindelse som kan være skrudd med gjenger. (ASME, 2010)



Figur 3-10: Tegnforklaring, dimensjoner for weld-neck hub (ASME, 2009).

På *Figur 3-11* er overflaten til flenshalvdelene skjematisk vist. Legg merke til ringsporet i overflaten som har en tilpasset vinkel for den tilhørende Ring Joint pakningen. Dimensjoner for beskrivelser av symboler på figuren er listet i

Tabell 3-11.



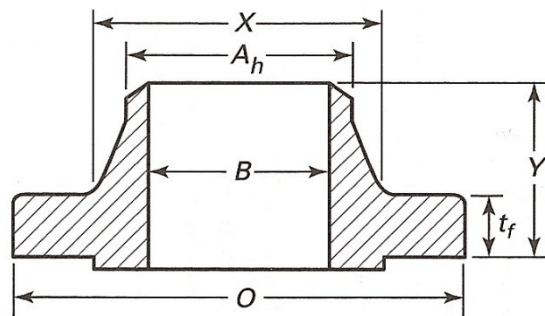
Figur 3-11: Tegnforklaring, dimensjoner Ring Joint flensoverflate (ASME, 2009).

Tabell 3-11: Dimensjoner Ring Joint flensoverflate (ASME, 2009).

Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Nominell rørdimensjon	NPS	50.8	mm
Trykkklasse	-	1500	psi
Ringspor-nummer	-	R-24	-
Bredde ringspor	F	11.91	mm
Dybde ringspor	E	7.92	mm
Pitch diameter	P	92.25	mm
Radius av ringspor (bunn)	R	0.80	mm
Diameter av hevet flensdel	K	124	mm
Omtrentlig avstand mellom flenshalvdeler	-	3	mm

Figur 3-5 illustrerer flensutformingsdimensjoner, se

Tabell 3-12 for tilhørende verdier på dimensjonene.



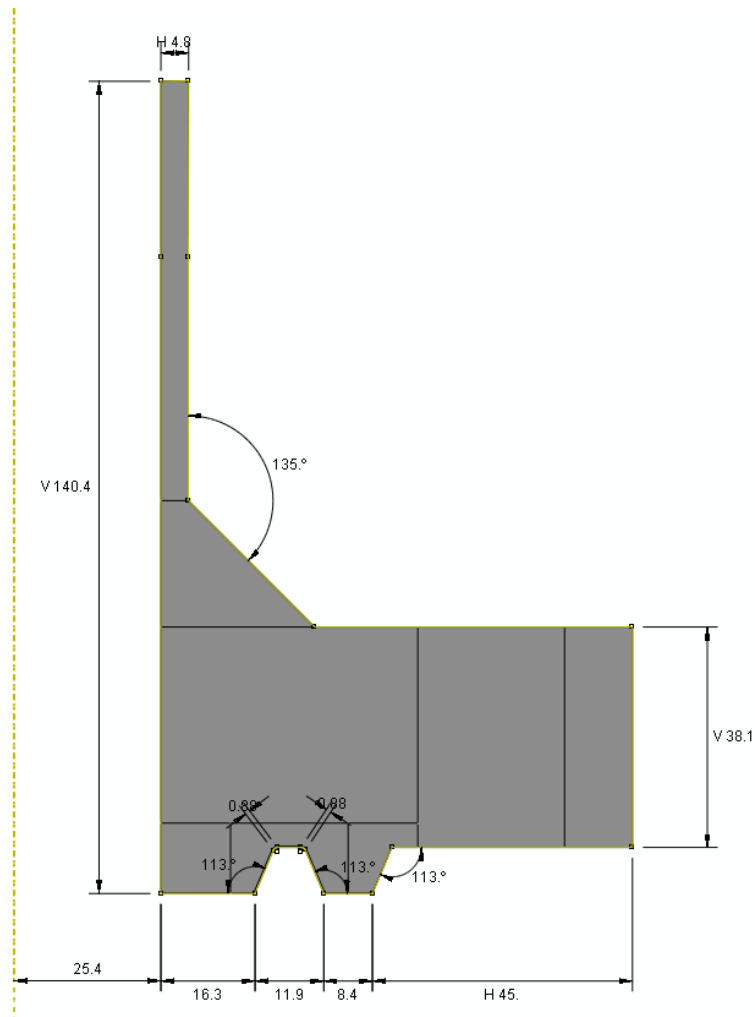
Figur 3-12: Tegnforklaring, flensutformingsdimensjoner (ASME, 2009).

Tabell 3-12: Flensutformingsdimensjoner (ASME, 2009).

Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Utvendig diameter av flens	O	215	mm
Minimum tykkelse av flens	t_f	38.1	mm
Diameter til hub	X	105	mm
Diameter til hub ved begynnelse av avfasing	A_h	60.3	mm
Lengde gjennom hub	Y	102	mm
Innvendig rørgangsdiameter	B	Se notat*	mm
Veggtykkelse	t	4.75	mm

*Den innvendige diameteren av rørgangen i flensen er ikke spesifisert i standarden, det legges frem at dimensjonen skal bestemmes av innkjøper.

På Figur 3-13 vises den aksesymmetriske elementmetodemodelleringen av flenshalvdel, hub og rør-ende i forbindelsen, med tilhørende dimensjoner. Det kan her sees at grunnet modellen er aksesymmetrisk, er det kun nødvendig å modellere en del av flensforbindelsen. I dette tilfellet har den ene flenshalvdelen med tilhørende hub og rør-ende blitt delt i to, og deretter har høyre del blitt modellert.



Figur 3-13: Flenshalvdeldimensjoner modellert i Abaqus.

Ifølge Engineering Equipment and Materials Users Association (EEMUA) (2004) er det foretrukne materiale for flensforbindelser smidd korrosjonsbestandig legering med sveis av mangan eller lavlegert stål. Dette korrosjonsbestandige materialet er som oftest dupleks eller super-dupleks rustfritt stål. (EEMUA, 2004)

Som det ble nevnt i kapittel 0 er det valgte materialet for flenshalvdelenes UNS S31803, også kjent som 2205 dupleks (austenittisk-ferrittisk) rustfritt stål. I Tabell 3-13 kan sammensetningen av UNS S31803 i smidd stang og smidd bar produktform sees. Spesifikasjonsnummeret til høyre av tabellen er referanse til ASTM standarden for flensmaterialet. Smidd bar er produktformen av UNS S31803 som er valg. Mens støpt stang er den krevde produktformen av standarden ASTM A182/A182M.

Tabell 3-13: Sammensetning flensmaterialet UNS S31803 (ASTM, 2012a).

Produkt form	UNS. nr.	Sammensetning	Spesifikasjons nr.
Støpt stang	S31803	22Cr-5Ni-3Mo-N	SA-182
Smidd bar	S31803	22Cr-5Ni-3Mo-N	SA-479

Dupleks rustfritt stål karakteriseres ved en to-fasestruktur som er basert på jern-krom-nikkel systemet. Materialet er bestående av omtrent 40-50 % FCC (Face-Centered Cubic) «øyer» i BCC (Body-Centered Cubic) ferrittiske korn. Sammensetningen gjør dupleks rustfritt stål omtrent dobbelt så strekt som vanlig austenittisk rustfritt stål og gir forbedret elastisitet og duktilitet sammenlignet med vanlig ferrittisk rustfritt stål. I tillegg tilbyr legeringen overlegen motstandsdyktighet mot klorid SCC (Stress Corrosion Cracking) og gropkorrosjon. (Davis, 1998)

Som nevnt innledningsvis i oppgaven er det påsatt krav av standarden ASTM A182/A182M til at alle typer flenser av stålmateriale skal være smidd nærmest mulig til form. (ASTM, 2012a) Dette innebærer bruken av støpt stang som produktmateriale. Støpt stang er for videre tilvirkning ved smiprosesser, mens smidd bar er for viderebehandling ved maskineringsprosesser. Tilvirkningsmetoden smiing fører med seg bearbeidelse av materialet ved høye temperaturer og krefter. Høye temperaturer skaper faren for dannelsen av uønskede intermetalliske faser. Såkalte sigma- og chi-faser. Sigma er en hard, sprø, intermetallisk fase som inneholder jern, krom og molybden i de fleste dupleks rustfrie stål. Sigma-faser kan i disse legeringene utvikles mellom 600 og 950 °C. Faren for sprøhet er størst når legeringen

kjøles ned etter bearbeidelse til under 260 °C. (ASM International Handbook Committee, 1998)

I *Tabell 3-14* er minimumskrav til mekaniske egenskaper for UNS S31803 i støpt stang og smidd bar listet. Kravene for støpt stang er satt av standarden ASTM A182/A182M (2012a). Krav til mekaniske egenskaper for UNS S31803 i bar produktform er etter standarden ASTM A479/A479M (2012). Legg merke til at dette er minimumskrav til mekaniske egenskaper ved romtemperatur.

Tabell 3-14: Krav til mekaniske egenskaper ved flensmaterialet ved romtemperatur (ASTM, 2012a), (ASTM, 2012).

Produktform	Strekfasthet, min [MPa]	Flytegrense, min [MPa]	Temperatur [°C]
Støpt stang	620	450	20
Smidd bar	620	450	20

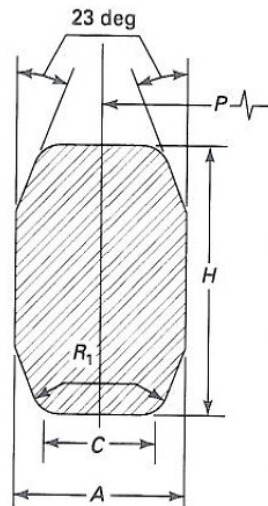
Det er av relevans for oppgaven å ha krav til mekaniske egenskaper ved andre temperaturer enn romtemperatur. Dermed er det i *Tabell 3-15* oppført mekaniske egenskaper ved flere temperaturer. I følge Sture (2012) er verdiene fra ASME BPVC (2010) verken minimums eller gjennomsnittlige krav slik som det vanligvis oppgis i standarder.

Tabell 3-15: Flytegrense for UNS S31803 ved temperaturer (Sture, 2012), (ASME, 2010).

Produktform	Flytegrense for temperaturer									Enhet
	-30 til 40	65	100	125	150	200	250	300	325	
-										°C
Støpt stang	448	418	395	381	370	354	344	334	328	MPa
Smidd bar	448	418	395	381	370	354	344	334	328	MPa

Metall pakning

Den tilhørende pakningen til Ring Joint flensforbindelsen er som nevnt tidligere en R-oktagonal Ring Joint pakning. Dimensjoner for pakningen er innhentet fra standarden ASME B16.20. En skjematisk figur av den R-oktagonale Ring Joint pakning er vist på Figur 3-14.



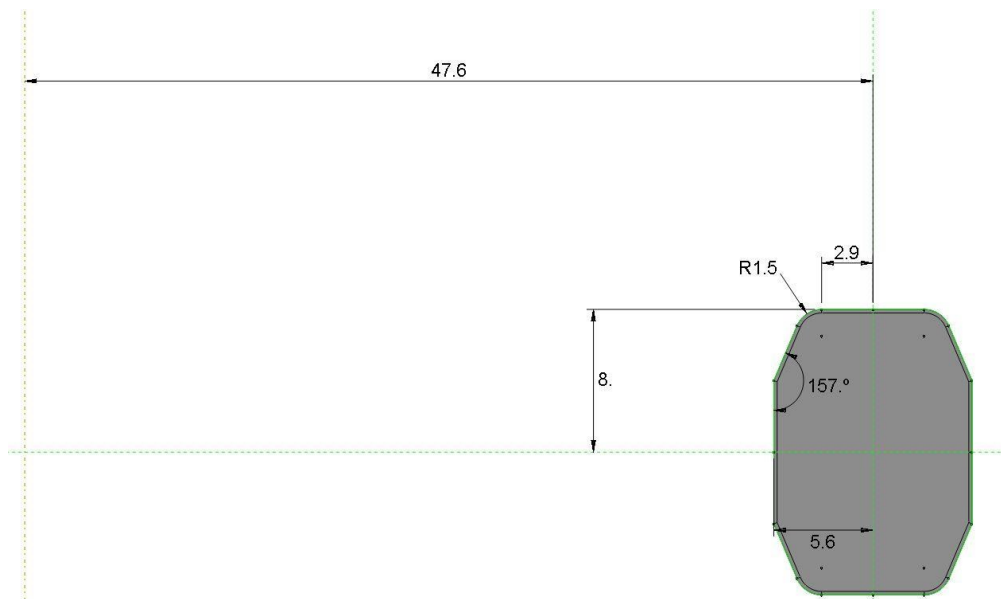
Figur 3-14: Tegnforklaring, dimensjoner R oktagonal Ring Joint pakning (ASME, 2007).

Tabell 3-16 lister verdier for dimensjoner av Ring Joint R-oktagonal pakningen. Pakningen har identifiseringsnummeret R-24, som er ringnummeret og er i samsvar med ringsporet i flenshalvdelen.

Tabell 3-16: Dimensjoner R-oktagonal Ring Joint pakning (ASME, 2007).

Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Paknings-nummer	-	R-24	-
Gjennomsnittlig stigningsdiameter	P	95.25	mm
Bredde på pakning	A	11.13	mm
Høyde på pakning	H	16.00	mm
Bredde på flaten	C	7.75	mm
Radius på hjørne	R ₁	1.5	mm

Figur 3-15 viser den aksesymmetriske modelleringen av metallpakningen med dimensjoner i Abaqus. På figuren vises innsiden av pakningen slik den blir modellert. Den vertikale stiplede linjen til venstre er symmetriaksen i modellen.



Figur 3-15: Pakningsdimensjoner modellert i Abaqus.

Det valgte materialet for Ring Joint pakningen er UNS S31603, også kjent som 316L rustfritt stål. Dette er av typen austenittisk rustfritt stål. Sammensetningen for materialet kan sees i Tabell 3-17.

Tabell 3-17: Sammensetning pakningsmateriale UNS S31603 (Sture, 2012).

Klasse	UNS. nr.	Sammensetning	Spesifikasjons-nr.
316L	S31603	16Cr – 12Ni – 2Mo	SA - 240

Legeringen 316L rustfritt stål er en lavkarbonversjon av standardmaterialet 316 rustfritt stål. Lavkarbonversjonen skal gi bedre motstandsdyktighet mot siging, spenning-til-brudd styrke, og bruddfasthet. (Davis, 1998) I Tabell 3-18 er krav til mekaniske egenskaper for pakningsmaterialet listet. Minimumskrav for strekkfasthet, flytegrense er estimert av standarden BPVC (2010).

Tabell 3-18: Krav til mekaniske egenskaper for UNS S31603 (Sture, 2012), (ASME, 2010).

Klasse	Flytegrense for temperaturer									Enhet
	-30 til 40	65	100	125	150	200	250	300	325	
F 316L	172	-	145	137	131	121	114	109	107	MPa

316L rustfritt stål er i hovedsak umagnetisk i glødet versjon, og legeringen kan ikke bli herdet ved varmebehandling, men ved kaldbearbeiding. Materialet har som oftest utmerkete kryogeniske egenskaper, god styrke ved høye temperaturer og god oksidasjonsmotstand.

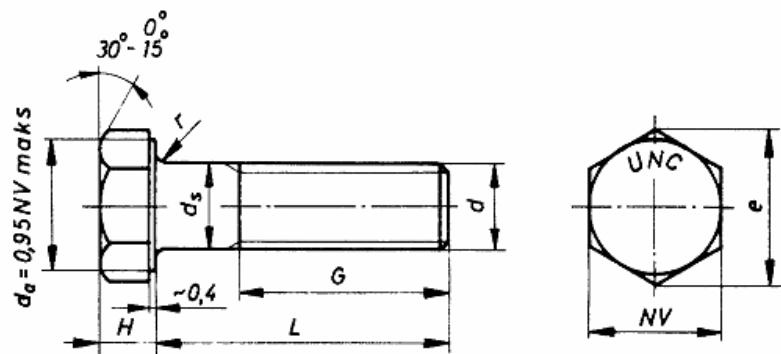
Krominnholdet varierer fra 16 til 26 %, mens nikkelinholdet er mindre, eller tilnærmet lik 26 %, og manganinnholdet er mindre eller lik 15 %. Innhold av molybden, silikon, kobber, aluminium, niob og titan kan tilsettes materialet for å tilby ønskede egenskaper. Legeringen 316 rustfritt stål har en utmerket korrosjonsmotstandsdyktighet, men er utsatt for spenningskorrosjon og i visse miljøer interkrystallinsk korrosjon. Et tilsatt innhold av molybden, tilbyr bedre motstand mot gropkorrosjon. I 316L er det tilsatt et høyere innhold av molybden og fyldigere legering enn i vanlig 316, dermed oppnås det høyere motstand mot gropkorrosjon. (Davis, 1998) Korrosjonsbestandige materialer er ofte krevd for Ring Joint pakninger, og 316L rustfritt stål er et forslag til dette, med et korrosjonsbestandig materiale i ringsporet av flensen. (EEMUA, 2004)

Bolter

For en Ring Joint flensforbindelse med 1500 trykklassse og nominell rørstørrelse på 50,8 millimeter, legger standarden ASME B16.5 (2009) frem at et antall på åtte bolter skal benyttes. Boltene skal være pineskruer med muttere som vist på Figur 3-16. Boltdimensjoner fra standarden ASME B16.5 (2009) er listet i Tabell 3-19.

Tabell 3-19: Boltdimensjoner (ASME, 2009).

Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Antall Bolter	-	8	Stk.
Boltdiameter	D	22.23	mm
Boltlengde	L	145	mm



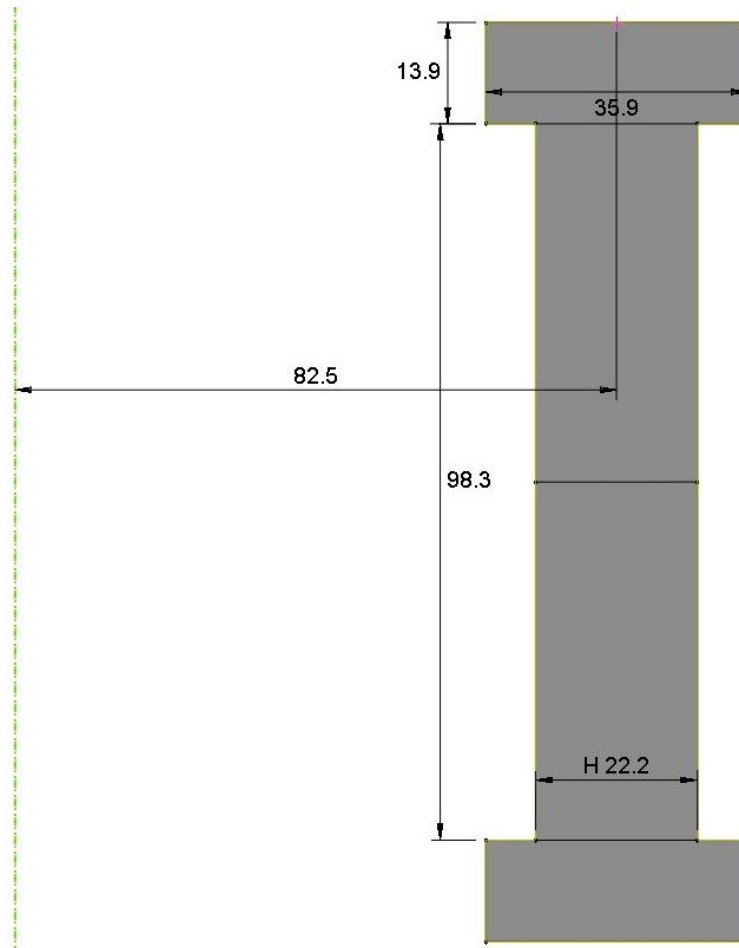
Figur 3-16: Tegnforklaring, boltdimensjoner (Norsk Standard, 1972)

Standarden ASME B16.5 (2009) legger kun frem dimensjonen for boltdiameteren og boltlengden. Resterende boltdimensjoner ble dermed hentet fra Norsk Standard 963 (1973) (Sture, 2012), og er listet i Tabell 3-20.

Tabell 3-20: Boltdimensjoner (Norsk Standard, 1972), (Sture, 2012).

Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Tykkelse bolthode	H	13.9	mm
Minimums tykkelse bolthode	NV	33.3	mm
Maksimum tykkelse bolthode	E	38.5	mm
Gjennomsnittlig tykkelse bolthode	NV/e	35.9	mm

Figur 3-17 viser den aksesymmetriske modelleringen av bolten av flensforbindelsen med dimensjoner i Abaqus.



Figur 3-17: Boltdimensjoner modellert i Abaqus.

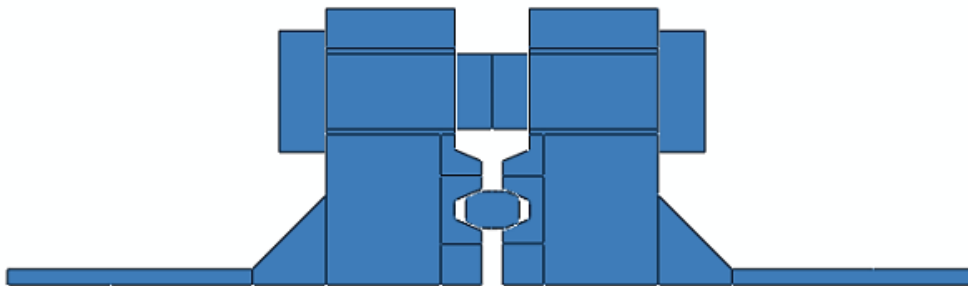
NORSOK legger fram at bolter med diameter større enn 10 mm, skal for subsea rørsystemer være i karbon- eller lavlegert stål. (NORSOK, 2004) Det valgte boltmaterialet for modellering i Abaqus er det lavlegerte stålet av klasse L7. Sammensetningen av boltmaterialet er listet i Tabell 3-21.

Tabell 3-21: Sammensetning boltmaterialet (Sture, 2012).

Klasse	UNS nr.	Sammensetning	Spesifikasjons nr.	Temperaturområde
L7	G41400	1 Cr – $\frac{1}{5}$ Mo	SA – 320	-100 til +400 °C

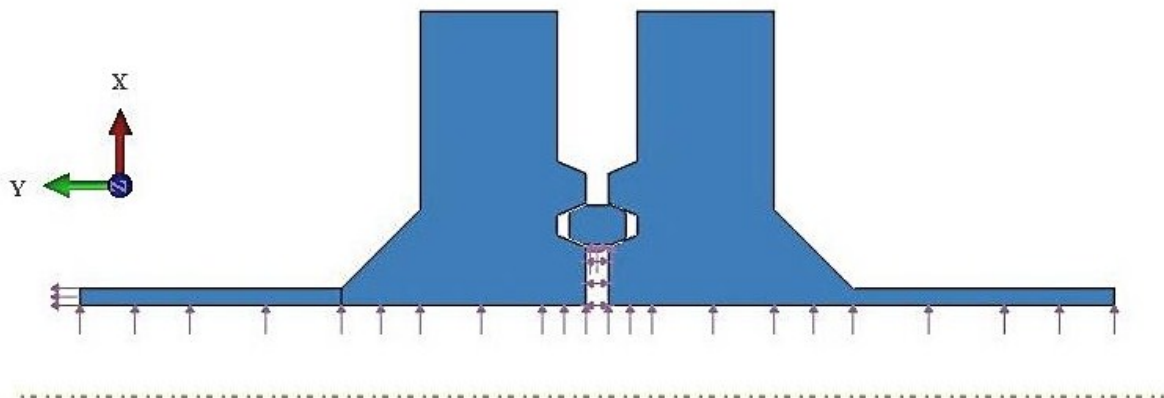
3.4.2.2 Trykk påført flensforbindelsen

Figur 3-18 viser oppsettet for sammenstilling av Ring Joint flensforbindelsen. Legg merke til den stiplede linjen som er symmetrilinjen til modellen.



Figur 3-18: Sammenstilling av komponentene i flensforbindelsen.

Flensforbindelsen blir påført interne trykk fra hydrokarbonproduksjonen som transporteres gjennom rørsystemet. Dette trykket resulterer i endespenninger. Spenningene fungerer som en skyvende kraft og prøver å skyve flenshalvdelene fra hverandre. Endespenningene er modellert til å oppstå på venstre ende av produksjonsrøret. Det interne trykket og endespenninger er vist på Figur 3-19.



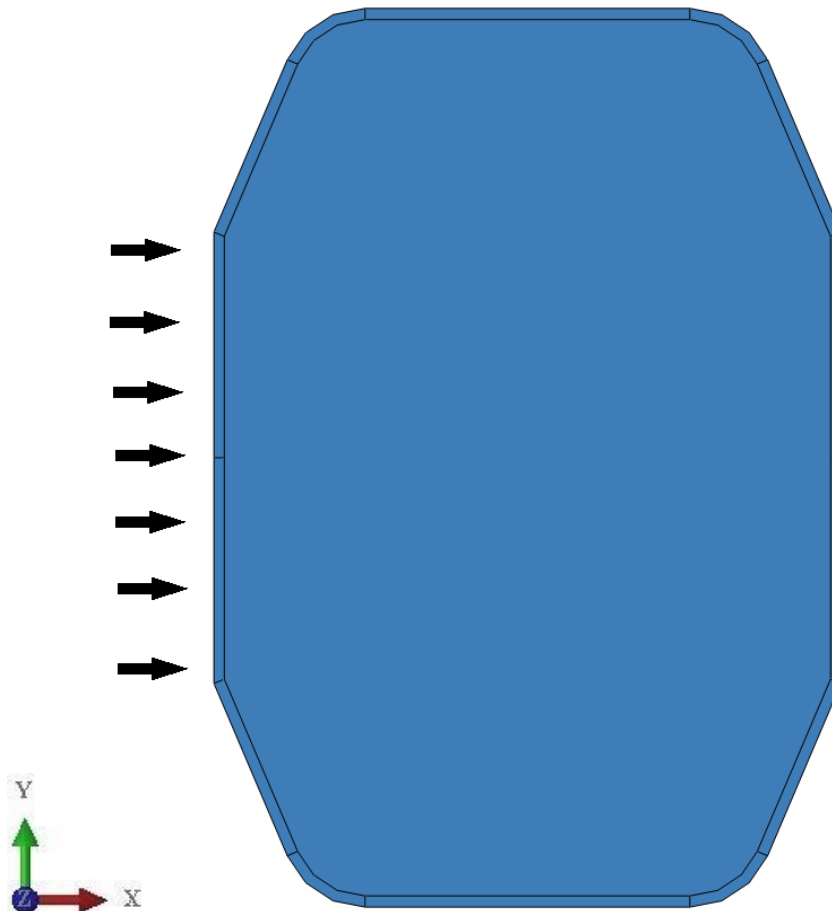
Figur 3-19: Internt trykk påført flensforbindelsen, og endespenninger på venstre rør-ende.

Endespenninger er blitt beregnet ved følgende formel:

$$\sigma_y = \frac{p_{\text{internt trykk}} \cdot A_{\text{internt}}}{A_{\text{rør-ende}}}, \quad (\text{Formel 3-10})$$

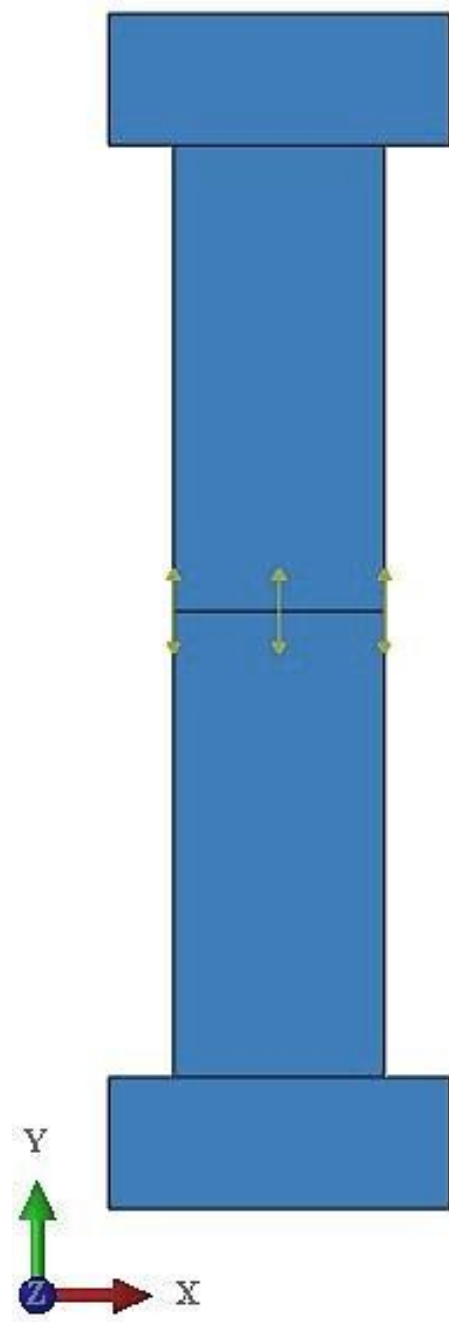
hvor $p_{\text{internt trykk}}$ er intern trykket i flensforbindelsen, A_{internt} er arealet til borehullet av røret, og $A_{\text{rør-ende}}$ er arealet av rørveggen. (Sture, 2012)

Et nærmere bilde av pakningen er vist i Figur 3-20. Det interne trykket er påført i pilenes retning, og presser på pakningen fra innsiden av flensforbindelsen. Dette trykket er det tidligere nevnte sidetrykket.



Figur 3-20: Sidetrykket påført pakningen.

Figur 3-21 viser bolten i forbindelsen med en påført boltlast. Denne belastningen er påført ved å bruke en belastningsfunksjon i Abaqus kjent som «Bolt Load». (Sture, 2012) Den valgte funksjonen modellerer en lengdejustering i bolten. Denne lengdejusteringen defineres med en fastsatt lengdeendring, og lasten påføres over en spesifisert tverrsnittsoverflate av bolten. (Dassault Systèmes, b, 2012) Dette området kan sees på *Figur 3-21*. «Bolt Load» funksjonen er satt til hold gjennom analysen, som betyr at verken videre belastning, eller avlastning vil være mulig.

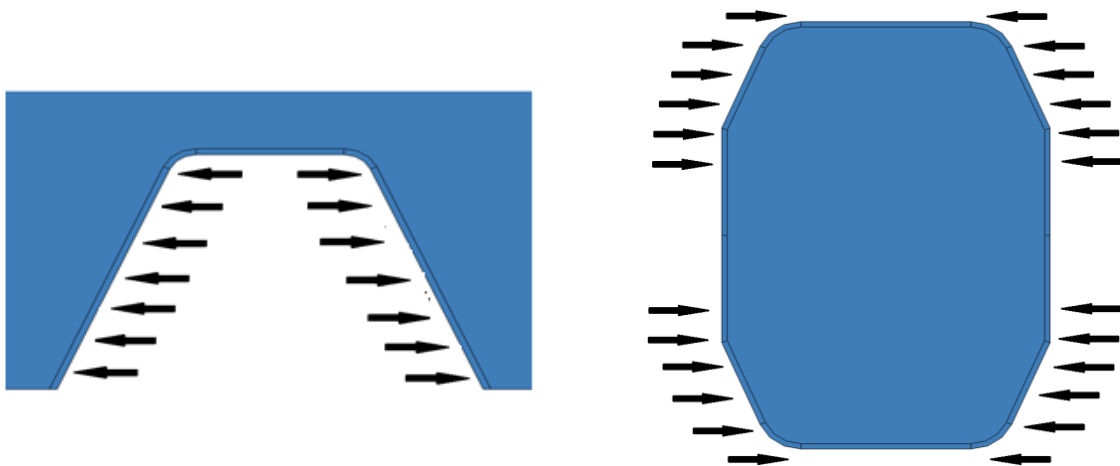


Figur 3-21: Området hvor bolten er påført boltlast ved funksjonen «Bolt Load».

3.4.2.3 Kontakteoverflater i flensforbindelsen

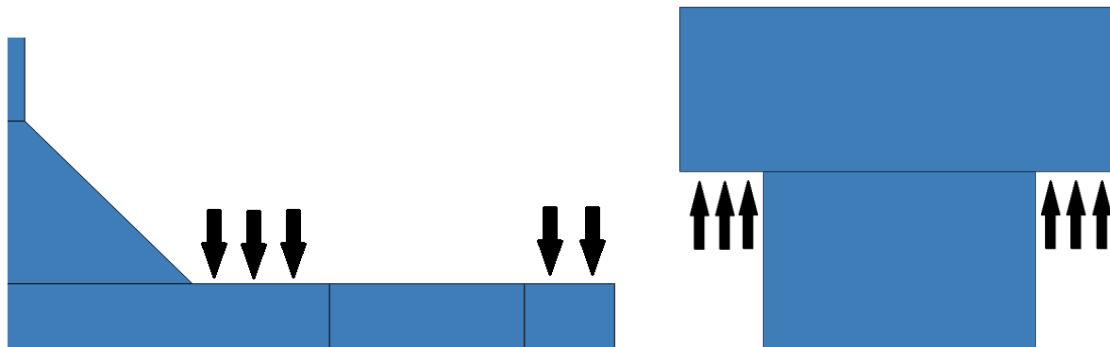
Ring Joint flensforbindelse har flere kontakteoverflater. Kontakteoverflater vil si området hvor to overflater av flensforbindelsen kommer i kontakt med hverandre. Ring Joint flensforbindelsen har totalt seks kontakteoverflater. Fire av dem befinner seg i kontakten ved pakning mot ringspor i flenshalvdelene, mens de to siste i kontakten mellom bolthodet og overflaten til flenshalvdelene. Det er to diskretiseringsmetoder som kan benyttes i Abaqus: *Node-til-overflate* og *overflate-til-overflate*. Begge metodene innebærer å tildele master- og slaveoverflate til de to gjeldende kontakteoverflatene. Metoden *node-til-overflate* er ikke foretrukket ettersom den kan tillate at masteroverflaten penetrerer inn i slaveoverflaten innimellom slavenodene. Og dette kan resultere i unøyaktige kontaktrykk. *Overflate-til-overflate* metoden har dermed blitt benyttet. Denne metoden vil betrakte både slavenodene og slaveoverflatene, slik at den uønskede penetreringen unngås.

På *Figur 3-22* er en illustrering av kontakteoverflatene i ringsporet mot pakning. Masteroverflaten er flenshalvdelen ringspor, og pakningen er slaveoverflaten. Kontakteoverflaten strekker seg fra begynnelsen av ringsporet til begynnelsen av vinkelhjørnet i ringsporet. Pakningens kontakteoverflate strekker seg fra en fjerdedel ned på siden av pakningen og opp til enden av hjørnet av pakningen. Ifølge Sture (2012) vil defineringen av kontakteoverflatene tillate ekspansjon av pakningen når den deformeres, og forhindre at hjørnene i kontaktområdet trer inn i hverandre. (Sture, 2012)



Figur 3-22: Kontakteoverflate ringspor (til venstre) og kontakteoverflater tilhørende pakning (til høyre).

Kontaktoverflaten mellom flenshalvdel og bolthode er illustrert på Figur 3-23. Her er flenshalvdelen masteroverflaten, og bolthodet er slaveoverflaten.

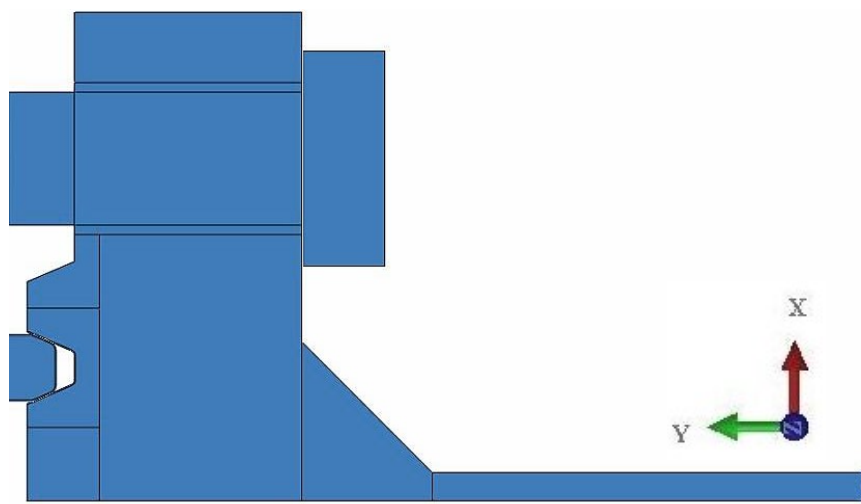


Figur 3-23: Kontaktoverflater flenshalvdel (til venstre) og kontaktoverflater bolthode (til høyre).

3.4.2.4 Grensebetingelser og restriksjoner

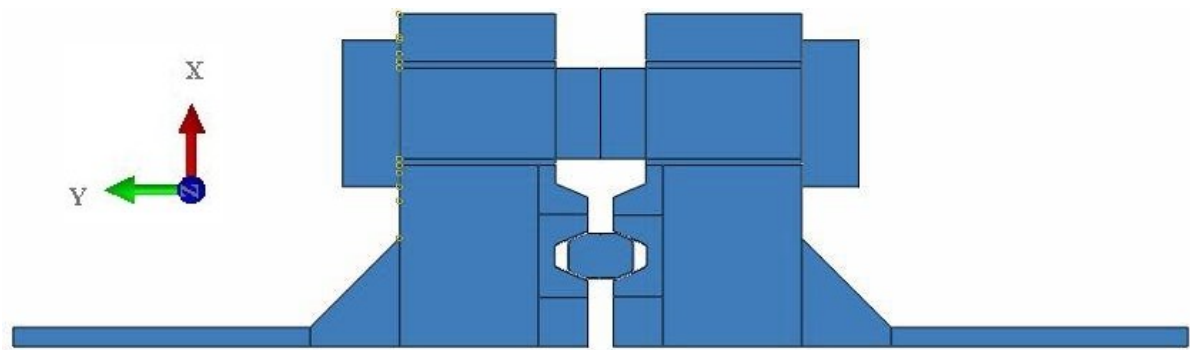
En grensebetingelse brukes til å definere verdier for alle grunnleggende løsningsvariabler, slik som forskyvninger, rotasjoner og temperaturer ved noder. (Dassault Systèmes, 2012)

I modellen er det definert en grensebetingelse på rør-enden til den nedre flenshalvdelen, dette kan sees på *Figur 3-24*. Her er det plassert en fastholdning mot all forskyvning og rotasjon. Dette medfører at flenshalvdelen ikke kan bevege seg stivt langs y-aksen, og heller ikke rotere seg rundt hverken x- eller z-aksen. Grensebetingelsen skal forhindre at flensforbindelsen beveger seg stivt når trykk og laster påføres under analyser. (Sture, 2012)



Figur 3-24: Grensebetingelse påført nedre rør-ende.

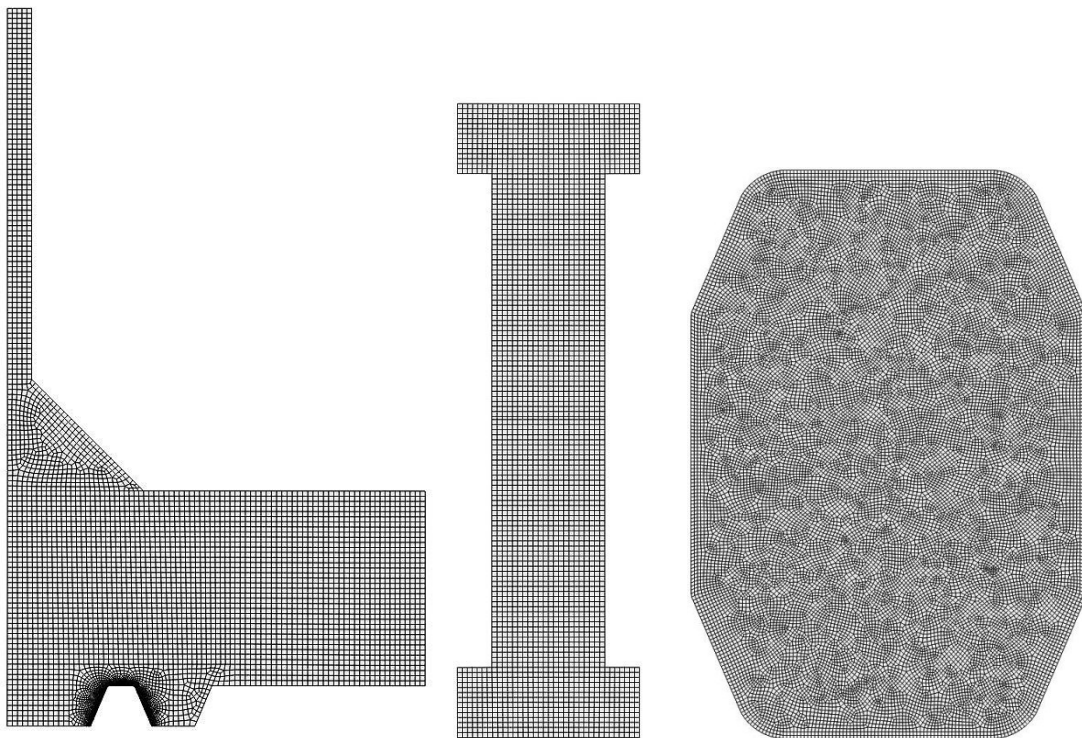
En fastbundet restriksjon på den ene bolten i flensforbindelsen kan sees på Figur 3-25. Restriksjonen innebærer å binde fast flensoverflaten til bolthodet slik at det ikke kan oppstå noen relativ bevegelse mellom dem (Dassault Systèmes, a, 2012). Det har også her blitt tildelt henholdsvis master- og slaveoverflate til bolt og flenshalvdel. En bundet restriksjon som dette medfører at kontakten både overfører strekkspenninger, friksjonsspenninger og trykkspenninger. Dette vil ifølge Sture (2012) redusere antall kontaktkalkulasjoner og forenkle den aksesymmetriske modellen.



Figur 3-25: Fastbundet restriksjon på øvre bolt (til venstre).

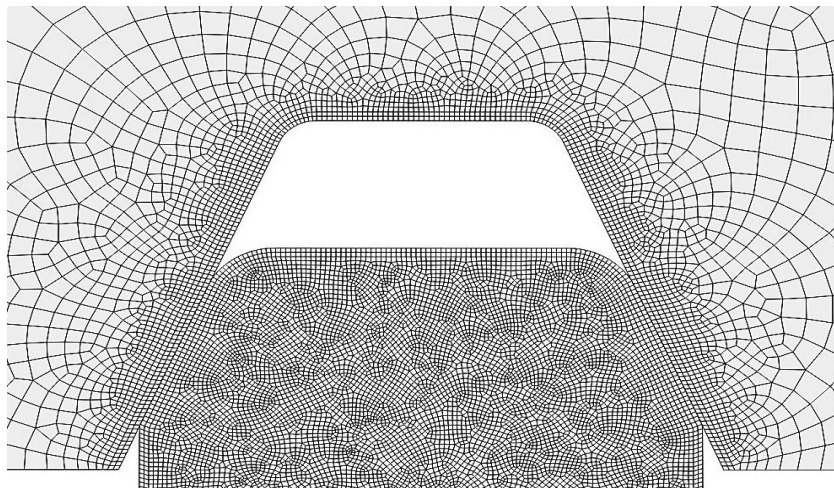
3.4.2.5 Mesh av flensforbindelsen

Et elementnett av typen CAX4R ble valgt av Sture (2012) og er videre blitt valgt for analyser. Dette er et 4-noders bilineært element med redusert integrasjon. Elementet har timeglasskontroll, som bidrar til reduksjon av vregning som kan oppstå ved bruk av førsteordens elementer. (Dassault Systèmes, b, 2012) På *Figur 3-26* er henholdsvis flenshalvdel, bolt og pakning delt inn i elementnett.



Figur 3-26: Elementnett av flenshalvdel, bolt og pakning (fra venstre).

På *Figur 3-27* er et forstørret bilde av elementnett i ringsporet av flenshalvdelen. Legg merke til at det er benyttet et finere elementnett i området av ringsporet og i pakningen. Dette er benyttet fordi det er forventet at det vil forekomme store spenninger, tøyninger og kontakttrykk i dette området. Dermed vil det fine elementnettet kunne gi mer nøyaktige resultater.



Figur 3-27: Forstørret bilde av elementnett i ringspor og pakning.

3.4.3 Materialelegenskaper

Integriteten til flensforbindelsen påvirkes av hvilke materialer som er valgt til de tre komponentene. Det vil i følgende delkapittel legges frem de ulike materialeegenskapene som er relevant for modellen, med en beskrivelse av hvordan egenskapene blir modellert i Abaqus. Definerings av materialer i Abaqus programvare innebærer implementering av materialelegenskaper. Det vil bli definert plastisk-elastiske materialelegenskaper for flenshalvdeler og pakning ut i fra strekktester som er blitt beskrevet i kapittel 3.3.2.

3.4.3.1 Mekaniske egenskaper

Lineær elastisitet er valgt til å definere de elastiske egenskapene ved flens-, bolt- og pakningsmaterialet. Den lineære elastisitetsmodellen har blitt definert med isotropisk materialoppførsel ettersom prøvestykkene fra flensmaterialet er antatt tilnærmet isotropisk. Det antas også at pakningsmaterialet er isotropisk. Elastiske materialelegenskaper for pakningen ved forskjellige temperaturer er listet i *Tabell 3-22*, og er hentet fra leverandøren Sandvik sitt materialdatablad for 316L rustfritt stål i bar produktform.

Tabell 3-22: Elastisitetsmodul pakningsmateriale (Sandvik, 2012).

Elastisitetsmodul [N/mm ²]	Poisson-tall [-]	Temperatur [°C]
200 000	0.3	20
194 000	0.3	100
186 000	0.3	200
179 000	0.3	300
172 000	0.3	400

Den aksesymmetriske modellen av flensforbindelsen er ikke fullstendig aksesymmetrisk grunnet perforeringene av bolthullene. En tilnærming er derfor blitt utført i modelleringen. Tilnærmingen går ut på å endre elastisitetsmodulen av seksjonen hvor bolthullene befinner seg, kalt bolthullringen. Denne tilnærmelsen har blitt utført i tidligere modelleringer av flensforbindelser av Sato og Kado (2005), og Sture (2012). Seksjonen av overflaten i bolthullringen som ikke er perforert av bolthull er gitt ved formelen:

$$f_{bolthullring} = \frac{A_{bolthullring} - A_{bolthull}}{A_{bolthullring}}, \quad (\text{Formel 3-11})$$

hvor $A_{bolthullring}$ er seksjonen av ringsirkelen, og $A_{bolthull}$ er det totale arealet bestående av bolthull.

Kapittel 3 Fremgangsmetode

Den oppgitte formelen gir tall for hvor mye materiale som befinner seg i ringsirkelen. Resultatet fra denne multipliseres med den originale elastisitetsmodulen for flenshalvdeler materialet. Dermed oppnås det en redusert elastisitetsmodul for ringsirkelen av flenshalvdelerne. Denne tilnærmelsen fører til at ringsirkelen vil oppføre seg mindre stivt.

Materialeegenskapene for boltene er kalkulert ved samme metode som $f_{bolt-hullring}$. Bare at ringen ble da dekket av bolt diameteren. Andelen av boltsirkelen er beregnet ved følgende formel:

$$f_{bolt-ring} = \frac{A_{bolter}}{A_{bolt-ring}}, \quad (Formel 3-12)$$

hvor A_{bolter} er det totale arealet av boltene, $A_{bolt-ring}$ er området av ringen dekket av bolt diameteren.

Det skal nevnes at teknikken fører med seg en ulempe. Spenningsverdier for ringsirkelen vil i Abaqus bli mye mindre enn det de egentlig er. Korreksjoner på denne spenningsverdien vil dermed være nødvendig å utføre om det skulle forekomme resultater med høye spenningsverdier ved seksjonen i en 3D-modellering av flensforbindelsen. Korreksjonen kan da utføres ved formelen:

$$\sigma = \frac{\sigma_{redusert\ seksjon}}{f_{reduksjonsfaktor}} \quad (Formel 3-13)$$

Det kan sees av Tabell 3-23 at boltene har en opprinnelig elastisitetsmodul på 204 GPa. Etter gjennomføring av tilnærmelsen vil Tabell 3-24 være justerte elastisitetsmoduler for den aksesymmetriske modellen i Abaqus. Her vises justerte verdier for boltene, og ringsirkelen av flenshalvdelerne.

Tabell 3-23: Opprinnelig elastisitetsmodul og Poissons ratio for flensforbindelse (Sture, 2012).

Beskrivelse	Flenshalvdeler	Bolter
Elastisitetsmodul [GPa]	200	204
Poisson-tall [-]	0.3	0.3

Tabell 3-24: Justert elastisitetsmodul for aksesymmetrisk modell av flensforbindelse (Sture, 2012).

Beskrivelse	Flenshalvdeler	Ringsirkel	Bolter
Elastisitetsmodul [GPa]	200	138.5	54.9
Poisson-tall [-]	0.3	0.3	0.3

Det er antatt at området ved boltene vil ha liten temperaturforandring. De åtte boltene i flensforbindelsen antas derfor videre å være lineær-elastiske og ikke-temperaturavhengige.

Egenskaper for flytespenning og plastisk tøyning representerer atferden til materialherding, og er nødvendig for å kunne definere de plastiske materialegenskapene for pakning- og flensmaterialet. Materialeegenskaper fra strekktestene nevnt i kapittel 0 vil bli implementert i materialdefinisjonene, som vil beskrive plastisiteten i materialene.

Det legges frem av Dassault Systèmes (2012,b) at formen sann spenning og sann logaritmisk tøyning skal benyttes, og ikke nominell. De første verdiene for flytespenning og plastisk tøyning må være i samsvar med oppstandelsen av plastisiteten i materialet. Plastisk tøyning må ha null som første verdi, hvor dette er overgangen fra elastisk til plastisk materialoppførsel.

Von Mises-flyteflate er brukt til og definerer isotrop flyt i materialene. Flyt i metaller defineres ved å sette verdi på enakset flytespenning, som funksjon av tilsvarende enakset plastisk logaritmisk tøyning. Avhengighet til temperatur kan også benyttes i Abaqus. (Dassault Systèmes, b, 2012) Valget av Von Mises-plastisitet faller på metaller som har isotrop flyt, dette ble dokumentert at flenshalvdelmaterialet og pakningsmaterialet har.

3.4.3.2 Termiske egenskaper

Termiske forhold påvirker flensforbindelsens integritet, ettersom materialene kan svekkes ved spesifikke temperaturforhold. I subsea omgivelser er de termiske forholdene bestående av høye og lave temperaturer. Følgende kapittel har referanse fra standarden ASME B16.5 (2009), leverandøren Sandvik (2012) og dokumentasjon fra Dassault Systèmes (a, b, c, 2012).

Flensforbindelsen er utsatt for to temperaturforhold; sjøtemperatur som omringer flensforbindelsen og temperaturpåkjenninger fra hydrokarbonproduksjonen. Ettersom trykktesten fra ISO 10423 utføres ved romtemperatur, vil sjøvannstemperaturen ikke betraktes i denne oppgaven. Hydrokarboner har normalt høy temperatur, og dette gir en temperatureffekten på flens- og pakningsmaterialet. Brønntemperaturer er mangfoldige og varierer fra felt til felt i olje- og gassindustrien. Temperaturen i brønner kan i følge Normann (2013) variere fra 30 °C til 350 °C. Ved temperaturer over 200 °C blir oljen omvendt til naturgass. (Cressler & Mantooth, 2013)

Tabell 3-25 lister maksimale trykk som er tillatt for flensforbindelsen ved ulike temperaturforhold. Det skal nevnes at UNS S31803 kan bli sprøtt etter operasjon ved moderat stigende temperaturer, og skal ikke brukes over lengre tid ved temperaturer på over 315 °C i følge ASME (2009).

Tabell 3-25: Trykk-temperatur rangering for flensforbindelse i trykkklasse 1500 (ASME, 2009).

Maksimalt internt trykk for trykkklasse 1500 Ring Joint flensforbindelse											
Temperatur [C°]	-29 til 38	50	100	150	200	250	300	325	350	375	400
Internt trykk [MPa]	25.86	25.86	25.33	22.96	21.33	20.23	19.43	19.08	18.82	18.68	18.31

3.4.4 Analyse

Modellering i Abaqus innebærer å definere en sekvens av ett eller flere analysesteg. Sekvensen av steg gjør det mulig å fange forandringer i belastninger eller grensebetingelser i modellen. I tillegg til dette gjør stegene det mulig å forandre analyseprosedyren og ønskelig output-data. Flere ulike analysetyper er tilgjengelig i programvaren. Hver analyse beskrives med en analysehistorie. Denne analysehistorien blir i Abaqus definert ved:

- Oppdeling av problemhistorien inn i steg
- Spesifisering av en analyseprosedyre for hvert steg
- Beskrivelse av belastninger, grensebetingelser, utgangspunkter, og output-forespørsler for hvert steg

Steg i Abaqus kan deles inn i to hovedtyper:

Innledende steg

Abaqus har som standardinnstilling et innledende steg, dette steget kan ikke fjernes eller modifieres slik som analysesteg. I det innledende steget er det kun noen få defineringsmuligheter, slik som grensebetingelser, forhåndsdefinerte felt og kontakter.

Analysesteg

Et innledende steg er alltid etterfulgt av ett eller flere analysesteg. Det er ingen restriksjoner på antall steg som kan tilføres en modell. Innenfor analysesteg eksisterer et valg av to typer steg; generelle analysesteg, som brukes til å analysere lineær eller ikke-lineær problemer; og lineær perturbasjon som bare brukes til å analysere lineære problemer. En analyseprosedyre er mulig å variere fra steg til steg, dermed er det stor frihet til å velge hvordan analysen skal bygges opp og hvilke resultater som skal komme ut av den. Effektene fra et steg vil kunne bli inkludert i det neste steget. Funksjonen *forhåndsdefinerte felt* gir muligheten til å definere blant annet temperaturforskjeller under analysen. De temperaturavhengige materialeegenskaper som defineres under materialer blir koblet opp mot de forhåndsdefinerte feltene, ved at temperaturen tildeles hele flensforbindelsen.

Analyser beregner verdier for mange variabler for hvert inkrement av et steg. Det vil være unødvendig å få resultater for alle disse variablene, dermed kan det spesifiseres data som er relevant og få denne utgitt i en output-database. Dette gjøres ved og spesifiserer output-forespørsler i stegene. Etter at en analyse er gjennomført, vil de valgte output-forespørslene bli grafisk fremvist i visualiseringsmodulen. Det eksisterer to typer output, felt-output og historie-output. Felt-output er data som er fordelt over hele modellen, eller over en del av

modellen. Dataen fra felt-output resulterer i konturbilder av modellen og om ønskelig xy-grafer. Historie-output er data fra spesifikke punkter i modellen og resulterer i xy-grafer.

(Dassault Systèmes, a, 2012)

3.4.4.1 Analysesteg i integritetstest

En analyse med prosedyren fra ISO 10423 (2009) for trykktesting har blitt utarbeidet. Denne analysen vil ta i bruk designtrykket for flensforbindelsen, og ekstremtemperaturer som ble lagt frem i standarden. Oppsettet vil bli analysert ved bruk av en ikke-lineær statistisk spenningsanalyse, hvor tidsavhengige fenomener som treghet og siging kan neglisjeres.

Maksimum designtrykk for flensforbindelsen i kontakt med hydrokarbonproduksjon med en temperatur på 100 °C er i følge standarden ASME B16.5 (2009) 25,33 MPa. Dette kan betraktes som et normalt driftsforhold for flensforbindelsen. (Cressler & Mantooth, 2013) Ettersom trykktesten er for testing over vann, vil den innledende temperaturen være ved romtemperatur på 20 °C. Romtemperaturen er konstant over hele flensforbindelsen under påføring av boltlasten. Resterende temperaturer er også modellert til å være konstant over hele modellen, etter når de er oppført i analysestegene. Temperaturvariasjonene som tilføres modellen under de forskjellige analysestegene blir definert ved funksjonen *forhåndsdefinerte felt*. Ettersom temperaturen ikke vil umiddelbart forandre seg, har det blitt spesifisert i stegdefinisjonene at temperaturen skal fordeles jevnt utover steget. *Tabell 3-26* gir en oversikt over temperaturforholdene som er benyttet i analysen.

Tabell 3-26: Temperaturparametere for analyse av trykktesting.

Beskrivelse	Verdi	Enhet
Romtemperatur	20	°C
Maksimal temperatur fiktivt testmedium	345	°C
Minimal temperatur fiktivt testmedium	-18	°C

Analysen for trykktesten vil bestå av flere statiske steg. Grunnet variasjoner i trykk, temperatur og tid i testprosedyren, vil det genereres totalt 31 analysesteg inkludert standard steget i Abaqus. Se *Tabell 3-27* og *Tabell 3-28* for oversikt over oppsettet av analysestegene.

Testtrykket for trykktesten er 1.5 multipliser med designtrykket for 100 °C trykkrangering:

$$p_{testtrykk} = 25.33 \text{ MPa} * 150 \% = 38,0 \text{ N/mm}^2$$

Endespenningen er beregnet ved bruk av formel gitt i kapittel 3.4.2.4:

$$\sigma_y = \frac{38,0 \text{ MPa} * 50.8 \text{ mm}}{16.8 \text{ mm}} = 114.9 \text{ N/mm}^2$$

På grunn av at endespenningen fungerer som en skyvende kraft, vil den ha negativ verdi i analysen. Legg merke til at boltlasten som påføres flensforbindelsen er 134 N/mm², beregninger med tilhørende formler for denne kan sees i Vedlegg D. Dette er designboltlasten til 1500 trykkklasse flensforbindelse med 25,33 designtrykk og 100 °C designtemperatur. Trykket påført i Trykk 1 er atmosfærisk trykk på 0,101 N/mm².

Tabell 3-27: Oversikt over analysesteg for simulering av trykktest.

Navn steg	Boltlast [N/mm ²]	Internt trykk [N/mm ²]	Endespenning [N/mm ²]	Temperatur [°C]	Minimum varighet [sek]	Kommentar
Innledende	0	0	0	20	-	-
Påføring av boltlast	134	0	0	20	-	-
Trykk 1	134	0.101	-	20 til 345	-	-
Trykk 2	134	38.0	-114.9	345	-	-
Trykk 3	134	38.0	-114.9	345	3600	
Trykk 4	134	0	0	345 til -18	-	Utløs trykket
Trykk 5	134	38.0	-114.9	-18 til 20	-	-
Trykk 6	134	38.0	-114.9	20	3600	
Trykk 7	134	0	0	20	-	Utløs trykket
Trykk 8	134	19.0	-57.45	20	-	-
Trykk 9	134	28.5	-86.18	20 til 345	-	-
Trykk 10	134	38.0	-114.9	345	-	-
Trykk 11	134	38.0	-114.90	345	3600	-
Trykk 12	134	19.0	-57.45	345	-	-
Trykk 13	134	28.5	-86.18	345 til -18	-	-

Trykk 14	134	38.0	-114.9	-18	-	-
Trykk 15	134	38.0	-114.9	-18 til 20	3600	-
Trykk 16	134	19.0	-57.45	-18	-	-
Trykk 17	134	28.5	-86.18	-18 til 20	-	-
Trykk 18	134	38.0	-114.9	20	-	-
Trykk 19	134	0	0	20 til 345	-	Utløs trykket
Trykk 20	134	38.0	-114.90	345	-	-
Trykk 21	134	38.0	-114.9	345	3600	-
Trykk 22	134	0	0	345 til -18	-	Utløs trykket
Trykk 23	134	38.0	-114.90	-18	-	-
Trykk 24	134	38.0	-114.90	-18	3600	-
Trykk 25	134	0	0	-18	-	Utløs trykket
Trykk 26	134	38.0	-114.90	-18	-	-
Trykk 27	134	38.0	-114.90	-18	3600	-
Trykk 28	134	0	0	-18 til 20	-	Utløs trykket
Trykk 29	134	1.9	-5.75	20	-	-
Trykk 30	134	1.9	-5.75	20	3600	-
Trykk 31	134	0	0	20	-	Utløs trykket

Tabell 3-28: Prosentvis prosedyre for steg i integritetstestmodell.

Navn steg	Boltlast [%]	Internt trykk [%]	Endespenning [%]
Innledende steg	-	-	-
Påføring av boltlast	100	-	-
Trykk 1	HOLD	100	100
Trykk 2	HOLD	150	150
Trykk 3	HOLD	150	150
Trykk 4	HOLD	-	-
Trykk 5	HOLD	150	150
Trykk 6	HOLD	150	150
Trykk 7	HOLD	-	-
Trykk 8	HOLD	50 av 150	50 av 150
Trykk 9	HOLD	75 av 150	75 av 150
Trykk 10	HOLD	100 av 150	100 av 150
Trykk 11	HOLD	150	150
Trykk 12	HOLD	50 av 150	50 av 150
Trykk 13	HOLD	75 av 150	75 av 150
Trykk 14	HOLD	100 av 150	100 av 150
Trykk 15	HOLD	150	150
Trykk 16	HOLD	50 av 150	50 av 150

Trykk 17	HOLD	75 av 150	75 av 150
Trykk 18	HOLD	100 av 150	100 av 150
Trykk 19	HOLD	-	-
Trykk 20	HOLD	150	150
Trykk 21	HOLD	150	150
Trykk 22	HOLD	-	-
Trykk 23	HOLD	150	150
Trykk 24	HOLD	150	150
Trykk 25	HOLD	-	-
Trykk 26	HOLD	150	150
Trykk 27	HOLD	150	150
Trykk 28	HOLD	-	-
Trykk 29	HOLD	5 av 150	5 av 150
Trykk 30	HOLD	5 av 150	5 av 150
Trykk 31	HOLD	-	-

Output-forespørsler av interesse for analysen er; S som er Von Mises-spenninger, CPRESS som er kontaktrykk, og PEEQ som er ekvivalent plastisk tøyning. Den sistnevnte output-forespørslene vil gi resultater for plastisk tøyning, altså den plastiske deformasjonen som vil kunne oppstå i flensforbindelsen.

Tabell 3-29: Oversikt over trykktestanalyse.

Analyse	Størrelse kontaktelement	Generell elementstørrelse	Type Analyse	Element	Boltlast
[-]	[mm]	[mm]	[-]	[-]	[N/mm ²]
Trykktestanalyse	0.1	1	Aksesymmetrisk	CAX4R	134

3.4.4.2 Siging i flensforbindelsen

En analyse av flensforbindelsen med siging var planlagt å gjennomføres for å oppnå resultater for om flens- og pakningsmaterialet vil kunne motstå degraderingsmekanismen. Ved å finne temperaturer og/eller spenningsnivå for når siging inntraff, kunne dette dokumenteres. For at denne analysen skulle være så virkelig som mulig, vil det være hensiktsmessig å betrakte realistiske temperaturforhold. Se Tabell 3-30 for hvilke temperaturer som eksisterer ved flensforbindelsen i sine driftsforhold. En større variasjon enn 6-8 °C i Nordsjøen er sannsynligvis realistisk, men en verdi på 7 °C vil antas.

Ettersom flensmaterialet UNS S31803 har et smeltepunkt på 1440 °C (1713,15 K), blir den kritiske sigingstemperaturen for materialet:

$$T = 1713.15 \text{ K} * 0.4 = 685.3 \text{ K} \rightarrow 412.15 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Pakningsmaterialet UNS S31603 har et smeltepunkt fra 1375-1400 °C (1648,15 K-1673,15 K), dermed blir den kritiske sigingstemperaturen for materialet:

$$T = 1648.15 \text{ K} * 0.4 = 659.26 \text{ K} \rightarrow 386 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$T = 1673.15 \text{ K} * 0.4 = 669.26 \text{ K} \rightarrow 396 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Tabell 3-30: Temperaturparametere i flensforbindelsens driftsforhold.

Beskrivelse	Verdi	Enhet
Temperatur sjøvann Nordsjøen	7	°C
Temperatur hydrokarbonproduksjon	Normale operasjonsforhold	100
	Mulige operasjonsforhold	200
	Ekstreme operasjonsforhold	300

Det kan sees fra beregninger av den kritiske sigingstemperaturen for materialene at denne ligger over ekstremtemperaturen for hydrokarbonproduksjon. Dermed vil det ikke være hensiktsmessig å utføre sigingsanalyser på flensforbindelsen. Av den grunn vil kun analysen for trykktesten av flensforbindelsen videre omtales.

4. Resultater

Følgende kapittel legger frem resultater i oppgaven og er inndelt i to deler. Den første delen tar for seg resultater fra de mekaniske egenskapene beregnet ut i fra strekktestresultater av flens- og pakningsmaterialet. Den andre delen tar for seg resultatene fra den aksesymmetriske elementmetodeanalysen av Ring Joint flensforbindelsen under en trykktest. Det vil i kapittelet legges frem resultater og kun kort diskuteres rundt disse, en videre diskusjon rundt resultatene vil bli lagt frem i kapittel 5.

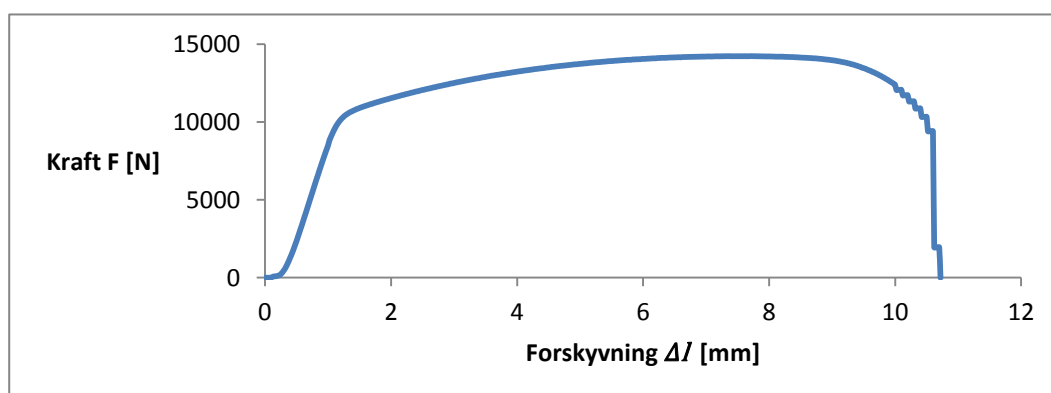
4.1 Mekaniske egenskaper

Dette kapittelet er delt inn i to deler, og tar for seg resultatene fra strekktestene for henholdsvis flens- og pakningsmaterialet. Strekktester av flensmaterialet UNS S31803 ble gjennomført av Sture (2012). Resultater fra strekktestene har blitt studert og evaluert. Resultater fra strekktester av pakningsmaterialet UNS S31603 har blitt evaluert ut i fra artikkel fra ASME.

4.1.1 Flenshalvdelmaterialet UNS S31803

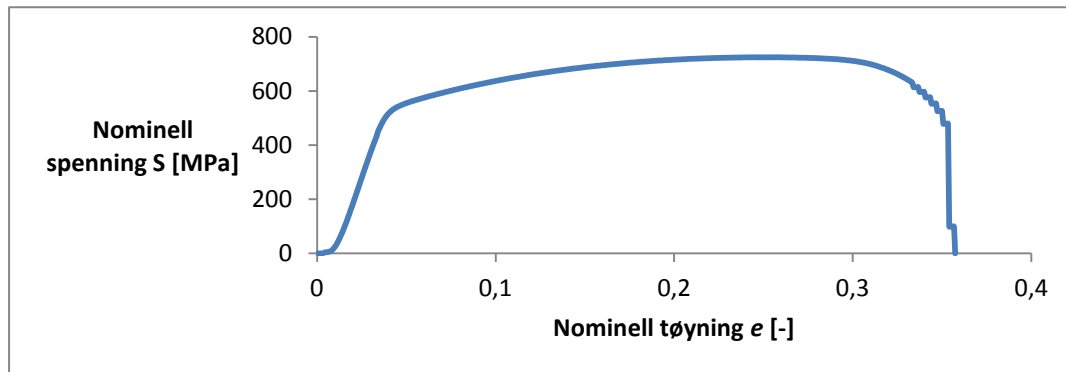
Resultater fra strekktestene utført på flenshalvdelmaterialet UNS S31803 i smidd bar form, har blitt behandlet for å oppnå mekaniske egenskaper til bruk i Abaqus materialdefinerings. Materialet har blitt karakterisert ut i fra spenning- mot tøyingsdiagram fra strekktestene.

Diagrammet på Figur 4-1 viser den generelle kraft-forskyvnings påvirkningen av materialet. Hvor kraften påføres av strekkmaskinen på prøvestykket, og forskyvningen oppstår i maskinen.



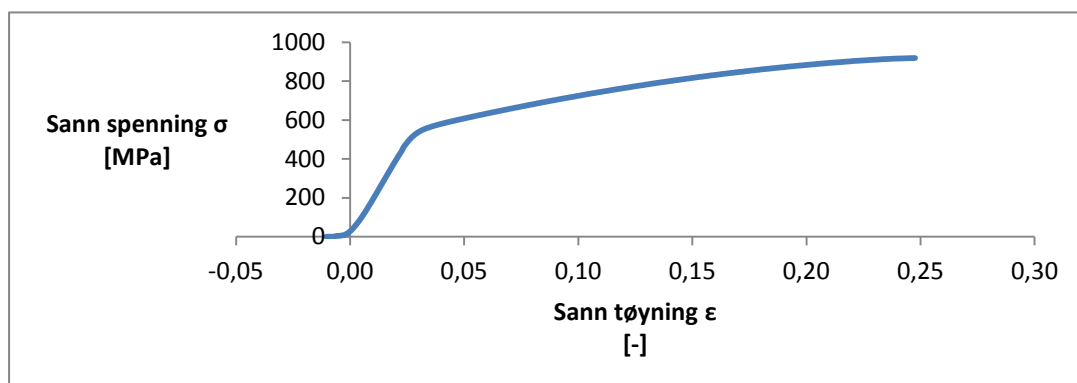
Figur 4-1: Diagram for kraft-forskyvning.

Et diagram for nominell spenning og nominell tøyning kan sees på *Figur 4-2*. Det elastiske området er den lineære stigningen i begynnelsen av grafen. Flytegrensen befinner seg i området hvor grafen går fra lineær til ikke-lineær. De plastiske materialelegenskaper er fra grafen slutter å være lineær til et brudd oppstår i materialet. Bruddet kan sees i området hvor grafen får en tilnærmet rett linje ned mot null nominell spenning. Ved det høyeste punktet eksisterer den høyeste spenningen som er strekkfasthet til materialet.



Figur 4-2: Diagram for nominell spenning - sann tøyning.

På *Figur 4-3* er sann spenning plottet mot sann tøyning. Legg merke til at materialoppførselen for UNS S31803 kun er plottet opp til strekkfastheten. Området for tvernsnittsminking mot brudd er fjernet. Årsaken til dette er at det ikke skal defineres materialoppførsel i Abaqus for materialet hverken ved, eller etter tverrsnittsminking har inntruffet.



Figur 4-3: Diagram for sann spenning - sann tøyning.

Det kan sees på grafen for sann spenning og tøyning at det innledende elastiske området ikke er fullstendig lineært. Dette resulterer fra at strekktestmaskinen gir en systematisk feil i plottingen av resultatdataen. Denne feilen oppstår på grunn av festemekanismen til prøvestykket. Festemekanismen gjør at materialet *glipper* ved første påførte kraft. Materialdataen har blitt justert for denne systematiske feilen. Feiljusteringen er utført ved bruk av lineær regresjon i programvaren Excel. Et stigningstall har blitt beregnet for det elastiske området, og dette tallet er mest mulig tilnærmet spennings- og tøyningdataen for materialet. Den lineære regresjonen tar i bruk funksjonen ved formelen:

$$f(x) = ax + b, \quad (\text{Formel 4-1})$$

hvor a er stigningstallet og blir i dette tilfellet elastisitetsmodulen for flensmaterialet, og b er konstantleddet for grafen. Dermed kan den ukjente justeringen x bli beregnet. Dette er da justeringen av tøyningen. Feiljusteringen vises på *Figur 4-4* ved grafen sann spenning – plastisk tøyning (blå graf). De oppnådde verdiene fra lineær regresjon kan sees i *Tabell 4-1*.

Tabell 4-1: Verdier fra lineær regresjon i Excel.

Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Stigningstallet for graf	a	19063.19	GPa
Konstantleddet for graf	b	-198.17	-
Justering	x	0.014	-

Offset-metoden ble benyttet til å bestemme flytegrensen til UNS S31803. Det ble dannet en parallell linje til det antatte elastiske området med en *offset*-verdi. *Offset*-verdien som har blitt benyttet er 0,002 (0,2 %), som er den vanlige verdien for metaller. I området hvor *offset*-linjen skaper et skjæringspunkt med det antatte elastiske området, er flytegrensen til materialet.

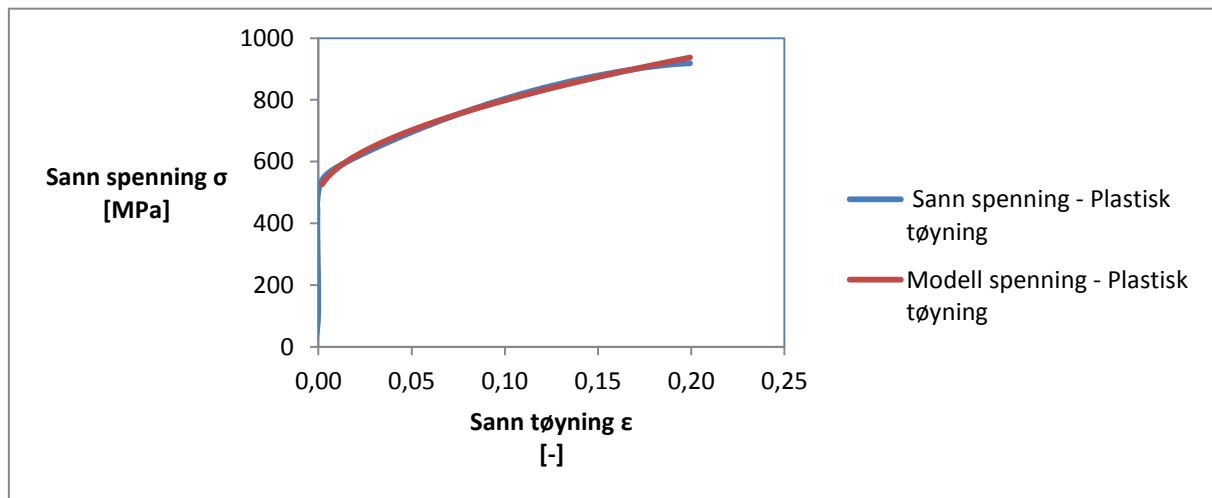
Flytespenningen for implementering i elementmetodemodellen ble beregnet mellom skjæringspunktet av det elastiske området og strekkfastheten. Dette ble beregnet ved Ludwigs ligning:

$$\sigma_{pl} = \sigma_0 + K * \varepsilon_p^n, \quad (\text{Formel 4-2})$$

hvor σ_0 er flytespenningen, ε_p er plastisk tøyning, n er eksponent for deformasjonsharding, og K er styrkekoefisienten. Verdier oppnådd for de ekstrapolerte verdiene i Excel kan sees i *Tabell 4-2*.

Tabell 4-2: Verdier fra ekstrapolasjon i Excel.

Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Flytespenning	σ_v	487,46	MPa
Styrkekoefisienten	K	1068,01	-
Eksponent for deformasjonsharding	n	0,536	-



Figur 4-4: Diagram for sann spenning - plastisk tøyning og modellspenning - plastisk tøyning.

Tabell 4-3 lister maksimal- og minimalverdier for materialegenskapene til UNS S31803. Legg merke til at flytespenningene er gjort om fra megapascal til N/mm^2 . Dette er mekaniske egenskaper basert på modell flytespenningen og sann plastisk tøyning. Legg merke til at $\sigma_{0,2}$ korresponderer til 0,2 prosent *offset*-flytegrense.

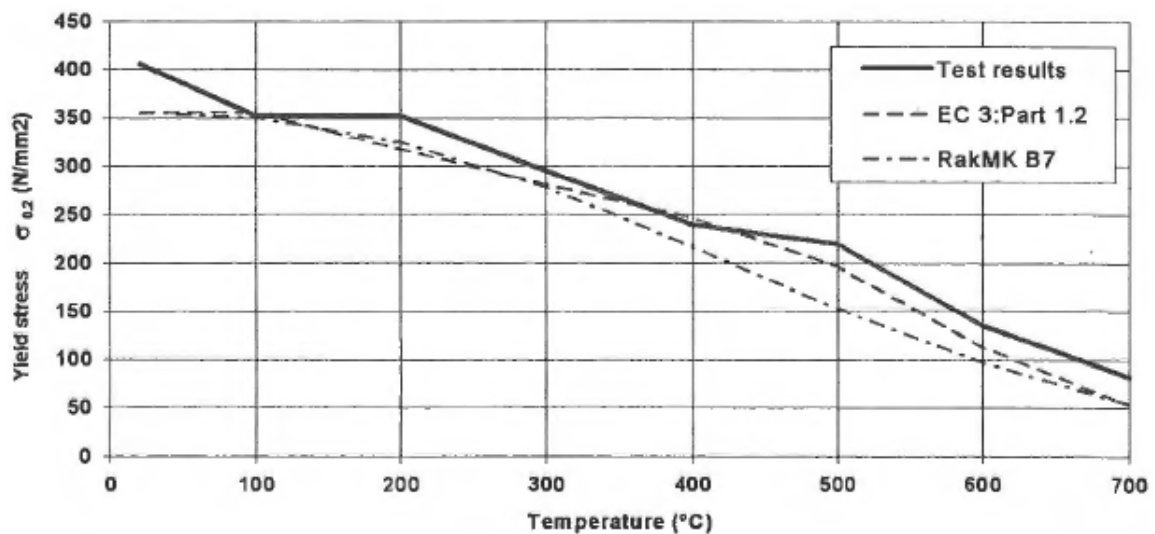
Tabell 4-3: Mekaniske egenskaper for UNS S31803 for implementering i Abaqus.

Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Flytegrense	$\sigma_{0,2}$	526	N/mm^2
Strekfasthet	σ_u	937	N/mm^2
Maksimum uniform plastisk tøyning	ε_u	0,1994	-

4.1.1.1 Temperaturavhengighet

Temperaturavhengighet ved materialegenskapene til flenshalvdelmaterialet ble innhentet ved å sammenligne 316L rustfritt stål med karbonstål S355. Det skal nevnes at dette er en tilnærming, og antas å være tilstrekkelig da det ikke var mulighet for å utføre strekktesting av flensmaterialet med varmeovn.

For å oppnå temperaturavhengighet har flytespenninger for karbonstålet S355 ved ulike temperaturer blitt avlest fra graf vist på *Figur 4-5*.



Figur 4-5: Flytespenning $\sigma_{0.2}$ for karbonstål S355 ved temperaturer 20 °C-700 °C (Outinen & Mäkeläinen, 1994).

Det har deretter blitt funnet en temperaturfaktor $f(T_n)$ som har blitt multiplisert med flytespenningsresultatene fra strekktestingen av UNS S31803. Følgende formel ble benyttet for å beregne temperaturfaktoren:

$$f(T_n) = \frac{\sigma(T_n)}{\sigma(T_1)}, \quad (\text{Formel 4-3})$$

hvor $\sigma(T_n)$ er flytespenningen ved en gitt temperatur, og $\sigma(T_1)$ er flytespenningen ved romtemperaturen som strekktester av UNS S31803 ble utført ved.

I *Tabell 4-4* kan den beregnede temperaturfaktoren for avlest flytespenning fra graf sees. Legg merke til at kun temperaturene fra 20 °C til 400 °C har blitt betraktet, ettersom dette er det relevante temperaturforholdet for flensforbindelsen.

Tabell 4-4: Beregnet temperaturfaktor for avlest flytespenning fra graf.

Beskrivelse	Symbol	Verdi					Enhet
Temperatur	T	20	100	200	300	400	°C
Avlest flytespenning	σ_{02}	410	350	350	300	240	N/mm ²
Temperaturfaktor	$f(T_n)$	1.0	0.9	0.9	0.7	0.6	-

Flytespenningen for UNS S31803 er som nevnt gitt ved formelen:

$$\sigma_{(\varepsilon_{pl})} = \sigma(\sigma_0 + K\varepsilon_{pl}^n) \quad (\text{Formel 4-4})$$

Basert på denne har verdiene for temperaturfaktoren blitt multiplisert med temperaturfaktoren ved følgende formel:

$$\sigma_{(\varepsilon_{pl}, T)} = \sigma(\sigma_0 + K\varepsilon_{pl}^n) * f(T_n), \quad (\text{Formel 4-5})$$

hvor $\sigma_{(\varepsilon_{pl})}$ er flytespenningen til UNS S31803, og $\sigma_{(\varepsilon_{pl}, T)}$ er den temperaturavhengige flytespenningen til UNS S31803 basert på karbonstålet S355.

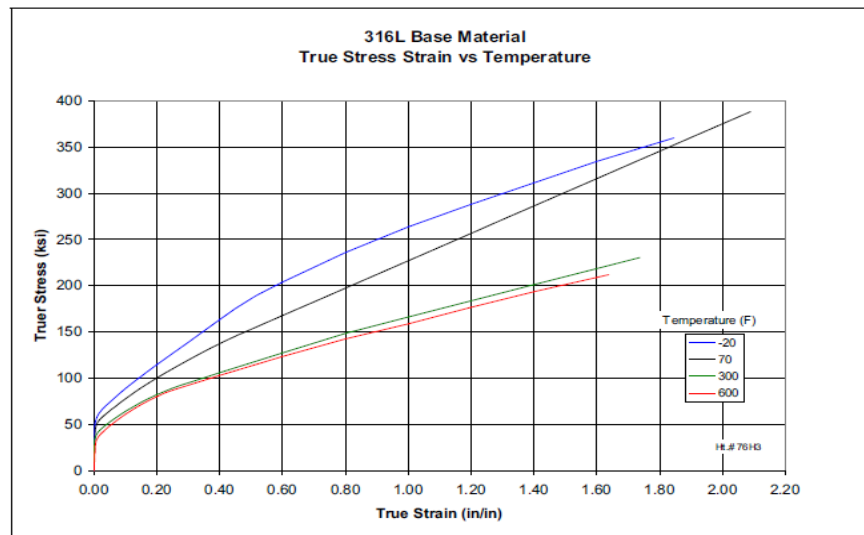
Tabell 4-5 viser resultatene fra beregningen av temperaturfaktoren multiplisert med flytespenningene til UNS S31803. Legg merke til at verdier for romtemperaturen er listet i første rad. Det har blitt antatt at den plastiske tøyningen for de varierende temperaturene, er tilnærmet lik den som ble beregnet for flenshalvdelmaterialet ved romtemperatur.

Tabell 4-5: Plastiske temperaturavhengige egenskaper for UNS S31803.

Temperatur [°C]	Flytegrense [N/mm ²]	Strekfasthet [N/mm ²]	Maksimal plastisk tøyning [-]
20	526	937	0.1994
100	420	800	0.1994
200	420	800	0.1994
300	385	686	0.1994
400	308	549	0.1994

4.1.2 Pakningsmateriale UNS S31603

Følgende delkapittel legger frem resultatene av beregningene fra strekktester utført på pakningsmaterialet 316L utført av Blandford et al. (2007). De mekaniske materialegenskapene har blitt lest av grafen med sann spenning og tøyning for de ulike temperaturforholdene gitt på *Figur 4-6*.



Figur 4-6: Sann spenning – sann tøyning 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).

I *Tabell 4-6* listes de mekaniske egenskapene for 316L rustfritt stål. Disse vil bli implementert i den mekaniske materialdefinerings av pakningsmaterialet i Abaqus.

Tabell 4-6: Sann spenning- sann tøyning avlest fra graf for 316L (Blandford, Morton, Snow, & Rahl, 2007).

-28.89 °C		21.11 °C		148.89 °C		315.56 °C	
Spenning [N/mm ²]	Tøyning [-]	Spenning [N/mm ²]	Tøyning [-]	Spenning [N/mm ²]	Tøyning [-]	Spenning [N/mm ²]	Tøyning [-]
379	0.00	276	0.00	241	0.00	172	0.00
621	0.10	545	0.10	448	0.10	427	0.10
793	0.20	689	0.20	586	0.20	552	0.20
965	0.30	827	0.30	669	0.30	627	0.30
1289	0.50	1069	0.50	752	0.40	724	0.40
1441	0.60	1172	0.60	814	0.50	793	0.50
1586	0.70	1248	0.70	896	0.60	862	0.60
1724	0.90	1462	0.90	972	0.70	931	0.70
1917	1.10	1655	1.10	1034	0.80	958	0.80
2068	1.30	1862	1.30	1089	0.90	1034	0.90
2241	1.50	2068	1.50	1207	1.10	1138	1.10
2379	1.70	2310	1.70	1379	1.40	1310	1.40
2448	1.84	2682	2.30	1551	1.70	1482	1.63

4.2 Aksesymmetrisk elementmetodemodell i Abaqus

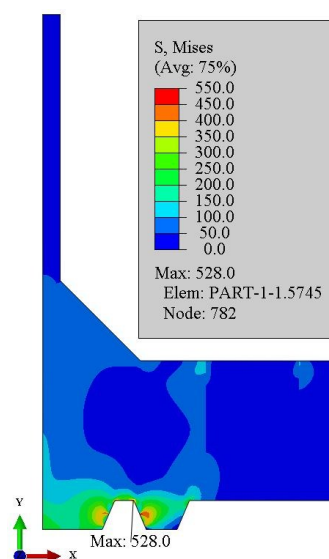
Følgende kapittelet tar for seg resultatene av analysen som er gjennomført i elementmetodeprogramvaren Abaqus. Resultatene fra analysen basert på trykktesting analysen av Ring Joint flensforbindelsen vil bli lagt frem. Analysen er gjennomført i elementmetodemodellen av flensforbindelsen utarbeidet av Sture (2012).

4.2.1 Simulering av trykktestprosedyre

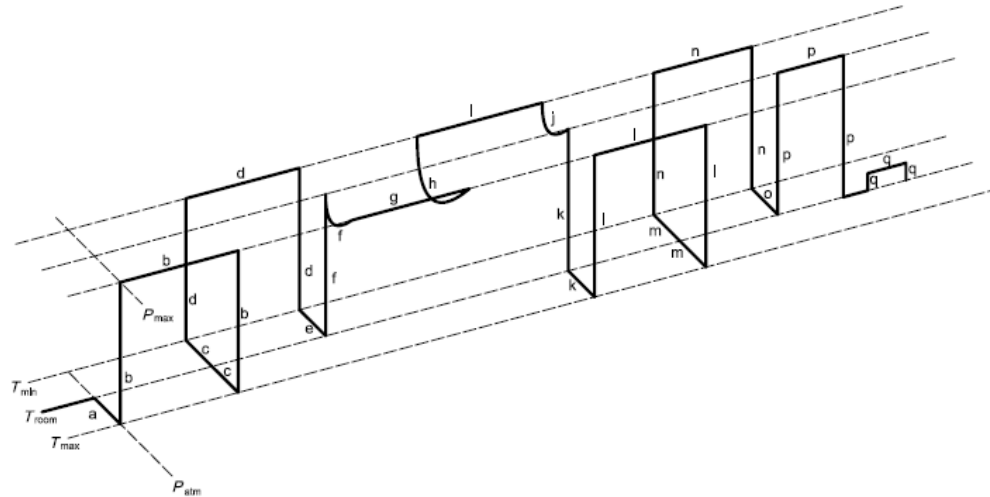
Analysen med prosedyre for trykktesting er blitt gjennomført for å evaluere integriteten til Ring Joint flensforbindelsen. Og vil fungere som en simulering av hvordan trykktesting av flensforbindelser utføres i virkeligheten. Trykktesten fra standarden ISO 10423 (2009) vil være utgangspunktet for oppsettet av analysen. Det vil bli lagt frem resulterende Von Mises-spenninger, ekvivalente plastiske spenninger og kontakttrykk som oppstår under trykktestanalysen.

4.2.1.1 Von Mises-spenninger

Von Mises-spenningsdistribusjon i den aksesymmetriske flensforbindelsesmodellen under boltlast på 134 MPa kan sees på *Figur 4-7*. Den høyeste påviste Von Mises-spenningen befinner seg i ringsporet, dette er uten internt trykk. Spenningsdistribusjonen i flensforbindelsen under internt trykk, kan sees på *Figur 4-9* til *Figur 4-19*. Figurene viser maksimal Von Mises-spenning i flenshalvdelene under de 31 analysestegene for trykktesten. Maksimale Von Mises-spenninger i hele flensforbindelsen er kartlagt i pakningens kontaktoverflate, konturplott av dette kan sees i Vedlegg E. Vær oppmerksom på at seksjonsringen med bolthull ikke har de korrekte spenningsnivåene, som beskrevet i tidligere kapittel.

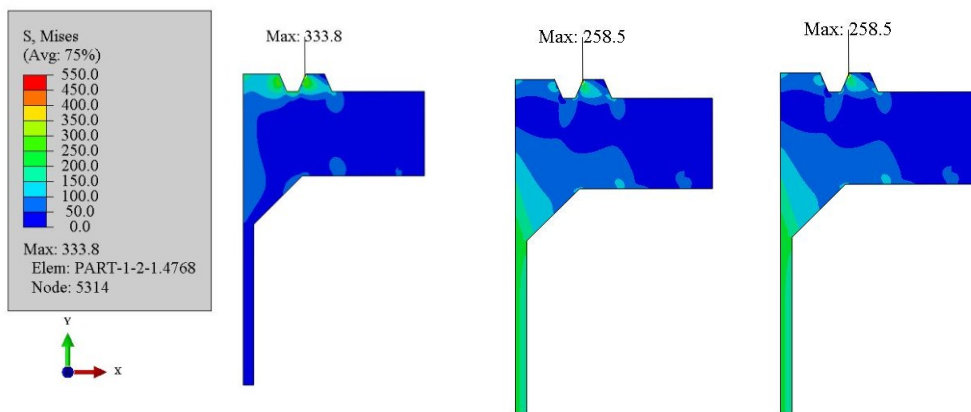


Figur 4-7: Von Mises-spenningsfordeling i flensforbindelsen med 134 MPa påført boltlast, uten internt trykk.



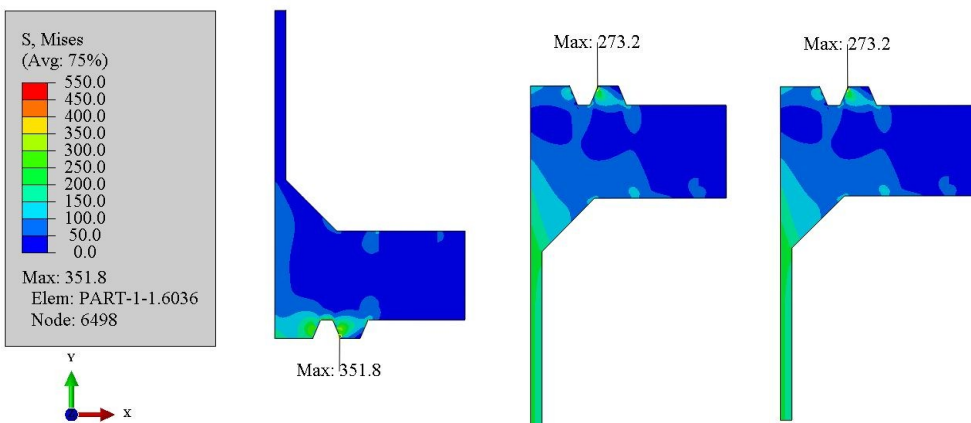
Figur 4-8: Trykktestprosedyre fra standarden ISO 10423 (ISO, 2009).

Legg merke til at bokstaver i grafen for trykktestprosedyren kan finnes igjen ved Figur 4-9 til Figur 4-19 for Von-Mises spenningsdistribusjon:



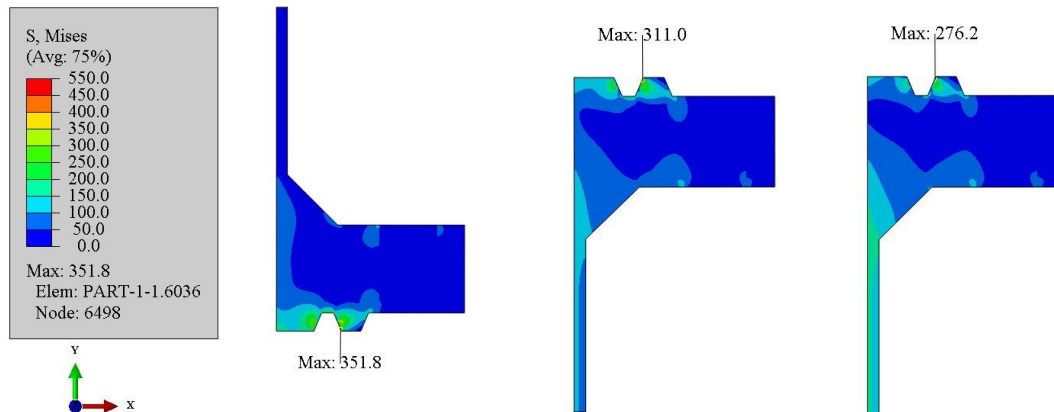
Figur 4-9: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.

Venstre: Atmosferisk trykk påført (a), Midten: Test-trykk påført (b), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (c)

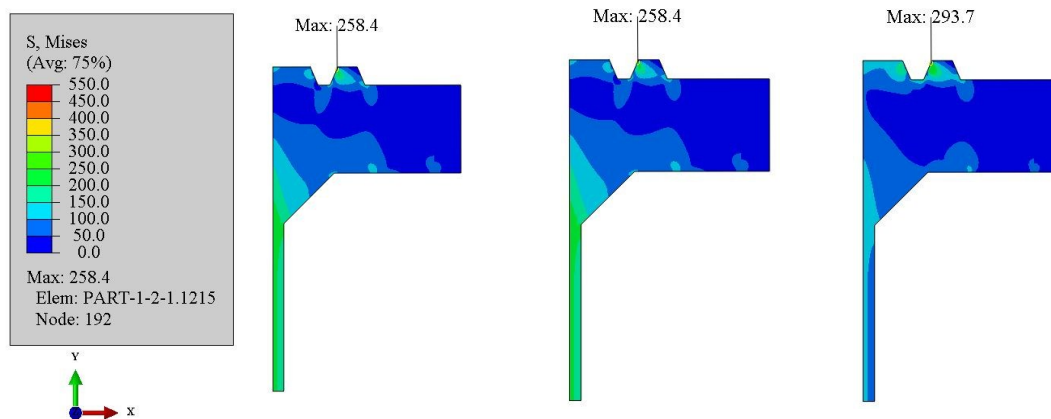


Figur 4-10: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.

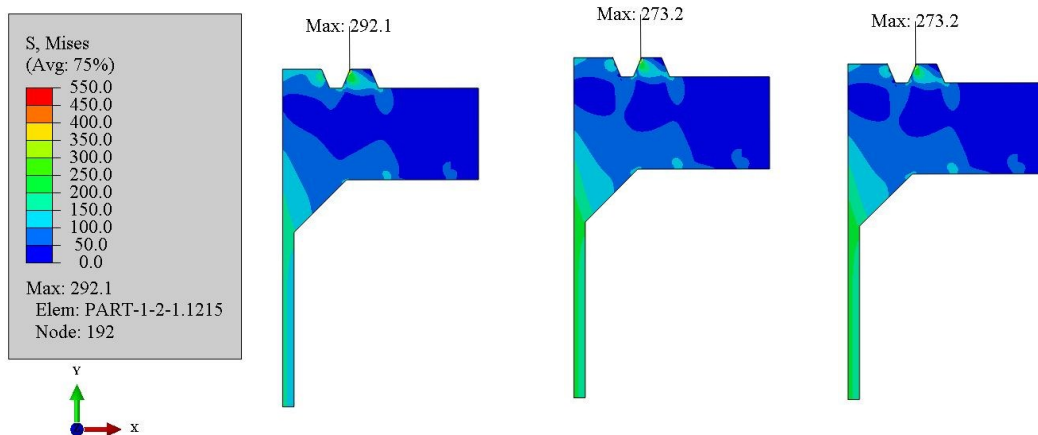
Venstre: Test-trykk utløst (b(c), Midten: Test-trykk påført (d), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time(d)(e)



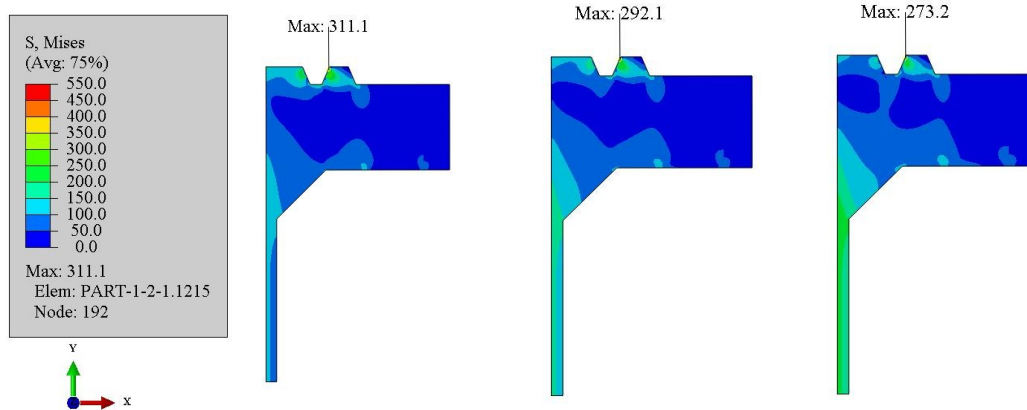
Figur 4-11: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.
Venstre: Test-trykk utløst (d), Midten: Påført 50 % av test-trykk (f), Høyre: Påført 75 % av test-trykk (f)



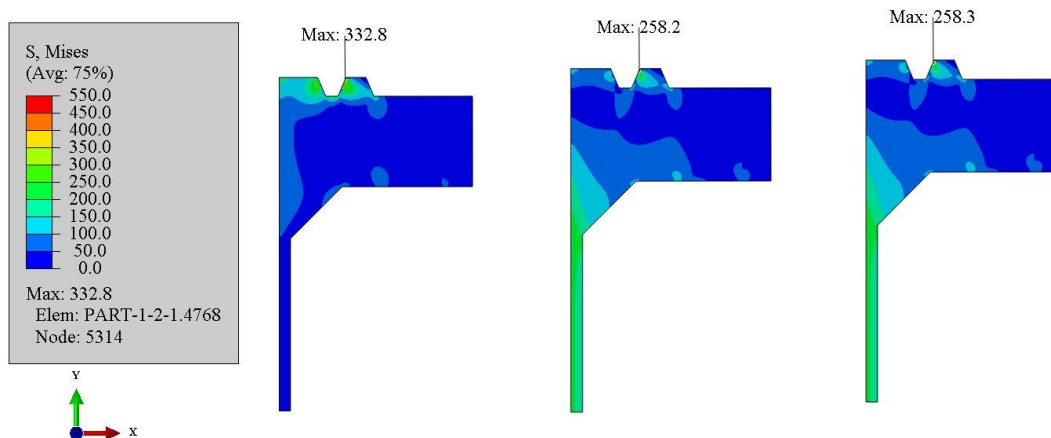
Figur 4-12: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.
Venstre: Påført 100 % av test-trykk (f), Midten: Test-trykk holdt i 1 time (g), Høyre: Påført 50 % av test-trykk (h)



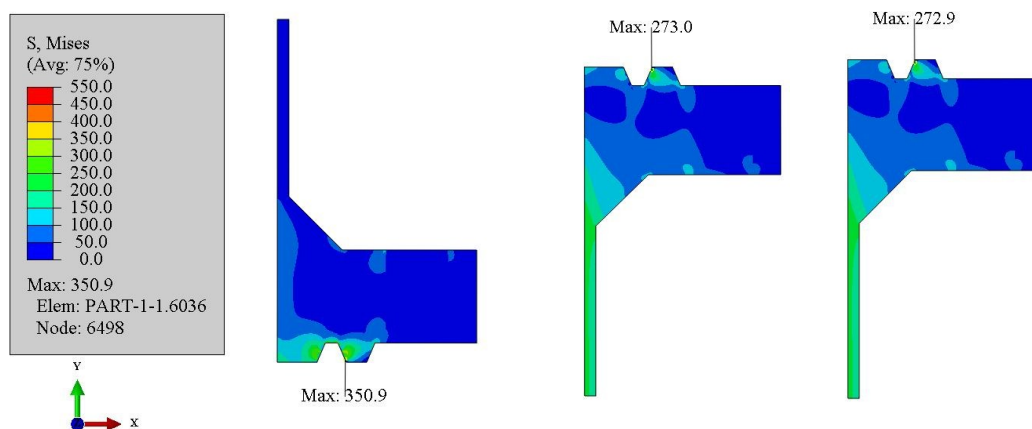
Figur 4-13: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.
Venstre: Påført 75 % av test-trykk (h), Midten: Påført 100 % av test-trykk (h), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (i)



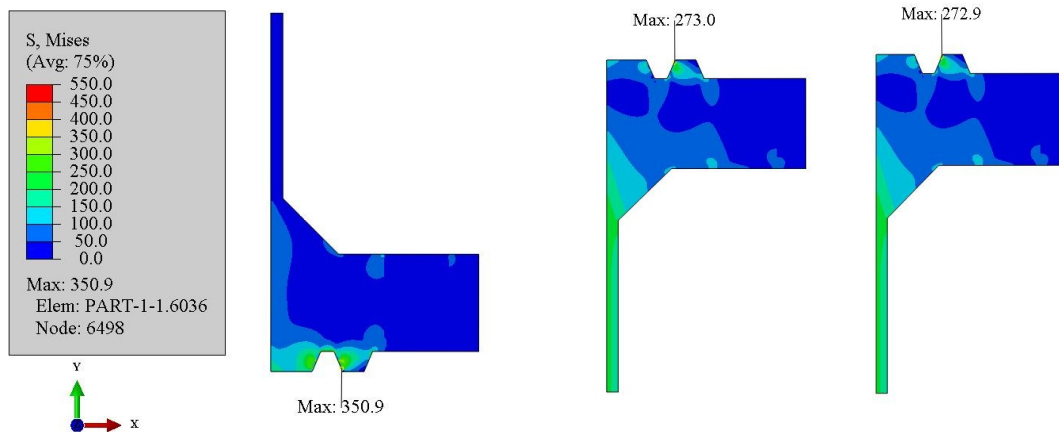
Figur 4-14: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.
 Venstre: Påført 50 % av test-trykk (j), Midten: Påført 75 % av test-trykk (j), Høyre: Påført 100 % av test-trykk (j)



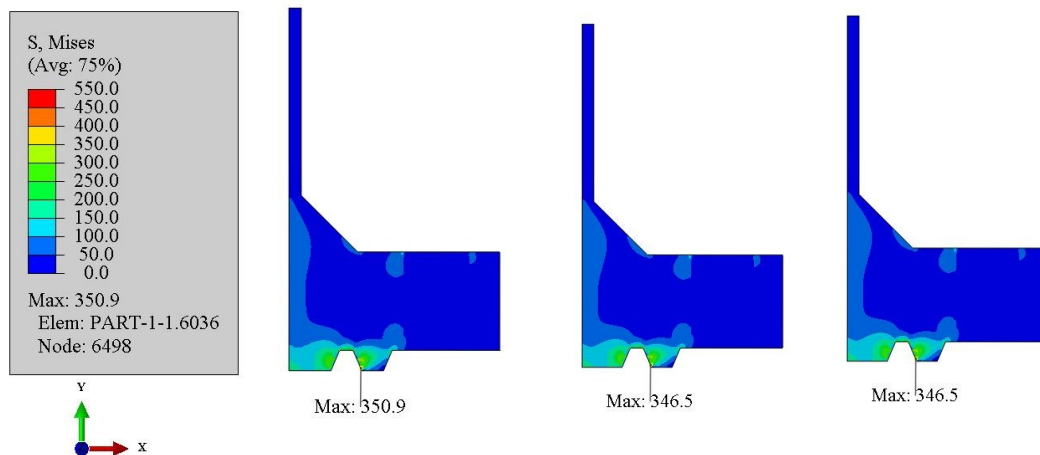
Figur 4-15: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.
 Venstre: Test-trykk utløst (k), Midten: Test-trykk påført (l), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (l)



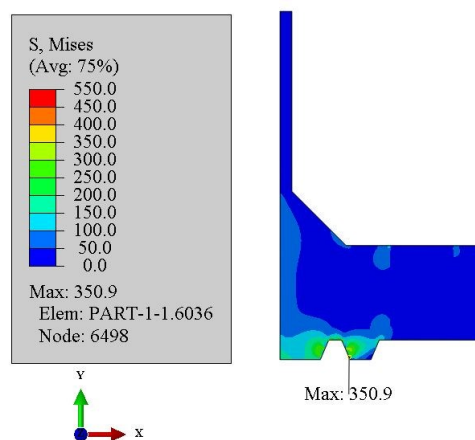
Figur 4-16: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.
 Venstre: Test-trykk utløst (l), Midten: Test-trykk påført (m)(n), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (n)



Figur 4-17: Von Mises spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.
Venstre: Test-trykk utløst (n), Midten: Test-trykk påført (o)(p), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (p)



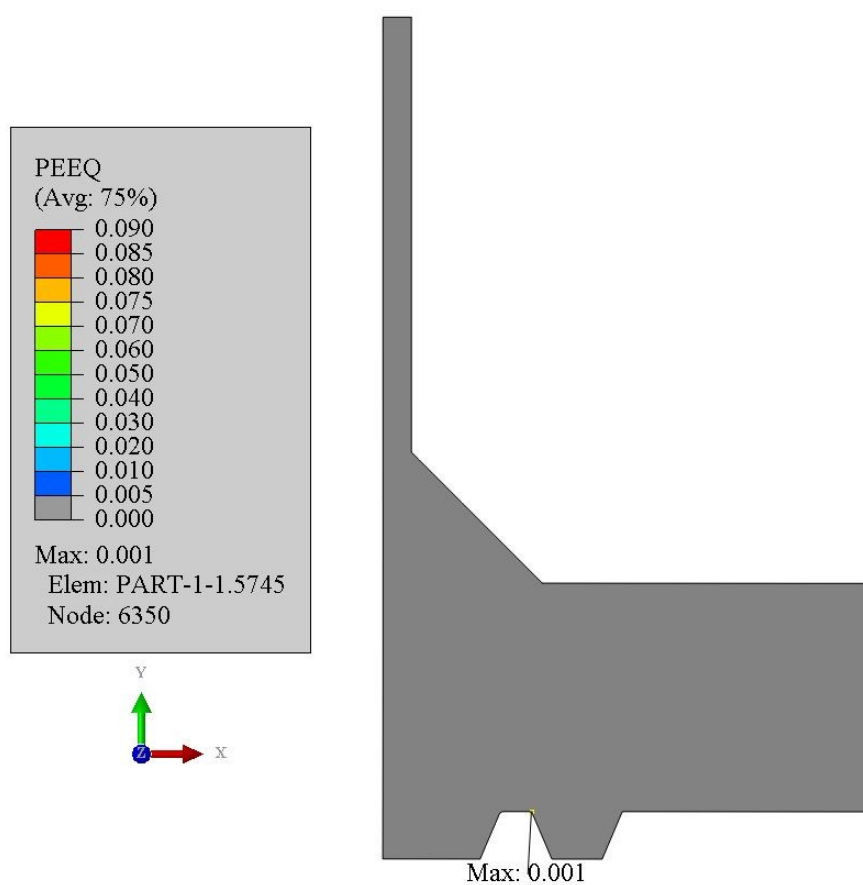
Figur 4-18: Von Mises-spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.
Venstre: Test-trykk utløst (p), Midten: Påført 5 % av test-trykk (q), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (q)



Figur 4-19: Von Mises spenningsdistribusjon i flenshalvdeler.
Test-trykk utløst (q).

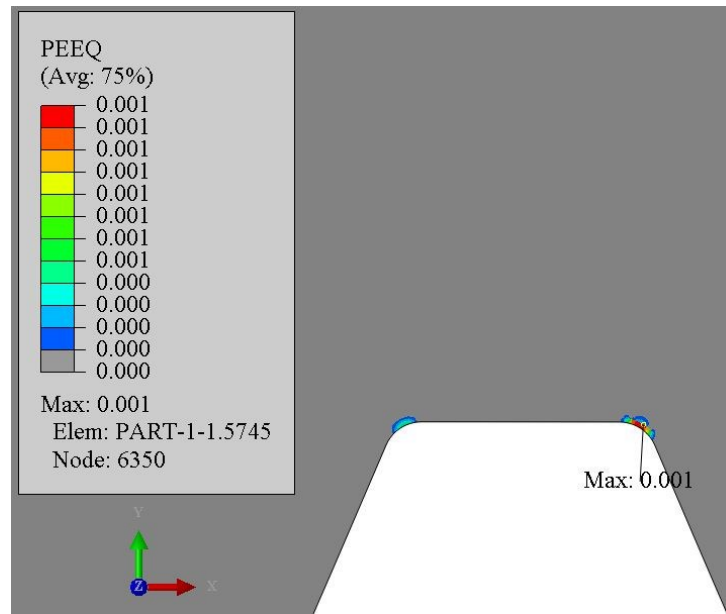
4.2.1.2 Ekvivalent plastisk tøyning

Ekvivalent plastisk tøyning i flensforbindelsen med 134 MPa boltlast kan sees på *Figur 4-20*. Den maksimale ekvivalente plastiske tøyningen er funnet i flenshalvdelens ringspor, og er 0,1 prosent. Resultatet er fra siste inkrement av boltlaststeget, hvor internt trykk ikke har blitt påført. I resterende steg vil den maksimale plastiske tøyningen holde seg i ringsporet, og er tilnærmet konstant. Den grå fargen på flenshalvdelens indikerer at det eksisterer mindre enn 0,5 prosent ekvivalent plastisk tøyning. Den ekvivalente plastiske tøyningen i ringsporet kan sees i forstørret bilde på *Figur 4-21*.

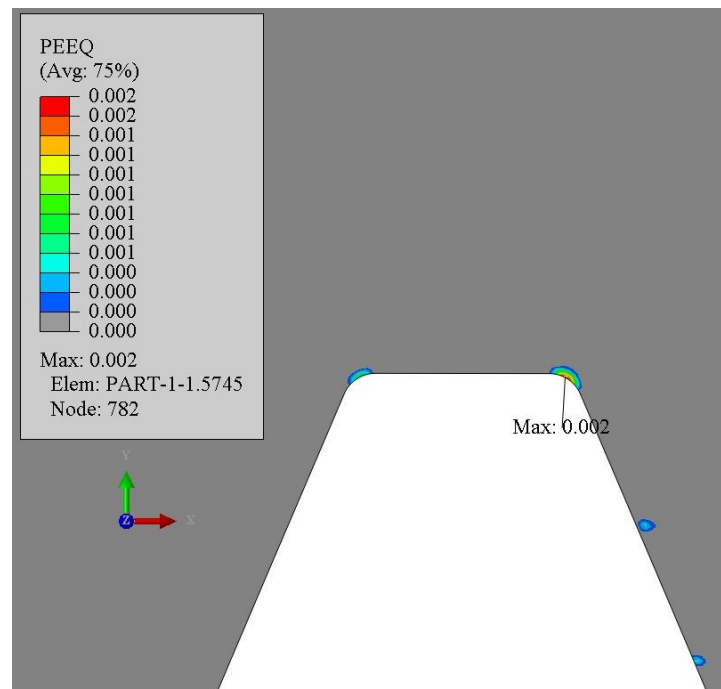


Figur 4-20: Ekvivalent plastisk tøyning i flenshalvdelens ringspor under påføring av boltlast.

Den ekvivalente plastiske tøyningen er mer eller mindre symmetrisk i ringsporet. Dette resulterer fra at det ikke er påført et internt trykk. Derimot kan det sees på *Figur 4-22* at når internt trykk er påført vil det ikke lengre være symmetri i den plastiske tøyningen.

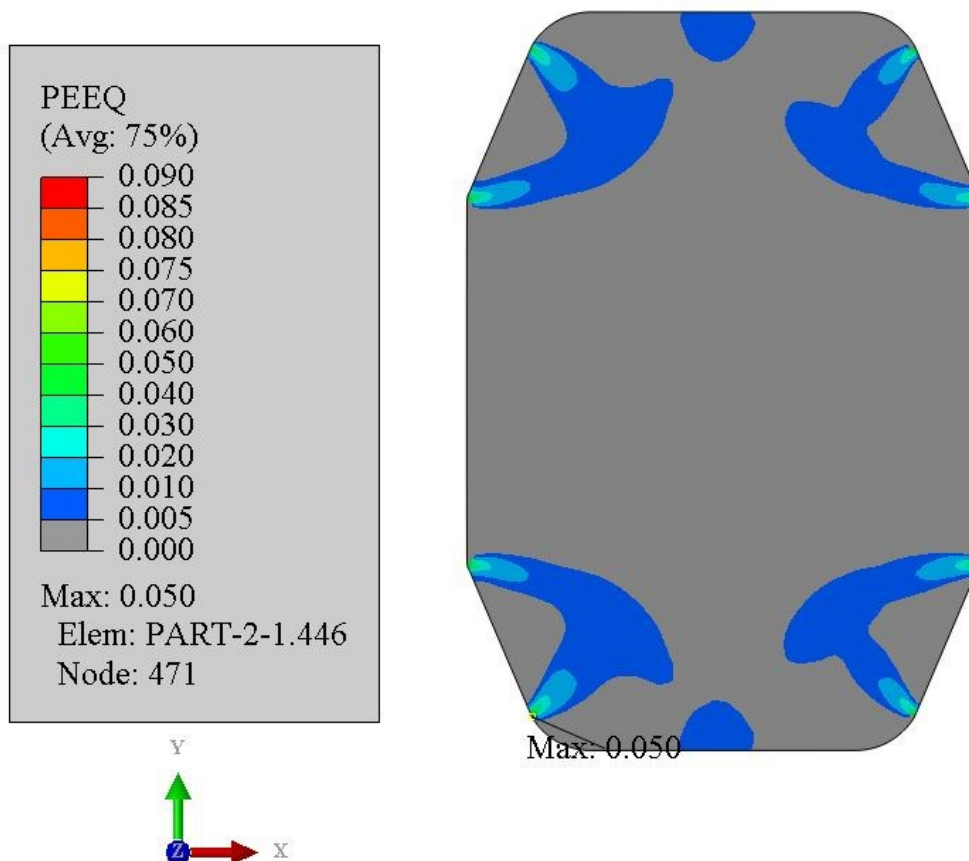


Figur 4-21: Ekvivalent plastisk tøyning i flenshalvdelens ringspor under påført boltlast, uten internt trykk.



Figur 4-22: Ekvivalent plastisk tøyning i flenshalvdelens ringspor under påført boltlast, med internt trykk.

Den maksimale ekvivalente plastiske tøyningen i pakningen etter påføring av boltlast, uten internt trykk er 5,0 prosent. Dette kan sees på *Figur 4-23*, legg merke til at den ekvivalente plastiske tøyningen er symmetrisk ved bunn og topp, grunnet internt trykk ikke er påført systemet. Ved resterende steg vil den maksimale ekvivalente tøyningen ha en konstant verdi på 8,7 prosent.

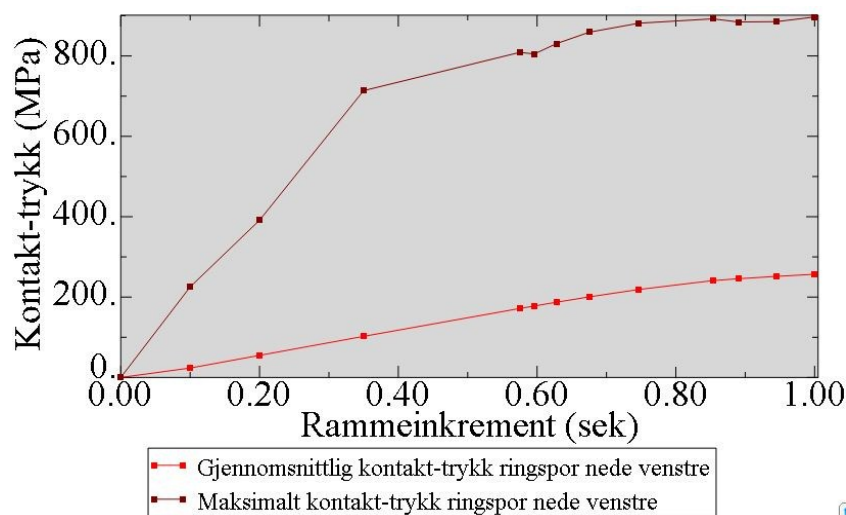


Figur 4-23: Maksimal ekvivalent plastisk tøyning i pakning ved påføring av 134 MPa boltlast.

4.2.1.3 Kontakttrykk

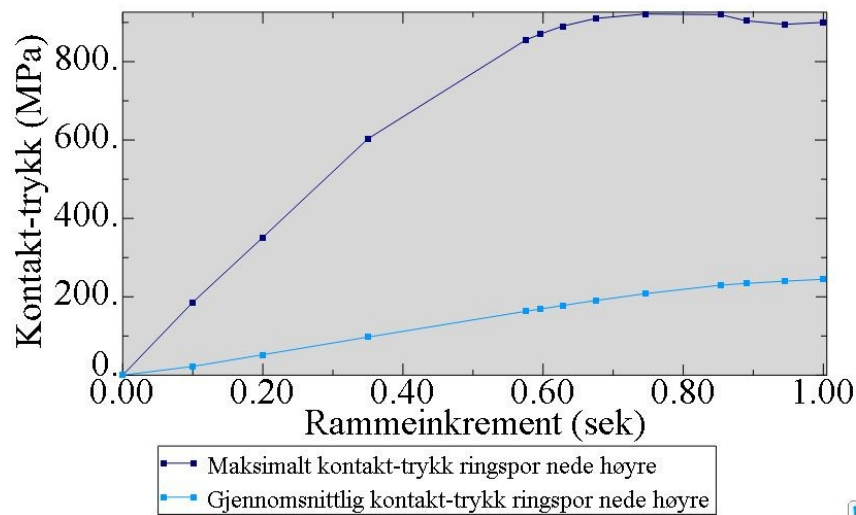
Kontaktoverflatene i ringspor og på pakningen har resultert i kontakttrykk under påføring av boltlast og internt trykk. Kontakttrykket under påføring av boltlasten har blitt plottet i xy-grafer i etterbehandlingsprosessen i Abaqus. Det har blitt valgt å plote kontakttrykk mot rammeinkrementene i steget. Rammeinkrementene er inndelinger av tiden (inkrementer) i rammer, slik løsningsprosessen i Abaqus behandler analysejobben. Legg merke til at i følgende grafer vil det bli lagt frem gjennomsnittlig kontakttrykk og maksimalt kontakttrykk, hvor enheten er megapascal. Det innledende kontakttrykket på null megapascal indikerer at påføringen av boltlasten ikke er startet.

Kontakttrykkene for venstre og høyre kontaktoverflate ved nedre ringspor er presentert i *Figur 4-24* og *Figur 4-25*. Under påføring av boltlast er det maksimale kontakttrykket i venstre nedre ringspor på 896,9 MPa. Et fall i kontakttrykket kan sees ved rammeinkrementene 0,60 og 0,85. Dette er på grunn av den plastiske deformasjonen som oppstår i pakningen. Flenshalvdelen vil miste en del av kontakttrykket fordi pakningen gjennomgår plastisk deformasjon. Ved videre påføring av boltlasten til den bestemte verdien, vil kontakttrykket øke igjen. Dette kan også sees ved resterende grafer.



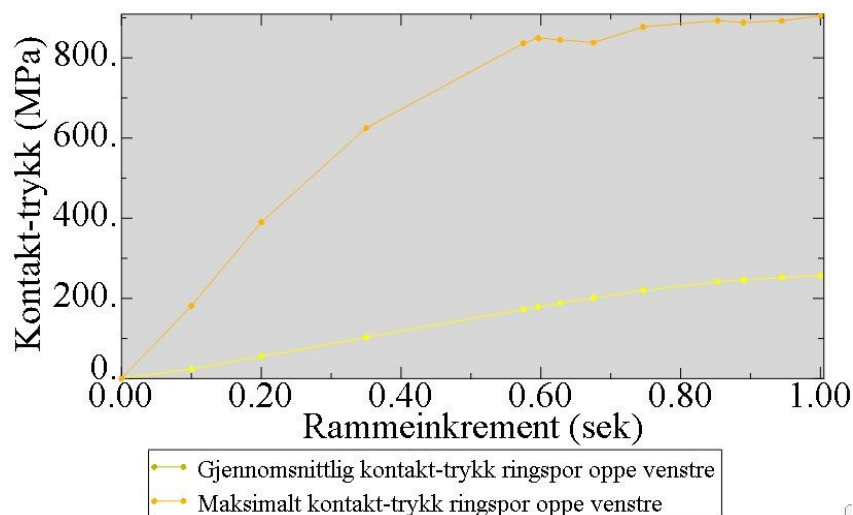
Figur 4-24: Kontakttrykk for nedre venstre ringspor ved boltlast på 134 MPa, uten internt trykk.

Figur 4-25 viser kontaktrykket for nedre høyre kontaktoverflate av ringsporet. Det maksimale kontaktrykket under påføring av boltlast er 921,6 MPa.

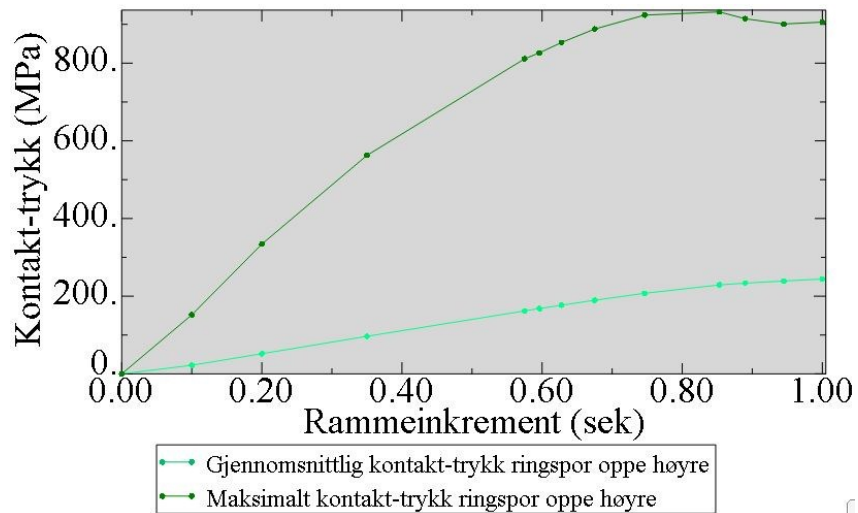


Figur 4-25: Kontaktrykk for nedre høyre ringspor ved boltlast på 134 MPa, uten internt trykk.

Figur 4-26 og Figur 4-27 viser kontaktrykk for øvre venstre og høyre kontaktoverflater i ringsporet. Det maksimale kontaktrykket under påføring av boltlast er henholdsvis 904,6 MPa og 931,9 MPa.

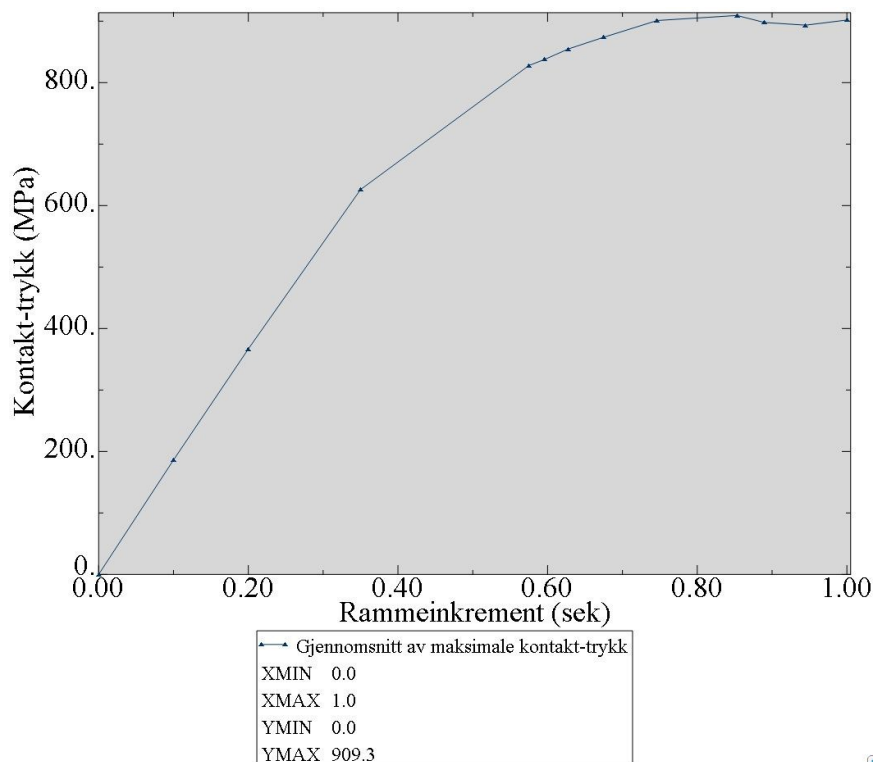


Figur 4-26: Kontaktrykk for øvre venstre ringspor ved boltlast på 134 MPa, uten internt trykk.



Figur 4-27: Kontakttrykk for øvre høyre ringspor ved boltlast på 134 MPa, uten internt trykk.

På Figur 4-28 vises en graf for gjennomsnittet av alle de maksimale kontaktrykkene ved flens- mot pakningsoverflaten. Det kan sees at gjennomsnittet av de maksimale kontaktrykkene er på 909,3 MPa.



Figur 4-28: Gjennomsnitt av maksimale kontaktrykk ved flens- mot pakningsoverflatene.

Gjennomsnittlige og maksimale kontakttrykk kan sees på felles graf i Vedlegg F. Endelige kontakttrykk for alle analysestegene kan sees i *Tabell 4-7*. Det gis også her en oversikt over resterende resultater fra analysen. Legg merke til at maksimalverdier gjelder for hvert analysesteg.

Tabell 4-7: Resultater for maksimale spenninger, tøying og kontaktrykk under analysen.

Navn steg	Maks. Von Mises-spenning i pakning [MPa]	Maks. ekvivalent plastisk tøying pakning [-]	Maks. Von Mises-spenninger i flenshalvdeler [MPa]	Maks. ekvivalent plastisk tøying i ringspor [-]	Kontaktrykk i ringspor ved slutten av steget [MPa]	Internt trykk
Påføring boltlast	395.0	0.050	528.0	0.002	905.6 H. oppe RS.	-
Trykk 1	354.7	0.087	333.8	0.001	751.9 V. oppe RS.	Atmosfærisk
Trykk 2	291.8	0.087	258.5	0.001	618.2 H. nede RS.	150 %
Trykk 3	291.8	0.087	258.5	0.001	618.1 H. nede RS	Hold 1 time
Trykk 4	371.1	0.087	351.8	0.001	793.3 V. nede RS.	Utløst
Trykk 5	310.0	0.087	273.2	0.001	649.8 H. nede RS.	150 %
Trykk 6	309.8	0.087	273.2	0.001	650.1 H. nede RS.	Hold 1 time
Trykk 7	370.9	0.087	351.8	0.001	793.4 V. oppe RS.	Utløst
Trykk 8	338.6	0.087	311.0	0.001	714.0 H. nede RS.	50 % av 150 %
Trykk 9	305.8	0.087	276.2	0.001	647.8 H. nede RS.	75 % av 150 %
Trykk 10	291.8	0.087	258.4	0.001	617.9 H. nede RS.	100 % av 150 %
Trykk 11	291.8	0.087	258.4	0.001	618.0 H. nede RS.	150 % hold i 1 time
Trykk 12	319.8	0.087	293.7	0.001	679.4 H. nede RS.	50 % av 150 %
Trykk 13	324.5	0.087	292.1	0.001	681.3 H. nede RS.	75 % av 150 %
Trykk 14	310.0	0.087	273.2	0.001	649.5 H. nede RS	100 % av 150 %
Trykk 15	309.7	0.087	273.2	0.001	650.0 H. nede RS.	150 % hold i 1 time
Trykk 16	338.7	0.087	311.1	0.001	714.2 H. nede RS.	50 % av 150 %
Trykk 17	324.4	0.087	292.1	0.001	681.4 H. nede RS.	75 % av 150 %
Trykk 18	310.0	0.087	273.2	0.001	649.5 H. nede RS.	100 % av 150 %
Trykk 19	352.4	0.087	332.8	0.001	752.4 V. nede RS.	Utløst
Trykk 20	291.1	0.087	258.2	0.001	618.6 H. nede RS.	150 %
Trykk 21	291.2	0.087	258.3	0.001	618.5 H. nede RS.	Hold i 1 time
Trykk 22	367.1	0.087	350.9	0.001	794.8 V. nede RS.	Utløst
Trykk 23	309.5	0.087	273.0	0.001	650.1 H. nede RS.	150 %
Trykk 24	309.3	0.087	272.9	0.001	650.4 H. nede RS.	Hold i 1 time
Trykk 25	367.3	0.087	350.9	0.001	795.0 V. nede RS.	Utløst
Trykk 26	309.5	0.087	273.0	0.001	650.1 H. nede RS.	150 %
Trykk 27	309.3	0.087	272.9	0.001	650.4 H. nede RS.	Hold i 1 time
Trykk 28	367.2	0.087	350.9	0.001	795.0 V. nede RS.	Utløst
Trykk 29	364.0	0.087	346.5	0.001	775.3 H. nede RS.	5 % av 150 %
Trykk 30	364.0	0.087	346.5	0.001	775.3 H. nede RS.	Hold i 1 time
Trykk 31	364.0	0.087	350.9	0.001	794.9 V. nede RS.	Utløst

Tabell 4-8: Evaluering av maksimale Von Mises-spenninger i UNS S318003.

Navn steg	Von Mises-spenninger i flenshalvdeler	Flytegrense fra strekktester UNS S318003	Minimumskrav til flytegrense ASME (2010)	Temperatur	Internt trykk
-	[MPa]		[MPa]	[°C]	-
Påføring boltlast	528.0	526	448	20	-
Trykk 1	333.8	385-308	-	20 til 345	Atmosfærisk
Trykk 2	258.5	385-308	-	345	150 %
Trykk 3	258.5	385-308	-	345	Hold 1 time
Trykk 4	351.8	-	448	345 til -18	Utløst
Trykk 5	273.2	526	448	-18 til 20	150 %
Trykk 6	273.2	526	448	20	Hold 1 time
Trykk 7	351.8	526	448	20	Utløst
Trykk 8	311.0	526	448	20	50 % av 150 %
Trykk 9	276.2	385-308	-	20 til 345	75 % av 150 %
Trykk 10	258.4	385-308	-	345	100 % av 150 %
Trykk 11	258.4	385-308	-	345	150 % hold i 1 time
Trykk 12	293.7	385-308	-	345	50 % av 150 %
Trykk 13	292.1	-	448	345 til -18	75 % av 150 %
Trykk 14	273.2	-	448	-18	100 % av 150 %
Trykk 15	273.2	-	448	-18	150 % hold i 1 time
Trykk 16	311.1	-	448	-18	50 % av 150 %
Trykk 17	292.1	526	448	-18 til 20	75 % av 150 %
Trykk 18	273.2	526	448	20	100 % av 150 %
Trykk 19	332.8	385-308	-	20 til 345	Utløst
Trykk 20	258.2	385-308	-	345	150 %
Trykk 21	258.3	385-308	-	345	Hold i 1 time
Trykk 22	350.9	-	448	345 til -18	Utløst
Trykk 23	273.0	-	448	-18	150 %
Trykk 24	272.9	-	448	-18	Hold i 1 time
Trykk 25	350.9	-	448	-18	Utløst
Trykk 26	273.0	-	448	-18	150 %
Trykk 27	272.9	-	448	-18	Hold i 1 time
Trykk 28	350.9	526	448	-18 til 20	Utløst
Trykk 29	346.5	526	448	20	5 % av 150 %
Trykk 30	346.5	526	448	20	Hold i 1 time
Trykk 31	350.9	526	448	20	Utløst

5. Diskusjon

I følgende kapittelet vil det bli diskutert rundt resultatene i oppgaven, i tillegg vil viktige funn og mangler bli lagt frem.

5.1 Integritetstesting av flensforbindelsen

Fra litteraturstudiet under oppgaven har det blitt funnet flere publiserte verk omkring bruken elementmetoden i henhold til flensforbindelser. Derimot er det publisert minimalt av litteratur omkring hvordan integriteten til flensforbindelser evalueres og testes. Det skal nevnes at litteratur/dokumentasjon rundt temaet kan være publisert, men er vanskelig å komme over. Hvorfor dette er tilfellet kan det stilles spørsmål rundt. Ved å synliggjøre dokumentasjon på dette kan det oppnås en bredere forståelse av flensforbindelser, og dermed minske risikoen for lekkasjer. Etter gjennomgang av flere vitenskapelige verk er det tydelig at flensforbindelser gjennomgår hydrostatisk trykktester når de er tilføyd systemet de er del av, og etter en viss driftstid. Og i standarden ASME B16.5 (2009) legges det frem at flenser kan bli utsatt for hydrostatisk trykktester som gjennomføres på rørsystemer de er tilføyd. Standarden ASME B16.5 legger frem at det ikke settes krav til at flensforbindelser skal trykktestes enkeltvis. Ettersom flensforbindelser er kompliserte forbindelser hvor materialvalg, dimensjonering, trykk- og temperaturringering er del av designet, burde de gjennomgå trykktester før de er tilføyd i systemer, for å bekrefte at alt er i riktig stand. På en annen side kan det forstås at det ikke er påsatt krav til trykktesting av hver enkelt flensforbindelse. Da dette vil medføre mye påsatt tid per flensforbindelse, i tillegg til kostnader og leveringstid. Produsenter av flensforbindelser er ansvarlig for produksjonsprosessen etter standardkrav, og tillegg ansvarlig for leveranse. Det kan da tenkes at produsentene vil overlate trykktestingen av forbindelsen til innkjøperen. Hvordan flensforbindelser som monteres subsea, eller etter en viss driftstid blir trykktestet har det ikke blitt funnet litteratur på.

Trykktestprosedyren fra standarden ISO 10423 (2009) er som nevnt et duplikat av standarden API 6A. Dermed er trykktestprosedyren beregnet for API flensforbindelser. Ettersom trykktesten er den eneste som har blitt funnet under litteraturstudiet, ble den tatt i bruk for å kunne gjennomføre en trykktestsimulering i Abaqus. Ring Joint flensforbindelsen er dimensjonert etter standarden ASME B16.5 (2009), dette kan ha effekt på resultatene fra trykktestanalysen.

5.2 Mekaniske egenskaper

5.2.1 Flenshalvdelmaterialet UNS S31803

Strekktester utført på flenshalvdelmaterialet ble utført med romtemperatur som referansetemperatur. Strekktestmaskin med varmeovn har ikke vært tilgjengelig under denne oppgaven, og store kostnader er involvert ved slike tester. Dermed ble ikke nye strekktester utført for å innhente temperaturavhengige mekaniske egenskaper til UNS S31803. Derimot ble en temperaturfaktor estimert. Temperaturfaktoren resulterte fra behandling av karbonstålet S355 og ble benyttet til å beregne nye flytespenninger med temperaturavhengighet ved temperaturene 100-400 °C. Dermed ble karbonstålet benyttet som en tilnærming. Det skal nevnes at prøvestykkene var av varmvalset platemateriale, materialegenskapene vil dermed ha styrker som ikke er vanlige for produktform av smidd bar.

Fra behandlingen av strekktesterresultater fra UNS S31803 er det funnet en flytegrense på 526 MPa for materialet. Standarden ASTM A479/A479M (2012) setter et minimumskrav på 450 MPa for materialet, ved temperaturen 20 °C. Standarden BPVC ASME (2010) lister en flytegrense på 448 MPa. Begge standardene lister en betydelig mindre verdi, enn den som ble funnet fra strekktestresultater.

5.2.2 Pakningsmaterialet UNS S31603

Det ble ikke gjennomført strekktester av pakningsmaterialet UNS S31603 under oppgaven. Igjen er dette av årsak til den økonomiske betraktningen, men også på grunn av at det er tidskrevende å innhente Ring Joint pakningen. Dermed ble resultater av strekktester fra en relevant kilde benyttet til å oppgi materialegenskaper for pakningen i programvaren Abaqus. Det skal nevnes at prøvestykkene av 316L fra Blandford et al. (2007) var av varmvalset, glødet og dekapert platemateriale. Dette materialet er dermed kun en tilnærming til et eventuelt pakningsmateriale. Flere litteratursøk etter materialdata for pakninger av 316L ble gjennomført, og artikkelen av Blandford et al.(2007) var av størst relevans, dermed ble denne benyttet som referansedata til materialegenskaper for pakningen i Abaqus. Det ble lagt merke til at strekkfastheten til materialet befinner seg ved høye flytespenninger for de ulike temperaturene. 316L har vanligvis en strekkfasthet rundt 400 MPa. Hvorfor verdiene fra Blandford et al. (2007) er blitt satt til så høye verdier er ikke blitt funnet.

5.3 Aksesymmetrisk elementmetodemodell

Elementmetodemodellering og analyser av flensforbindelser kan benyttes til evaluering av integritet. Det kan diskuteres om elementmetodeprogramvaren gir realistiske resultater, men den kan gi en indikasjon på hvordan integriteten til flensforbindelser vil påvirkes i virkelige systemer. Urealistiske resultater kan forekomme grunnet det er lett for å gjøre feil i implementeringen i programvaren, ettersom det er så mange parametere som skal implementeres. Arbeidet bør derfor utføres av kompetente fagfolk både innenfor elementmetoden i Abaqus og flensforbindelser.

5.3.1 Trykktestprosedyre i Abaqus

Et statisk testtrykk på 150 prosent av designtrykket vil ta høyde for variasjoner i internt trykk som normalt kan oppstå i subsea rørsystemer. Ettersom analysen med trykktestprosedyren er en ren statisk analyse, vil ikke tid har effekt på resultatene, dette kan sees i *Tabell 4-7*. Det kan sees at Von Mises-spenningene ikke er påvirket av at steget simuleres til å holdes i én time. Tidsperioden har uansett blitt valgt å simuleres, for å få frem prosedyren av trykktestingen. Resultater fra simulering av integritetstestanalysen viser at flensforbindelsen har de høyeste spenningskonsentrasjonene i ringsporet under påføring av boltlasten. Ved driftstilstand, ved påført internt trykk, vil den maksimale Von Mises-spenningen befinne seg i kontaktoverflatene til pakningen. Dette stemmer godt overens med at pakningen vil etter påført boltlast, inneha de største spenningene grunnet den plastiske deformasjonen som oppstår og det interne trykket. De maksimale Von Mises-spenningene i flenshalvdelen ble kartlagt i figurene *Figur 4-9* til *Figur 4-19*, mens de maksimale Von Mises-spenningene i pakningen ble lagt frem i vedlegg. Flenshalvdelmaterialet UNS S31803 har større betydning for helteten i oppgaven, grunnet evaluering av flytegrensene ved de forskjellige temperaturene. Av denne grunn blir disse inkludert i oppgaveteksten.

Ved påføring av boltlasten oppstår en maksimal Von Mises-spenning på 528 MPa i ringsporet av flenshalvdelen. I henhold til behandlingen av strekktesterresultater fra UNS S31803, er flytegrensen på 526 MPa for materialet. Dette tilsier at spenningen ligger over flytegrensen, som vil medføre et lite område som blir deformert i ringsporet. Dette er en tidvis vanlig forekomst, bekreftet av en kompetent ventiloperatør (Gjengedal, Fyllingen, & Sture, 2013). I resterende analysesteg vil den maksimale Von Mises-spenningen i ringsporet ligge under flytegrensen. Dette med unntak av Trykk 1 og Trykk 19, hvor det ikke med sikkerhet kan bekreftes at flytegrensen overstiges, grunnet den spesifikke trykktesttemperaturen på 345 °C.

I pakningen forekommer den største Von Mises-spenningen under boltlaststeget. Den har her en verdi på 395 MPa. Det eksisterer også høye Von Mises-spenninger i pakningen når følgende steg gjennomføres: påført atmosfærisk trykk og utløst test-tykk. Disse spenningene oppstår i pakningens kontaktoverflater. Til forskjell fra flenshalvdelene, skal pakningen plastisk deformeres. Dermed er det forbehold at Von Mises-spenningene vil overgå flytegrensen. Det skal nevnes at pakningsmaterialet fra Blandford et al. (2007) hadde betraktelig høyere mekaniske egenskaper enn det standardene ASTM A479/A479 M (2012), og ASME BPVC lister.

Simuleringen resulterte i en maksimal ekvivalent plastisk tøyning på 5,0 prosent i pakningen ved påføring av boltlast. I resterende analysesteg har den maksimale plastiske tøyningen en verdi på 8,7 prosent. Dette er en økning på 3,7 prosent, og oppstår grunnet påføringen av interne trykk. I flenshalvdelens ringspor oppstod en ekvivalent plastisk tøyning på 0,1 prosent under påføring av boltlast, og forholdt seg tilnærmet konstant under resten av analysen. Den plastiske tøyningen på 0,1 prosent resulterer fra at flytespenningen har blitt oversteget med 2 MPa.

Kontakttrykket på 905,6 MPa etter påført boltlast, er det høyeste påviste kontakttrykket under hele trykktestanalysen. Ved utløsning av testtrykk, prosentvis påføring av testtrykk, og atmosfærisk trykk, har kontakttrykket høyere verdier enn ved vanlig testtrykk. Dette er i samsvar med resultatene for de høye Von Mises-spenningene ved samme steg. Dette resulterer fra at lavere testtrykk vil forsterke boltlasten og dermed øke kontakttrykket. Mens ved påføring av høyere testtrykk vil kontakttrykket reduseres.

5.3.2 Siging i Ring Joint flensforbindelsen

Ved å se på smeltetemperaturen til materialene ble det funnet at den kritiske sigingstemperaturen for materialene lå under ekstremtemperaturen for hydrokarbonproduksjon. Dermed er Ring Joint flensforbindelsen i kontakt med hydrokarbonproduksjon i normale driftsforhold, ikke utsatt for kritisk siging. Ved et ekstremt driftsforhold på 300 °C vil flensforbindelsen heller ikke være utsatt for kritisk siging.

Ettersom den maksimale test-temperaturen for trykktesten fra ISO 10423 (2009) er på 345 °C, vil heller ikke flensforbindelsens flens- og pakningsmateriale være utsatt for kritisk siging.

6. Konklusjon

Utilstrekkelig, eller feil montering, galt materialvalg, dimensjoneringsfeil, degraderingsmekanismer og designvalg er blant årsaker som truer integriteten til flensforbindelser. Ideelt sett skulle det tenkes at det å følge standarder, retningslinjer og påsatte lover ville hindre at flensforbindelser utsettes for svikt i integriteten. Derimot er virkelighetsbilde et annet. Etersom Ring Joint flensforbindelser har en omtrentlig levetid på 30 år, vil en slik tidsperiode kunne føre med seg uforutsette hendelser, feilavgjørelser og vurderinger. Overvåkningsmetoder er viktig å benytte for subsea rørsystemer med flensforbindelser som skjøt, men er ikke effektiv om flensforbindelsen ikke er integritetstestet med systemet før idriftsetting. Integriteten kan ved trykktesting, tidlig hjelpe til å evaluere om flensforbindelsen er klar for å driftsettes med rørsystemet. Etter arbeidet med oppgaven konkluderes det med at flensforbindelser som regel blir utsatt for hydrostatisk trykktester av rørsystemer de er del av. Trykktestene utføres etter at forbindelsen er tilføyd systemet den er del av, og etter en viss operasjonstid.

Det ble utført en studie på degraderingsmekanismen siging i henhold til flensforbindelser. Flere vitenskapelige artikler nevner at flensforbindelsens materialer kan gjennomgå siging etter hydrostatisk trykktesting. Modellering av degraderingsmekanismen siging i Abaqus innebærer bruk av materialkonstanter for paknings- og flensmaterialet. Dette er ikke en enkel sak da materialkonstanter for en sigingslov varierer med materialer, retning på kornstruktur i materialet, og for forskjellige temperaturer. Etersom materialkonstantene varierer for forskjellige temperaturer ble det sett på sigingstemperaturen for flens- og pakningsmaterialet. Den kritiske sigingstemperaturen ble funnet å være ikke relevant for Ring Joint flensforbindelsen under de valgte forholdene for oppgaven.

Det har ikke vært mulig å gjennomføre egne strekktester på flens- og pakningsmaterialet, grunnet tid og kostnader. Materialeegenskaper for UNS S31603 er betraktet som en tilnærming for Ring Joint pakningen, ettersom dette av varmvalset platemateriale. Flenshalvdelmaterialet UNS S31803 med de temperaturavhengige materialeegenskapene oppnådd fra karbonstålet S355, må også betraktes som en tilnærming. Dette betyr at de mekaniske egenskapene for flens- og pakningsmaterialet implementert i elementmetodeanalysen, vil resultere i resultater som ikke er fullstendig realistisk for Ring Joint flensforbindelsen.

Trykktestprosedyren fra ISO 10423 (2009) i en elementmetodeanalyse har gitt muligheten til å evaluere hvordan flensforbindelsens integritet blir påvirket under testforhold. Den

Kapittel 6 Konklusjon

aksesymmetriske elementmetodemodellen av Ring Joint flensforbindelsen gir Von Mises-spenninger i ringsporet som ligger over flytegrensen fra strekktesttemperaturene for flenshalvdelmaterialet UNS S31803. De maksimale spenningene oppstod under påføringen av boltlasten på 134 MPa. Dette resulterte i en plastisk tøyning på 0,1 prosent i ringsporet. En økning til 0,2 prosent ble observert under operasjonstilstand.

Ettersom målet med oppgaven var å evaluere flensforbindelse og dens kompleksitet, samt integritetsbehov, har det kommet frem i studiet at flensforbindelsen kan utsettes for mange forskjellige feil og mangler. Ettersom at flere subsea felt blir automatisert vil en implementering av integritetsevaluering i elementmetodeprogramvare Abaqus være en ideell løsning, for verifisering av flensforbindelsen. Da et godt grunnarbeid med innhenting av data og gjennomføringer av trykktester virtuelt med materialdata, føre til kostnadsbesparelser i senere driftsperioder.

6.1 Videre arbeid

Korrosjon ble nevnt innledningsvis i dette studiet, men har ikke blitt betraktet videre i denne oppgaven, men er en degraderingsmekanisme som kan svekke integriteten til flensforbindelser. Det er derfor et forslag til videre arbeid å foreta en studie på hvilken effekt korrosjon har på flensforbindelser. Ettersom materialeegenskaper for pakningen i denne oppgaven er blitt innhentet fra strekktester utført på prøvestykker fra et varmvalset platemateriale, vil en videreføring av oppgaven kunne utføre strekktester på en Ring Joint metallpakning av 316L. Det vil også kunne utvikles en 3D-modell basert på den aksesymmetriske modellen av flensforbindelsen. Ettersom store spenninger oppstår i ringsporet av flenshalvdelen, vil det ved å redusere vinkelen i ringsporet, kunne resultere i lavere spenninger i dette området. Dette kan tas videre og evalueres med parameterstudium. Et videre arbeid vil også kunne ta for seg en termisk analyse ettersom termisk ekspansjon vil kunne påvirke integriteten til flensforbindelsen.

Litteraturliste

- Alkelani, A. A., Housari, B. A., & Nassar, S. A. (2008). *A Proposed Model for Creep Relaxation of Soft Gaskets in Bolted Joints at Room Temperature*. ASME.
- Alnæs, M. (2012). *Flenser - forprosjekt til masteroppgave*. Bergen.
- Ashby, M. F., & Jones, D. R. (2012). Creep and Creep Fracture. I *Engineering Materials 1* (ss. 311-362). USA: Elsevier Ltd.
- ASM International Handbook Committee. (1998). *Metals Handbook*. Materials Park, Oh.: ASM International.
- ASME. (2002). *Process Piping B31.3*. New York: The American Society of Mechanical Engineers.
- ASME. (2007). *Metallic Gaskets for Pipe Flanges B16.20*. New York: The American Society of Mechanical Engineers.
- ASME. (2009). *Pipe Flanges and Flanged Fittings B16.5*. New York: The American Society of Mechanical Engineers.
- ASME. (2010). *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*. New York, USA: ASME Boiler and Pressure Vessel Committee on Materials.
- ASTM. (2012). *Standard Specification for Stainless Steel Bars and Shapes for Use in Boilers and Other Pressure Vessels A479/A479M*. American Society for Testing and Materials.
- ASTM. (2012a). *Standard Specification for Forged or Rolled Alloy and Stainless Steel Pipe Flanges, Forged Fittings, and Valves and Parts for High-Temperature Service A182/A182M*. American Society for Testing and Materials.
- ASTM. (2012a). *Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products A370*. American Society for Testing and Materials.
- Bai, Y., & Bai, Q. (2012). 21.3. Subsea Connections. I *Subsea Engineering Handbook* (ss. 682-701). Gulf Professional Publishing.
- Berg, H.-P., Gersinska, R., & Sievers, J. (2010). *Procedure for Probabilistic Safety Assessment of Leaks and Breaks*. International Journal of Pressure Vessels and Piping.
- Blandford, R., Morton, D. K., Snow, S. D., & Rahl, T. E. (2007). *Tensile Stress-Strain Results for 304L and 316L Stainless Steel Plate at Temperature*. ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference.
- Bouزيد, A., & Chaaban, A. (1997). *An Accurate Method of Evaluating Relaxation in Bolted Flanged Connections*. Montreal, Canada: ASME.

- Chandler, K. A. (1985). *Marine and Offshore Corrosion* (1.. utg.). London: Butterworth & Co Ltd.
- Cook, R. D. (1995). *I Finite Element Modeling for Stress Anaysis*. USA: John Wiley & Sons, Inc.
- Cressler, J. D., & Mantooth, A. H. (2013). 76 Down-Hole Intrumentation Package for Energy Well Drilling. I R. Norman, *Extreme Environment Electronics* (s. 883). USA: Taylor and Francis Group.
- Dassault Systèmes c. (2012). *Abaqus Theory Manual 6.12*. Dassault Systèmes.
- Dassault Systèmes, a. (2012). *Abaqus/CAE User's Manual 6.12*. Dassault Systèmes.
- Dassault Systèmes, b. (2012). *Abaqus Analysis User's Manual 6.12*. Dassault Systèmes.
- Davis, J. (1998). *Metals Handbook* (2.. utg.). Materials Park, OH: ASM International Handbook Committee.
- Det Norske Veritas. (2008). *Structural Analysis of Piping Systems*. DNV.
- Det Norske Veritas. (2010, April). *Selection and Use of Subsea Leak Detection Systems*. DNV.
- Dieter, G. E. (1988). *Mechanical Metallurgy*. McGraw-Hill Book Company.
- EEMUA. (2004). *Guidelines for Materials Selection and Corrosion Control for Subsea Oil and Gas Production Equipment*. London.
- European Sealing Association / Fluid Sealing Association. (1998, September). *Publikasjoner: Guidelines for Safe Seal Usage*. Hentet Januar 21, 2013 fra Webområde for European Sealing Association:
http://www.europeansealing.com/uploads/resources/publications/ESA-FSA-Guidelines-Flange-Gaskets-009_98_ENG.pdf
- European Sealing Association. (2009, September). *Publikasjoner: BAT Guidance Notes*. Hentet Januar 21, 2013 fra Webområde for European Sealing Association:
http://www.europeansealing.com/uploads/resources/publications/ESA-Sealing-BAT-014_09_ENG_rev1.pdf
- European Sealing Association/Fluid Sealing Association. (1998, September). *europeansealing.com*. Hentet Oktober 2, 2012 fra
http://www.europeansealing.com/uploads/resources/publications/ESA-FSA-Guidelines-Flange-Gaskets-009_98_ENG.pdf
- FMC technologies. (2006, August). *www.fmctechnologies.com*. Hentet Desember 20, 2012 fra
http://www.fmctechnologies.com/~media/Subsea/Technologies/TieInSystems/Colleteral/Subsea%20Tie%20In%20Systems_low%20res.ashx?force=1&track=1

- Gjengedal, R., Fyllingen, Ø., & Sture, H. (2013). *Integrity Evaluation of Steel Flanges Joined with Metallic Gaskets*. Bergen: Trans Tech Publications.
- Hosford, W. F., & Caddell, R. M. (2007). *Metal Forming*. New York: Cambridge.
- Hossam, G. A., & Hossam, K. A. (2010, April 30). Review of Pipeline Integrity Management Practices. *Science Direct*, ss. 373-380.
- ISO. (2009). *ISO10423 Petroleum and Natural Gas Industries - Drilling and Production Equipment - Wellhead and Christmas Tree Equipment*. International Organization for Standardization.
- ISO. (2010). *ISO 13628-4 Petroleum and Natural Gas Industries - Design and Operation of Subsea Production Systems - Part 4: Subsea Wellhead and Tree Equipment*. Geneva: International Organization for Standardization.
- Larsen, P. K. (2010). *Dimensjonering av stålkonstruksjoner*. Trondheim: Tapir.
- Nechache, A., & Bouzid, A. H. (2007). *Creep Analysis of Bolted Flange Joints*. Elsevier Ltd.
- Norsk Standard. (1972). *Sekskantskruser, Unified Utførelsesklasse middels-delvis gjengede UNC-gjenger 1/4" t.o.m 1 1/2"*. Standard Norge.
- NORSOK. (2004). *NORSOK M-001 Material Selection*.
- OLF. (2011). *Håndbok i flensearbeid*. Oljeindustriens Landsforening rev. 03.
- Outinen, J., & Mäkeläinen, P. (1994). *Transient State Tensile Test Results of Structural Steel S355 (RAEX 37-52) at Elevated Temperatures*.
- Parisher, R. A., & Rhea, R. A. (2012). *Pipe Drafting and Design* (3.. utg.). USA: Elsevier.
- Pernegger, J., & Noble, S. (1998). *Automated finite element analysis of circular weld neck flange assemblies*. Elsevier Advanced Technology.
- Sandvik. (2012). *Sandvik Materials Technology*. Hentet Mars 18, 2013 fra <http://www.smt.sandvik.com/en/materials-center/material-datasheets/bar-and-hollow-bar/bar/sanmac-2205/>
- Sato, T., & Kado, K. (2005). *Inelastic Analysis of Dissimilar Material Flanges with Metal Ring Gaskets at Elevated Temperatures*. Denver, Colorado USA: ASME Pressure Vessels and Piping Division Conferance.
- SINTEF. (2009). *OREDA Offshore Reliability Data Handbook*. Trondheim: OREDA.
- Sture, H. (2012). *Integrity Evaluation of Duplex Stainless Steel Flanges*. Bergen: Norwegian University of Science and Technology.

Stikkordregister

For formålet med denne oppgaven gjelder følgende begrep og definisjoner.

Tabell 1: Stikkordregister.

Hva	Beskrivelse	Kilde
Trykkintegritet	Strukturell og lekkasjefri evne av et produkt til å inneholde påført trykk	(ISO, 2009)
Romtemperatur	Hvilken som helst temperatur mellom 4 °C og °C 50	(ISO, 2009)
Elastisk Materiale	En egenskap som tillater et materiale til å gjenoppnå dets originale form etter at en deformerende kraft er fjernet.	
Plastisk Materiale	Et materiale sin egenskap til å gjennomgå permanent forandring i form.	
Subsea	Olje og gass sammenheng. Relaterer til leting, boring og utvikling av olje- og gassfelt ved undervannsoopererte områder.	
AUV	Et selvstyrt undervannsfartøy.	
ROV	Et manuellstyrt undervannsfartøy som utfører diverse arbeid under havoverflaten.	
Subsea umbilical	En kabel som leverer nødvendig kontroll, energi (hydraulisk, elektrisk) og kjemikalier til undervanns olje- og gassbrønner, undervanns manifolder og ROV'er. Brukes også i sammenheng med boring og overhalingsaktiviteter.	
Maksimum temperatur	Den høyeste temperaturen av væsken som kan være i kontakt med systemet	(ISO, 2009)
Minimum temperatur	Den laveste omgivelsestemperaturen som systemet kan bli utsatt for	(ISO, 2009)
Holde periode	Tidsperiode som systemet er utsatt for trykk og isolert fra trykk-kilden	(ISO, 2009)
Rustfritt stål	Stål som inneholder mer enn 11 % massefraksjon	(ISO, 2009)
Weld neck flensforbindelse	Flens med en <i>nakke</i> på motsatt side av tetningsflaten som er tilberedt med en skråkant som kan sveises med tilsvarende rør eller overgangsstykke	(ISO, 2009)
Smeltepunkt	Temperaturen hvor et rent metall eller sammensetninger forandres fra et fast legeme til flytende; temperaturen hvor den flytende fasen og faste fasen er ved likevekt.	(ASM International Handbook Committee, 1998)

Vedlegg

Vedlegg A: Definisjon av masteroppgave

Student: Merethe Alnæs

Bakgrunn

En skjøtemetode av flenset forbindelse er mye brukt i olje- og gassindustrien. Dette er en skjøt som er en kritisk del av subsea rørsystemer, og det er viktig at denne innehar god integritet for at lekkasjer ikke skal oppstå. En Ring Joint flens er brukt i subsea prosessrørsystemer som har tilknytning til høye brønnstrømninger og trykk. Alle komponentene i flensforbindelsen har stor innvirkning på om forbindelsen holder tett. Dette gjelder flenshalvdeler, sveis, pakning og bolter.

Formål

I og med at flensedede forbindelsene eksisterer i et stort antall, er det av interesse å se på hvordan integriteten blir evaluert/testet.

Kandidaten skal finne dokumentasjon på eksisterende tester som utføres på flenser gjennom litteraturstudium.

Kandidaten skal videreutvikle en numerisk modell av en flenset forbindelse. Det er sentralt å se på sammenhengen mellom materialeegenskapene i pakningen og i flensen for å skape en god tetning. I den forbindelse kan også boltene og bolt-spenning evalueres.

I en brønnstrøm vil det normalt være høy temperatur på hydrokarbonene. Derfor bør også temperatureffekten på materialene tas med i vurderingene.

Metoder

Metode for å finne testmetoder vil være litteratursøk i vitenskapelige databaser og standarder, eventuelt supplert med intervjuer av fagpersonell som utfører tester av denne type utstyr.

Gjennomføring av en modell av Ring Joint flens i Abaqus, Finite Element Method (FEM), hvor parameterstudium vil bli utført.

Veiledere og innleveringsfrist

Veileder ved NTNU er Olav Egeland.

Veiledere ved HiB er Ragnar Gjengedal og Ørjan Fyllingen

Innleveringsfrist for oppgaven fastsettes i henhold til NTNU sitt regelverk.

Vedlegg B: Mekaniske egenskaper – isotropisk materialevaluering
Tabell 1: Mekaniske egenskaper for prøvestykket av flensmaterialet UNS S31803.

Retning / Type	Prøve- stykkedel	Posisjon fra senter	Sann flytespenning			
			Flytespenning	Gjennomsnitt	Min. / Maks.	St. avvik
-	-	[mm]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
Lang / Liten	C1	29	540	541	534	5,5
	C2	29	546			
	D1	29	545			
	D2	29	534			
	C3	48	545	533	519	14,8
	C4	48	521			
	D3	48	519			
	D4	48	546			
	C5	82	564	557	545	9,1
	C6	82	545			
	D5	82	564			
	D6	82	554			
Tangentiell / Liten	F1	47	542	546	538	11,7
	F2	47	538			
	F3	47	538			
	F4	47	545			
	F5	47	566			
	E1	78,5	527	528	517	7,1
	E2	78,5	517			
	E3	78,5	525			
	E4	78,5	541			
	E5	78,5	530			
	E6	78,5	529			
	E7	78,5	528			
Radiell / Liten	A1	23,5	541	534	521	7,8
	A2	23,5	528			
	A3	23,5	540			
	A4	23,5	535			
	A5	23,5	541			
	A6	23,5	521			
	A7	23,5	529			
	A8	48	553	549	542	8,3
	A9	48	552			
	A10	48	563			
	A11	48	544			
	A12	48	542			
	A13	48	542			
	A15	85,5	530	540	527	10,9
	A16	85,5	555			
	A17	85,5	527			
	A18	85,5	538			
	A19	85,5	550			
	A20	85,5	540			

Vedlegg C: Omberegninger i oppgaven
Tabell 2: Omberegninger utført i oppgaven.

Beskrivelse	Omberegning
Omberegning fra megapascal til newton per kvadratmillimeter	$\text{MPa} = 1 * 10^6 \rightarrow \text{N}/\text{mm}^2 = 1$
Omberegning fra kilopond per kvadrattomme til megapascal	$\text{MPa} = [\text{ksi}] * 6.8948$
Omberegning fra bar til megapascal	10 bar = 1 MPa
Omberegning fra fahrenheit til grader celsius	$^{\circ}\text{C} = (^{\circ}\text{F} - 32) * \frac{5}{9}$
Omberegning fra kelvin til grader celsius	$^{\circ}\text{C} = \text{K} - 273.15$
Omberegning fra tommer til millimeter	1 tomme = 25.4 millimeter

Vedlegg D: Beregninger av boltlast

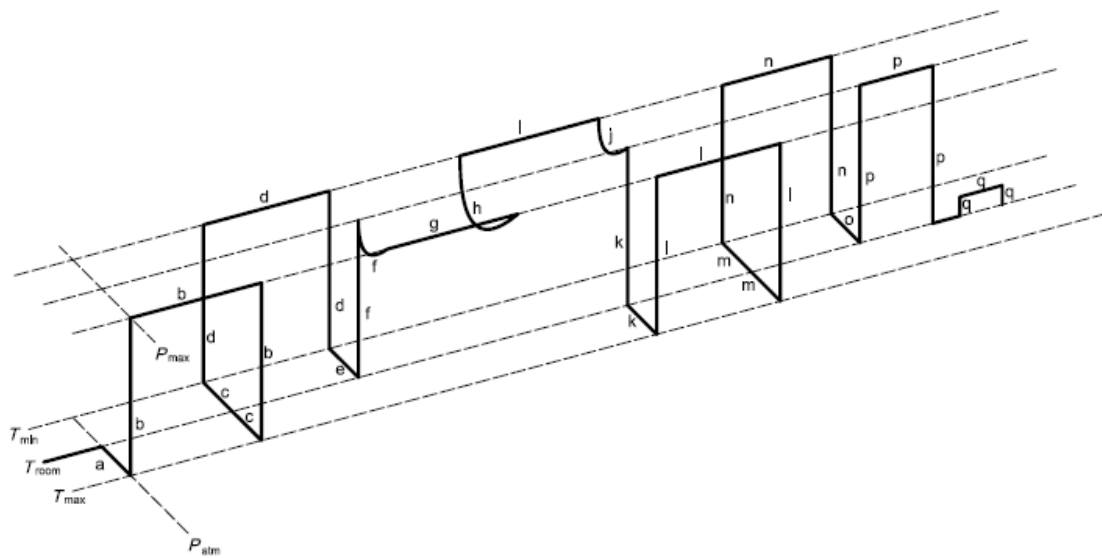
Tabell 3: Formler benyttet ved beregning av boltlast for flensforbindelsen (Sture, 2012), (ASME, 2010).

Beskrivelse	Formler	
Grunnleggende pakningsplasseringsbredde	$b_0 = \frac{w}{8}$	
Effektiv pakningsplasseringsbredde	$b_0 \leq 6\text{mm}$	$b = b_0$
Designlast operasjonstilstand	$W_O = 0.785G^2P + 2b\pi GmP$	
Designlast pakningsplasseringstilstand	$W_{PP} = \pi bGy$	
Minimumskrav for totalareal til bolter	$A_m = \max \left[\left(\frac{W_O + F_A + \frac{4M_E}{G}}{S_{bo}} \right), \left(\frac{W_{PP}}{S_{bg}} \right) \right]$	
Designlast for pakningsplasseringstilstand	$W_P = \left(\frac{A_m + A_b}{2} \right) S_{bg}$	$A_m \leq A_b$

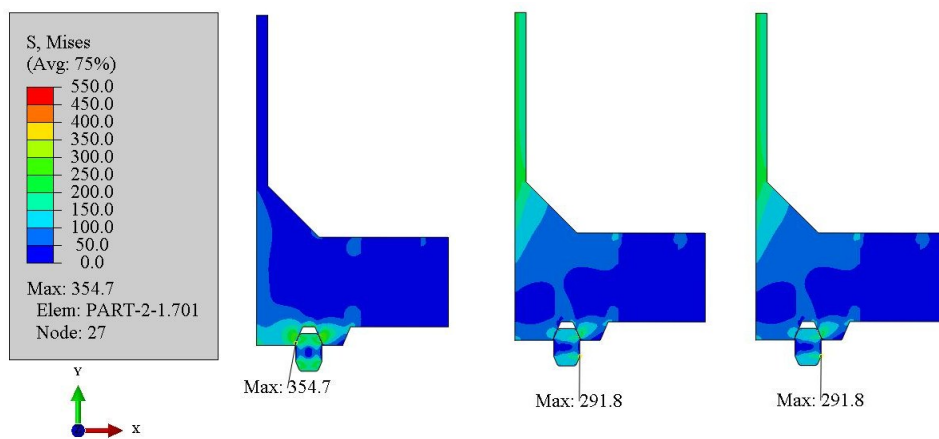
Tabell 4: Beregninger for flensforbindelsens boltlast (Sture, 2012), (ASME, 2010).

Beskrivelse	Symbol	Verdi	Enhet
Grunnleggende pakningsplasseringsbredde	b_0	1.391	mm
Effektiv pakningsplasseringsbredde	b	1.391	mm
Designlast operasjonstilstand	W_O	301865	N
Minimums designlast pakningsplasseringstilstand	W_{PP}	72510	N
Minimumskrav for totalareal til bolter	A_m	1755	mm ²
Valgt totalareal bolter	A_b	3104	mm ²
Designlast for pakningsplasseringstilstand	W_P	417874	N
Forspenning boltmateriale	S_{eb}	134	N/mm ²

Vedlegg E: Maksimal Von Mises-spenningsdistribusjon i pakningsmateriale

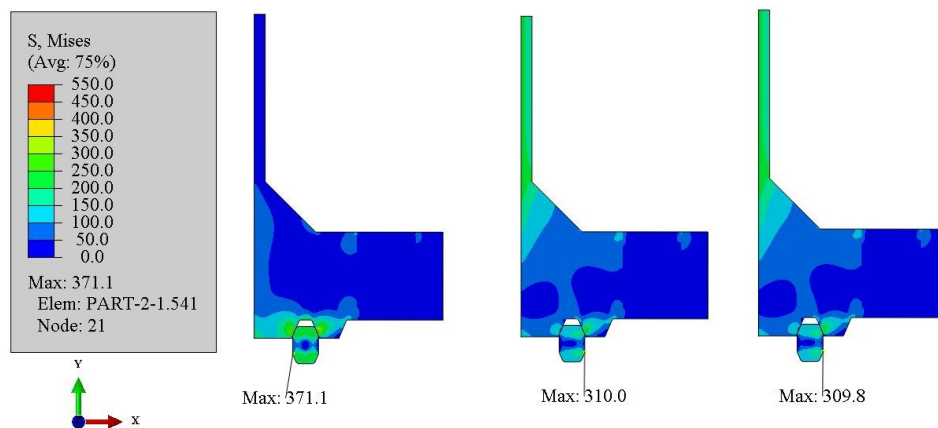


Figur 1: Trykktestprosedyre fra standarden ISO 10423 (ISO, 2009).



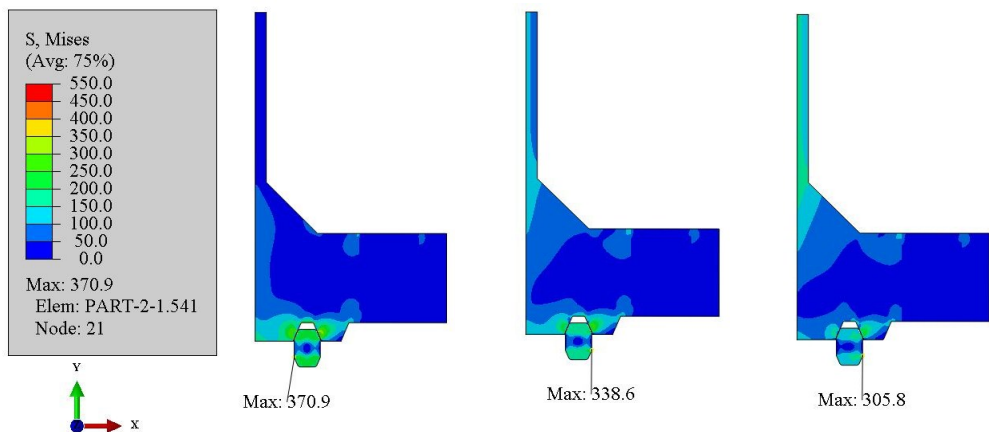
Figur 2: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.

Venstre: Atmosferisk trykk påført (a), Midten: Test-trykk påført (b), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (b)

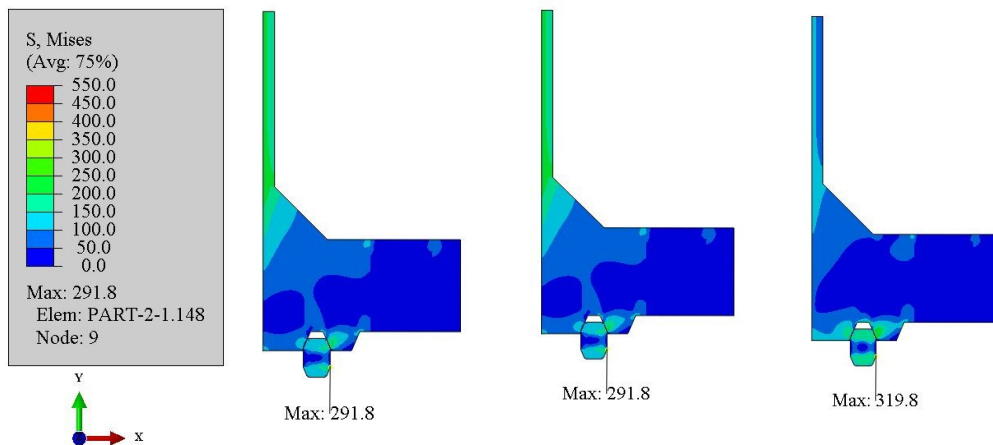


Figur 3: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.

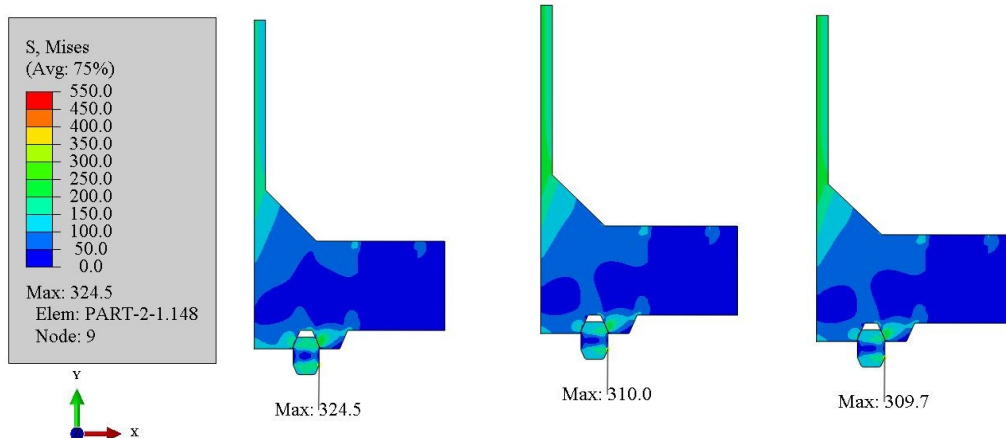
Venstre: Test-trykk utløst (b)(c), Midten: Test-trykk påført (d), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time(d)(e)



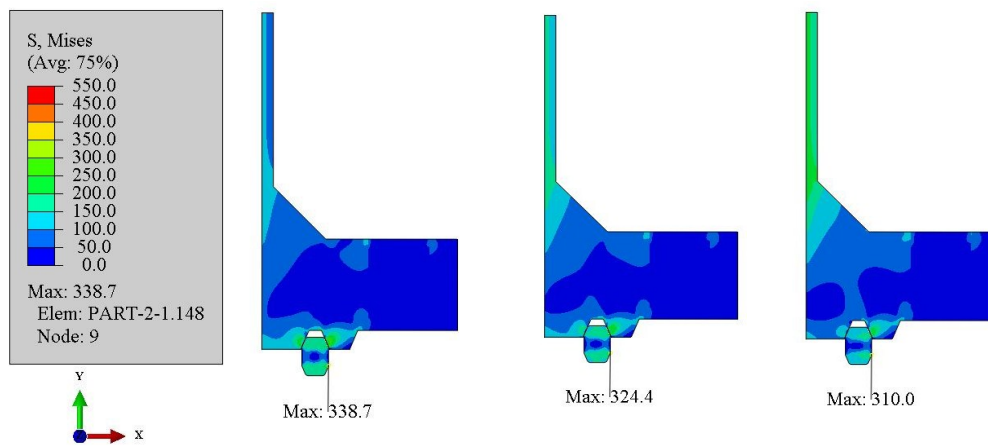
Figur 4: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.
Venstre: Test-trykk utløst (d), Midten: Påført 50 % av test-trykk (f), Høyre: Påført 75 % av test-trykk (g)



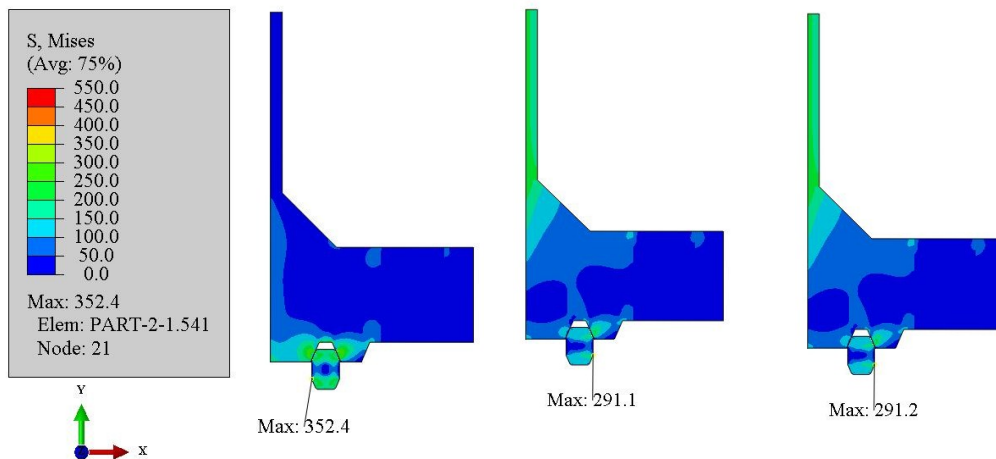
Figur 5: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.
Venstre: Påført 100 % av test-trykk (f), Midten: Test-trykk holdt i 1 time (g), Høyre: Påført 50 % av test-trykk (h)



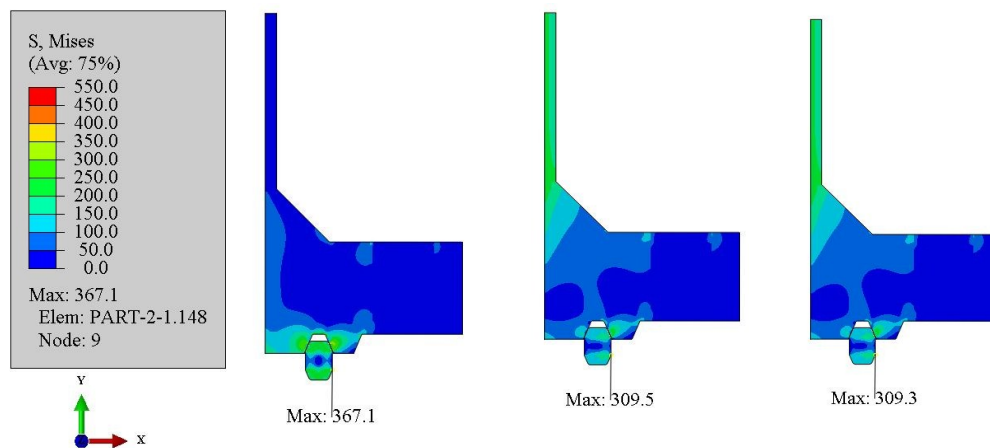
Figur 6: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.
Venstre: Påført 75 % av test-trykk (h), Midten: Påført 100 % av test-trykk (i), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (j)



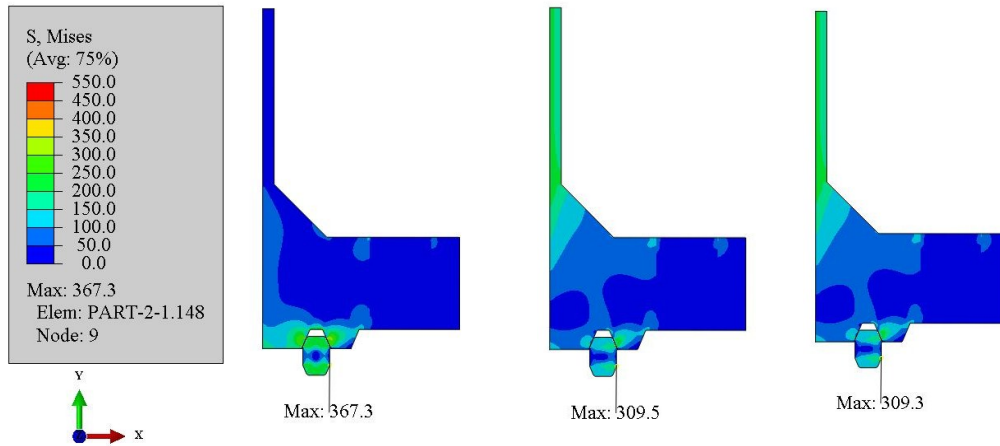
Figur 7: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.
Venstre: Påført 50 % av test-trykk (j), Midten: Påført 75 % av test-trykk (j), Høyre: Påført 100 % av test-trykk (j)



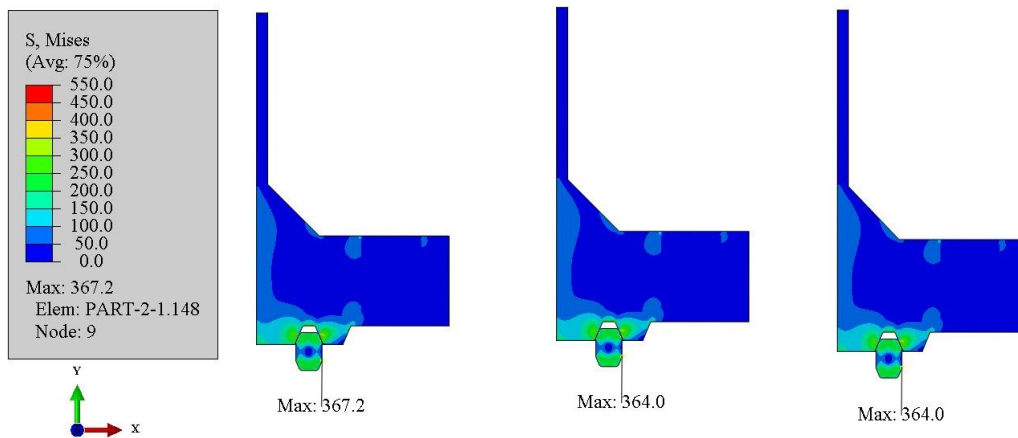
Figur 8: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.
Venstre: Test-trykk utløst (k), Midten: Test-trykk påført (l), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (l)



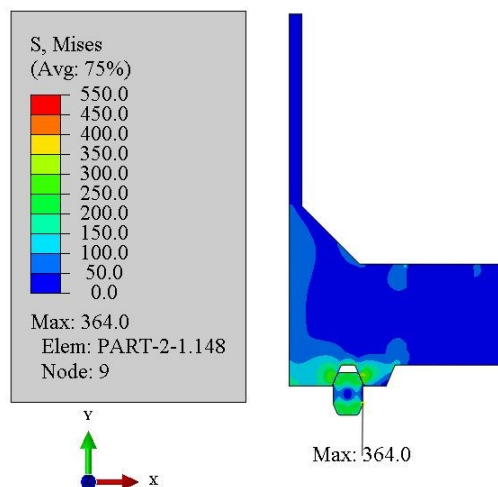
Figur 9: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.
Venstre: Test-trykk utløst (l), Midten: Test-trykk påført (m)(n), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (n)



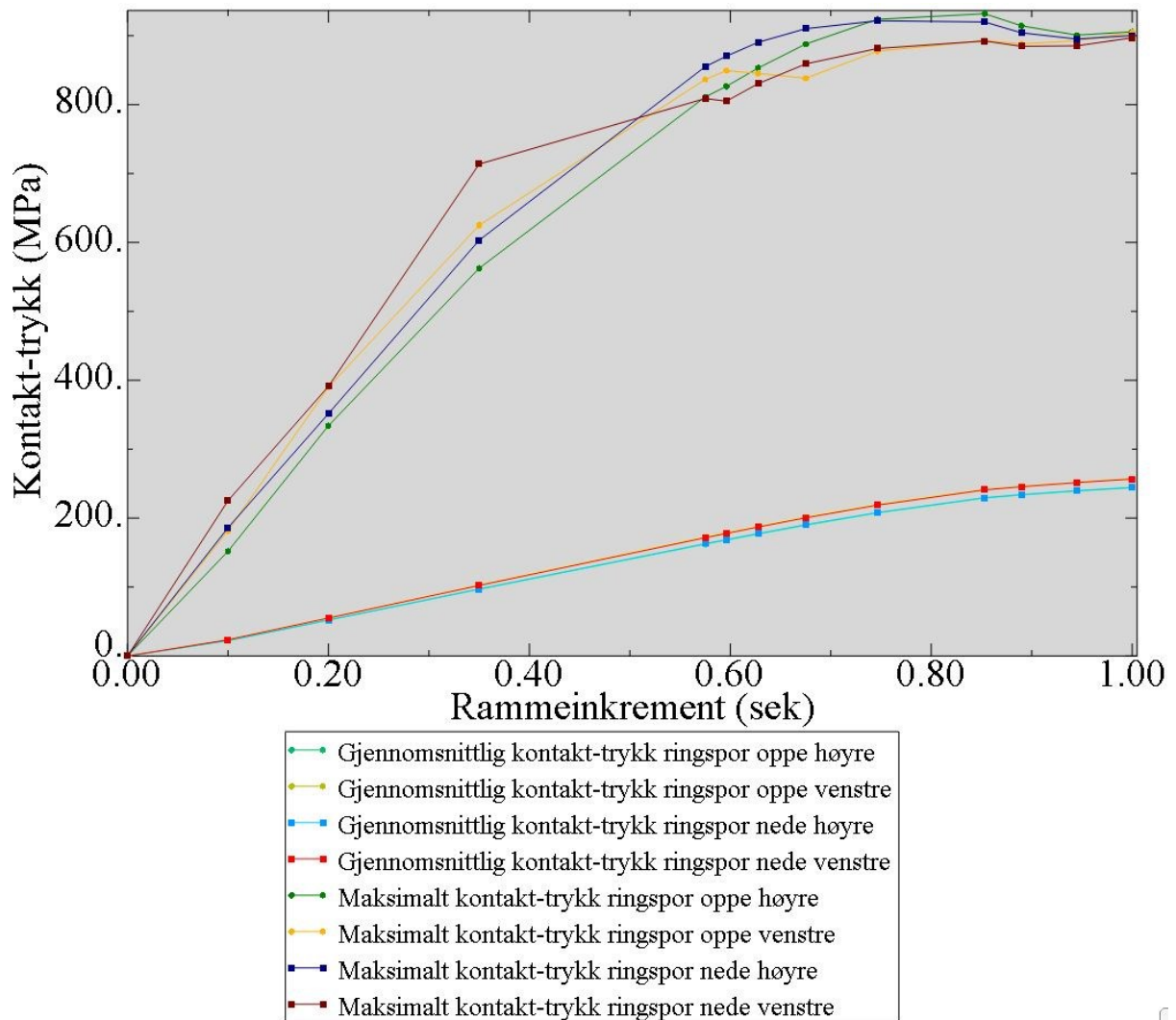
Figur 12: Von Mises spenningsdistribusjon i pakning.
Venstre: Test-trykk utløst (n), Midten: Test-trykk påført (o)(p), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (p)



Figur 10: Von Mises-spenningsdistribusjon i pakning.
Venstre: Test-trykk utløst (p), Midten: Påført 5 % av test-trykk (q), Høyre: Test-trykk holdt i 1 time (q)



Figur 11: Von Mises spenningsdistribusjon i pakning.
Test-trykk utløst (q).

Vedlegg F: Gjennomsnittlige og maksimale kontaktrykk under boltlaststeg


Figur 13: Gjennomsnittlige og maksimale kontaktrykk ved flens- mot pakningsoverflater under påføring av boltlast.