



Undersøkelse og optimalisering av maskindel i propellsystemet til skip

Jonas Møller Engebretsen

Produktutvikling og produksjon

Innlevert: juni 2014

Hovedveileder: Henry Sigvart Valberg, IPM

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for produktutvikling og materialer

NORGES TEKNISK-
NATURVITENSKAPELIGE UNIVERSITET
INSTITUTT FOR PRODUKTUTVIKLING
OG MATERIALER

MASTEROPPGAVE 2014
FOR
STUD.TECHN. JONAS MØLLER ENGBRETSSEN

UNDERSØKELSE OG OPTIMALISERING AV MASKINDEL I PROPELLSYSTEM TIL SKIP
Investigation of and optimization of machine part used in a propeller system for ships

Ved NTNU skal man i et forskningsprosjekt se på muligheten for å optimalisere en maskindel kalt tappskive i et propellsystem til båter. Delen som er av stål kan lages enten ved støping eller støping med etterfølgende varmsmiing og herdes før den sluttmaskineres hos produsenten.

I noen tilfeller har det ved bruk av denne komponenten oppstått sprekker i delen nær tappen på skiven. Når slike sprekker oppstår må delen byttes ut med en ny sprekkfri del, noe som medfører kostnader for bedriften. Bedriftene ønsker derfor å komme fram til produksjonsrutiner ved fremstilling av delen slik at dette problemet løses, det vil si at komponenten ved normal bruk er av en slik kvalitet at en unngår sprekkdannelse i denne under drift av systemet.

Kandidaten skal i masteroppgaven sin delta i arbeidet i prosjektet og analysere, diskutere og rapportere ulike aspekter ved produksjon av maskindelen; materialvalg, produksjon av del ved støping eller alternativt varmsmiing, herdingsforløp og herdedybder, maskinering av del, prøvning av del ved statisk og dynamisk testing.

Formålet med arbeidet er å komme fram til et forslag til et optimalt produksjonsforløp og å angi hvordan altyernative produksjonsparametre vil forvente å påvirke komponentens levetid ved bruk av denne i propellsystemet.

Kandidaten har i sitt prosjekt lært å modellere plastisk forming ved hjelp av programvaren DEFORM. En del av arbeidet i oppgaven skal derfor være å modellere anvendte testmetoder som strekkprøving og ekspansjonstesting på vedkommende del ved hjelp av DEFORM samt analysere smiprosessen som benyttes for delen.

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

Arbeidet i masteroppgaven skal risikovurderes. Hovedaktiviteter som er kjent/planlagt skal risikovurderes ved oppstart og skjema skal leveres innen 3 uker etter utlevering av oppgavetekst. Alle prosjekt skal vurderes, også de som kun er teoretiske og virtuelle. Skjemaet må signeres av veileder. Risikovurdering er en løpende dokumentasjon og skal

gjøres før oppstart av enhver aktivitet som KAN være forbundet med risiko. Kopi av signert risikovurdering skal være inkludert i vedlegg ved levering av rapport


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

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

Kontaktperson i industrien: Mette Nedreberg, Rolls Royce Marine AS


Torgeir Welo
Instituttleder


Henry Valberg
Faglærer

 NTNU
Norges teknisk-
naturvitenskapelige universitet
Institutt for produktutvikling
og materialer

Anerkjennelse

Jeg vil gjerne takke Henry Valberg for sitt engasjement og veiledning igjennom masteroppgaven. Veiledningen innebar oppfatning av maskindelens funksjon samt forståelse innen mekanisk dor- og strekktesting. Igjennom oppgaven har jeg opparbeidet meg ny kunnskap innen materialteknologi og forming av metaller, der Professor Henry Valberg har ledet meg inn i riktig retning. Noe som har vært til stor hjelp.

Mette Nedreberg fra Rolls Royce har også bidratt med hjelp, vedrørende tappskivens funksjon og dens laster. Generelle spørsmål ble stilt Mette der hun delegerte spørsmålene videre for mer utfyllende svar. Noe som var til stor hjelp under utarbeidelse av oppgaven.

Videre vil jeg rette en takk til Halvard Støwer for hjelp under monteringen av testmaskinene og forklaring av hvordan disse fungerer. Samt annen hjelp ved lisens justeringer i DEFORM 3D. Jeg vil også takke Quazi Sohail Ahmed for hjelp med installasjon av DEFORM 3D.

Carl Magnus Midtbø fortjener også en påskjønnelse for sitt engasjement under strekktestingen. Der han hjalp med montering av strekkstavene og bruk av maskinen.

Verkstedet har bidratt med maskinering av prøvestaver, ekspansjonsbiter og dor, der jeg vil rette en takk til Børge Holen og hans lærlinger.

Takker også William Topper Breien for moralsk støtte.

Forord

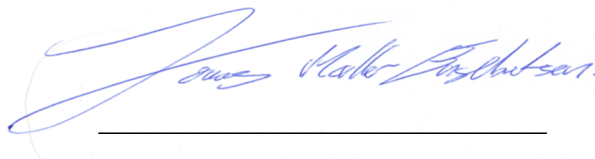
Rapporten er skrevet i forbindelse med et 2-årig masterprogram innen Produktutvikling og Produksjon ved instituttet for Produktutvikling og Material, fakultetet for Ingeniørvitenskap og Teknologi på Norges Tekniske-Naturvitenskaplig Universitet, NTNU. Rapporten er skrevet våsemesteret 2014 og utgjør 30 studiepoeng med en arbeidsperiode på 20 uker. Der ansvarlig veileder er Professor Henry Valberg.

Rapporten er en del av et større forskningsprosjekt fra Rolls Royce Marine Ulsteinvik. Der de ønsket en studie på forbedring av en maskindel i propellsystem på skip. Der denne rapporten beskriver og dokumenterer startfasen av et lengre prosjekt.

Masteroppgaven omhandler teori rundt materialvalg, materialtesting, herdedybde, smiing og beregninger. Før resultater fra lineær-elastisk og elastisk-plastiske analyser og materialtesting av maskindelens egenskaper blir presentert mot slutten av oppgaven.

Programvare:

- DEFORMTM 2D/3D v.10.2, Scientific Forming Technologies Corporation
- Siemens NX 8.0, Siemens PLM Software
- Microsoft Word 2010, *Microsoft Corp.*
- Microsoft Excel 2010, *Microsoft Corp.*
- EndNote X7, *THOMSON REUTERS*
- Snagit 11, *TechSmith*
- Mathcad Prime 2.0, *PTC*



Jonas Møller Engebretsen

10, juni 2014

Norwegian University of Science and Technology, Gløshaugen

Trondheim, Norway

Summery

These master thesis include investigation and optimization of a mechanical part located in the propulsion system of a ship. It has been detected crack near a radius under use of the component. Under these circumstances the part is replaced whit a new one, this operation increases the expenses for Rolls Royce Marine.

This report contains a study research that Rolls Royce has given NTNU. Different aspects of the component are discussed in this report, such as; material, manufacturing by forging, hardenability, static and dynamic testing. The report is presented in a scientific presentation which mainly consists of two parts.

The first part of the report deals with theory surrounding material testing, hardenability, calculations and forging process.

In second part of the report presents alternative material to the existing AISI4340 as Rolls Royce use today, before FEM analyses with stress and strain analysis, geometry optimization and elastic analysis of machine part are presented. When it emerges from previously analysis that the radius is where the weakest link in the component. Towards the end of the report are forging process analysed, whit extra interest around the pin. Before laboratory testing of the material quality in the pin is present at the end of the report, which stretch and expansion testing was done.

The results are presented in tables, graphs and pictures to give a better visual understanding.

Sammendrag

Masteroppgaven tar for seg undersøkelse og optimalisering av en maskindel som er plassert i propellsystemet til et skip. Ved bruk av komponenten har det i enkelttilfelle oppstått sprekker nær tappen på skiven. Der delen byttes ut ved initiering av sprekker, noe som medfører økte kostnader for Rolls Royce.

Rapporten tar for seg ulike aspekter ved maskindelen, der følgende temaer blir diskutert; materialvalg, produksjon av del ved smiing, herdeforløp, lineær-elastisk, plastisk-elastiske analyser og noe dynamisk testing. Rapporten består i hovedsak av to deler. Den første delen av rapporten tar for seg maskindelens funksjon før anvendt teori rundt analyser som materialtesting, herddybde, beregninger og forming blir presentert. Andre del av rapporten blir det presentert alternative materialer til det eksisterende AISI4340 som Rolls Royce bruker i dag på maskindelen. Deretter blir FEM-analyser med spenning- og tøyings-analyse gjennomføres, samt geometrioptimalisering av radien mellom tappen og skiven. Da det kommer frem fra spenningsanalysene at radien er det svakeste leddet på maskindelen. Mot slutten av rapporten blir smiprosessen analysert, med ekstra interesse rundt tappen. Før laborietesting av tappens materialkvalitet blir analyser fra strekktesting.

Nomenklatur

F_x	Thruster kraft	[N]
F_y	Sentrifugal kraft	[N]
F_z	Tangensial kraft	[N]
M_y	Dreiemoment	[Nm]
R_{cp}	Reaksjons last	[N]
α_1	Pitch vinkel	[°]
α_2	Tapp vinkel	[°]
σ	Spenning	[MPa]
P_f	Kraft ved materialflyt	[N]
S	Tverrsnitts areal	[mm ²]
E	Elastisitetsmodul	[MPa]
ε	Tøyning	[mm/mm]
l_f	Brudd avstand	[mm]
l_0	Start lengde	[mm]
A_f	Areal reduksjon	[mm ²]
A_0	Start Areal	[mm ²]
A	Areal	[mm ²]
R	Aniotropiverdi	
σ'_f	Materialkonstant	[MPa]
σ_m	Midlere spenning	[MPa]
N_f	Cykler før brudd	[Cykler]

Innholdsfortegnelse

1	Innledning	1
1.1	Bakgrunn.....	1
1.2	Mål.....	1
1.3	Oppbygning av rapport	1
2	Maskindelens funksjon	3
2.1	Maskinendelens geometri	5
2.1.1	Maskindelens laster.....	6
3	Teoretisk bakgrunn.....	7
3.1	Mekanisk dor test	7
3.1.1	Metode	8
3.2	Strekkstavtesting	9
3.2.1	Flytkurve til stål.....	9
3.2.2	Duktile Materialer.....	10
3.3	Sanne og nominelle flytkurver	11
3.4	Isotropi og anisotropi.....	12
3.5	Friksjonsmodeller	13
3.6	Form- og bearbeidbarheten	14
3.7	Herdbarhet.....	15
3.8	Smiing.....	16
3.8.1	Metode	16
3.8.2	Materialens egenskaper ved smidde deler	17
3.8.3	Overlapping.....	18
3.8.4	Utmatnings egenskaper ved smidde komponenter	18
3.9	Utmatting	19
3.9.1	Reduksjon av utmatningsfasthet.....	20
3.9.2	Levetid beregnet ut i fra middelspenning.....	21
3.10	Finite Element Method	22
4	Materialvalg og herdedybde.....	23
4.1	AISI 4340.....	24
4.2	300M.....	25
4.3	D-6a og D-6ac stål.....	26
5	Analyse av tappskive.....	27
5.1	Lineær elastisk analyse i Siemens NX.....	27
5.1.1	Simuleringsoppsett.....	28
5.1.2	Simuleringsresultater ved $\alpha_2 = 37^\circ$	29
5.1.3	Simuleringsresultater ved $\alpha_2 = 12,27^\circ$	33
5.2	Elastisk-plastisk analyse i DEFORM 3D.....	37
5.2.1	Simuleringsoppsett.....	38

5.2.2	Simuleringsresultater	39
5.2.3	Analyse av tapp ved step50	41
5.3	Analyse av smi-prosessen i DEFORM 3D.....	44
5.3.1	Kraftpåkjenning	45
5.3.2	Fylleprosessen	46
5.3.3	Tøyningsanalyse ved step174.....	48
5.4	Geometri optimalisering av tappskive – Siemens NX.....	49
5.4.1	8mm radius	49
5.4.2	10mm radius	49
5.4.3	12mm radius	50
5.4.4	14mm radius	50
5.4.5	16mm radius	51
5.4.6	Sammenligning.....	51
5.5	Vurdering av utmatting.....	52
6	Material Testing	53
6.1	Dummy Testing.....	54
6.1.1	Strekktesting av bløtt stål.....	55
6.1.2	Økning av prøvestavdiameter ved strekktesting.....	58
6.1.3	Dor test av aluminiums biter	62
6.2	Testing av maskindelens materiale.....	66
6.2.1	Strekktesting av prøvestav-2	66
7	Oppsummering og konklusjon	69
7.1	Materialvalg og hardhet	69
7.2	Analyse av tappskiven	69
7.3	Material testing.....	70
7.3.1	Strekktesting.....	70
7.3.2	Mekanisk dor test.....	70
8	Videre arbeid.....	71
9	Litraturliste.....	72
	Vedlegg A	74
	Vedlegg B.....	75
	Vedlegg C.....	76
	Vedlegg D	80
	Vedlegg E.....	81
	Vedlegg F	82
	Vedlegg G	83

Figur liste

Figur 1 Azimuth propell fra Rolls Royce.	3
Figur 2 Festeordning med skyvekloss og tappskive.	4
Figur 3 illustrer bevegelsen til festeordning.	4
Figur 4 Venstre: Tappskive montert i propellsystemet, høyre: Festeordning er plassert oppe i propellsystem.	4
Figur 5 Tappskive geometri.	5
Figur 6 Skjematisk fremvisning av last påkjenning på tappskive ovenfra og ned.	6
Figur 7 Prøvebit med indikert sveis og duktilitetsområde.	7
Figur 8 Kraft-vei plott med flere test-biter.	7
Figur 9 Dor-test med to-delt flate, ekspansjonsbit og dor.	8
Figur 10 prøvebit blir maskinert ut av et ekstrudert profil i sveisen i venstre bilde, høyere side viser testing av den maskinerte delen [8].	8
Figur 11 Stadier i et strekkforsøk for et duktilt materiale.	9
Figur 12 a) friksjon spenning vs. kontakt trykk, b) friksjonsmodeller [6].	13
Figur 13 sprekkvekst ved oppvarmet stålemnet i sylinder kompresjon[6].	14
Figur 14 Testmaskin for jominy bit [1].	15
Figur 15 Smi prosessen med emne og verktøy.	16
Figur 16 Smi prosessens forløp.	16
Figur 17 Kornstrukturen til et støpt. emne[2]	17
Figur 18 Smi-prosess, viser hvordan kornene deformeres under smiing.	17
Figur 19 Overlapping når materialet flyter inn i et hulrom, indikeres med W [6].	18
Figur 20 Utmatnings egenskaper på smidde og støpte deler [3].	18
Figur 21 snittet er tatt ved en sprekk som indikerer utmatting/striasjoner (fatiuge) også sprøtt brudd.	20
Figur 22 Utmatningsstadier fra initiering til endelig brudd.	20
Figur 23 SN-Kurve av AISI4340 med beskrivelse av konstanter.	21
Figur 24 Tappskive oppbygd med elementer.	22
Figur 25 støping av stål i et smelteverk.	23
Figur 26 Reaksjonen har to Lasttilfeller med α_1 og α_2	27
Figur 27 Illustrerer lagerlast funksjonaliteten i Simenes NX 8.	28
Figur 28 Lagerlast der resultanten av A og B vil fungere i retningen til reaksjonslasten.	29
Figur 29 Fastholding av tappskive ved $\alpha_2 = 37^\circ$ i Siemens NX 8.	29
Figur 30 Von-Mises Spenningsbilde av tappskiven.	30
Figur 31 Største hovedspenning på tappen.	31
Figur 32 Von-Mises tøyning på tappskiven i Simens NX 8.	32
Figur 33 Tappskive med lagerlast, rotert med en $\alpha_2 = 12,27^\circ$	33
Figur 34 Von-Mises spenninger på tappen ved $\alpha_2 = 12,27^\circ$	34
Figur 35 Maks hovedspenning på tappen ved $\alpha_2 = 12,27^\circ$	35
Figur 36 Von-Mises tøyningresultater med en $\alpha_2 = 12,27^\circ$	36
Figur 37 Tappskive med grovt mesh og mesh-vindu over tappen.	37
Figur 38 Tappskive med en hul sylinder markert med rødt og en fart på 1mm/sec over tappen. Bilde på høyere side vise fastholding i x,y og z-retning.	38
Figur 39 Firepunkter på radien.	39
Figur 40 Fire punkter viser effektiv tøyning på radien.	39
Figur 41 Kraft-tøyning graf, tøyningverdier fra punkt-1.	40
Figur 42 Tappskive last i y-retning, normalt på tappen.	40
Figur 43 Viser tøyningbilde der lasten virker på tappen.	41
Figur 44 Simulerings Step50 med effektiv spenning.	41

Figur 45 Stress – Hydrostatisk Spenninger (MPa).....	42
Figur 47 Vektorplott - høyeste hovedspenning ved step-50, side-1 av tappen.....	43
Figur 46 Høyeste hovedspenning ved step-50, side-1 av tappen.....	43
Figur 48 Verktøy og emne i smi-prosessen.....	44
Figur 49 Smi-kraft fra verktøyet.....	45
Figur 50 Fyll-prosessen til tapp.....	46
Figur 51 Fylt form ved Step174.....	46
Figur 52 Vektorplott av materialets bevegelse og fart.....	47
Figur 53 Vektorplott ved et snitt over tappskiven.....	47
Figur 54 Tøyningsbilde ved step174.....	48
Figur 55 Tappskiven med tøyningsresultater sett ovenfra.....	48
Figur 56 Von-Mises spenningsplott ved 8mm radie.....	49
Figur 57 Von-Mises spenningsplott ved 10mm radie.....	49
Figur 58 Von-Mises spenningsplott ved 12mm radie.....	50
Figur 59 Spenningsanalyser med 14mm radie.....	50
Figur 60 Spenningsanalyser med 16mm radie.....	51
Figur 61 Sammenligning av radius mellom skive og tapp.....	51
Figur 62 Sprekkvekst til en prøve med maskinert sprekk [5].....	52
Figur 63 Tappskive med nummererte ekspansjonsbiter og strekkstaver.....	53
Figur 64 Aluminiumprofil med ekspansjonsbiter vinkelrett over langsgåendeveis.....	54
Figur 65 Prøvestav-1 med ru overflate.....	54
Figur 66 Opprinnelig mål på strekkstav for bløtt stål.....	55
Figur 67 strekte prøvestaver.....	55
Figur 68 flytkurv, sammenligning av strekkstavene.....	56
Figur 69 Nominell flytekurve duplex og lean duplex [4].....	56
Figur 70 Sann flytekurve duplex og lean duplex [4].....	56
Figur 71 Nominell flytekurve til prøve-3.....	57
Figur 72 Sann flytkurve prøve-3.....	57
Figur 73 Ny prøvestav geometri.....	58
Figur 74 Ny prøvestavdiameter - bløtt stål.....	58
Figur 75 Innretning i strikkemaskin, viser klamper til prøvestavhodene.....	58
Figur 76 Ny innretning av prøvestav i ny stakkmaskin - 100kN.....	59
Figur 77 Prøvestav med hoder.....	59
Figur 78 Nominell flytekurve.....	60
Figur 79 Sann flytekurve - Ny maskin 100kN.....	61
Figur 80 Avstandsmåler med bøyd indre pinne.....	62
Figur 81 Manuell måling av deformasjonsavstand av referansebit.....	62
Figur 82 Dor test av aluminiums biter.....	63
Figur 83 Aluminiumprofil med ekspansjonsbiter og sveisekvalitet i prosent.....	64
Figur 84 Ekspanderte test biter.....	65
Figur 85 Tidligere resultater fra midtre del av aluminiumprofilen, rød verdi er midlere verdi og blå er verdi pr.bit.....	65
Figur 86 Prøvestav-2 orientert på tappen.....	66
Figur 87 testresultatene viser nominell flytekurve av prøvestav-2.....	67
Figur 88 testresultatene viser sann flytekurve til prøvestav-2.....	68

Tabell liste

Tabell 1 Last påkjenning.....	6
Tabell 2 Typiskes materialeegenskaper for AISI4340[15]	24
Tabell 3 Mekaniske egenskaper for 300M [15]	25
Tabell 4 Mekaniske egenskaper til D-6a [15].....	26
Tabell 5 Definert materialeegenskaper for AISI 4340 i Simens NX 8	28
Tabell 6 Simuleringsoppsett DEFORM 3D.....	38
Tabell 7 Simuleringsoppsett av smi prosessen i DEFORM 3D.....	44
Tabell 8 Material data fra prøve-3.....	57
Tabell 9 Materialeegenskaper til dummy-strekk test 2	61
Tabell 10 Material egenskaper til prøvestav-2.....	67
Tabell 11 Material konstanter fra SN-kurve [11].....	76
Tabell 12 Resultater, antall cykler før brudd (N_f)	76

Kapittel 1

1 Innledning

1.1 Bakgrunn

Maskindelen er som regel smidd eller støpt der en tapp er plassert radielt ute på en skive. Tappskiven styrer rotasjonsvinkelen til propellbladene, der justeringen av propellbladet vil regulere pitch-vinkelen til båten. Dette innebærer en rotasjon av tappskiven med en linjelast som angriper tappen, videre skapes det en rotasjon av propellbladet. Under noen tilfeller har Rolls Royce oppdaget sprekker på radien mellom skiven og tappen. Ved lokalisering av en slik sprekk må skiven byttes ut, der drift på båten må stanse for å forhindre andre skader eller fullstendig brudd. Denne operasjonen øker kostnadene for Rolls Royce.

For å forbedre dette problemet har Rolls Royce startet en studie med NTNU der man med et materialteknisk synspunkt skal vurdere mulighetene for sprekkfri maskindel.

1.2 Mål

Formålet med studien er å komme frem til alternative produksjonsparametere som kan påvirke maskindelens levetid i propellsystemet. Der denne rapporten tar for seg diskusjon rundt materialvalg, materialtesting, smi simuleringer, lineær elastisk og elastiske-plastisk analyser. Der et mål med masteroppgaven er å få testet materialkvaliteten til tappskiven.

1.3 Oppbygning av rapport

Rapporten blir lagt frem som en vitenskapelig rapport der leseren forventes å ha basisk kunnskap innen materialteknologi, metallforming og simulering. Da simuleringsresultatene og material testing blir presentert i rapporten.

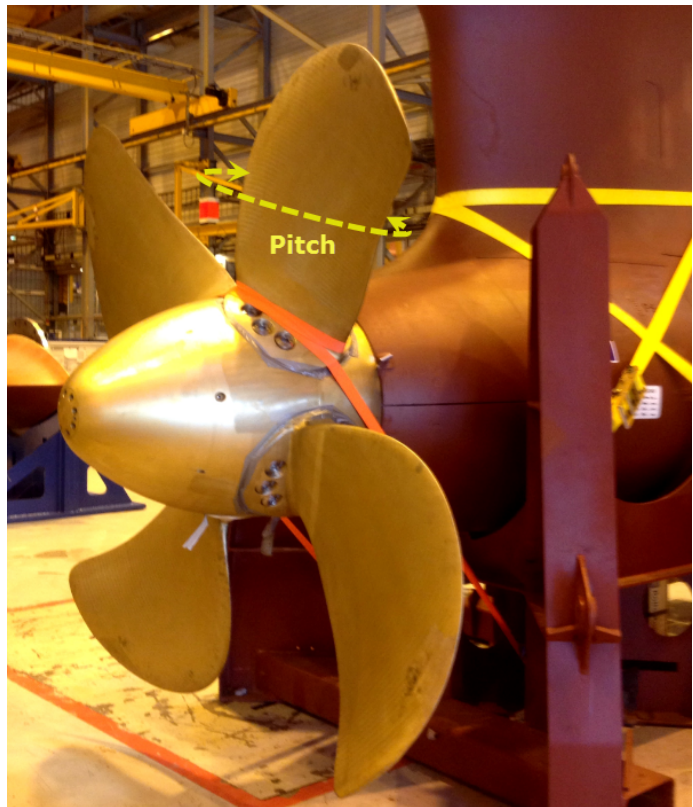
Resultatene er presentert i tabeller, grafer og bilder for å gi en bedre visuell forståelse.

Kapittel 2

2 Maskindelens funksjon

Maskindelen er montert på innsiden av propellblad, se Figur 1. Der den sørger for riktig vinkel på bladet ved hjelp av propellsystemet som skyver tappen frem og tilbake. Ved denne bevegelsen genereres det en rotasjon på maskindelen, som videre skaper en endring av pitch vinkelen til propellbladet.

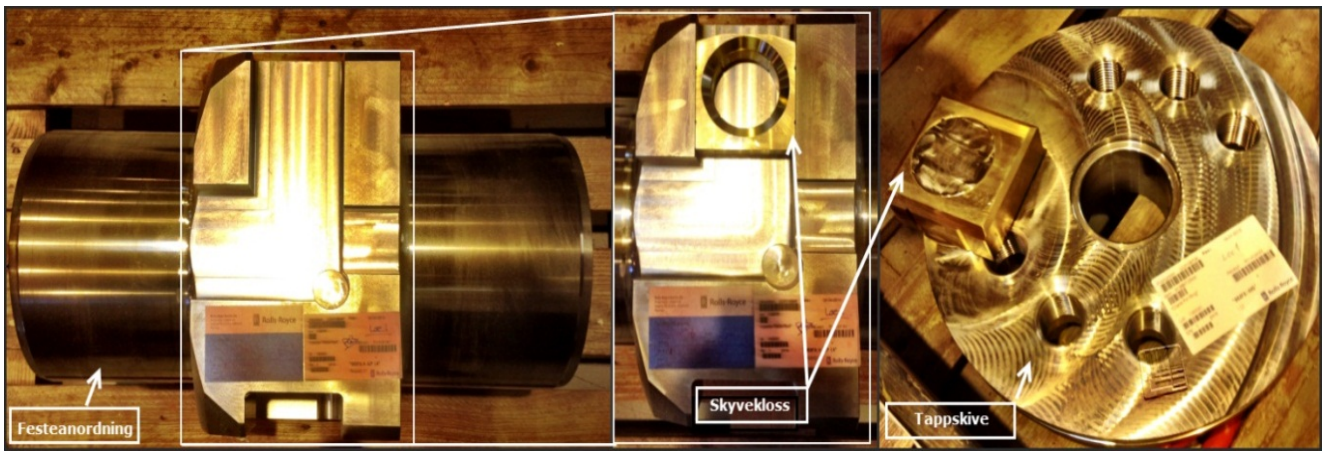
Pitch vinkelen påvirker fremdriften til båten, der propellbladet roteres for å få optimal driftshastighet. Dette uten å endre rotasjonshastigheten på akslingen, der effektiviteten av vanngjennomstrømning økes ved rotasjon av propellbladet. Pitch vinkel er definert som; *avstand en propell vil bevege seg under en omdreining i et mykt materiale*. Ved en lav pitch-vinkel må propellen skyve unna mer væske som generer til høyere kraft, ved en høyere vinkel vil den levere toppfart men med lavere akselerasjon. Der rotasjonen av akslingen må øke for å nå samme fremdrift ved en lavere pitch vinkel [7].



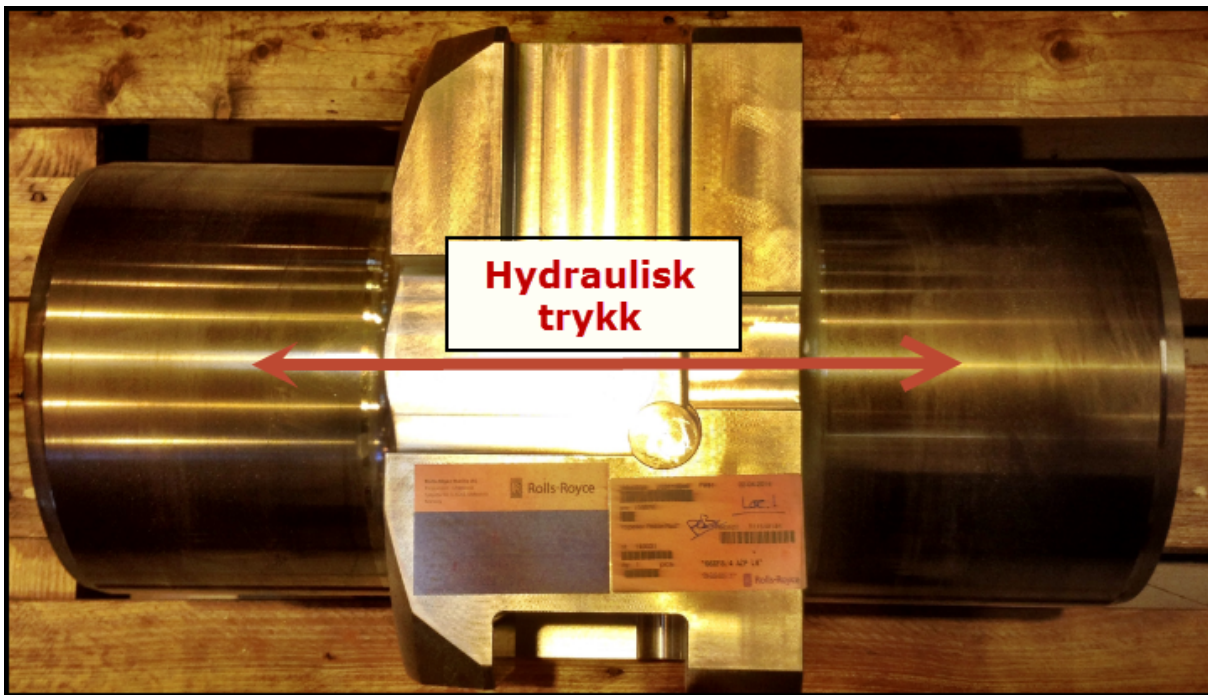
Figur 1 Azimuth propell fra Rolls Royce.

Maskindelen består av en skive med en radiell tapp plassert ute på randen, se tappskive på høyre side av Figur 2 der en festeanordning og en skyvekloss er avbildet til venstre i figuren. Figur 4 viser montert tappskive. Systemet er en del av propellsystemet og der tappskiven har gjennomgående skrueforbindelse, som fester tappskiven til propellbladene.

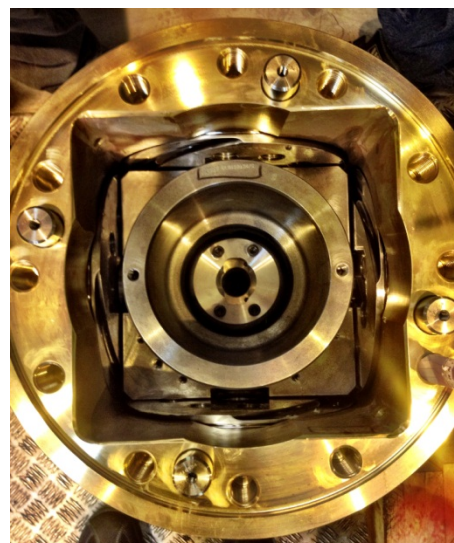
Festeanordningen, se Figur 2. Er styrt ved hjelp av et hydraulisktrykk. Trykket skyver delen frem og tilbake. Dette skaper bevegelse på skyveklossen som ligger i et spor på festeanordningen. Ved denne bevegelsen roterer tappskiven ved bevegelse av skyveklossen, som genererer rotasjon på propellblader slik at båten oppnår riktig pitch vinkel.



Figur 2 Festeanordning med skyvekloss og tappskive.



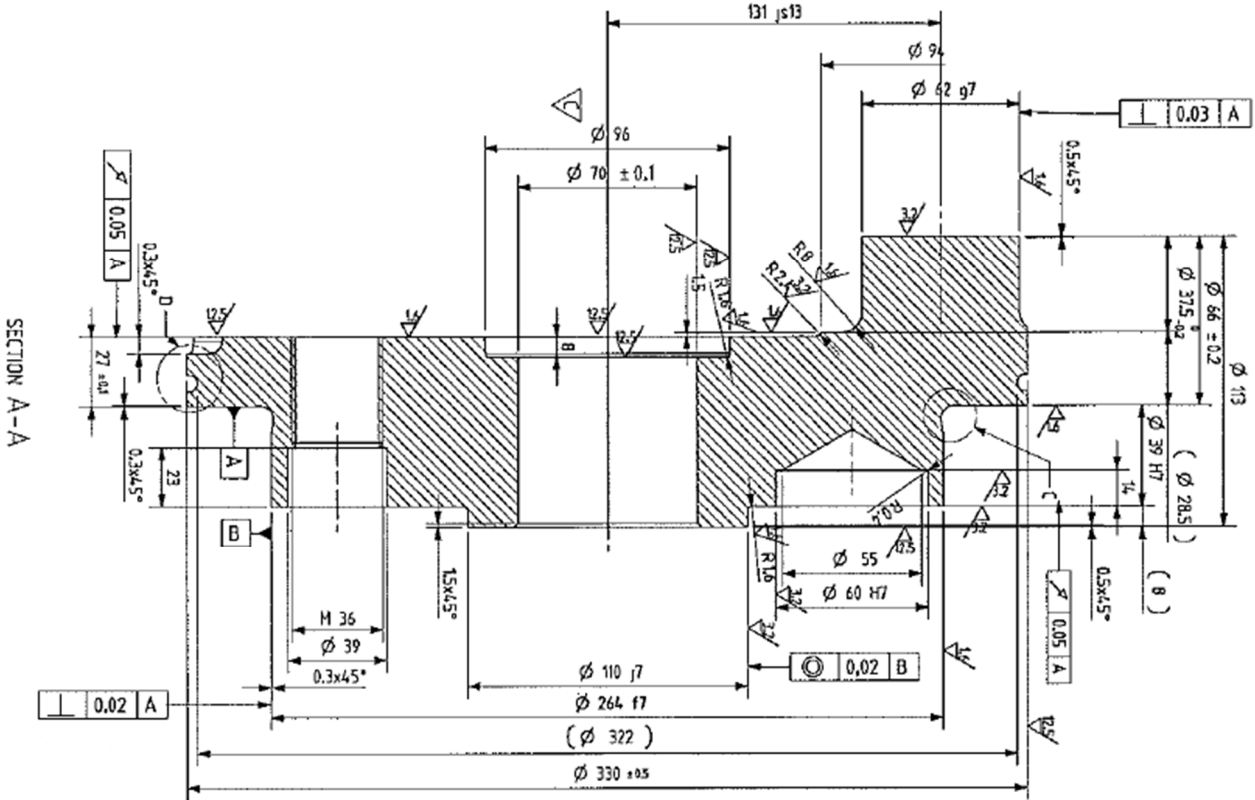
Figur 3 illustrer bevegelsen til festeanordning.



Figur 4 Venstre: Tappskive montert i propellsystemet, høyre: Festeanordning er plassert oppe i propellsystem.

2.1 Maskinendelens geometri

Maskindelen har flere størrelser, der det er forskjellige skiver til forskjellige propellsystemer. I denne oppgaven har vi tatt utgangspunkt i en tappskive, der dimensjonen er vist i Figur 5.



Figur 5 Tappskive geometri.

Skivene i denne rapporten har en ytre diameter på 330mm som blir maskinert ut av en smidd eller støpt tappskive. Rolls Royce bestiller tappskivene fra ønsket leverandør der tilpassing og maskineringen foregår i Ulsteinvik.

Se Vedlegg A for mer detaljert maskintegning.

2.1.1 Maskindelens laster

Rolls Royce Marine har henvist til følgende lastebilde av maskindelen, som blir presentert i Tabell 1 og illustrert i Figur 6.

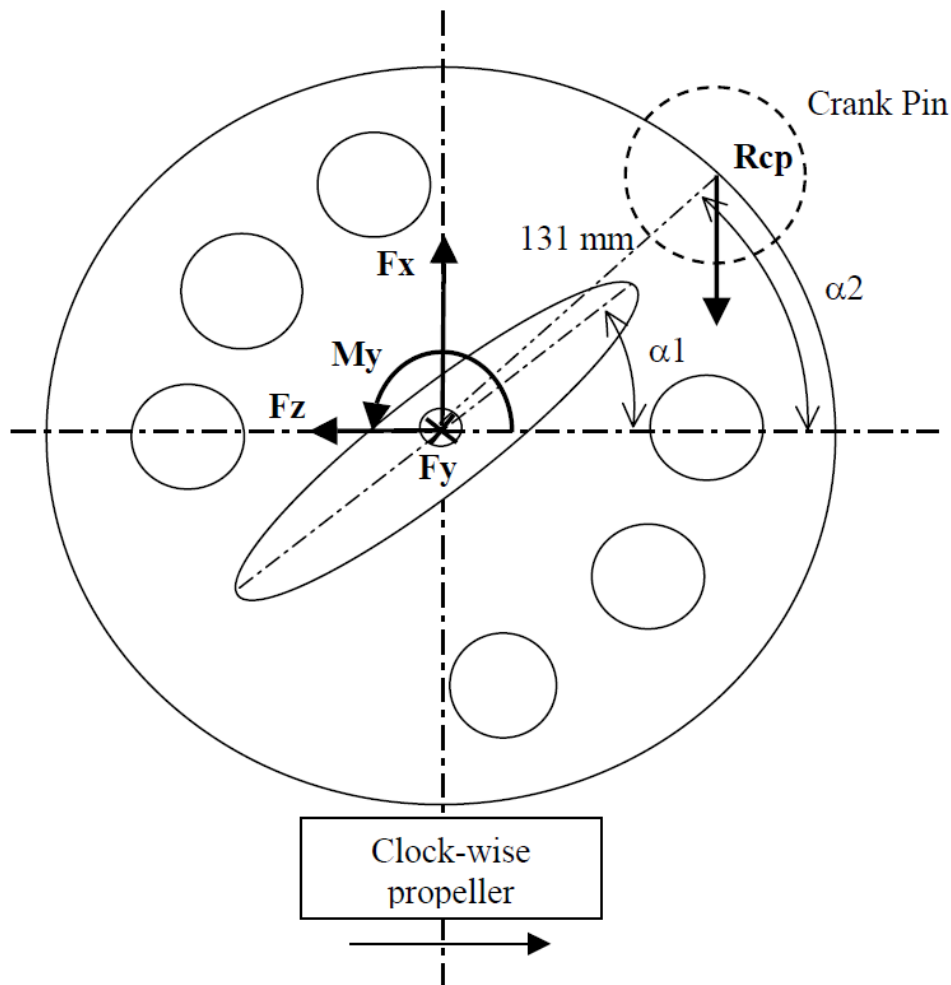
Vibrasjonslaster på $\pm 5\%$ blir lagt til den dimensjonerende last på 125bar, se vedlegg B for mer informasjon.

Propellbladets last virker $0.7R = 735\text{mm}$

Tabell 1 Last påkjenning.

Last tilstand [MPa/mm]	Thrust kraft [F _x]	Sentrifugal kraft [F _y]	Tangensial kraft [F _z]	Dreiemoment *) [M _y]	Reaksjon på tapp [R _{cp}]	Pitch Vinkel (α_1)	Tapp vinkel (α_2)
P/D= 1.36	34500N	81765N	18467N	3243Nm	30169N	31.73°	37°
P/D= 0.3	23000N	81765N	1311N	11520Nm	~88000N	7°	12.27°

*) Dreiemomentet er kalkulert på følgende måte: $M_y = 131 \cdot \cos(\alpha_2) \cdot R_{cp}$



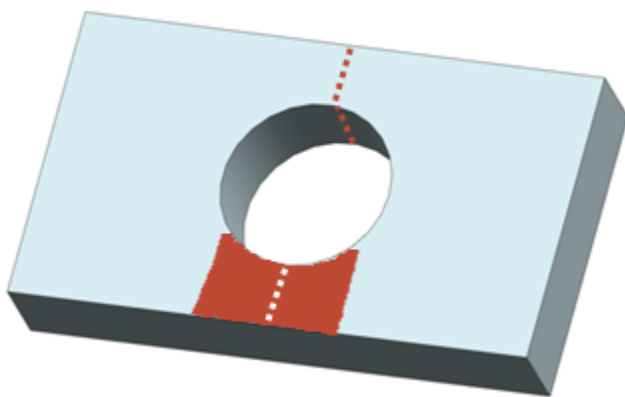
Figur 6 Skjematisk fremvisning av last påkjenning på tappskive ovenfra og ned.

Kapittel 3

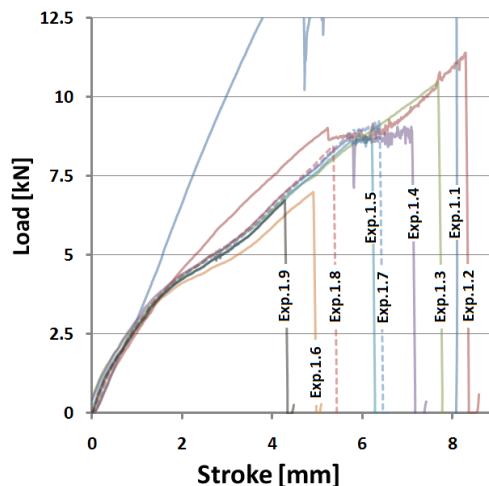
3 Teoretisk bakgrunn

3.1 Mekanisk dor test

Testmetoden brukes for å kvantifisere duktiliteten til et avgrenset område. Der testen går ut på å sentrere en ekspansjonsbit under en dor der prøvebiten blir ekspandert til brudd ved hjelp av dor, se Figur 7 av prøvebit der sveisen er indikert med en stiplet linje og duktilitetsområde med rødt. Biten blir maskinert ut fra en større konstruksjon, ofte i nærheten av sveiser eller andre svakheter. Etter ut maskineringen blir prøvebiten formet til standard størrelse der et hull blir boret frem. Det er viktig å passe på temperaturen slik at materialstrukturen ikke blir påvirket under maskineringen.



Figur 7 Prøvebit med indikert sveis og duktilitetsområde.



Figur 8 Kraft-vei plott med flere test-biter.

Ved testing av sveisekvalitet blir prøvebiten plassert vinkelrett over sveisen, for så å ekspandere den til brudd. Under en slik test vil testmaskinen måle kraft ved hjelp av en lastcelle og veien som doren bruker igjennom materialet. Resultatene blir registrert ved hjelp av et dataprogram, der man kan lese av duktiliteten, vi av et plott, se Figur 8. Resultatene gir duktilitet og et omtrentlig bilde av strekkfasthet som vurderes opp mot materialeegenskapene.

Duktiliteten blir målt ut i fra tøyeligheten til materialet ved brudd, hvis bruddet oppstår utenfor det svake leddet i konstruksjonen kan man konkludere med at materialet i området er av bedre kvalitet enn modermetallet [8].

3.1.1 Metode

Testmetoden er å måle nødvendig dor trykk ved ekspansjon av prøvebit, samt forskyvningen doren bruker inn i materialet ved brudd. Der doren er montert i en innretning som gjør det mulig å bevege den aksielt. Øverst på doren er det montert en forskyvningscelle som måler avstanden doren beveger seg. Videre er doren skrudd fast i en lastcelle som måler trykket som oppstår ved motstand i et angitt tidspunkt.

Forskyvningscelle har en sylindrisk form som skaper spenningsforskjeller ved hjelp av en innvendig målepinne. Pinnen trekkes ut når doren beveges aksielt ned. Der differansen i spenning blir målt og gjort om til avstand i millimeter [8].

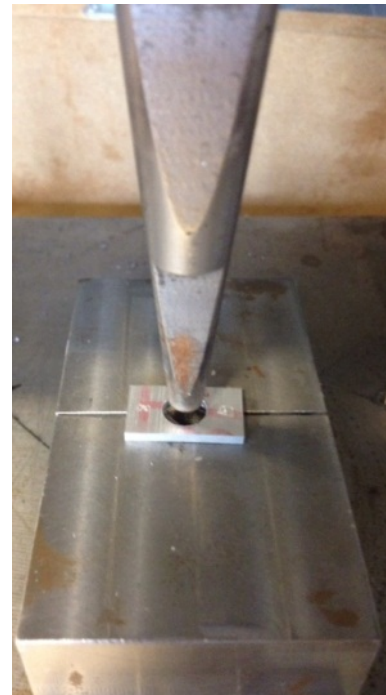
Ved testing blir ekspansjonsbitene plassert under doren og over en plate med større diameter i forhold til tuppen av doren, hullet skal gjøre det mulig for doren å presse igjennom ekspansjonsbiten uten å skape ekstra trykkmotstand. En annen metode er å bruke en to-delt flate som splitter seg når doren får kontakt, se Figur 9. Dette vil skape en mindre kompleks krafttilstand da doren trengte seg ned uten å påføre bøyning av prøvebiten, grunnet konstant mothold fra flaten under [8].

Under testing presser eller strekkes en prøvebit til brudd ved hjelp av en dor.

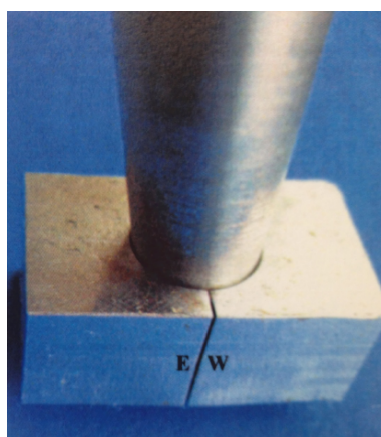
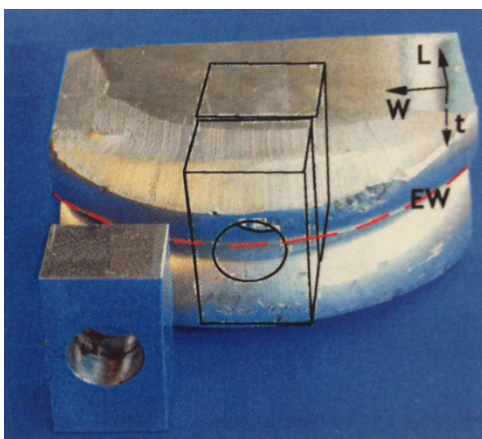
Figur 10 til høyere i bilde viser trykkpåkjent ekspansjon av hullet og strekk er vist i Figur 9.

Figur 9 viser en dor med flate sider, disse sidene vil ikke skape strekk på prøvebiten i ønsket retning. Der ekspansjonsbiten blir strukket til den ryker. For å sikre resultatene er det naturlig å ta ut flere prøver. Eksempelvis en sveis for å teste sveisekvaliteten, grunnet mulig variasjon i sveisekvaliteten. Se

Figur 10 som viser ut maskinering av prøvebit, i bilde til venstre, høyere bilde viser en svak sveis som går til brudd ved sveiselinjen [8].



Figur 9 Dor-test med to-delt flate, ekspansjonsbit og dor.



Figur 10 prøvebit blir maskinert ut av et ekstrudert profil i sveisen i venstre bilde, høyere side viser testing av den maskinerte delen [8].

3.2 Strekkstøvetesting

Flytkurve beskriver forholdet mellom spennings og tøyning til et spesifikt materiale. For å finne materialegenskapene blir en prøvestav strukket aksielt til brudd, der en celle måler aksiellkraft og relativ forskyvning av prøvestavens hode i forhold til det andre.

Verdiene blir registret ved hjelp av et dataprogram som plottes kraft og forlengelse i løpet av test-prosessen, resultatene blir lagret kontinuerlig med hensyn på tid, kraft og forlengelse i et tekstdokument for videre sammenligning [9].

3.2.1 Flytkurve til stål

Ved strekktesting av stål vil materialoppførsel danne en flytkurve i et spennings-tøyning diagram. Diagrammet består av en elastisk og plastisk-del før brudd oppstår, bruddet indikeres ved et kryss, se Figur 11 for en generalisert flytkurve for stål.

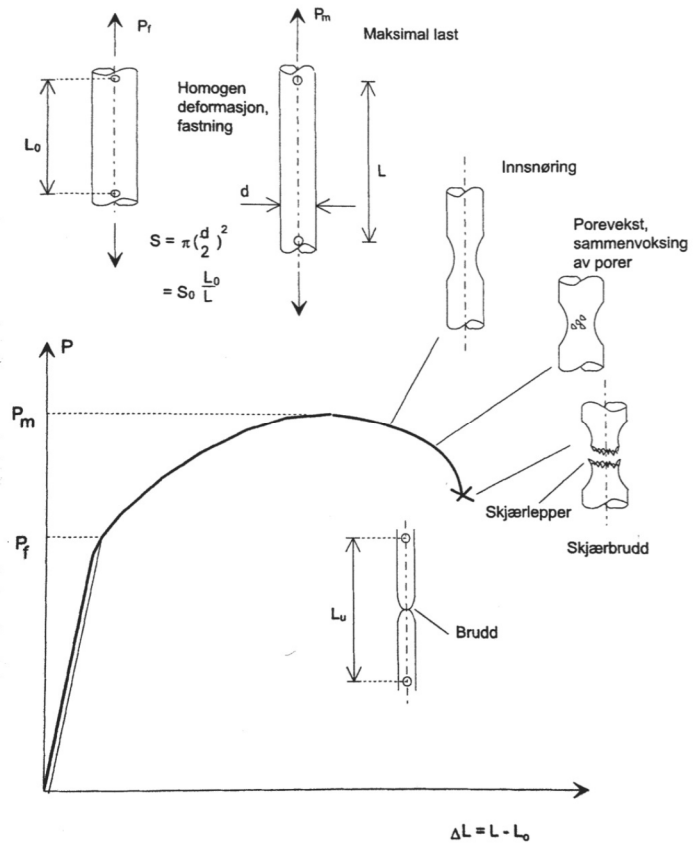
Elastiske område av kurven er delen av materiale som oppfører seg elastisk. Det vil si at materialet går tilbake til sin opprinnelige fasong etter belastning, dette representeres ved en lineær del i starten av flytkurven.

Makspenningen i denne delen blir referert til flytegrensen med 0,2% varig deformasjon. Alle spenninger over det elastiske området vil gi materiale varig deformasjon [9].

Plastisk område er den resterende delen av kurven. Den delen der materialet får varig deformasjon, prøvestaven vil ha en homogen deformasjon fram til største kraft er målt (P_m), etter dette vil kraften synke grunnet innsnøring av prøvestaven, se Figur 11.

Flytegrensen (R_f) (1) er en av materialegenskapene som beskriver maksimal spenning i den elastiske delen. Verdien blir kvantifisert med en varig deformasjon på 0,2%. Altså en plastisk forlengelse på 0,2% av bruddforlengelsen. Dette er indikert med at den lineære del er forskjøvet 0,2% mot høyere, som er vist i Figur 11. Kraften (P_f) indikerer plastisk overgang av materialet, ved å dele kraften (P_f) på tverrsnitt arealet til prøvestaven får man flytegrensen (R_f) [9].

Elastisitetetsmodul (E-modul) (2) er materialets motstandsevne mot varig deformasjon. Verdien er den deriverte av kurvens lineære del, stigningstallet. Ved høyere verdi, hvor stivere er materialet.



Figur 11 Stadier i et strekkforsøk for et duktilt materiale.

Strekfasthet (R_m) er materialets høyeste spenningsverdi i flytkurven, se Figur 11 der strekkfasthets kraft indikeres ved (P_m), ved å dele denne verdien på tverrsnitt areal før deformasjon får man strekkfastheten (R_m). fram til denne verdien har prøvestaven en homogen deformasjon, etter P_m får strekkstaven en innsnøring i tverrsnittet som gjør at den går gradvis til brudd, som er indikert med et kryss i Figur 11. Tverrsnittet symmetriplanet reduseres og små porer dannes før disse vokser sammen og materialet går til brudd [9].

Bruddforlengelse (3) er hvor langt materialet kan strekke seg før det oppstår brudd, denne verdien er ofte oppgitt i prosent i materialets datablad [9].

Spennings-tøyningskurvene varierer mye fra materiale til materiale, spesielt ved varierende temperatur. Det er vanlig å kategorisere materialene inn i to forskjellige grupper duktile og sprøe materialer [10].

$$\sigma = \frac{P_f [N]}{S [mm^2]} = R_f \quad (1)$$

$$E = \frac{\text{Aksiell spenning}}{\text{Aksiell Deformasjon}} = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (2)$$

3.2.2 Duktile Materialer

Duktilitet er et begrep som beskriver materialets evne til å formes plastisk uten å gå i brudd [10]. Denne egenskapen blir blant annet registrert ut i fra mekanisk dor test eller strekktesting. Ved slike tester blir bruddforlengelsen målt ut i fra tøyningsbilde eller reduksjon av tverrsnittets areal i innsnøringsområdet ved brudd [6]. Der prosentvis bruddforlengelse (3) beskriver forlengelsen av strekkstaven når den har gått til brudd [10].

$$\% \text{ forlengelse} = \frac{l_f - l_0}{l_0} \times 100 \quad (3)$$

Der l_f er lengden mellom avstandsmåleren ved brudd og l_0 er start lengden, se Figur 11.

En annen fremgangsmåte er å måle forandringen i reduksjonen av tverrsnitts arealet (4) ved brudd, før og etter. Der % reduksjon beskriver reduksjonen av tverrsnittet av en strekkstav under strekking [10].

$$\% \text{ reduksjon} = \frac{A_0 - A_f}{A_0} \times 100 \quad (4)$$

Der A_f er reduksjonen av tverrsnitt arealet ved brudd.

Tøyningshastigheten er definert som (5) der L er hastigheten markeringspunktene fjerner seg i forhold til hverandre med. Tøyningshastigheten beskriver tøyningen i et aktuelt tidspunkt [6].

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{L} \frac{dL}{dt} = \frac{\dot{L}}{L} \quad (5)$$

3.3 Sanne og nominelle flytkurver

Det er to forskjellige definisjoner på hvordan man skal betrakte en flytkurve. Der den ene tar hensyn til areal endring og den andre bruker samme areal under strekkforløpet.

Nominell flytekurve deler den angitte kraften fra strekkforløpet på uendret start areal. Arealet forblir uendret under testingen (6).

Sann flytekurve tar høyde for areal endring i den plastiske delen under strekkforløpet til prøvestaven (7).

Ved den elastiske delen av flytekurven er sammentrekningen små, noe som gjør de to definisjonene tilnærmede like og gjør det mulig å beskrive spenningsdefinisjonene inn i en formel (8) [9].

$$\sigma_{nominell} = \frac{F}{A_0} \quad (6)$$

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (7)$$

$$\sigma = \sigma_{nominell}(1 + \varepsilon_{nominell}) \quad (8)$$

Under strekkforløpet blir det plottet et kraft-vei diagram som beskriver materialet ved strekkdeformasjon. Ut i fra den eksperimentelle flytkurven er det hensiktsmessig å utvikle matematiske formler som gjengir flytkurvens forløp. Denne kvantifiserer spennings tøyningsavhengighet og kan betraktes som en «kortversjon» av flytkurven. Noe som gjøres ved kurvetilpassing [9].

Matematiske relasjoner som benyttes for å beskrive flytekurven i det elastiske området ved kalddeformasjon av metalliske materialer, er følgende typer [9]:

Potensloven
$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (9)$$

Der n er fastingsekspONENTEN og K er styrkekoEFFISIENTEN. Flytkurverelasjonen kan fint beskrive en kurve som etter det elastiske område har en avrundet fasong, for deretter å stige til konstant verdi [9].

Swift relasjon
$$\sigma = A + K\varepsilon^n \quad (10)$$

Voces-relasjon
$$\sigma = A - B e^{-C\varepsilon} \quad (11)$$

Her er det konstant tøyninguavhengighet spenning ved høy tøyning. Denne relasjonen vil vanligvis gi en god beskrivelse av flytekurver av typen som etter dette elastiske området har en avrundet fasong for deretter å stige til en konstant spennings verdi [9].

Voces-relasjon: 2
$$\sigma = A + D\varepsilon - B e^{-C\varepsilon} \quad (12)$$

Relasjon (12) brukes når det er høy tøyning og stigende spenning. Brukes til å beskrive en kurve ved økende tøyning får en lineær stigning av spenning etter den avrundete fasongen [9].

Størrelsene K, n, A, B, C og D ovenfor er konstanter og bestemmes ut fra eksperimentell flytespenningsdata.

3.4 Isotropi og anisotropi

Anisotropi brukes for å angi i hvilken grad et materiale har samme eller ulike egenskaper i forskjellige lengde retninger. Dersom et materiale har samme egenskaper i alle retninger sier vi at materialet er isotropt. Hvis derimot egenskapene varierer med retningen sier man at materialet er anisotropt [9].

Isotropi bestemmes ved aksiell strekkprøving og kvantifiseres ved anisotropiverdien R (13). Verdien er definert som forholdet mellom de plastiske tøyningene u bredde og tykkelses retning under strekkprøving [9].

$$R = \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_t} = \frac{\ln(\frac{b_1}{b_0})}{\ln(\frac{t_1}{t_0})} \quad (13)$$

Størrelsen uttrykker samtidig hvilket forhold det er mellom flytespenningen til materialet målt i de to retningene [9].

Ut i fra definisjonen av R ser vi at materialet vil ha samme egenskaper i begge retninger ved en verdi på R lik 1. Hvis $R > 1$ er materialet anisotropt og vil ha en større innsnøring i bredde retningen. Hvis $R < 1$ er også materialet anisotropt men da har det en større tendens til å snøre seg inn i tykkelsesretningen [9].

For å kvantifisere anisotropiegenskapene til materialet er det nødvendig å ta ut strekkprøver i tre forskjellige retninger. Henholdsvis en prøve orienter aksielt langs test biten, en som er orientert 45° til denne og en i tverr-retningen, 90° orientert i forhold. Etter strekk av prøven bestemmes så en R-verdi i henhold til ligning (13). Etter tre bestemte verdier, R_0 , R_{45} og R_{90} , er det vanlig å bergene ut to størrelser(14)(15) [9].

Normalanisotropi
$$\bar{R} = \frac{R_0 + R_{90} + 2R_{45}}{4} \quad (14)$$

Plananisotropi

$$\Delta \bar{R} = \frac{R_0 + R_{90} - 2R_{45}}{4} \quad (15)$$

Normalanisotropien angir en middelværdi for R i planet, mens plananisotropien angir hvor stor variasjon man har i R når alle orienteringene i planet tas i betraktning [9].

3.5 Friksjonsmodeller

Overflatetilstand er et viktig begrep under forming av metaller. Forskjellige friksjonsmodeller beskriver hvordan overflaten reagerer mot metallet ved plastiskflyt igjennom sideveggene i et verktøy. Der stempelkraft og materialflyt har en innvirkning på friksjonsflatene, se Figur 12 for beskrivelse av friksjonsmodeller, der kontaktrykkets funksjon med samlet spenning mot sideveggen er vist i grafene.

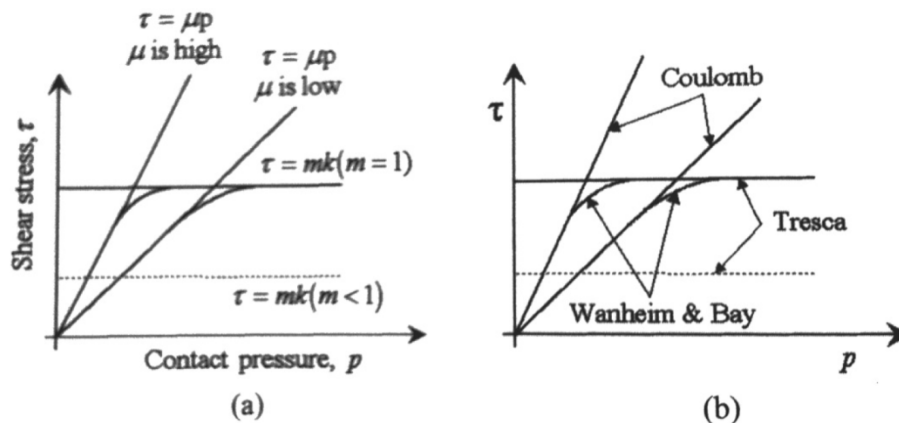
I denne rapporten blir det fokusert på to av friksjonsmodellene vist i Figur 12, Columb og Tresca.

Coulomb Beskriver friksjonstilstanden mellom to overflater når glidning forekommer. Denne modellen blir brukt når normaltrykket fra komponenten er mindre eller lik flytespenningen til emnets materiale, beskrevet i formel (16) [6].

$$\sigma_n \leq \sigma_0 \quad (16)$$

Ved lukkede formeprosesser vil kontakt trykket fra emnet, fungerer normal på verktøyveggene og dermed gå høyere i forhold til emnets flytespenning, beskrevet med formel (17). Tilfeller der kontaktrykket går høyere vil Coulomb sin friksjonsmodell vil feile da den er konstruert for lavere normaltrykk [6] som man ser i Figur 12.

$$\sigma_n \gg \sigma_0 \quad (17)$$



Figur 12 a) friksjon spenning vs. kontakt trykk, b) friksjonsmodeller [6].

Ved normaltrykk over emnets flytegrense anvendes Trescas friksjonsmodell (18). Modellen beskriver friksjonen mellom to legemer der σ_0 er flytespenningen til det mykeste materiale med klare plastiske deformasjoner. En viktig faktor i denne modellen er verktøyet evne til å holde seg i det elastiske området [6].

$$\tau = mk \quad (18)$$

m : $0 < m < 1$ (Friksjons faktor)

k = flyt spenning til det bløteste materiale

3.6 Form- og bearbeidbarheten

Formbarhetsegenskapene til materialet har en høy betydning under forming og sier noe om hvor mye et materiale kan formes før det bryter sammen, samt at materialet beholder sine opprinnelige egenskaper etter forming. Ved en kompleks geometri vil et materiale med gode formingsegenskaper være viktig for å få komplettfylling i formens tomrom [6].

Når materialet formes har det en grense på hvor mye det kan deformeres før det begynner å sprekke eller går til brudd. Under kompresjon vil det oppstå store tøyninger, der en øvre tøyningsgrense vil forårsake sprekker. Ved mindre duktile materialer vil fenomenet med sprekker fremkomme tidligere i forhold til mer duktile materialer. Det er muligheter for dannelse av delvis brudd ved overflaten og i kjernen av materialet. Det kan også oppstå fullstendig brudd under forming [6].

Når formbarheten eller bearbeidings egenskaper til et materiale er overskredet, vil det danne seg defekter eller brudd som opptrer på komponenten. Slike situasjoner er derfor uakseptable i en formingsprosess. Der materialets evne til forming har oversteget kan ses i Figur 13, her kan vi se fullstendig brudd og delvis brudd nær overflaten [6].

Indre defekter i deformerte materialer kan forekomme, der delvis sprekkdannelse og defekter på innsiden av de lukkede overflatene er vanskelig å avdekke. Noe som gir feilene en større sannsynlighet for å komme igjennom kvalitetskontroller. Risikoen øker drastisk ved bruk av komponenter med slike feil og kan skape katastrofale situasjoner. Det er derfor nødvendig å avdekke defekter før de blir anvendt i konstruksjon [6]. Brudd ved overflaten kommer tydelig frem i Figur 13.



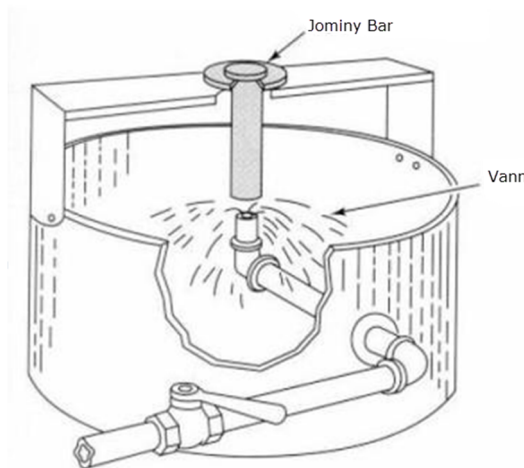
Figur 13 sprekkevekst ved oppvarmet stålemnet i sylinder kompresjon[6].

3.7 Herdbarhet

Materialer blir vanligvis testet for hardhet ved hjelp av Jominy Test. Testen viser hvor langt materialet til en prøvebit har blitt herdet aksielt innover.

For å sammenligne materialhardheten, blir en 100mm lang og 25mm bred Jominy bit maskinert ut og varmebehandlet før testing. Når prøvebiten er oppvarmet blir den plassert inn i en test-maskinen der biten festes for nedkjøling, se Figur 14 for testmaskin med fastmontert Jominy bit - som blir nedkjølt av vann. Det vil bli rask avkjøling ved enden av biten, der temperaturen avtar gradvis innover i materialet, motsatt ende har kun luftavkjøling. Etter nedkjølingen blir test biten hardhetstestet aksielt, noe som indikerer herdedybden etter avkjøling [10].

Hardhetstesten vil indikere hvor dyp kjølingen har kommet inn i prøvebiten og vil angi hvor hardt materialet er i lengderetningen. Der hardheten er påvirket av temperatur og avkjølings hastighet [10].



Figur 14 Testmaskin for jominy bit [1].

Stål forvandler strukturen til martensitt ved rask nedkjøling. Dette hender i enden av Jominy biten på grunn av rask vannavkjølingen. Omvandlingen ved enden er avhengig av karboninnholdet i materialet og ved større Jominy avstand er det større sannsynlighet for dannelse av bainitt og perlitt istedenfor martensitt [10].

Ved å bruke hardhetskurver kan man se anvendbarheten av materialet og gjør det mulig å sammenligne funksjonaliteten mellom materialene og i tilfelle bytte ut til et bedre materiale [10].

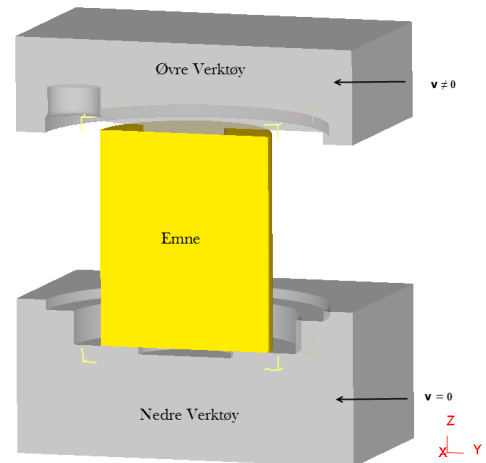
3.8 Smiing

Smiing er en bearbejdingsprosess der et materiale formes plastisk etter en form. Smiing deles inn i to bearbejdingsprosesser, kald- og varm. Ved varmsmiing varmes emnet opp før det blir plastisk deformert under forming. Ved kaldsmiing blir et uoppvarmet emne bearbejdet i romtemperatur. Det er derfor viktig å velge materialer med god form- og bearbejdbarhet for å få ønsket form uten mekaniske feil under smiingen [6].

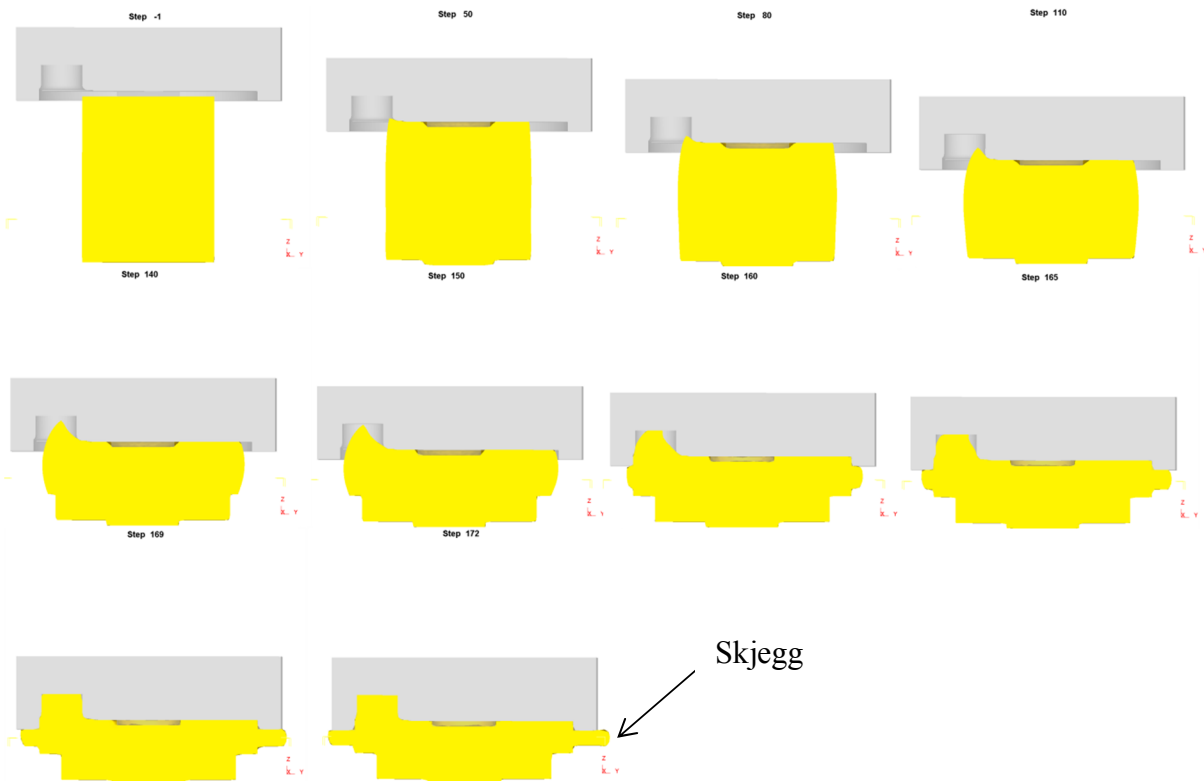
3.8.1 Metode

Formingsmetoden går ut på å forme et emne, se Figur 15. Emnet er plassert inn i et verktøyoppsett som består av en øvre og nedre del. Der den nedre delen står stille og øvre beveger seg nedover i en gitt kraft. Emnet formes dermed etter verktøyet, se Figur 16 for forme prosessen. I denne figuren er nedre del av verktøyet fjernet fra bilde, emnet oppfører seg som om verktøyet var til stede. Figuren viser hvordan emnet fyller formene og blir presset ut til sidene ved fylt form.

Det blir dannet skjegg mellom øvre- og nedre-verktøy, vist i Figur 16.



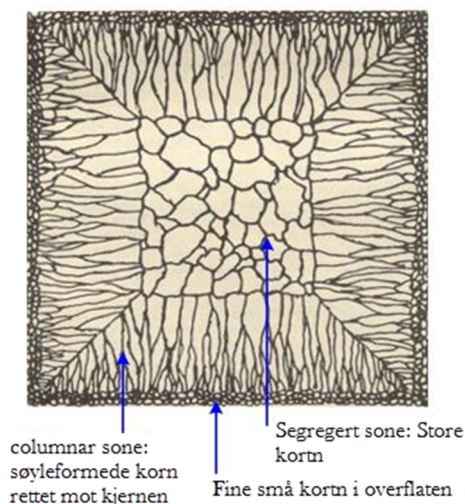
Figur 15 Smi prosessen med emne og verktøy.



Figur 16 Smi prosessens forløp.

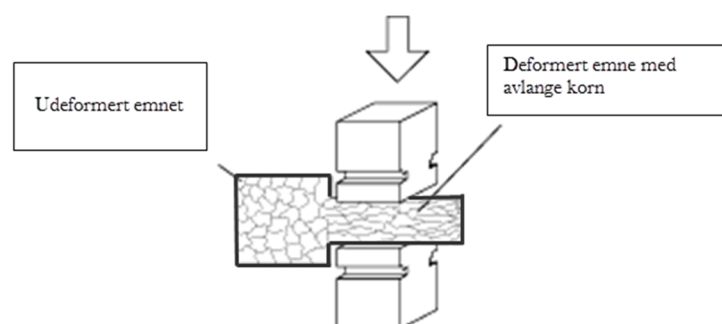
3.8.2 Materialegenskaper ved smidde deler

Smidde materialer er produsert ut fra støpte blokker som vanligvis bearbeides mekanisk før eller etter herdingen. Støpte blokker inneholder flere porøsitet- og segregertesoner se Figur 17. Ved varmsmiing blir emnene varmet opp før smiing, der stålblokken blir tvunget til å strømme i samme retning som delen blir bearbeidet. Denne strømmingen skaper et anisotrop materiale med styrkeforskjell i lengderetningen i forhold til tverr-retningen. Tverr-retningen ligger vinkel rett på kornstrømmen. Smijern har samme potensiale for defekter som hvilket som helst produksjonsprosess. Det er dermed fare for sprekker som kan føre til knekking ved smiingen, hvis ikke delen er oppvarmet riktig [3].



Figur 17 Kornstrukturen til et støpt.

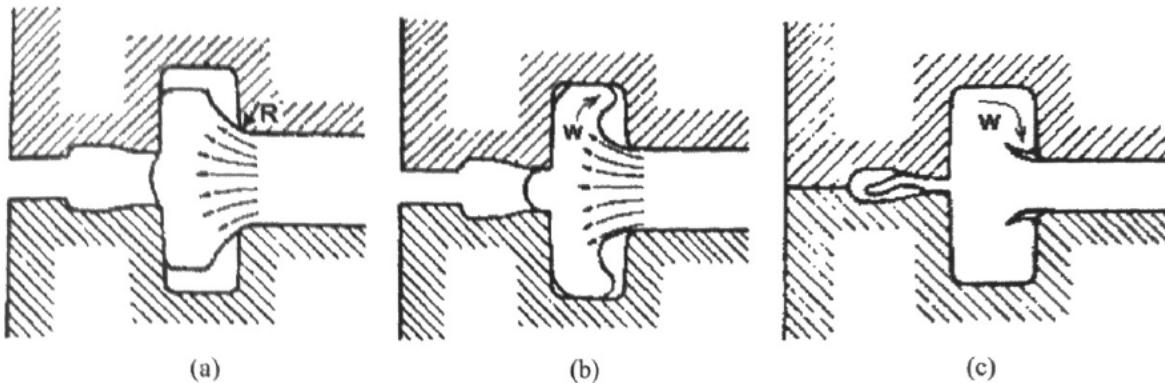
Anisotropi er et kjent begrep under smi-prosessen, der det smidde emnet får forskjellige egenskaper i ulike retninger. Dette innebærer at de mekaniske egenskapene til en smidd del er bedre i lengderetningen (parallelt med linjene av strømningsretningen) i forhold til tverretningen (vinkelrett på av strømmingen) Figur 18. Motsatt fra en avstøpning som er homogen, dette betyr at de mekaniske egenskapene til støpet er isotropt, uavhengig av orientering av delene [3].



Figur 18 Smi-prosess, viser hvordan kornene deformeres under smiing.

3.8.3 Overlapping

Ved visse geometrier vil det danne seg virvler inn i hulrommene. Der materialet oppfører seg som en bølge og slår seg sammen og danner overlapping, se Figur 19.



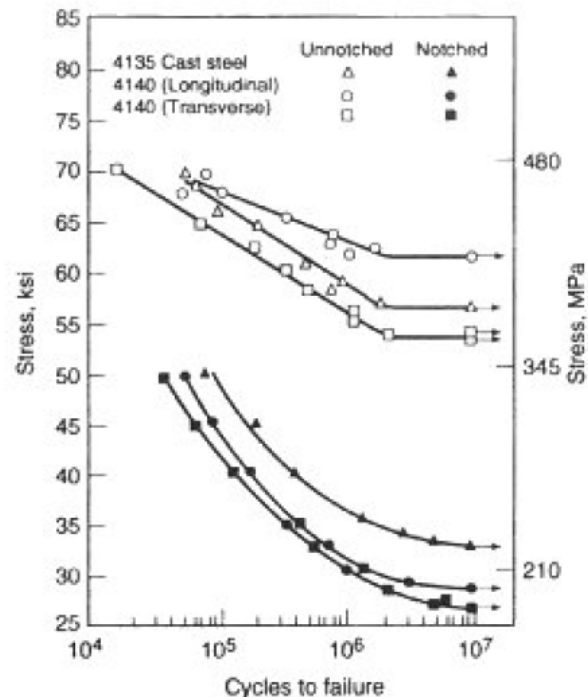
Figur 19 Overlapping når materialet flyter inn i et hulrom, indikeres med W [6].

Dette fenomenet skaper manglende sammenheng i materialet, da overlappingen lager lommer med luft som vil oksidere overflaten til materialet i lommen. Denne tendensen skjer når radien (R) inn mot hulrommene er liten, materialet blir da presset ut mot sideveggen og opp i en bølgeformet fasong som skaper overlappen (W). Ved høyt nok trykk vil overlappingen lukkes helt, noe som gjør det vanskelig å detektere visuelt når formeprosessen er ferdig. Når geometrien snittes vil man få mulighet til å inspisere og studere om det har forekommet overlapping. Disse tilfellene vil svekke materialeegenskapene der overlapping fremkommer [6].

3.8.4 Utmattings egenskaper ved smidde komponenter

Utmattingsegenskapene til smidde deler er noe bedre i lengderetningen grunnet anisotropi. Hvis vi sammenligner støpte og smidde deler i tverr-retningen, ligger utmattingsegenskapene til en støpt del noe over, da disse har en tilnærmet isentropiske struktur. Ved å studere test biter med en maskinert kjerv, er egenskapene til den støpte delen bedre motstandsdyktig mot utmatting i sammenligning med smidde deler, se Figur 20 [3].

I tilfeller der den ytre lasten er i samme retning som mekanismen er bearbeidet, vil smidde-komponenter være egnet [3].



Figur 20 Utmattings egenskaper på smidde og støpte deler [3].

3.9 Utmatting

Utmatting har lenge vært et utbredt, siden 1800-tallet ble temaet diskutert og studert i flere land, der de første studiene omhandlet togskinner, akslinger, gir, lagre og bjelker [11].

Utmatting oppstår som følger av hyppige gjentatte belastninger etter periodisk varierende driftsspenninger. Selv om hver enkelt belastningstopp er langt under materialets flytegrense, kan likevel den samlede virkningen av et større antall mindre belastningsvariasjoner føre til sprekkinitiering og sprekkvekst. Sprekkvekst fortsetter inntil man får plastisk sammenbrudd eller sprekk lengden/dybden har nådd kritisk størrelse for ustabil brudd [9, S3-60].

Bruddet starter ofte ved overflater med uregelmessigheter, før brudd initieres med en sprekk som vokser gradvis innover i materialet inntil statisk brudd oppstår [12].

Undersøkelser har vist at mellom 80-95% av alle brudd under normal drift skyldes utmatting. Årsakene er mange, men det er særlig store spenningskonsentrasjoner som gjør at sprekker utvikles før sprøtt brudd. Under slike situasjoner er det ofte enkle geometriforandringer som må til for å øke levetiden [12].

Det finnes ulike måter

å dimensjonere mot utmatting, det ofte skilles mellom tre ulike dimensjoneringsprinsipper [11].

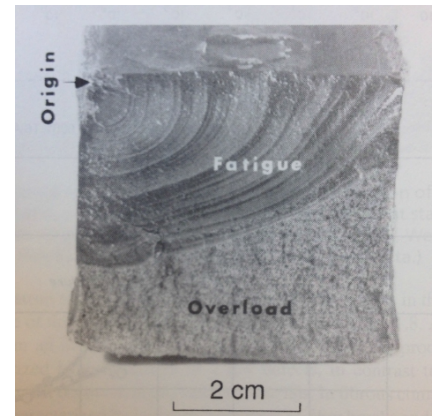
1. Uendelig levetid; delen skal tåle alle lastvekslinger som oppstår i konstruksjonen. Denne framgangsmåten gir overdimensjonering og tunge konstruksjoner. Levetiden er basert på nominelle spenninger i svakes område på konstruksjonen [11].
2. Sikker levetid; med rimelig sikkerhet skal delen tåle lastvekslingene. Her er det en mer detaljert framgangsmåte med fokus på tøyingsbilde i spenningsbilde [11].
3. Bruddsikker konstruksjon; bygger på reserveelementer i konstruksjonen som tar over hvis hovedelementene svikter [11].

3.9.1 Reduksjon av utmattingsfasthet

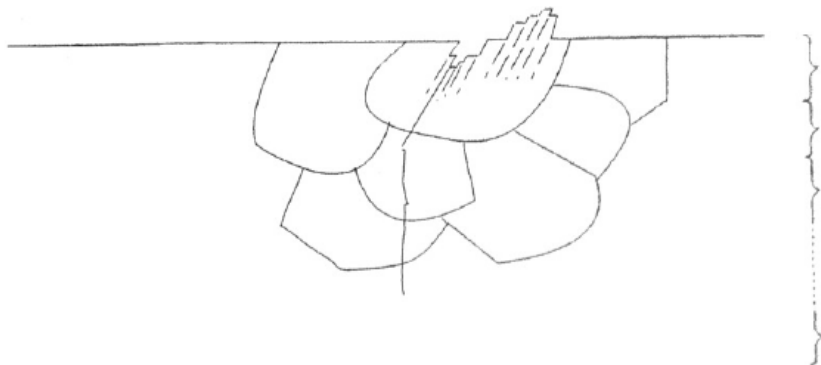
Initierende sprekker blir som regel oppdaget på overflaten nær kjerver, der sprekken ofte er utslagsgivende for utmattingsbrudd. Kjerver eller annen uregelmessighet som tverrsnittoverganger, kilespor eller rundtgåene spor vil skape spenningskonsentrasjoner. Ved en lavere ruhet på overflate vil dette gi forbedringer og sannsynligheten for sprekke- og porer-vekst synke. Korrosjonsbeskyttende overflater påvirker også utmattingsfastheten [12].

Sprekker vil vokse gradvis for hver lastcykel som inntreffer. Det blir da dannet striasjoner per lastcykel som indikerer sprekkvekst før sprøtt brudd inntreffer, vist i Figur 21 [11].

Utmattingssprekker initieres nesten alltid fra en fri overflate, Figur 22. Der undersøkelser har vist at metaller utsatt for vekslende belastning vil få glidning langs de samme krystallografiske retningen som i enakset strekkprøving [9, S3-60].



Figur 21 snittet er tatt ved en sprekk som indikerer utmattings/striasjoner (fatigue) også sprøtt brudd.



Figur 22 Utmattingsstadier fra initiering til endelig brudd.

Noen korn vil være gunstig orientert for glidning, og glidelinjer vil derfor kunne dannes i disse kornene før hele materialet begynner å flyte. Disse lokaliserte deformasjonsområdene kan så utvikle seg til sprekker [9, S3-60].

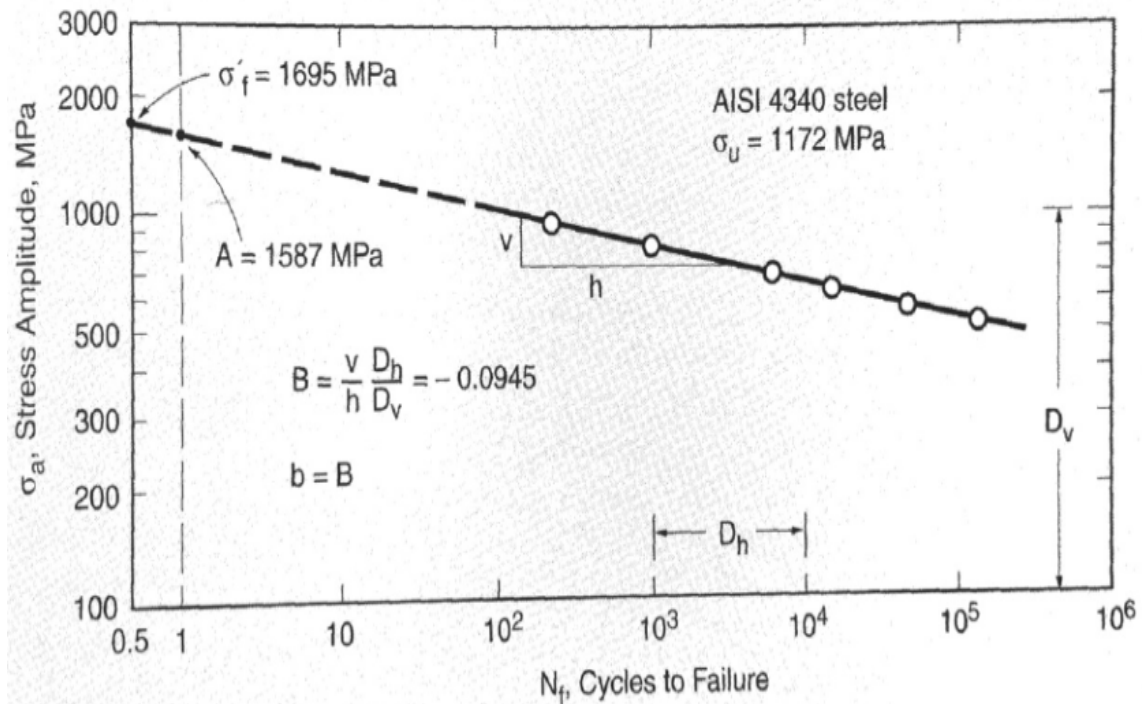
Store dimensjoner bærer en høyere risiko for utmattingsfasthet. Det er ofte ugunstig materialstruktur der de indre spenningene opptrer og strukturen har en større usikkerhet med tanke på porer og forurensning i materialet [12].

Med valsede og smidde materialer har en lavere fasthet i tverretningen i forhold til lengderetningen, materialdata er ofte oppgitt i lengderetningen hvis annet ikke er informert og spenningene bør derfor reduseres når de påvirker konstruksjonen i tverretningen [12].

3.9.2 Levetid beregnet ut i fra middelspenning

For et spenningsbilde med middelspenning over null er formel (19) utledet, der σ_a representerer amplitudens spenning og σ_m representerer spenningsvariasjonen. σ'_f og b kan sammenlignes med materialkonstanter, der b er den deriverte av funksjonen, som er beregnet ut i fra en S-N-kurve, se Figur 23 for beskrivelse av konstantene. SN-kurven blir konstruert ut i fra prøvestaver. N_f angir antall cykler konstruksjonen tåler før brudd inntreffer [11].

$$\sigma_a = (\sigma'_f - \sigma_m)(2N_f)^b \quad (19)$$

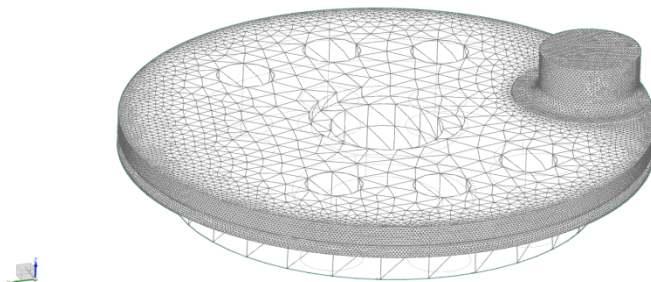


Figur 23 SN-Kurve av AISI4340 med beskrivelse av konstanter.

3.10 Finite Element Method

Finite Element Method (FEM) er en numerisk metode for å løse partielle differensialligninger der en datamaskin regner seg frem til en løsning. Ved lineære analyser får man ut et bestemt resultat og ved ikke-lineære analyser itererer den seg fram til en tilnærmet løsning. Ved simulering av materialflyt under materialforming er ofte ikke-lineære analyser med iterasjon brukt som løsning [13]. Nøyaktigheten kan forbedres ved å øke frihetsgradene og dermed mengden av ligninger. Beregningene domineres av elementer som kategoriserer frihetsgradene, der elementene deler modellen opp i stykker, se elementnettverket i Figur 24. Elementene bruker elementmetodens bjelketeori der et element er satt opp av flere bjelker [14].

Elementmetoden går i prinsipp ut på at den aktuelle konstruksjonen deles opp i en rekke elementer. Stivheten av hvert element beregnes, dvs. en beregner hvilke krefter som må påføres elementet for å få visse enhetsdeformasjoner. Deretter settes elementene sammen og forbindes med hverandre i såkalte knutepunkter slik at de til sammen danner det aktuelle systemet. Ved å addere elementenes stivheter på en logisk måte, kan en finne systemets stivhet Dvs. hvilke krefter som må påføres i knutepunktet for å oppnå enhetsforskyvninger i hvert knutepunkt. Likevektsligningene for hvert enkelt knutepunkt gir et ligningssystem med knutepunktforskyvninger som ukjente. Dette ligningssystemet løses. Dermed er deformasjonene av hvert element kjent, og snittkrefter og spenninger i elementet kan beregnes. [13, S16]



Figur 24 Tappskive oppbygd med elementer.

FEM har en bred anvendelse og blir mye brukt innen vitenskap og teknologi, der komplekse geometrier kan analyseres ved hjelp av FEA «Finite Element Analysis». Disse simuleringer er ofte integrert i CAD-programmer (Computer Aided Design) da en fullført konstruksjon kan analyseres med de angitte laster for så å simulere en virkelig hendelse. Metoden sparer både tid og penger da man bytter ut fysisk testing med FEM-analyser [14].

For formingsindustrien vil slike verktøyer ha en betydelig besparelse, da en virkelig prosess vil kreve store ressurser som energi, testing, materiale etc. Muligheten for å bytte ut en fysisk modell med en FE-modell vil gi muligheter for å avdekke designfeil i en konstruksjon før den blir satt ut i live. Dette vil være ressurs besparende og programmene vil gi en mer illustrativ forståelse på hvordan materialet oppfører seg og beveger seg under en formingsprosess.

Kapittel 4

4 Materialvalg og herdedybde

Materialvalg er et viktig aspekt innen designfasen for et produkt. Da materialvalget påvirker hele konstruksjonens yteevne mot laster. Alle stålprodukter starter opprinnelig fra en smelte med jern og karbon, der krom, nikkel, mangan og molybden blir tilsatt for å få ønsket legering. Materialene som brukes til legering inneholder også uønskede elementer som fosfor og svovel, stoffene vil danne inneslutninger som aldri kan bli fullstendig fjernet fra stålet [3].

Støperiene produserer egne stålblokker med egnet legeringsinnhold. Støperiene leverer ønskede legeringsinnhold i blokkene til kundene, samt standardiserte stållegeringer. Ved tilvirkning av stålblokker blir flytende stål helt ned i en form, ved denne tilstand har stålet en høy tilhørighet av oksygen som vil flyte opp av smeltet og danne et oksidsjikt. Dette sjiktet beskytter da mot atmosfæren rundt under støping. Ved støping blir det ofte tilsatt små mengder aluminium for å fjerne oksygenet i smeltet. Dette skaper mikroskopiske aluminiumsoksidpartikler som er lettklebende til verktøy under maskinering av delen. Det er også mulig å bruke kalsium for å fjerne oksygenet, dette vil da gi mykere materiale [3].



Figur 25 støping av stål i et smelteverk.

4.1 AISI 4340

Innen kategorien ultra høyfaststål er AISI 4340 ansett som et allment og lett tilgjengelig materiale innen emne, stang, smidde, plater, og sveisetråder. Det kan også fremstilles som plater og støpegods. Typiske bruksområder er bolter, skruer, tannhjul, akslinger og lignende maskinkomponenter; veivakslar og stempelstenger for motorer, og landingshjul og andre kritiske konstruksjonselementer for fly [15].

Materialet kombinerer god herdbarhet med høy duktilitet, seighet og styrke. Samt høy utmattingsfasthet og sige motstand. AISI4340 blir ofte anvendt under krevende driftsforhold der høy styrke er nødvendig. I små seksjoner blir dette materialet luftherdet og i praksis er det vanligvis bråkjølt i olje. Det er delvis immunt mot temperatur sprøhet. Ved varmebehandling over en strekkfasthet på 1400MPa har dette materialet en risiko for hydrogen sprøhet. Stålet har også dårlig motstand mot spennings-korrosjon, da risikoen for sprekker ofte er til stede ved en strekkfasthet på 1500-1950MPa. For å forbedre utmattingslevetiden blir det ofte tilsatt nitrid [15].

Stålet smies ved en temperatur på 1150°C der det kan luft og ovn avkjøles i tørre omgivelser. For å oppnå gode bearbeidingssegenskaper er det ønskelig med en spheroidized struktur, som skapes ved å normalisere materialet og deretter temperere det på 650°C [15].

For å oppnå fullstendig hardhet igjennom materiale brukes oljeavkjøling på mindre deler med en diameter opptil 75mm og ved vann avkjøling for større deler opptil herdbarhetsgrensen til materialet [15]. Se Tabell 2 for typiske materialelegenskaper for olje-bråkjølt AISI4340.

Tabell 2 Typiskes materialelegenskaper for AISI4340[15].

Anløpnings Temperatur	Strekkfasthet	Flytegrense	B.forlengelse 50mm	Arealreduksjon	Hardhet		Izod slagenergi
					HB	HRC	
⁰ C	MPa	MPa	%	%			J
205	1980	1860	11	39	520	53	20
315	1760	1620	12	44	490	49,5	14
425	1500	1365	14	48	440	46	16
540	1240	1160	17	53	360	39	47
650	1020	860	20	60	290	31	100
705	860	740	23	63	250	24	102

4.2 300M

300M er en silisium-modifisert utgave av AISI 4340, med noe høyere karbon og molybden innhold, inneholder i tillegg vanadium. Stålet viser dypere herdbarhet og har gode egenskaper innen duktilitet og seighet. 300M er tilgjengelig som plater, tråd, rør, smidde og støpte deler, flyskrog, festene, og trykkbeholdere. Mange av de mekaniske egenskapene er lik AISI4340 da 300M er en modifisert utgave av stålet. Med økende silisiuminnhold gir det dypere herdbarhet, økt styrke og bedre motstand mot mykning ved høye temperaturer [15].

Sammenlignet med AISI4340, kan 300M være varmebehandlet ved en høyere temperatur. Noe som skaper mindre restspenninger i strukturen ved bråkjøling. På grunn av høyere silisium og molybden innholdet, er 300M spesielt utsatt for dekarborisering. Under varmebehandling kan det danne seg ytre karboniseringslag som bør fjernes etter behandlingen. Ved varmebehandling kan strekkfastheten øke til 1380MPa for 300M, i en slik varmebehandling er materialet utsatt for hydrogensprøhet [15].

Dersom stålet er riktig varmebehandlet vil det oppnå bedre mekaniske egenskaper enn AISI4340 [15].

300M er smidd ved 1065-1095⁰C og smiingen bør ikke skje under 925⁰C. Etter smiing, er det foretrukket en langsom avkjøling i ovn, men de kan tillates å avkjøles i luft på et tørt sted. For å oppnå gode bearbeidingssegenskaper er det ønskelig med en spheroidized struktur, som skapes ved å normalisere materialet og deretter temperere det i temperatur området 650 til 675 °C [15]. Se Tabell 3 for mekaniske egenskaper ved olje-bråkjøling av maskindel.

Tabell 3 Mekaniske egenskaper for 300M [15].

Anløpnings Temperatur	Strekkfasthet	Flytegrense	B.forlengelse 50mm	Arealreduksj on	Hardhe t	Charpy-v slagenergi
⁰ C	MPa	MPa	%	%	HRC	J
90	2340	1240	6	10	56	17,6
205	2140	1650	7	27	54,5	21,7
260	2050	1670	8	32	54	24,4
315	1990	1690	9,5	34	53	29,8
370	1930	1620	9	32	51	23,7
425	1790	1480	8,5	23	45,5	13,6

4.3 D-6a og D-6ac stål

D-6a er et lavlegert ultra høyfaststål, utviklet for fly- og rakett-strukturelle applikasjoner og er ofte anvendt i motor, akslinger, tannhjul og fjærer. Materialet er først og fremst utviklet for anvendelse i romtemperatur med en strekkfasthet på 1800 – 2000MPa. Stålet har også god duktilitet, der materialet har god motstand mot støtlaster da det er dypere herdet en AISI4340 og viser ikke temperatur sprøhet, og beholder høy styrke ved høye temperaturer. Utmatting som følge av spenningskorrosjon i fuktig og våte omgivelser er sammenlignbar med 300M ved samme styrkenivå. D-6a kan produseres på forskjellige måter [15]:

1. D-6a er produsert med smelte fra en elektrisk ovn
2. D-6ac er produsert på samme måte men med etterfølgende vakuum-omsmeltning.

De mekaniske egenskapene er forskjellige som følge av forskjellige behandling [15].

For prosessering av D-6a bør det oppvarmes til en temperatur på 1230 °C og smiingen bør ikke forekomme under 980⁰C. Den smidde delen avkjøles langsomt i en ovn eller isolert i et passende medium. For å gi gode bearbeidingsegenskaper etter smiingen, bør den umiddelbart settes inn i en ovn på 650⁰C i en periode på 12timer før temperaturen økes til 900⁰C, og holdes i en tidsperiode avhengig delens størrelse. Delene må så nedkjøles til 650⁰C og holdes i 10timer før den til slutt blir luftavkjølt til romtemperatur [15]. For materialegenskapene se Tabell 4 som viser verdier til et varmebehandlet D-6a stål.

Tabell 4 Mekaniske egenskaper til D-6a [15].

Anløpnings Temperatur	Strekkfasthet	Flytegrense	B.forlengelse 50mm	Arealreduksjon	Charpy-v slagenergi
⁰C	MPa	MPa	%	%	J
150	2060	1450	8,5	19	14
205	2000	1620	8,9	25,7	15
315	1840	1700	8,1	30	16
425	1630	1570	9,6	36,8	16
540	1450	1410	13	45,5	26
650	1030	970	18,4	60,8	41

Kapittel 5

5 Analyse av tappskive

Det blir kjørt flere analyser både i Siemens NX 8 og DEFORM 3D, der elastisk og elastisk-plastiske analyser blir gjennomført. Under dette kapittelet blir også tappskivens geometri testet ut med forskjellige størrelser på radien mellom skiven og tappen.

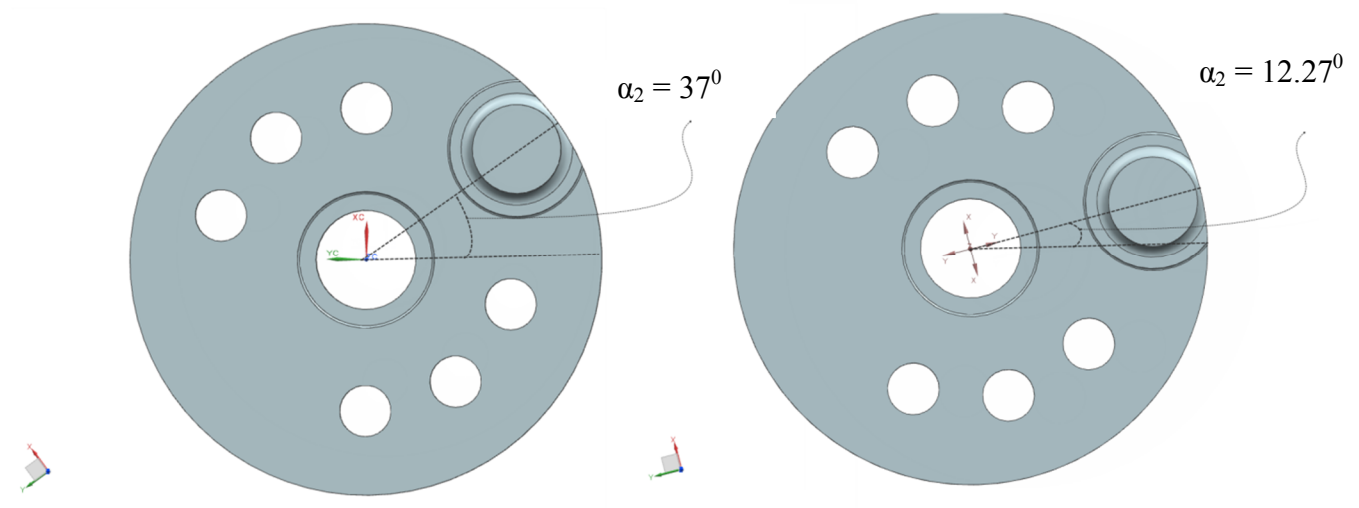
Resultatene blir visuelt presentert med bilder, der bildene viser tappen fra to sider. For å indikere hvilken side som er vist blir noteringen side-1 og side-2 brukt, der side-1 er siden der linjelasten fungerer på tappen og side-2 representerer motsatt side.

Simuleringene tar for seg en type tappskivegeometri, se vedlegg A for maskintegning.

5.1 Lineær elastisk analyse i Siemens NX

Det er interessant å studere spenningsbilde rundt tappen. Det ble satt opp en statisk-lineær analyse i Siemens NX 8, der tappskiven ble tegnet opp etter mottatt tegning fra Rolls Royce før tegningen ble importert inn i analysedelen i programmet.

Analysene under blir justert etter lasttilfellene fra Rolls Royce, der reaksjonslasten har to forskjellige angrepsvinkler, som er satt til $\alpha_2=37^\circ$ og $\alpha_2=12,27^\circ$, se Figur 26.



Figur 26 Reaksjonen har to Lasttilfeller med α_1 og α_2 .

5.1.1 Simuleringsoppsett

Tappskiven er modellert opp med hensyn på orientering av tappen. Der tappen sentrerer på y-aksen med en α_2 -vinkel på 0° , se Figur 26 for orientering av vinkel med hensyn på tapp. Denne framgangsmåten ble valgt for å få riktig angrepsvinkel på linjelasten (R_{cp}).

For å få ønsket vinkel blir det globale koordinatsystemet orientert til en vinkel på 37° eller $12,27^\circ$, for å få riktig angrepsvinkel fra lasten. Noe som gjorde det mulig å sette på en linjelast som angriper tappen normalt.

Videre ble skiven satt opp med et triangulært-formet mesh med 10-noders element av 30mm størrelse. For å sikre bedre resultater ble mesh-kvaliteten forbedret rundt tappen og på randen rundt skiven. På disse overflatene ble det valgt en mesh størrelse på 2mm, noe som vil øke nøyaktigheten på resultatene.

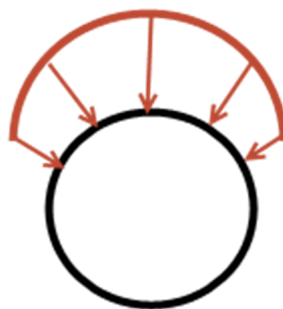
Ut fra materialbiblioteket til Siemens NX 8 ble samme materiale som Rolls Royce bruker på tappskivene valgt, se Tabell 5 for materialegenskaper som er definert i Siemens NX 8.

Tabell 5 Definert materialegenskaper for AISI 4340 i Simens NX 8.

Material	AISI_Steel_4340
Material type	Isotropisk
Mass Density (RHO)	7.85e-006 kg/mm ³
E-modul	193000000 mN/mm ² (kPa)
Flytegrense	1178 MPa
Strekfasthet	1240 MPa

Fastholdingen er satt til skruehullene samt sporet på undersiden av skiven, Se Figur 29 for fastholdning, last og mesh på maskindelen.

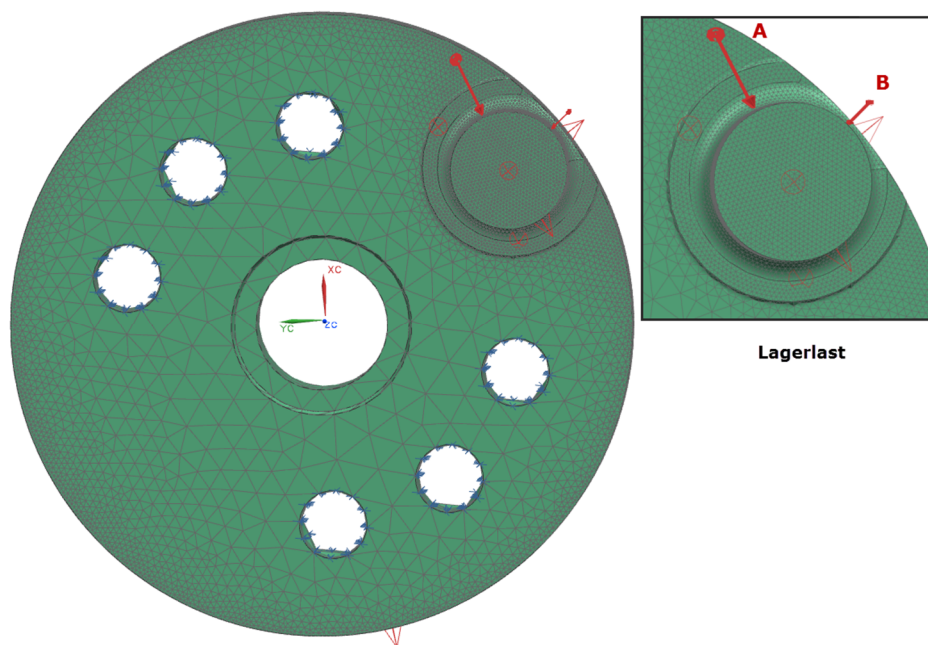
Reaksjonslasten vil ha en linjelastet funksjon på grunn av glideklossen, klossens trykk vil angripe som en lagerlast, vist i Figur 27. For å gi mest mulig riktig lastbilde ble en lagerlast med 180° kontaktflate satt på, med en vektor-retning parallelt til det roterte datumplanet, som ble rotert før fastholding- og last-begrensningene ble satt på.



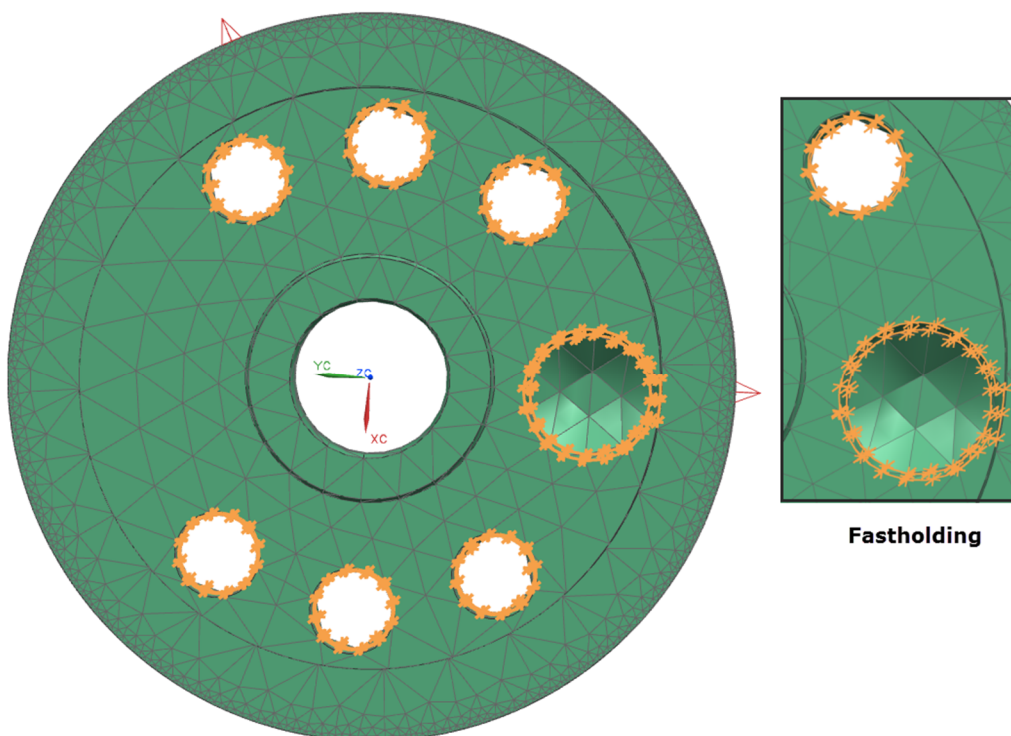
Figur 27 Illustrerer lagerlast funksjonaliteten i Simenes NX 8.

5.1.2 Simuleringsresultater ved $\alpha_2 = 37^\circ$

Med framgangsmåte beskrevet over blir skiven rotert med en vinkel på $\alpha_2 = 37^\circ$. Deretter blir en lagerbelastning satt på for å definere linjelasten som skyveklossen påfører tappen, se Figur 28. Fastholdningen er også den samme som beskrevet over. For å se lager lasten se Figur 28, der lasten er en resultant av A og B. For fastholdning se Figur 29. Ved fullført simulering viser Siemens NX 8 en 92,6 % pålitelighet for beregnet resultat.



Figur 28 Lagerlast der resultanten av A og B vil fungere i retningen til reaksjonslasten.



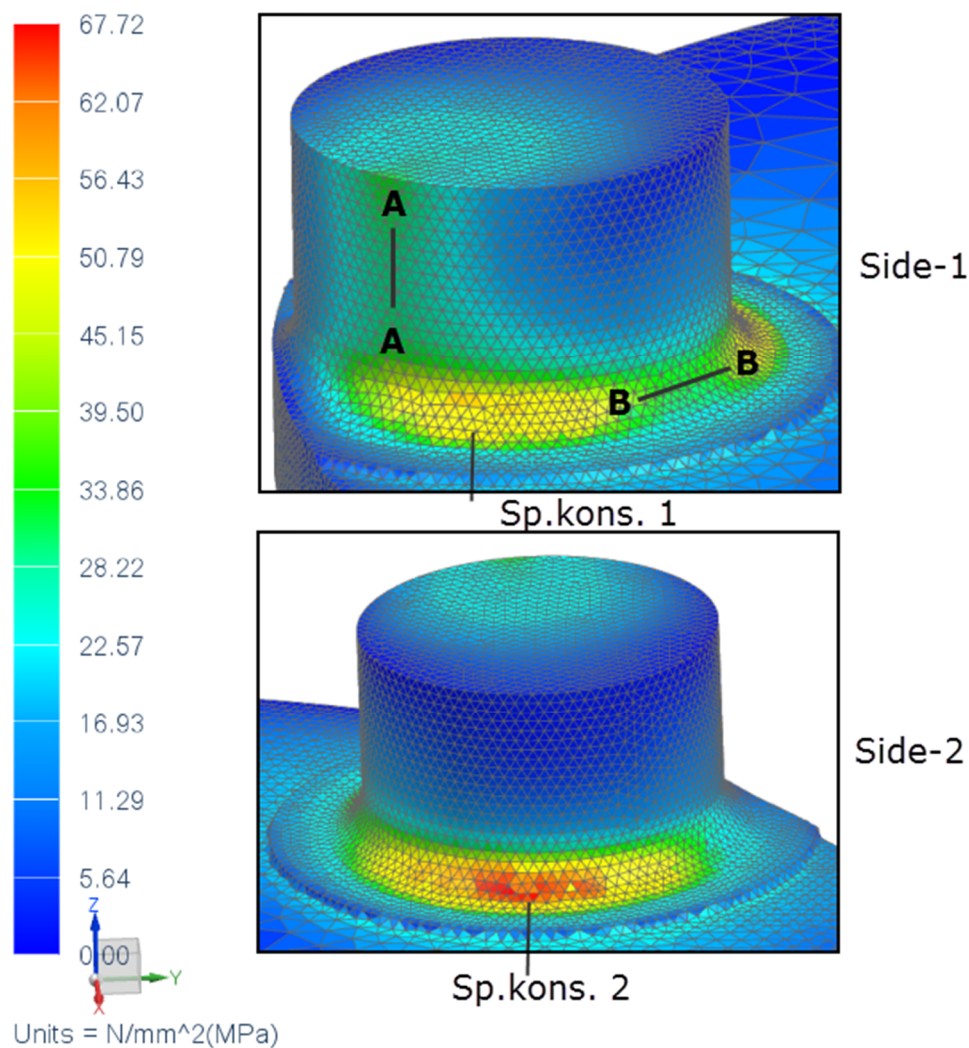
Figur 29 Fastholding av tappskive ved $\alpha_2 = 37^\circ$ i Siemens NX 8.

5.1.2.1 Spenningsanalyse

Spenningsanalysene viser tydelig spenningskonsentrasjoner rundt radien til tappen. Ved å studere Figur 30 under og side-1 på tappen, ser man en klar effekt av linjelasten i snitt A-A, der spenningene ligger på 39MPa og gradvis avtar periferisk ut mot sidene.

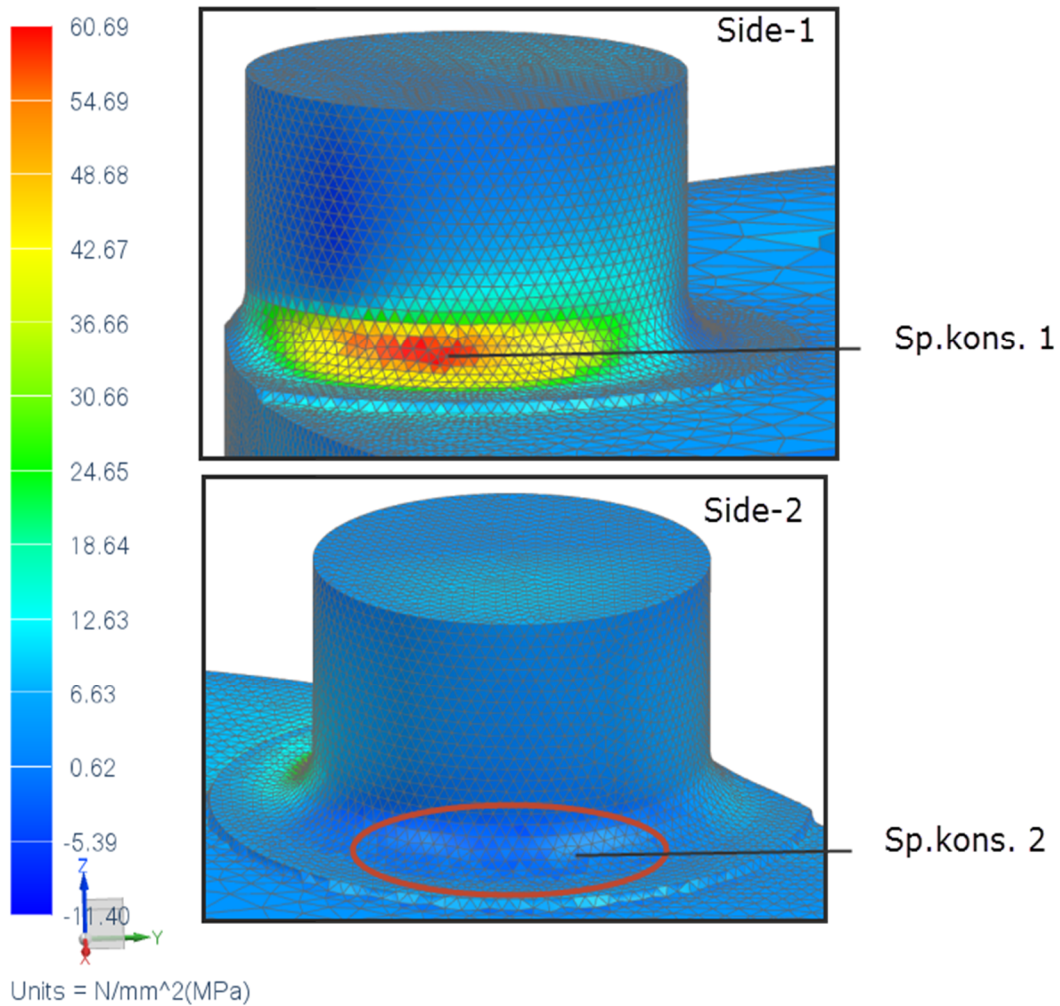
Ved å studere Figur 30 og side-1 ser vi en spenningskonsentrasjon under linjelasten.

Spenningskonsentrasjonen er markert med sp.kons.1 og har en verdi på 50MPa. Spenningen avtar til 39MPa i snittet B-B, før den så øker igjen mot side-2 på tappen. På denne siden har vi den høyeste spenningskonsentrasjon som er markert med Sp.kons.2. Verdi går opp mot 67MPa før den avtar periferisk og aksielt.



Figur 30 Von-Mises Spenningsbilde av tappskiven.

Ved studering av største hovedspenning i Figur 31 ser vi en klar tendens til strekk og trykk fra linjelastens angrepsside, side-1 på tappen. Denne siden viser en stor spenningskonsentrasjon, indikert med sp.kons.1. Konsentrasjonen skaper strekk og har en verdi på 60MPa. Videre på Side-2 har vi en mindre konsentrasjon, markert med rød sirkel og sp.kons.2. Her skapes det en trykkpåkjenning på radien med en lav verdi på 11MPa.

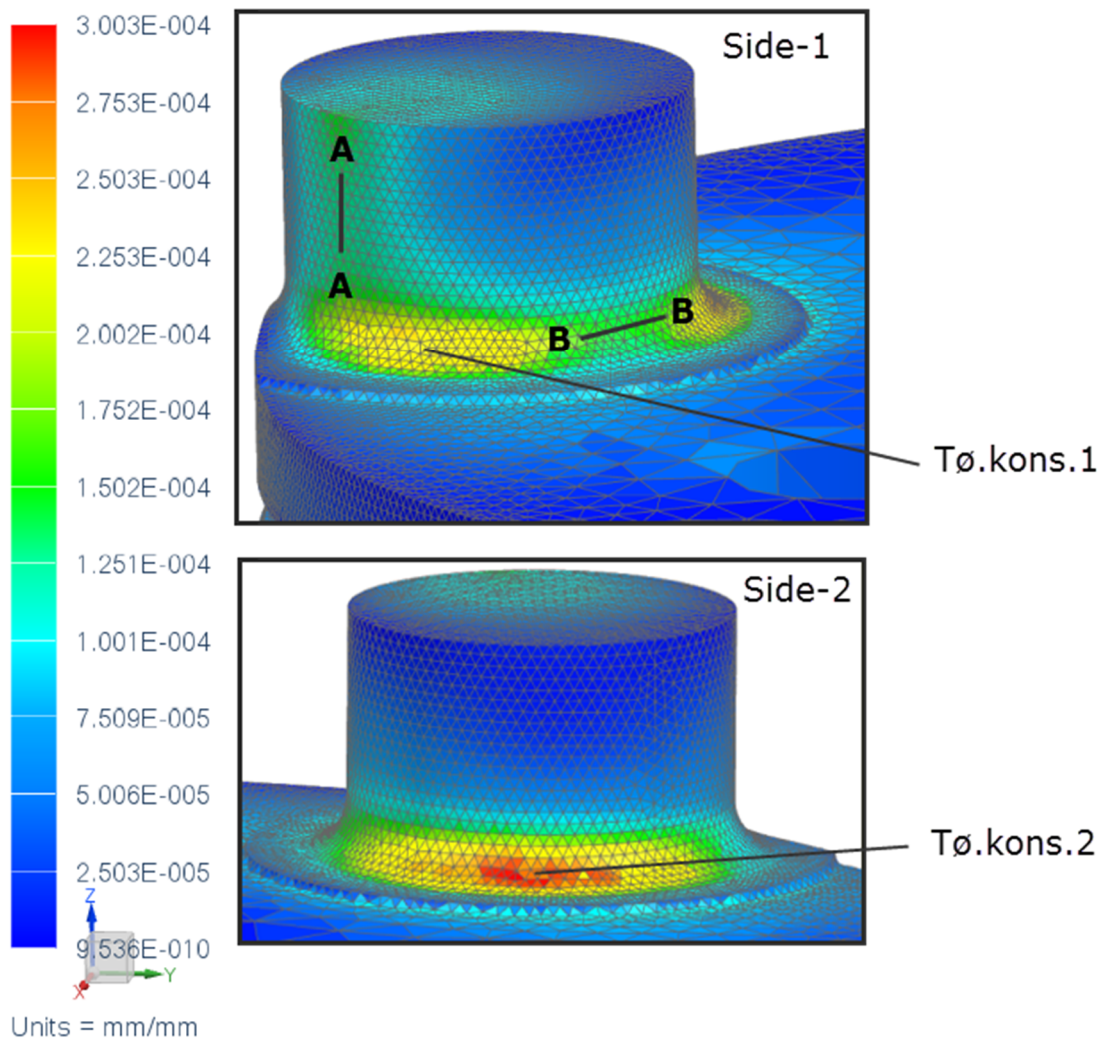


Figur 31 Største hovedspenning på tappen.

5.1.2.2 Tøyningsresultater

Etter vurderingen av spenningsanalysen ser vi at tøyningen er proporsjonal med von-mises spenningene og fordeler seg dermed analogt.

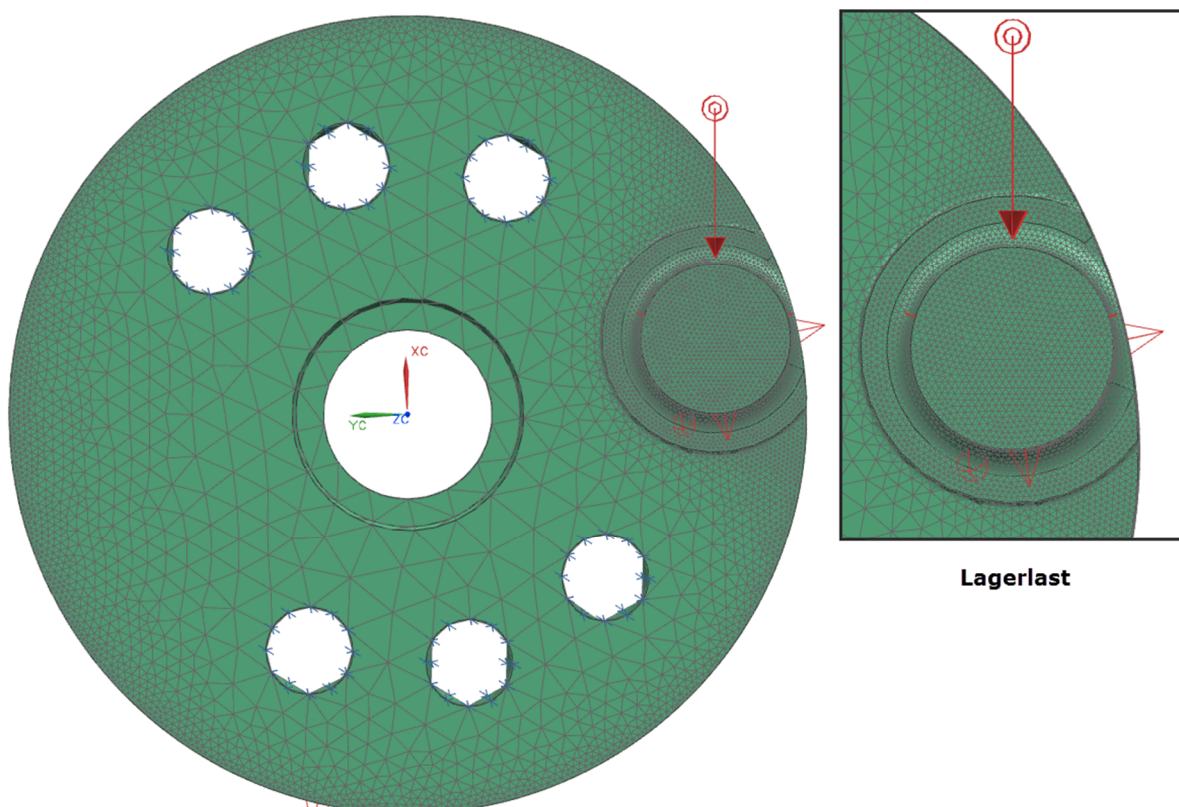
Vi ser også her linjelasten angrepsposisjon på side-1 i Figur 32, indikert med snittet A-A. Her har lasten skapt en tøyningsverdi på $1,5E-4$ mm/mm. Under linjelasten har man en tøyningskonsentrasjon som indikeres med Tø.kons.1. I dette område ligger verdi på $2,25E-4$ mm/mm, før den så synker gradvis i snittet B-B før den øker mot side-2 der vi har en konsentrasjon som er markert med Tø.kons.2. Det er på side-2 av tappens tøyningkonsentrasjonen er størst med en verdi på $3,0E-4$ mm/mm som avtar gradvis utover mot sidene. Ved å sammenligne tøyning og spennings-områdene, ser vi at disse avgrenser et like stort område. Men konsentrasjonen av maksimal tøyning er noe større i tøyningsbilde.



Figur 32 Von-Mises tøyning på tappskiven i Siemens NX 8.

5.1.3 Simuleringsresultater ved $\alpha_2 = 12,27^\circ$

Samme fremgangsmåte ved å rotere datumplanet ble også gjort for denne simuleringen. Skivens globale plan ble rotert med en $\alpha_2 = 12,27^\circ$ før en lagerlast ble satt på tappet for å definere linjelasten fra skyveklossen. Ingen endring ble gjort under fastholdningen, samme fremgangsmåte som simuleringen over, se Figur 33 for lagerlastens angrepsposisjon. Ved fullført simulering viser Siemens NX 8 en 93,2% pålitelighet for beregnet resultat.

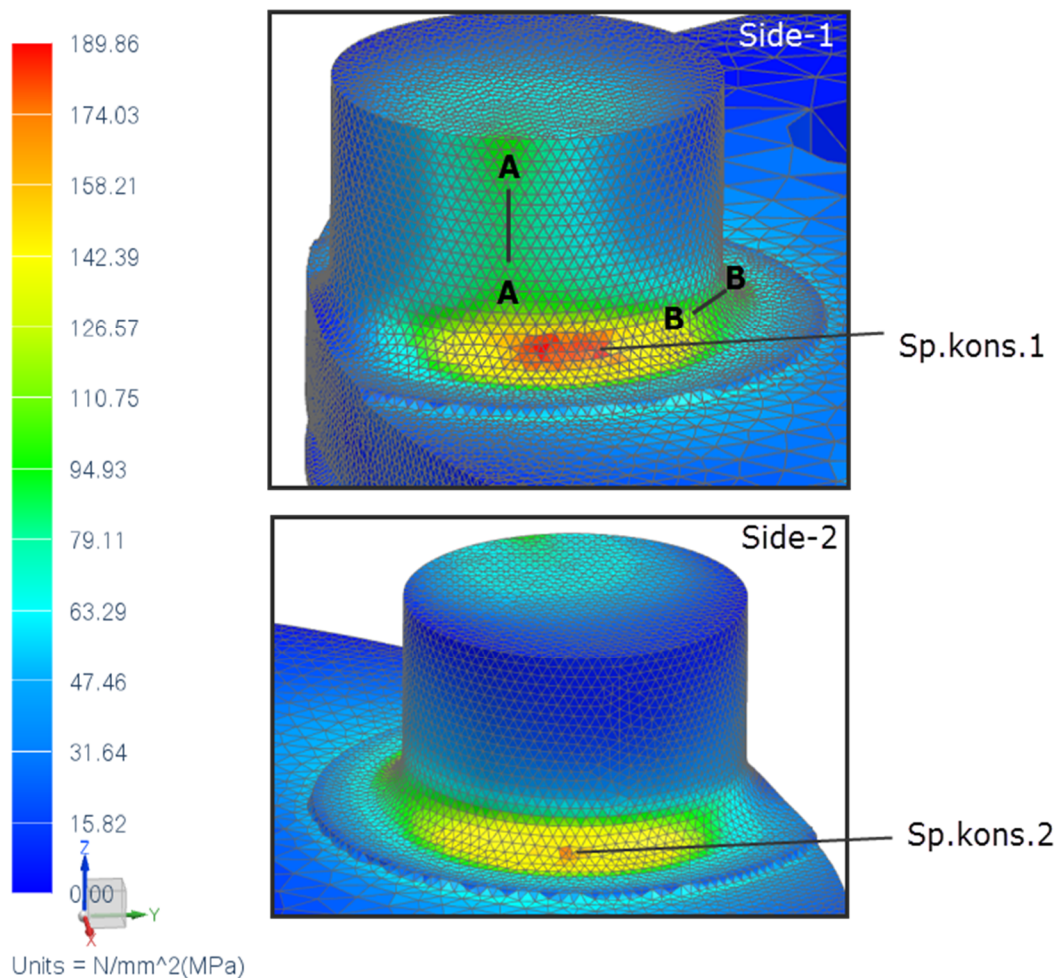


Figur 33 Tappskive med lagerlast, rotert med en $\alpha_2 = 12,27^\circ$.

5.1.3.1 Spenningsanalyse

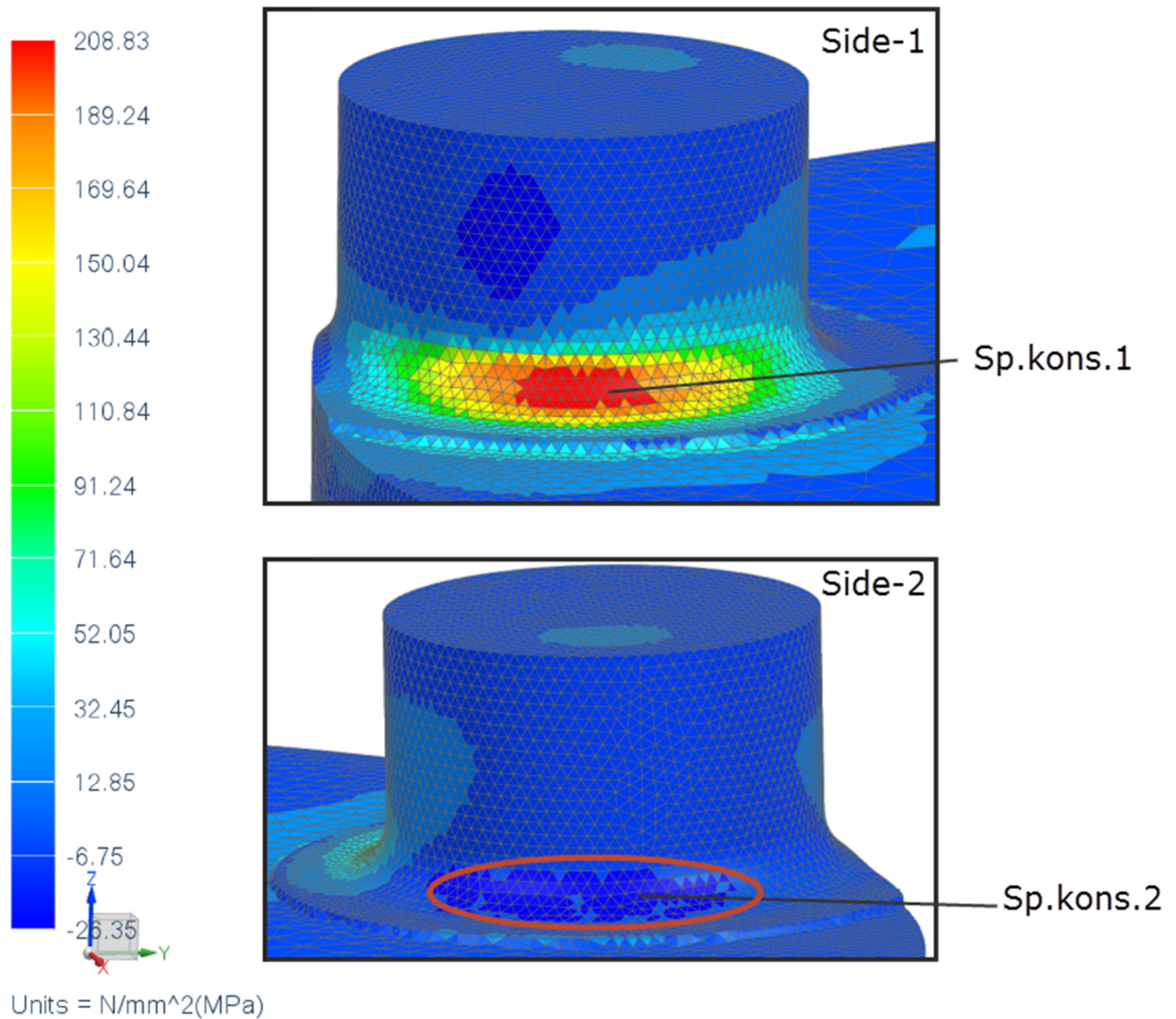
Linjelastens angrepsposisjon kommer tydelig frem under denne simuleringen også. Som resultatene over ser vi at linjelasten angriper vertikalt på tappen med en annen angrepsvinkel da denne simuleringen har en $\alpha_2 = 12,27^\circ$. Vi ser også at spenningene er noe høyere i denne simuleringen i forhold til tidligere simulering med $\alpha_2 = 37^\circ$.

Ved å studere spenningstilstanden i Figur 34 ser vi samme konsentrasjonsområder som simuleringen over. Verdiene ved denne simuleringen ligger noe over og i snitt A-A har vi nå en spennings høyde på 110MPa, som avtar gradvis ut mot sidene. Motsatt til de tidligere simuleringene har vi den høyeste spenningskonsentrasjonen på side-1, markert med Sp.kons.1 i Figur 34. Verdiene er oppe mot 189MPa før de synker gradvis ut mot sidene på radien. Snittet B-B indikerer en verdi på 110MPa før spenningskonsentrasjonen øker igjen på side-2. På denne siden har en stor verdi på 142MPa, der et lite felt har verdi opp mot 174MPa, se Sp.Kons.2 i figuren under.



Figur 34 Von-Mises spenninger på tappen ved $\alpha_2 = 12,27^\circ$.

Under denne vinkelen viser hovedspenning i Figur 35 store strekk spenninger på side-1, indikert med sp.kons.1. Spenningsverdiene øker i forhold til simuleringen over, med en økning til 208MPa. Konsentrasjonen ligger på et vesentlig større område på radien i forhold til von-mises spenningene over. Vider ser man også her en trykkside, der en lav konsentrasjon på 26MPa, indikert med sp.kons.2. Trykkspenningen er en tilnærmet doubling i forhold til simuleringen med $\alpha_2 = 37^\circ$, mens strekkspenningen tilnærmet firedoblet.

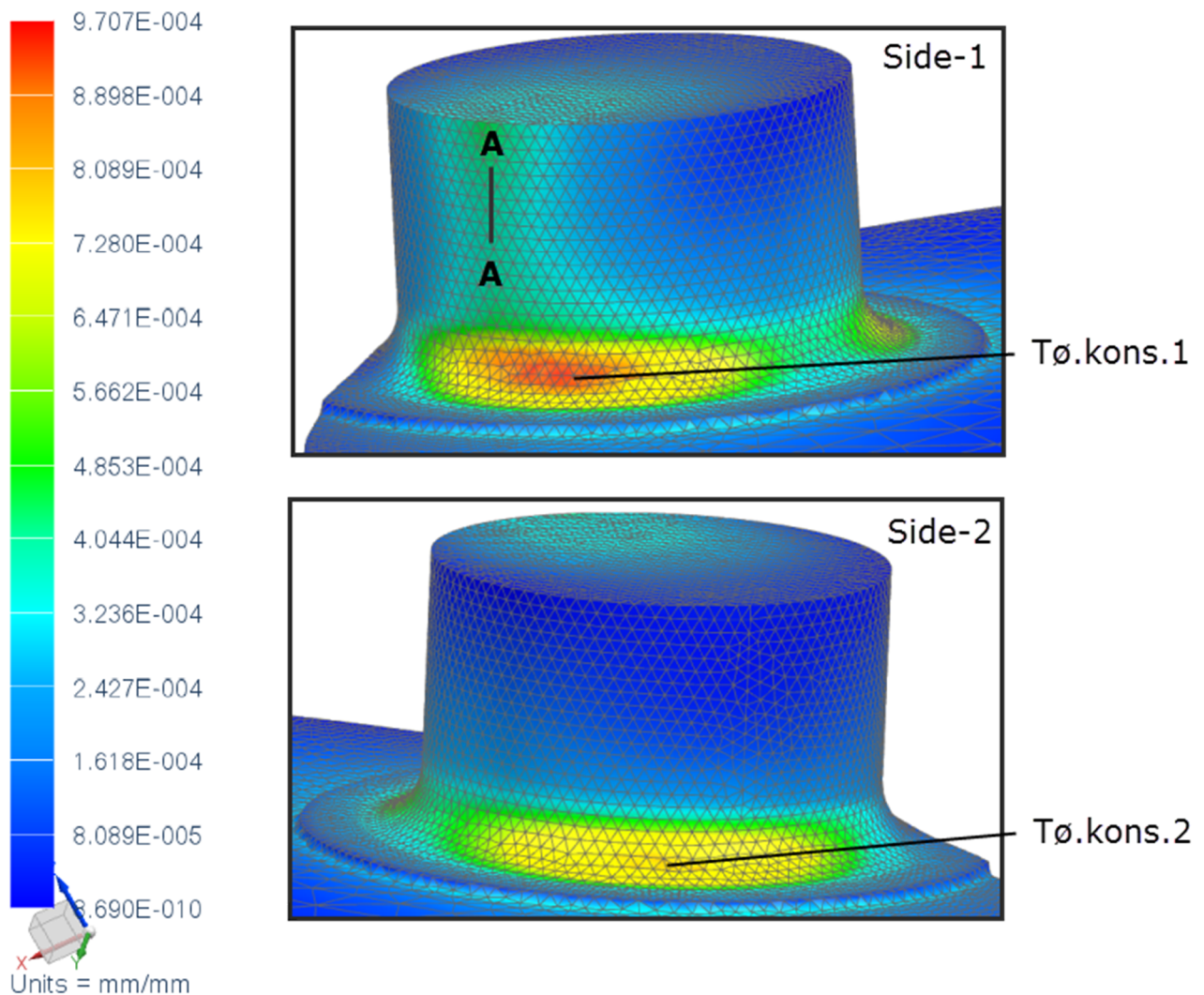


Figur 35 Maks hovedspenning på tappene ved $\alpha_2 = 12,27^\circ$.

5.1.3.2 Tøyningsresultater

Under tøyningsresultatene er det samme tilfelle som tidligere, der tøyningen er proporsjonal med spenningene og fordeler seg analogt.

Den maksimale tøyningen opptrer på side-1 i Figur 36. Indikert med Tø.kons.1, der man har en verdi på $9,707E-4$ mm/mm i området. Konsentrasjonen ligger på undersiden av linjelasten som er indikert ved snittet A-A på tappen. Her ser vi en tøyning på $5,66E-4$ mm/mm som gradvis avtar til sidene. På motsatt side av tappens side-2 i figuren under, ser vi også en økning av tøyningsbilde. Samme område som de tidligere simuleringer, nå med en tøyning på $7,28E-4$ mm/mm før også denne avtar mot sidene.



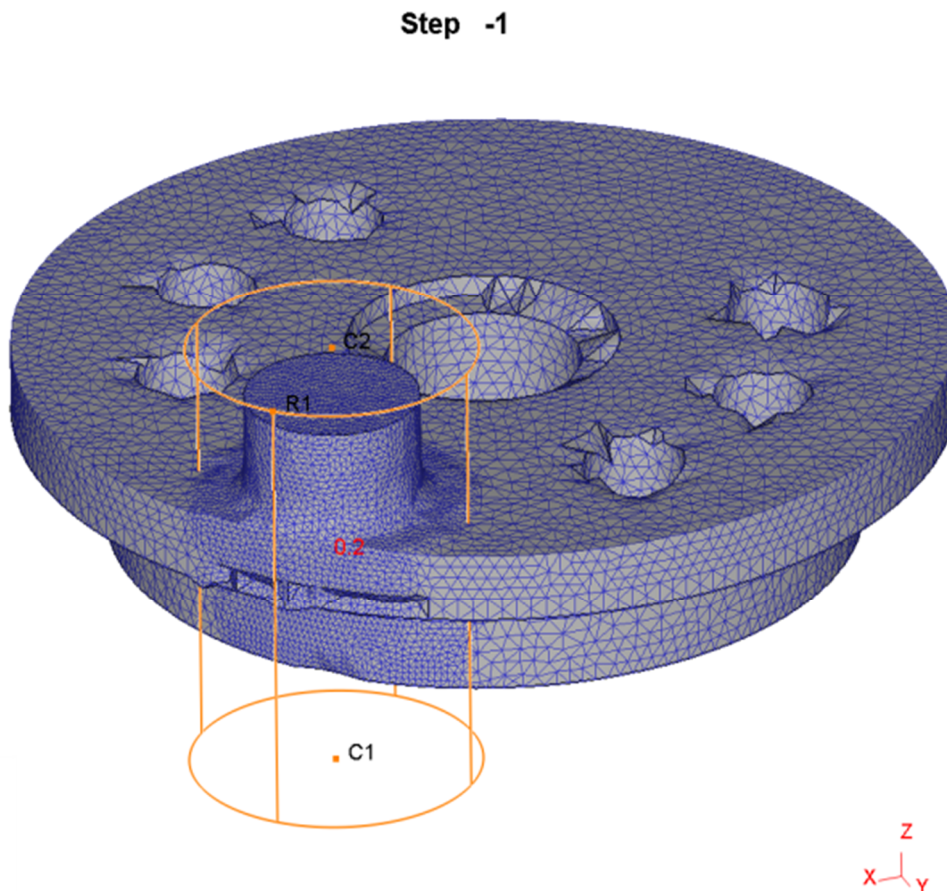
Figur 36 Von-Mises tøyningsresultater med en $\alpha_2 = 12,27^\circ$.

5.2 Elastisk-plastisk analyse i DEFORM 3D

Det er interessant å studere hvordan maskindelen oppfører seg når tappens går over fra elastisk til plastisk tilstand. For å simulere en elastisk-plastisk analyse, brukes programmet DEFORM 3D. Det er ønskelig å bruke samme tappskivegeometri som i de tidligere simuleringer. Tappskiven blir dermed eksportert fra Siemens NX 8 til en STL-fil for videre import til DEFORM 3D.

DEFORM 3D er et simuleringsverktøy som simulerer tredimensjonal materialstrøm. Programmet tar også for seg den plastiske delen av flytkurven og er mye brukt til formingsanalyser for å effektivisere og optimalisere materialflyen under forming [16].

Ut i fra resultatene over så vi spenningskonsentrasjoner på radien mellom skiven og tappen, der det ble dannet strekk og trykk. Det er derfor ønskelig å studere hva som skjer på radien med en elastisk-plastisk analyse, som gjør det mulig å studere tappens ved overgang til flyt. Dette vil skape en bedre forståelse av spenningsbilde på radien.



Figur 37 Tappskive med grovt mesh og mesh-vindu over tappens.

5.2.1 Simuleringsoppsett

Under denne simuleringen blir glideklossen simulert med en hul sylinder som illustrert i Figur 38.

Tabell 6 Simuleringsoppsett DEFORM 3D.

Skiven roteres til en vinkel $\alpha_2 = 37^\circ$ før sylindren blir plassert over. Noe som gjør det mulig å simulere reaksjonslasten (R_{cp}) som da skaper en linjelast på tappen ved hjelp av bevegelsen til sylindren.

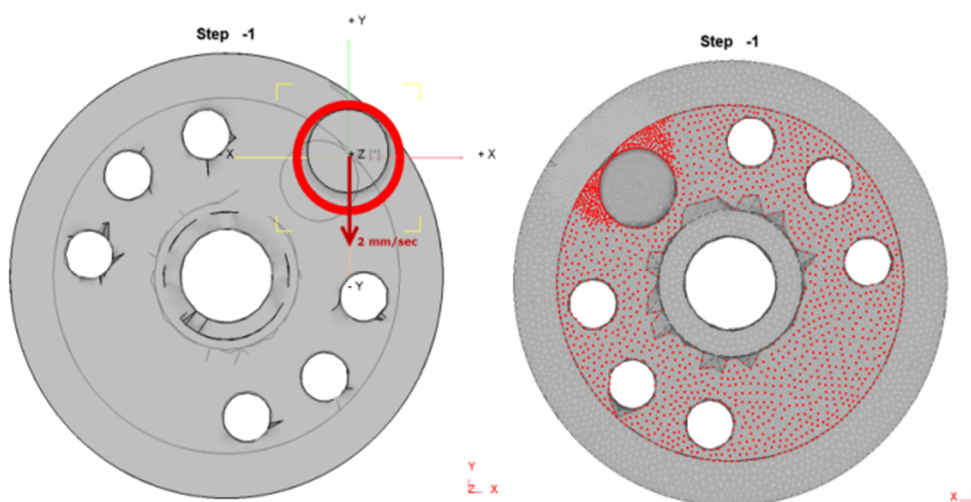
Sylindren ble sentrert over tappen og justert for å få kontaktflate mellom tappen og sylindren. Kontaktpunktet får påsatt en tresca-friksjon $m=0,6$.

Bevegelsen på sylindren blir satt til $0,002\text{mm/step}$ i $-Y$ retning, se Figur 38. For fastholding blir hele undersiden av tappskiven fastholdt i X , Y og Z -retning.

En slik simulering krever stor datakraft og et grovt mesh var naturlig for å spare tid. Elementene i tappskiven ble derfor noe større enn ønskelig grunnet størrelsen på meshet.

For å kompensere for dette ble det satt opp et mesh-vindu rundt tappen, dette forfiner meshet med $0,2$ innenfor vinduet. Se Figur 37 og Tabell 6 for simuleringsoppsett.

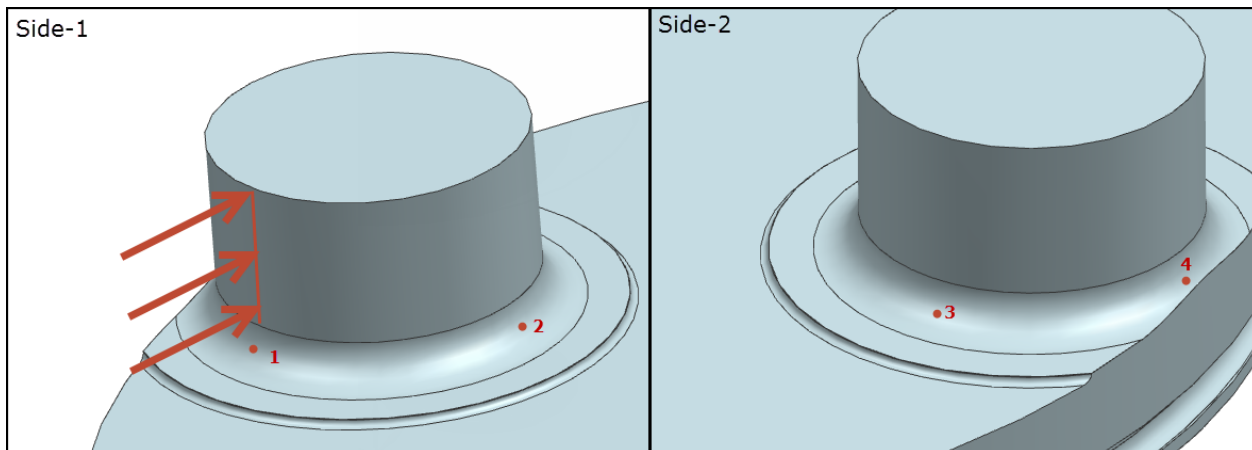
<i>Simulation Control</i>	
Simulerings step	
Start step	-1
Antall step	200
Step inkrement	
Step inkrement kontroll	0,02 mm/step
Remesh kriteria	
Maximum step inkrement	1
<i>Mesh</i>	
Antall elements	140384
Antall noder	31981
Antall polygons	28886
Mesh vindu-rate	0,2
<i>Materiale</i>	
Arbeidsdel material	AiSi 4340
Verktøy material	Rigid
<i>Friction Mode</i>	
Shear (Trescas)	0.6
<i>Bevegelse på Sylinder</i>	
Konstant verdi	1 mm/sec



Figur 38 Tappskive med en hul sylinder markert med rødt og en fart på 1mm/sec over tappen. Bilde på høyere side vise fastholding i x , y og z -retning.

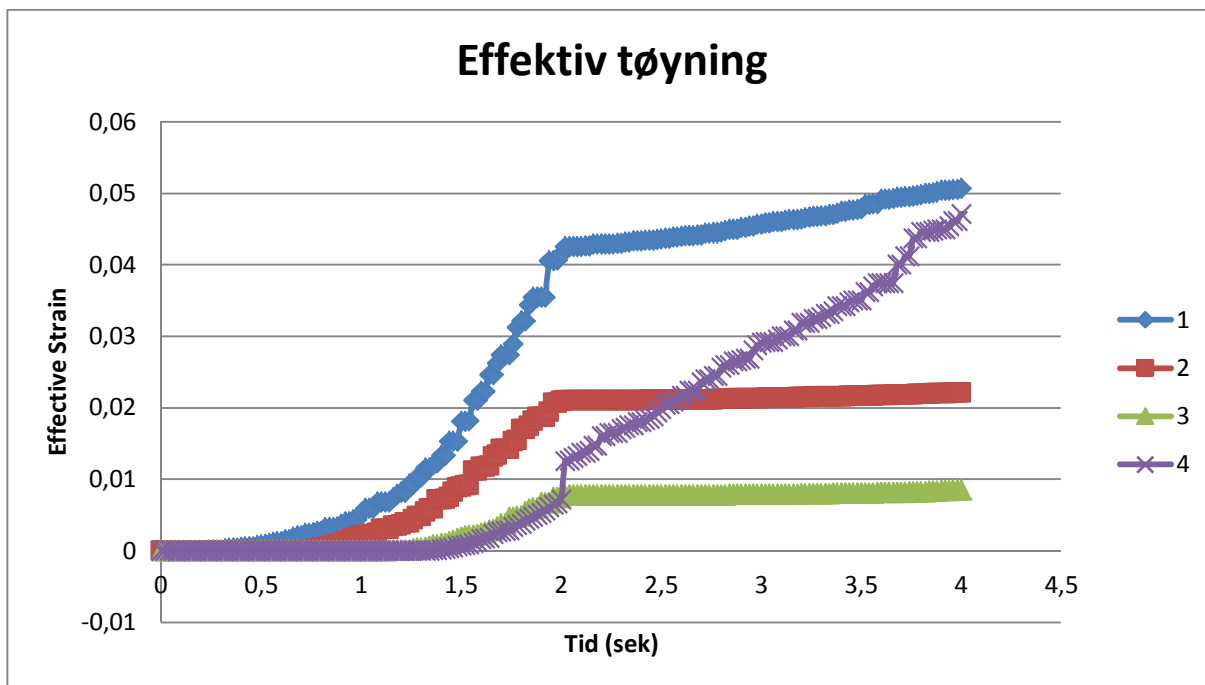
5.2.2 Simuleringsresultater

Etter simuleringen var kjørt ble det satt på fire punkter på radien for å hente ut tøyingsresultater. Punktene ble plassert rundt på radien da vi vet fra tidligere simuleringer hvor spennings- og tøyings-konsentrasjonene opptrer. Punktene vil representere tøyingsresultatene i disse områdene, se Figur 39 for punkter.



Figur 39 Firepunkter på radien.

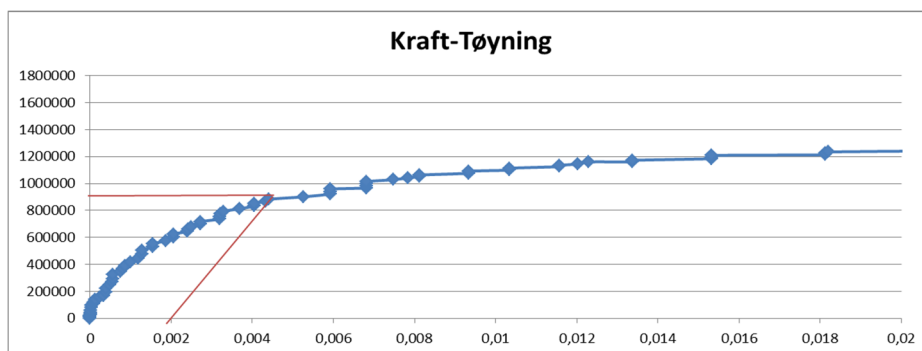
Resultatene blir eksportert og presentert i Figur 40. Ved å studere kurvene ser vi at punkt-1 har størst tøyingsverdi og det er her hulesylinderen angriper tappet. Videre ser vi at punkt-1 har dobbelt så høy verdi som punkt 2. Punkt-3 og -4 som ligger i samme område. Punkt-4 stiger gradvis utover opp mot punkt-1 i løpet av simuleringprosessen.



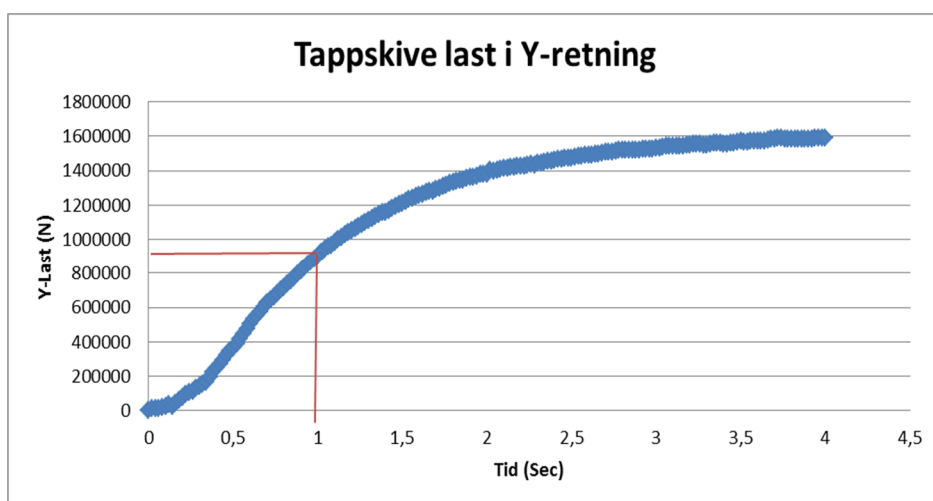
Figur 40 Fire punkter viser effektiv tøyning på radien.

Figur 40 viser tøyningstilstand i de fire punktene i løpet av simuleringstiden. For å studere den plastiske overgangen på radien er det nødvendig og vite hvilket step som skal undersøkes. Det blir derfor eksportert kraft- og tøyning-data med hensyn på simuleringstid i punkt-1, der resultatene blir satt sammen for å representere flytkurven i punkt-1. Videre på grafen ble det målt opp en flytegrense med 0,002 tøyning med samme stigning som den elastiske delen av flytkurven. Dette er interessant da man ønsker å studere tappens oppførsel ved overgangen til flyt. Fra avlesningen på Figur 41 ser man en kraft på 900kN ved 0,002 flyt. 900kN ble så brukt videre i Figur 42 for avlesning av tid.

Ved å bruke formel (20) kommer vi frem til step50, som representerer plastisk overgang på radien ved punkt-1.



Figur 41 Kraft-tøyning graf, tøyningverdier fra punkt-1.



Figur 42 Tappskive last i y-retning, normalt på tappens.

$$Step = \frac{\text{Ønsket tid}}{\text{Step inkrement}} = \frac{1 \text{ sec}}{0,02 \text{ sec/step}} = 50 \text{ Step} \quad (20)$$

5.2.3 Analyse av tapp ved step50

Ved step50 ser man største tøyningsverdi på 0,1mm/mm i bunn av tappen, se Figur 43. Simuleringen viser også en deformasjon fra sylinderen som dyttet tappen fremover. Noe vi ser ut i fra tøyningsbilde da verdien er størst nede og synker gradvis mot toppen av tappen.

Videre er det interessant å studere radien og dens spenningsbilde. Fra tidligere simuleringer har vi oppdaget strekk og trykk på radien, generert av linjelasten.

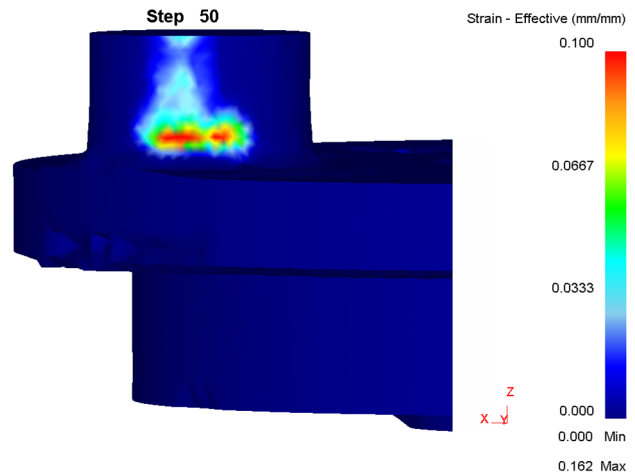
Ut i fra spenningsresultatene i step50 ser vi også store påkjenninger på radien. Man ser også at linjelasten angriper på samme side som tidligere simuleringer, se Figur 44. Side-1 i figuren viser stor konsentrasjon fra glideklossen som går ned mot høyere og inn i radiens, som kommer frem med en rødlinje ned mot radien.

I denne sonen ligger spenningshøyden på 800MPa, som stemmer godt med flytegrensen til materiale AISI4340, med 705°C som utgangspunkt i Tabell 2. Denne spenningen dominerer radien samt området der linjelasten angriper tappen. Spenningskonsentrasjonen går raskt og gradvis ned til en grønn farge på vei ut av konsentrasjonsområdene, som illustreres god i figuren under, orientert ovenfra. overgangen representerer en spenning på 350MPa.

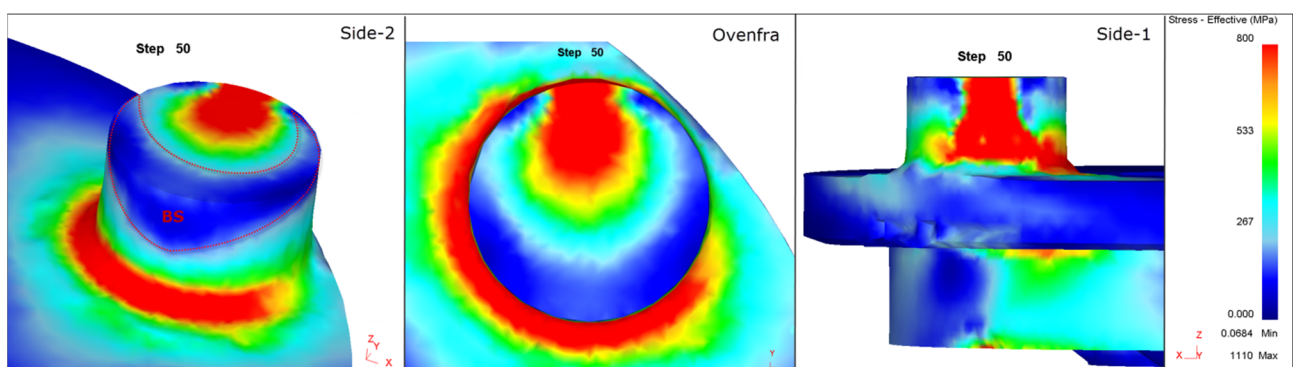
Vi ser også at undersiden av tappskiven får en spenningskonsentrasjon, vist på side-1 i Figur 44 denne spenningskonsentrasjonen dekker et mindre område med lavere verdier. Man ser også at radien er tungt belastet i forhold til andre steder på tappen.

Ved så studere linjelasten ser vi at trykket danner en rose som beveger seg innover i tappen, se midtre bilde i Figur 44. Rosen er også her markert med rødt som indikerer den høyeste verdien på 800MPa, spenningskonsentrasjonen går gradvis ned til en lyse blå verdi som representerer 267MPa.

En Blå sone (BS) er markert med rød stipla linje i tuppen av tappen. Denne sonen har en lav spenning, tilnærmet <100MPa og blir lite påvirket av linjelasten se Figur 44.



Figur 43 Viser tøyningsbilde der lasten virker på tappen.



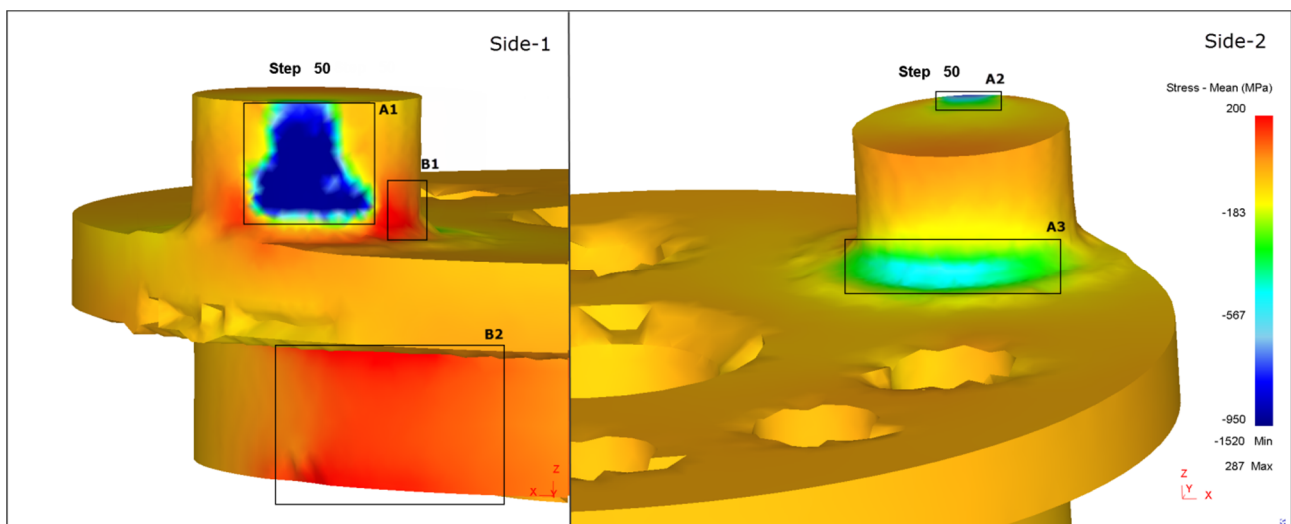
Figur 44 Simulerings Step50 med effektiv spenning.

For å få et bedre inntrykk av spenningsoppførselen ved tappen blir Hydrostatiske trykket i simuleringen studert.

Det hydrostatiske trykket betraktes som middel spenning som tar hensyn til torsjon, radielle og aksielle spenninger i et element [9].

Ved å studere Figur 45, kommer det frem hvordan linjelasten påvirker tappen. Område som er avgrenset med A1 og A2 viser negativ midlere spenning. Område som er markert med A3 viser hvordan linjelasten påvirker motsatt side av tappen, her ses en lys blå konsentrasjon, som sannsynlig indikerer trykk. Videre har vi område B1 og B2 som har positiv midlere spenning, der man kan anta strekk, dette forekommer på høyere og venstre side av linjelasten. Områdene har en rød farge som tilsier midlere spenning på 200MPa.

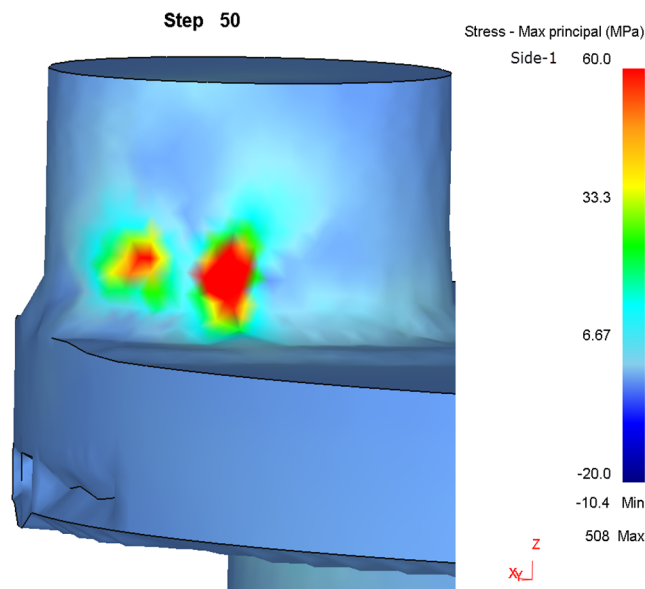
Resten av tappskiven virker upåvirket av linjelasten og viser dette med en nøytral gulfarge som indikerer lave spenninger.



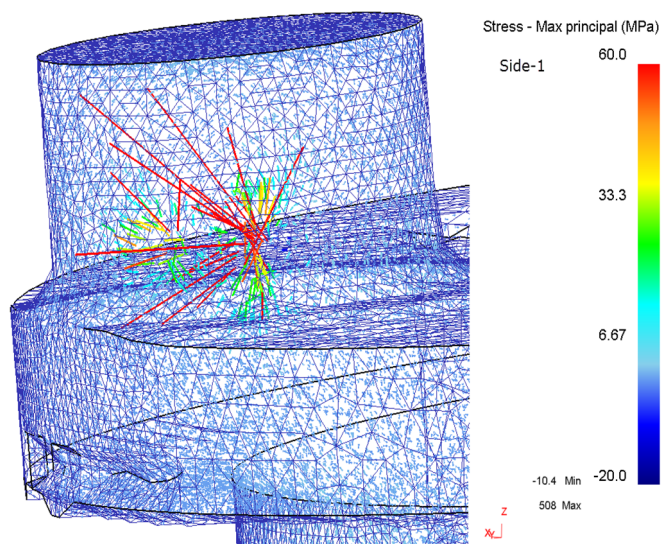
Figur 45 Stress – Hydrostatisk Spenninger (MPa).

Ved å studere største hovedspenning på siden-1, ser en tendens til strekkspenninger. DEFORM viser en maksverdi på 508MPa, Der spenningskonsentrasjonene er orientert over radien i Figur 47. Her ser vi to konsentrasjoner som begge har markert røde konsentrasjonsområder. Tappen viser en lys blåfarge som indikerer et strekk på 6MPa, en farge som dominerer over tappen.

Ved å studere vektorplottet i Figur 46, ser man at maksimalstrekkspenning opptrer på høyere konsentrasjons side med retning ut mot høyre.



Figur 47 Høyeste hovedspenning ved step-50, side-1 av tappen.



Figur 46 Vektorplott - høyeste hovedspenning ved step-50, side-1 av tappen.

5.3 Analyse av smi-prosessen i DEFORM 3D

Det er interessant å studere smiprosessen til maskindelen, da Rolls Royce som oftest bruker smidde tappskiver i propellsystemet. Ved å kjøre en analyse av smiprosessen i formingsprogrammet DEFORM 3D, er det mulig å studere materialflyten igjennom formingen av maskindelen.

En analyse vil vise hvordan materialet formes etter verktøyet. Det er også interessant å se hvordan formen knar materialet, spesielt rundt tappen.

Det ble laget verktøyformer ut i fra den eksisterende tappskiven i Siemens NX 8. Der verktøyet blir snittet i senter for å skape en simulering med mindre datakraft, som også muliggjør en analyse av snittet til maskindelen, se modell i Figur 48.

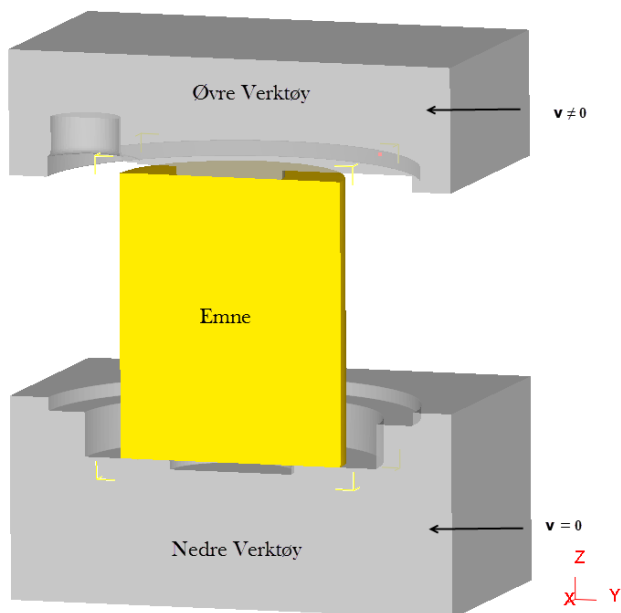
Det ble satt på symmetriplan på emnet og verktøyet for studering av snittet.

I DEFORM 3D blir simuleringen satt opp med material AISI4340 som varmes opp til en anbefalt temperatur på 1150°C, som er anbefalt temperatur ved varmsmiing. Der programmet har forhåndslagrede flytkurver til det valgte materiale innen forskjellige temperaturintervaller.

Så ble et sylinderformet plasser mellom verktøyene der kontaktflatene mellom emnet og verktøyene ble satt med en Tresca-friksjon $m=0,2$, for en mer detaljert fremstilling av simuleringoppsettet se Tabell 7.

Tabell 7 Simuleringsoppsett av smi prosessen i DEFORM 3D.

<i>Simulation Control</i>	
<i>Simulerings step</i>	
Start step	-1
Antall step	200
<i>Step inkrement</i>	
Step inkrement kontroll	1 mm/step
<i>Remesh kriteria</i>	
Maximum step inkrement	1
<i>Mesh</i>	
Antall elements	39192
Antall noder	8557
Antall polygons	7370
Mesh vindu-rate	-
<i>Materiale</i>	
Arbeidsdel material	AiSi 4340 [250-1200°C]
Verktøy material	Rigid
Temperatur	1150°C
<i>Friction Mode</i>	
Shear (Trescas)	$m = 0.2$
<i>Bevegelse av verktøy – Øvre del</i>	
Konstant verdi	1 mm/sec

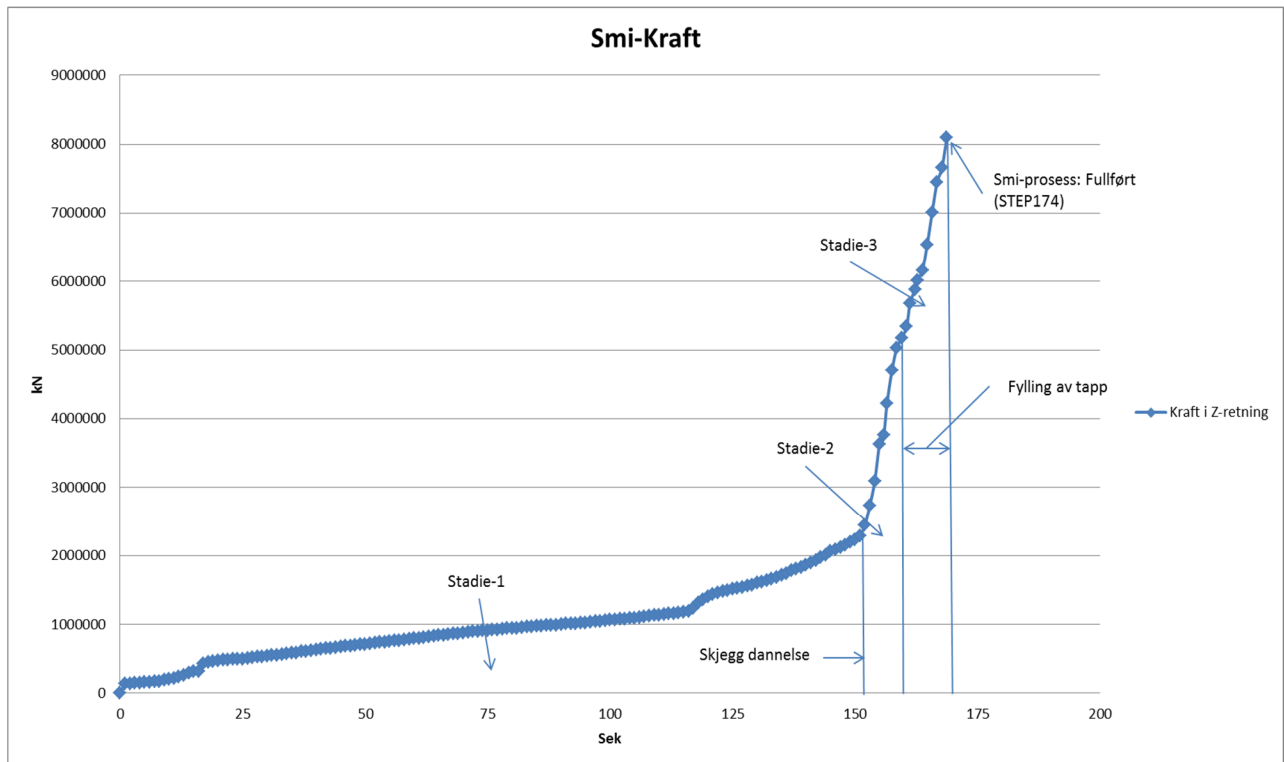


Figur 48 Verktøy og emne i smi-prosessen.

5.3.1 Kraftpåkjenning

Figur 49 viser kraftpåkjenningen fra øvre verktøy og ned på emnet. Vi ser at kraften kan deles inn i tre forskjellige stadier:

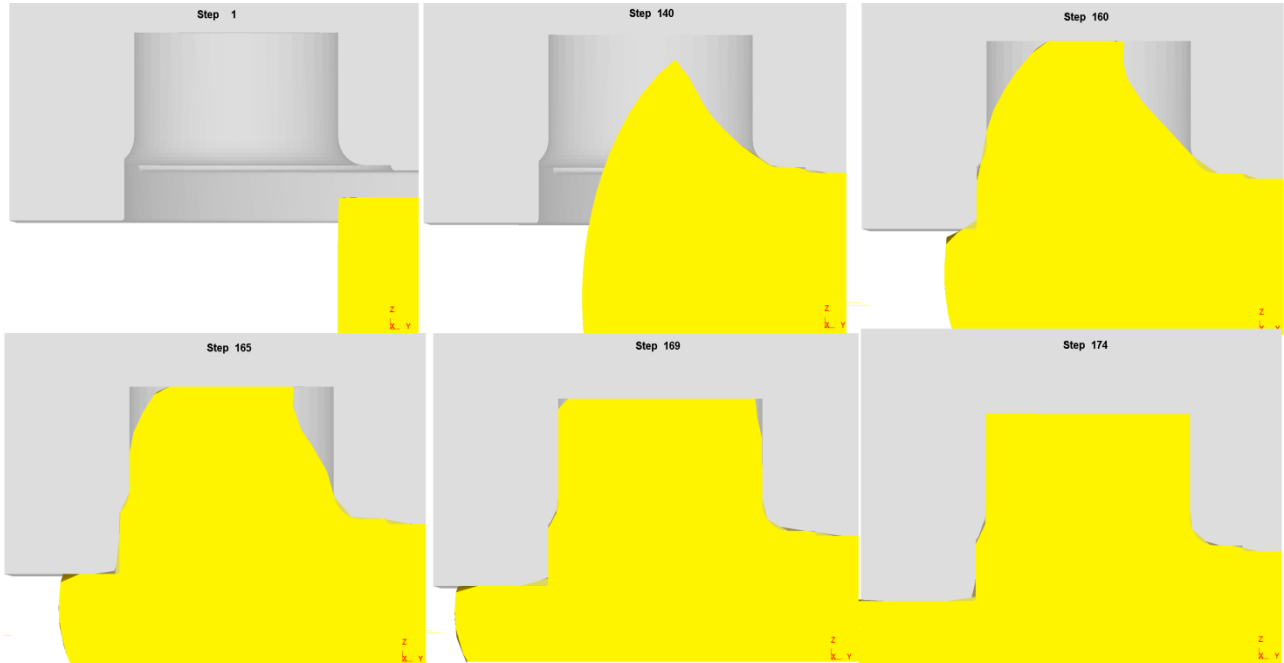
1. Plastisk formasjon av emnet før materialet begynner å flyte inn mot hulrommene, som vises med en tilnærmet lineær stigning på grafen.
2. Stiger kraften kraftig. Under dette tidspunktet begynner skjegg og vokse og presses dermed ut fra side åpningene mellom øvre- og nedre-verktøysdel.
3. Kraften stiger omtrent like fort, der tappens hulrom fylles opp og smiprosessen avslutter på en maksimalkraft på 8000kN. Som er ved step174, Figur 51 for snittet tappskive i dette tidspunktet.



Figur 49 Smi-kraft fra verktøyet.

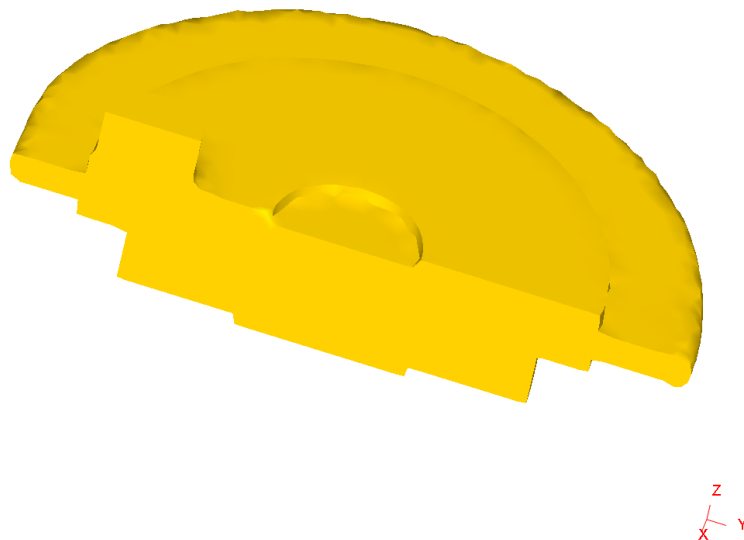
5.3.2 Fylleprosessen

Ved å studere forming av tappen i Figur 50, ser man en mulighet for overlapping. Step160 viser en bølgeformet bevegelse av materialet, der verktøyet presser bølgen ned ved kontakt med taket i hulrommet. Dette skaper en overhengende form på høyre side av bølgetoppen, noe vi antydning i step165. Videre fra step165 fylles hulrommene raskt.



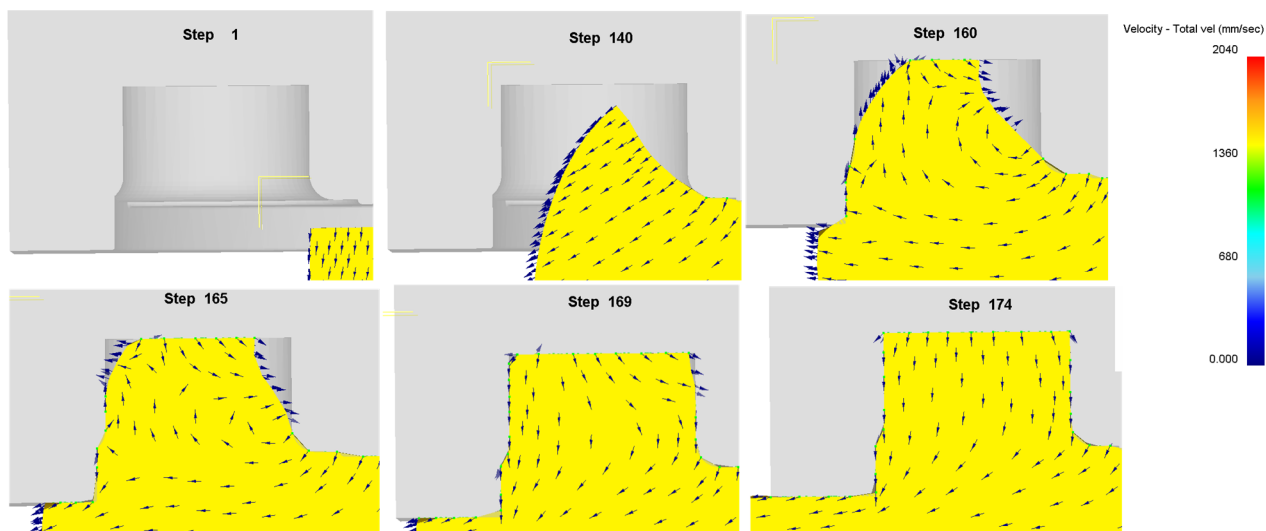
Figur 50 Fyll-prosessen til tapp.

Step 174



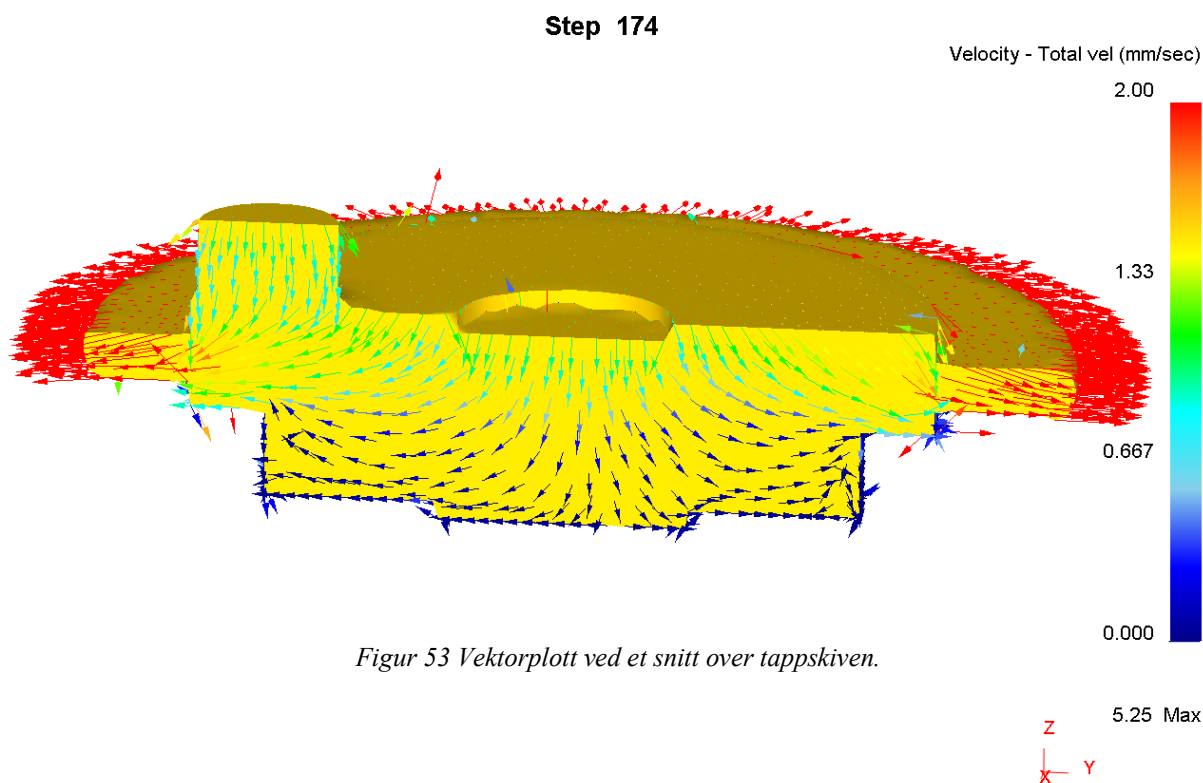
Figur 51 Fylt form ved Step174.

Figur 52 illustrerer bevegelse til materiale ved hjelp av vektorer, samt hastighet indikert med farger. Ved step160 viser vektorplottet en mer tydelig overlapping, der materialet ønsker å bevege seg i en bølgeformet bevegelse. Tillegg til dette ser man at materialet beveger seg ut av hulrommene, før komplett fylling inntreffer ved step169 og 174. Materialet blir så presset ut, når hele tappen fylles.



Figur 52 Vektorplott av materialets bevegelse og fart.

Ved å studere hastigheten i Figur 53 ser man en klart tendens til bevegelsen av øvre verkøy, som skaper en rask bevegelse av det nærliggende materialet. Mens nedre del av formen har en lav flytehastighet og kan betraktes som en dødzone. Materialet beveger seg ut av tappen med en hastighet på 1,33mm/sek grunnet kraften fra øvre verkøy. Deretter synker det ned til en verdi på 0,667mm/sek, før hastigheten igjen øker på vei ut til skjegget.

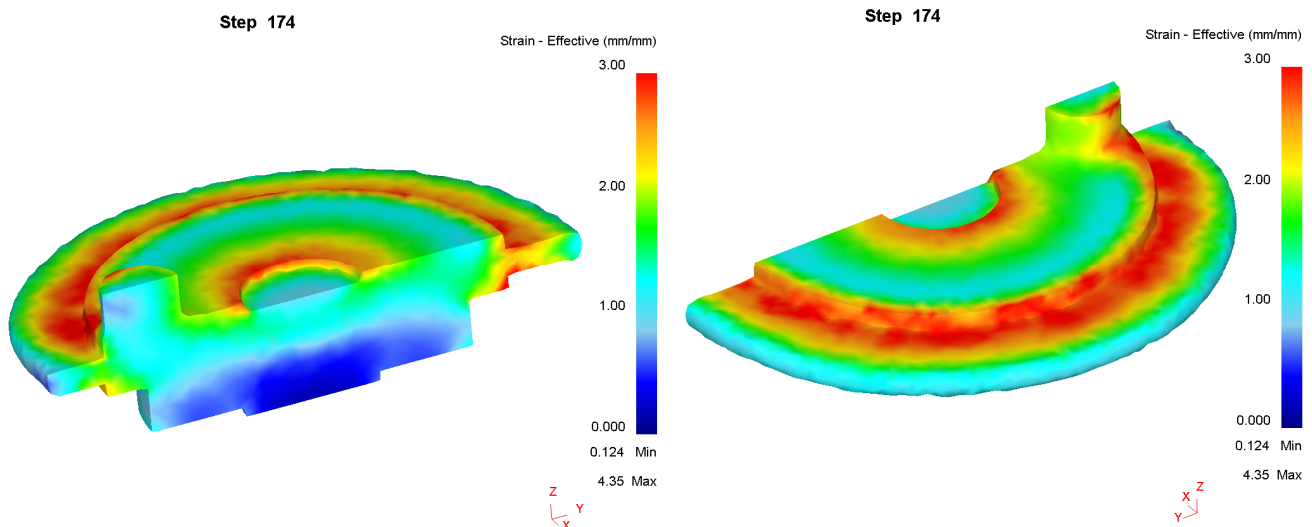


Figur 53 Vektorplott ved et snitt over tappskiven.

5.3.3 Tøyningsanalyse ved step174

Det er interessant å studere hvordan tappens formes. Ved å studere tøyningsbilde ved step174 så vil en få en indikasjon på hvor tappens knas og oppfører seg under formingen.

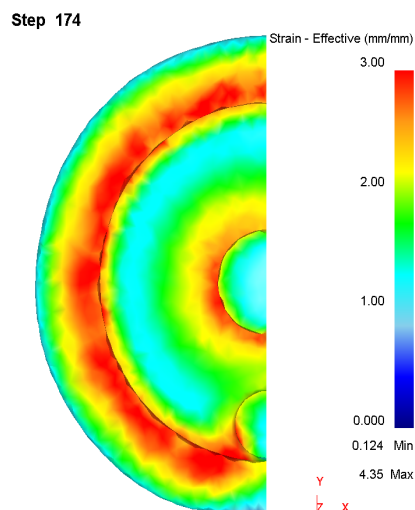
Figur 54 viser hvordan tappskiven blir knadd frem til step174, der figuren viser tøyningsverdier opp mot 3mm/mm ved radiene og ved skjegget. Ved videre studering ser man at tøyningen avtar på indre del av radien mellom skiven og tappens. Her ser vi en tøyning på 1,5mm/mm som er markert med grønt. Videre ut mot randen blir tøyningen større og øker opp mot en verdi på 3mm/mm igjen, som indikeres på bilde til høyere. Her beveger tøyningen seg vertikalt opp tappens med en liten økning på 2mm/mm før den igjen stiger til en maskverdi på 3mm/mm.



Figur 54 Tøyningsbilde ved step174.

Ved å studere tøyningsverdien i den snittede delen av tappens, vises det en verdi på 1,5mm/mm i overflaten. Der verdien beveget seg en femtedel inn mot senter av tappens. Indikeres ved grønn før den avtar mot 1mm/mm og holder seg der ut mot andre enden av tappens.

Tøyningsbilde viser de største verdiene rundt overflaten før den det avtar inn mot senter av tappens, noe som kommer godt frem i Figur 55.



Figur 55 Tappskiven med tøyningsresultater sett ovenfra.

5.4 Geometri optimalisering av tappskive – Siemens NX

Det er interessant å teste ut forskjellige størrelser på radien mellom tappen og skiven, da det kommer frem fra tidligere simuleringene at radien har størst belastning.

Under denne simuleringen ble tappskiven rotert til en vinkel $\alpha_2 = 37^\circ$ med en linjelast på 88kN. Skiven ble deretter satt opp med samme simuleringssoppsett som i de tidligere analyser i Siemens NX.

Etter maskintegningene fra Rolls Royce ble tappskiven tegnet med en radius på 8mm. Under vil det bli testet flere radier for å se hvordan spenningen opptrer.

5.4.1 8mm radius

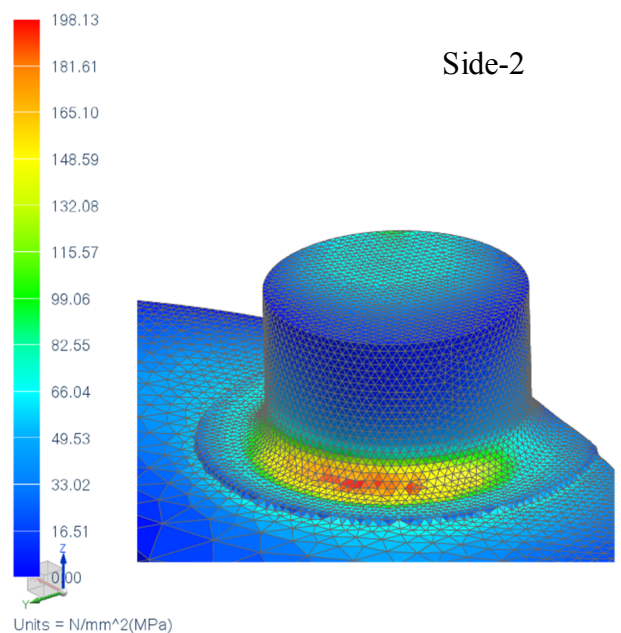
Med en 8mm radius er spenningskonsentrasjonen i samme områder som de tidligere simuleringene, som vist over. Under denne analysen øker spenningene noe da det er en større belastning som blir angriper tappen. Det kommer også frem at den maksimale spenningskonsentrasjonen opptrer i trykkområde på motsatt side av linjelasten. Analysen viser en maksimal spenning på 198MPa i dette området, se Figur 56.

5.4.2 10mm radius

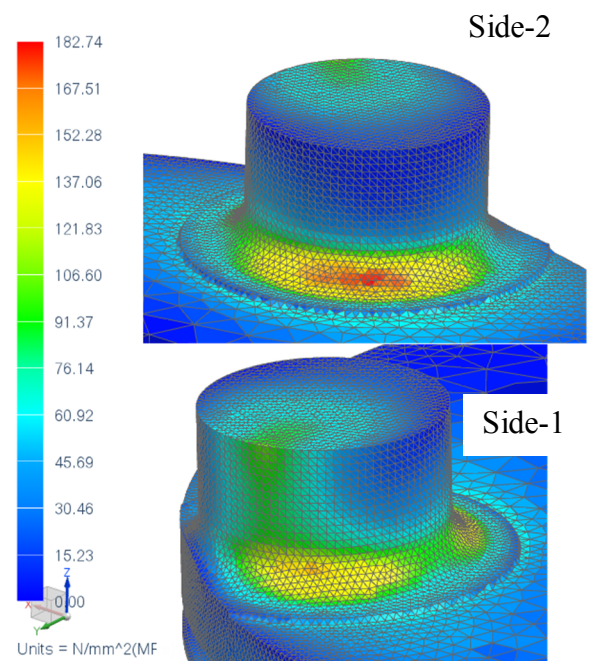
Under denne simuleringen økes radien til en verdi på 10mm. Simuleringssoppsettet er det samme som tidligere bortsett fra økt radien. Siemens NX 8 viser en beregnings nøyaktighet på 92,654% ved denne simuleringen.

Figur 57 viser samme konsentrasjonsområder som over. Med samme last kan vi se lavere verdier. Der side-2 viser den største spenningskonsentrasjonen på 182MPa. Vi ser også at spenningen fordeler seg mer utover radien under denne analysen.

Vider på side-1 ser man en synkende tendens på spenningskonsentrasjonen, der verdien 137MPa dominerer i det gule området, før det så synker videre til en verdi på 106MPa. Det er antydninger til en liten spenningstopp i sentrum av den gule spenningskonsentrasjon, der verdien ligger på 182MPa.



Figur 56 Von-Mises spenningsplott ved 8mm radie.



Figur 57 Von-Mises spenningsplott ved 10mm radie.

5.4.3 12mm radius

Radien blir økt ytterligere 2mm til en størrelse på 12mm. Med samme utgangspunkt som tidligere er kun radien endret i denne analysen. Siemens NX 8 viser nå en beregnings nøyaktighet på 92,717%.

Ved å studere Figur 58 ser vi også at konsentrasjonen fordeler seg utover et større område ved radien. Ved å sammenligne videre ser vi også at spenningskonsentrasjonen er størst på Side-2 som de tidligere simuleringene.

Den maksimale spenningskonsentrasjonen ligger i på side-2, med en lavere verdi på 174MPa. Spenningen synker også her gradvis ut mot sidene til en verdi på 130MPa, markert med gult. Deretter den videre til 100MPa som fortsetter rundt radien til side-1. På denne siden ligger toppen på 130MPa med samme tendens som over der en kan skimte en konsentrasjons høyde på 159MPa.

Det kommer tydelig frem at spenningen fordeler seg mer utover radien og spenningsverdiene synker enda ett hakk ved å øke av radein.

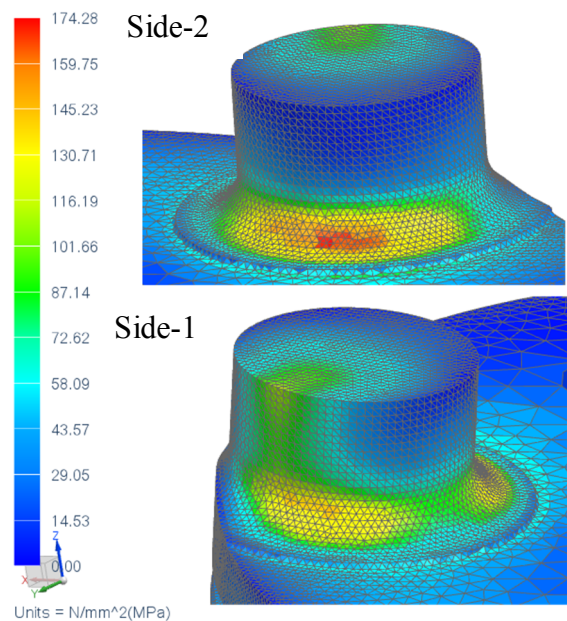
5.4.4 14mm radius

Radien økes videre og nå til en verdi på 14mm. Siemens NX 8 viser en beregnings nøyaktighet på 92,598%.

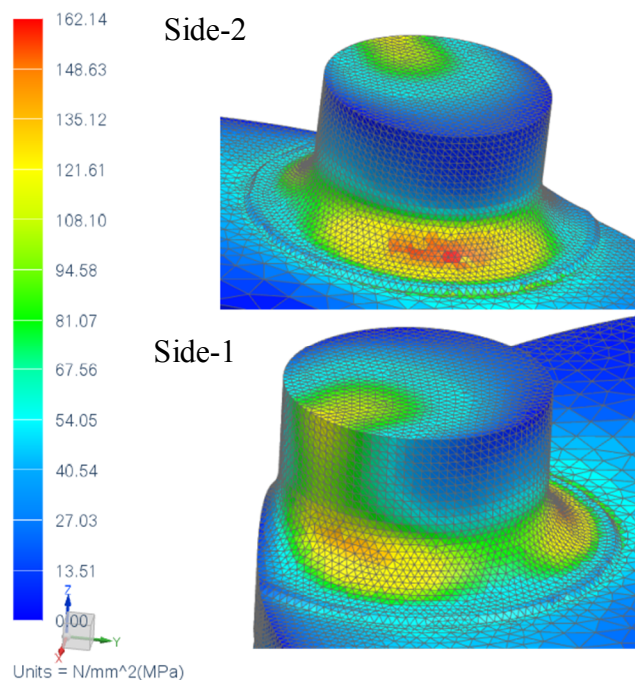
Som tidligere ser vi samme tendens i synkende spenningskonsentrasjon i Figur 59. Side-1 der linjelasten er påført har nå fått en tydeligere spennings høyde på 148Mpa, lasten har sunket minimalt i forhold til den tidligere simuleringen.

Motsetning fra tidligere ser vi nå en økning av spenningsverdien i radiusovergang på toppen av tappen, på side-1. Vi kan også skimte en overgangs farge fra gul til rød innenfor denne konsentrasjonen, med en verdi på 148MPa.

Ved studering av radien på side-2 av tappen, ser man en spenningsverdi på 162MPa som avtar mot 120 MPa, markert med gul, før den så synker til en verdi på 95Mpa som indikeres med grønn farge på radien.



Figur 58 Von-Mises spenningsplott ved 12mm radie.



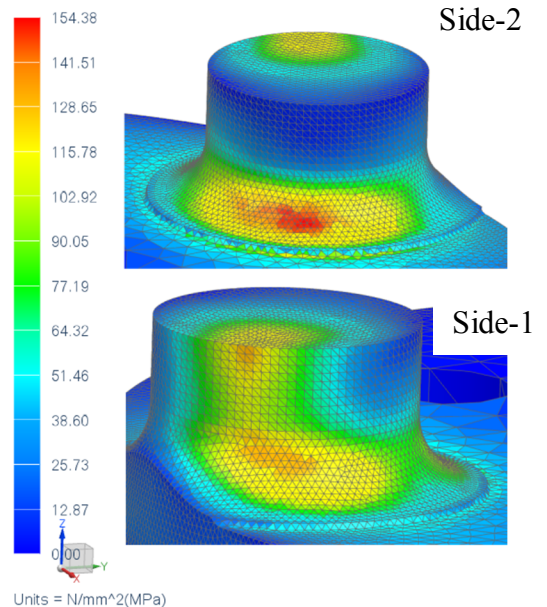
Figur 59 Spenningsanalyser med 14mm radie.

5.4.5 16mm radius

til slutt økes radien til 16mm. Siemens NX 8 viser under denne simuleringen en beregnings nøyaktighet på 92,387%.

Ved å øke radien ytterligere 2mm, ser man at spenningskonsentrasjonen synker på radien som befinner seg på side-2. Samt ser man at konsentrasjonen øker på side-1 ved linjelasten, både på øvre del ved tappen og radien som befinner seg under.

Under denne analysen kan vi se større konsentrasjoner av spenninger markert med en overgangsfarge fra gul til rød på side-1 av tappen, mens side.2 synker konsentrasjonen gradvis og har nå en maksimal verdi på 154MPa. Noe som fortsatt er under de tidligere analysene.

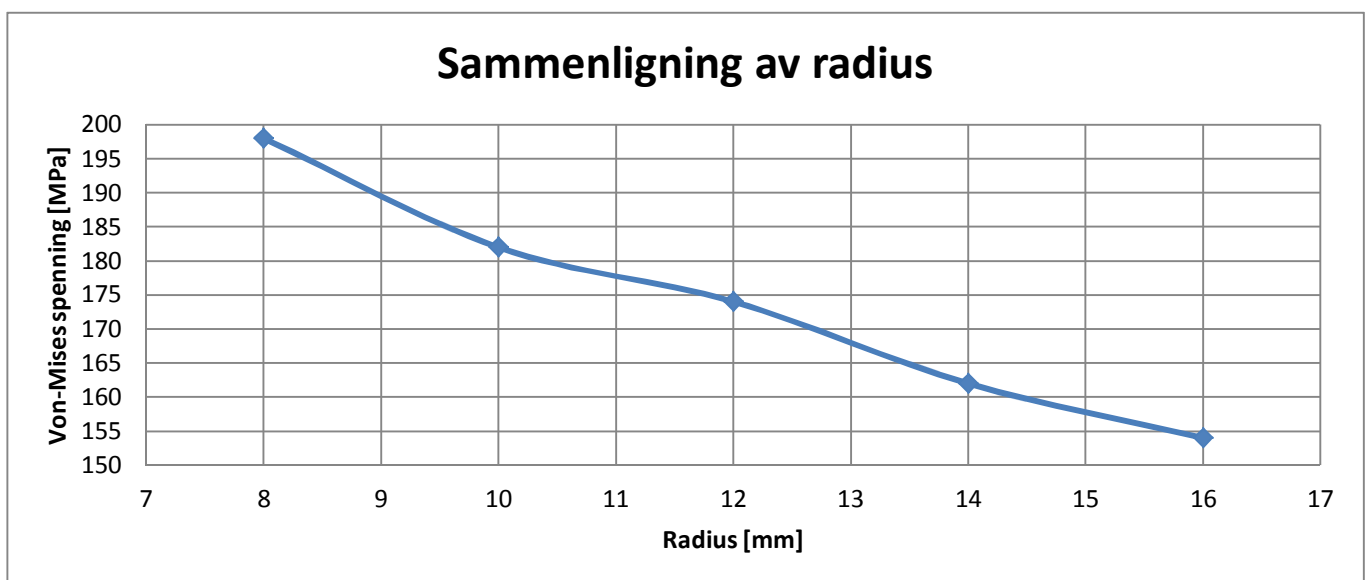


Figur 60 Spenningsanalyser med 16mm radie.

5.4.6 Sammenligning

Resultatene over blir presentert i Figur 61, der vi ser en klar reduksjon av spenningen på radiusen rundt tappen. Figuren under tar for seg maksimal von-mises spenning under analysene over. Nye spenningskonsentrasjoner på tappen blir ikke tatt med i denne framstillingen, noe som er tilfelle når radiusen økes til en verdi på 16mm.

Med dette i betraktningen er en radius på 14mm et gunstig valg. En radius på 14mm ligger også laft i figuren under, der spenningsforholdet mellom 16mm og 14mm er minimalt.



Figur 61 Sammenligning av radius mellom skive og tapp.

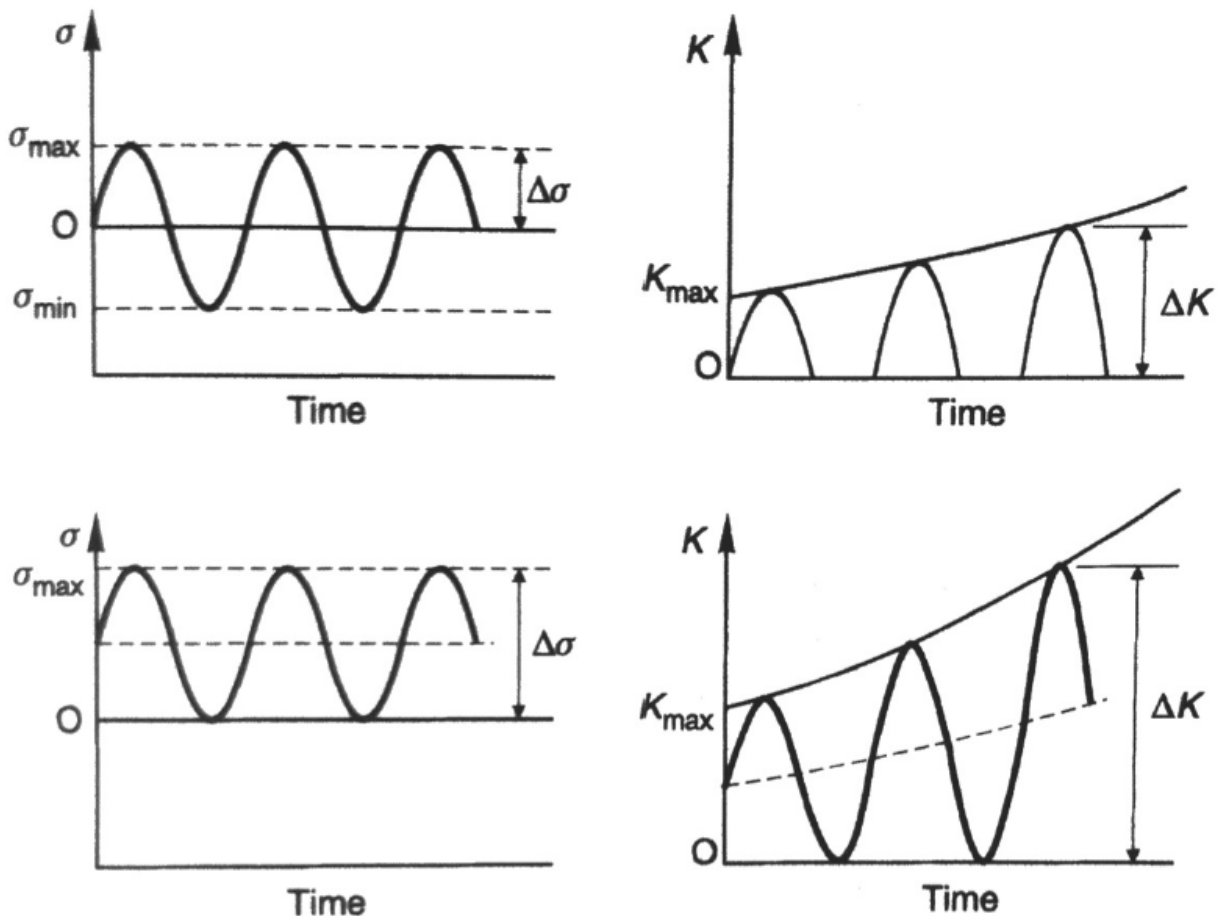
5.5 Vurdering av utmatting

Simuleringene over viser i all hovedsak trykk- og strekkpåkjenninger på radiusen. Hvis man tar utgangspunkt i material dataen til AISI4340 i Tabell 2 ved en anløpnings temperatur på 705°C. Ligger spenningene i simuleringen over under flytegrensen til materialet

Ved betraktning av utmatting, er strekk den største påvirkningen til sprekkvekst i radien se Figur 62. Under simuleringene over ble største strekkspenning 200MPa og denne verdien vil være interessant å studere videre med hensyn på utmatting.

Det er gjennomført ukontrollerte utmattings beregninger, disse ligger vedlagt etter anbefalinger fra veileder. Utmattingsberegningene er ikke ferdige og er et utgangspunkt for videre betraktning.

Se vedlegg C for beregninger.



Figur 62 Sprekkvekst til en prøve med maskinert sprekk [5].

Kapittel 6

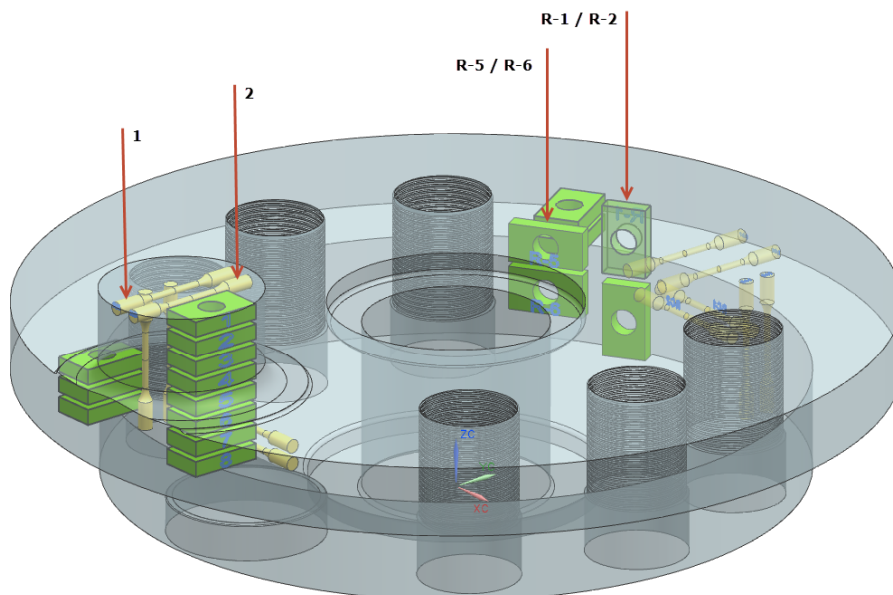
6 Material Testing

Det er tre tappskiver, der den en er senkesmidd og de to er støpt. Grunnet variasjon i materialstrukturen er det usikkerhet rundt materialegenskapene til skivene. Tillegg til dette og tydelige spenningskonsentrasjoner med strekk og trykk på radien til tappen er det interessant å undersøke om materialet er av homogent eller anisotrop struktur. Spesielt ved radien mellom skiven og tappen. For å kartlegge materialegenskapene til maskindelen ble Rolls Royce forespurte om utmaskinering av prøvestaver og ekspansjonsbiter for mekanisk testing ved hjelp av dor og strekkmaskin.

For å illustrere ønsket plasseringen av prøvestavene og ekspansjonsbitene ble disse tegnet inn i den eksisterende modellen ved hjelp av CAD-programmet Siemens NX 8, se Figur 63. Tegningen ble sendt videre til Rolls Royce for utmaskinering.

Det ble maskinert ut prøver fra en senkesmidd, K986403R, se vedlegg E for fotografi av senkesmidd tappskive. Maskineringen skapte temperatur problemer, grunnet høy styrke og hardhet genererte materialet mye varme og behovet for nedkjøling var nødvendig. Dette for å ikke påvirke materialstrukturen.

Grunnet temperaturøkningen ved varmestråleskjæring tok maskineringsprosessen noe lengre tid. Noe som førte til at vi fikk delene senere enn forventet. Etter besøket i Ulsteinvik fikk vi med oss to strekkstaver og fire ekspansjonsbiter, ekspansjonsbitene er fra referansedelen mens strekkstavene er maskinert ut ved tappen. Se Figur 63.



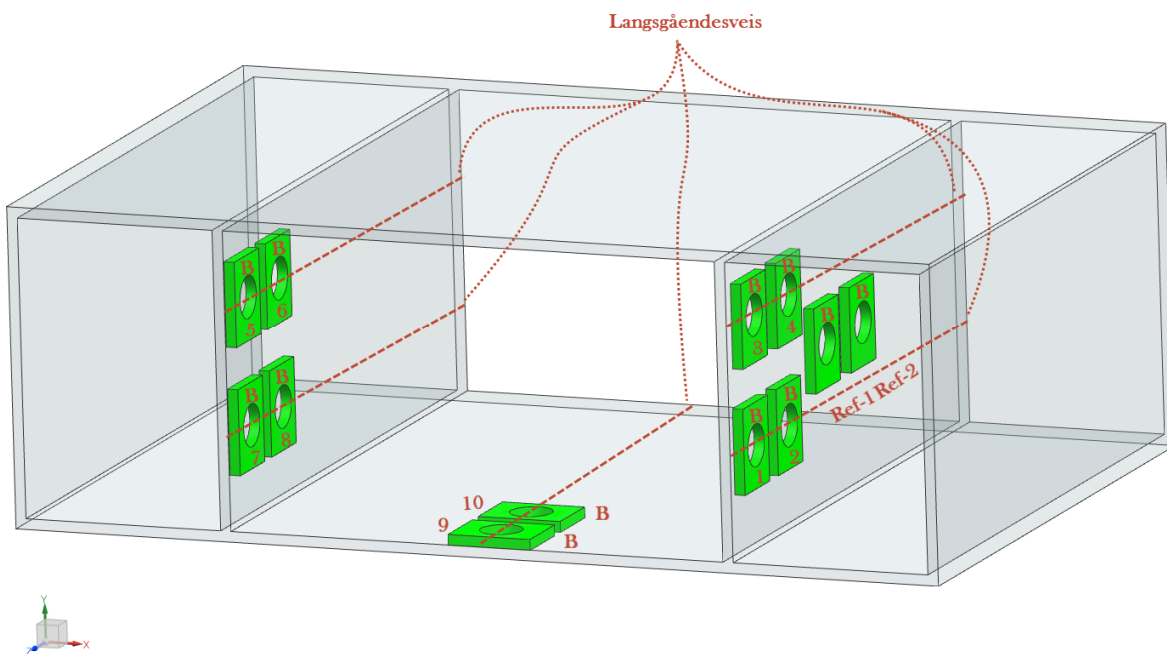
Figur 63 Tappskive med nummererte ekspansjonsbiter og strekkstaver.

6.1 Dummy Testing

Det er en god testprosedyre å gjennomføre dummytester før testing av selve tappskivematerialet. Nødvendig utstyr ble derfor montert opp og kalibrert før dummytestene ble kjørt. Hensikten med disse testene er å kontrollere resultatene opp mot tidligere og for å forsikre seg at utstyret virker.

Mekanisk dor test ble gjennomført med prøver av aluminium og bløtt stål som materiale under strekktesting.

Under mekanisktesting ved hjelp av dor, ble tilsammen seks ekspansjonsbiter testet. Der fem-biter var maskinert ut vinkelrett over en langsgåendeveis. Mens den sjette biten var maskinert ut fra referanse området som indikerer modermaterialet, altså uten sveis. Bitene er maskinert ut i fra en kompleks hul aluminiumsprofil, der profilen har flere langsgående sveiser, se Figur 64.



Figur 64 Aluminiumprofil med ekspansjonsbiter vinkelrett over langsgåendeveis.

Under strekkstavgtestingen, ble det maskinert ut tre prøvestaver i bløttstål. Det viste seg at prøvestavene fikk stor påkjenning og knakk under maskinering av minste diameter. Etter gjentatte forsøk ble det maskinert frem en prøvestav. Ved denne maskineringen heftet sponet seg til verktøyet grunnet plastiskpåkjenning og høy temperatur. Noe som resulterte i en ru overflate, se Figur 65 som viser fotografi av prøve-1.

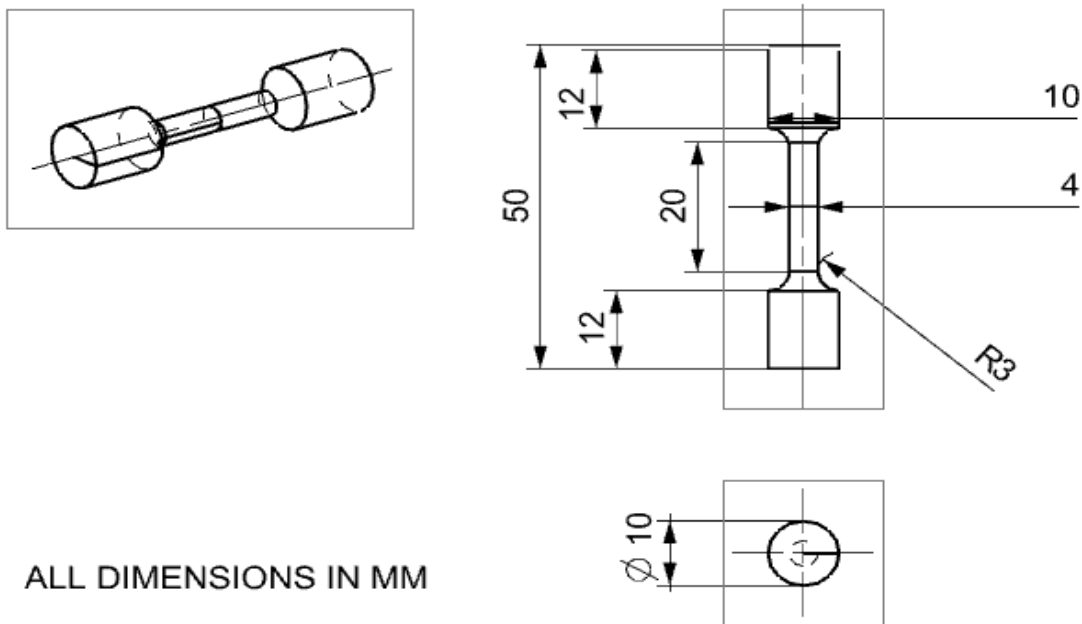
En slik overflate er noe uheldig da det er ønskelig å ha en glatt og fin overflate under strekktesting. Ved å gå ned på radien i overgangen mellom hodet og minste diameter. Ble det mulig å bruke samme verktøy på radien og overflaten. Dette resulterte i en finere overflate på prøve-2 og prøve-3 med en overgangsradius på 1mm, se Figur 67 som viser fotografi av strekte prøvestaver.



Figur 65 Prøvestav-1 med ru overflate

6.1.1 Strekktesting av bløtt stål

Under strekkforsøket var det en viss usikkerhet rundt funksjonalitet til maskinen. Ved testing ble prøve-1 lastet på og av flere ganger. Under måling av tverrsnittet ble det konkludert med at prøven var aksielt strukket da diameteren var redusert. Usikkerheten skyldes lyder som tydet på at hodene til prøvestavene ikke var festet godt nok til maskinen. Dette medførte til glidning ved festet til hodene av prøvestavene. Samt merkelige resultater ved plotting av kraft-vei grafen.



Figur 66 Opprinnelig mål på strekkstav for bløtt stål

Erfaringen fra ut maskineringen resulterte i en ny diameter på de to neste prøvene for å forenkle maskineringen av overflaten. Der radien ble satt til 1mm for å få en finere overflate og motvirke heftelse til verktøyet på de neste prøvene.

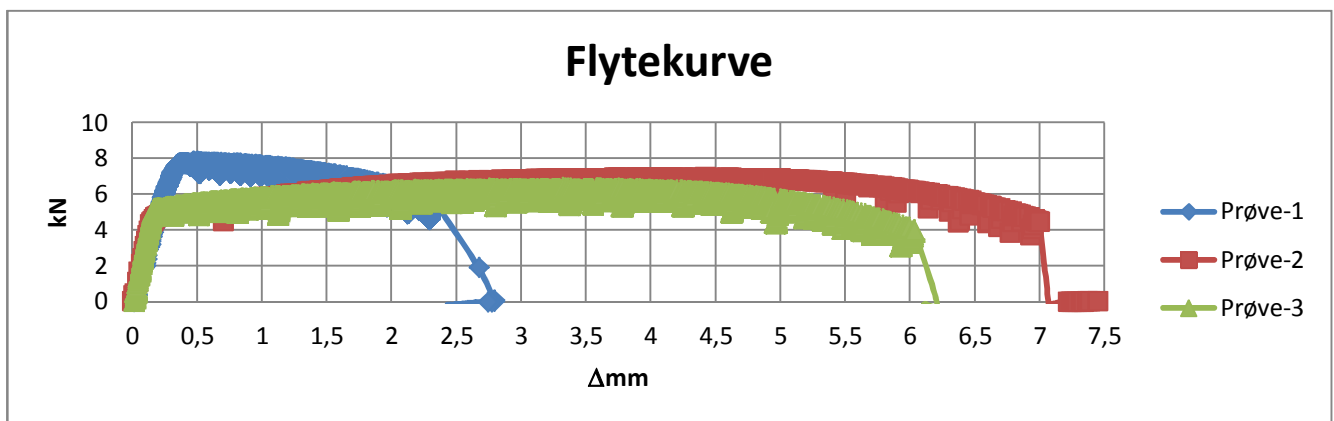


Figur 67 strekte prøvestaver.

Flytkurvene til de tre prøvestavene er representert i Figur 68. Ved å sammenligne kurvenes elastiske-delen ser vi at alle prøvene har tilsvarende E-modul. Prøvene har likevel en viss variasjon, der prøve-1 har en flytegrense som ligger en fjerdedel høyere, sammenlignet med flytegrensen til prøve-2 og -3.

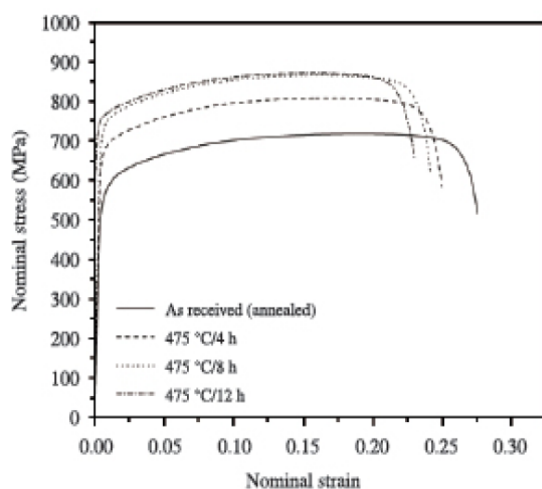
Ved videre studering, ser vi også avvik på kurvens plastiske-delen. Også her er prøve-1 avvikende i forhold til de to andre. Prøve-1 dupper raskt ned etter flytegrensen og når ingen strekkfasthets, samt har prøve-1 kort bruddforlengelse. Prøve-2 og -3 har en naturlig flytkurve som har tilnærmet lik oppfører opp til flytegrensen og videre ut til brudd. Der prøve-2 har en noe høyere strekkfasthet før kurven dupper og går til brudd. Der bruddforlengelse er 1mm lengre i forhold til prøve-3.

Under strekking av prøve-3 ble minste tverrsnitts diameter målt, for beregning av sann flytekurve. Strekkprosessen ble stoppet to ganger for måling av minste tverrsnittets diameter. Prosessen ble stoppet med konstant aksiell-last. Når målet var gjort ble prosessen start igjen, før det igjen ble repetert med ett nytt mål.

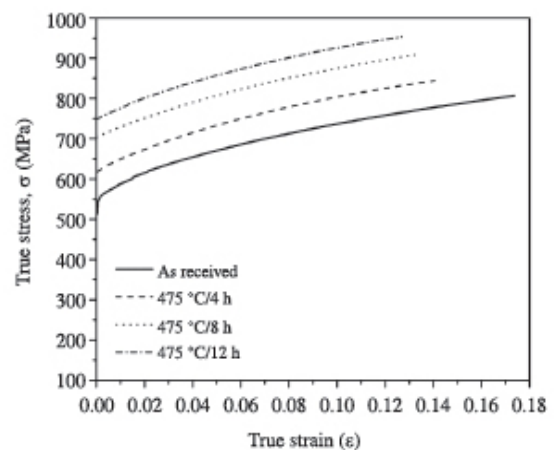


Figur 68 flytkurv, sammenligning av strekkstavene.

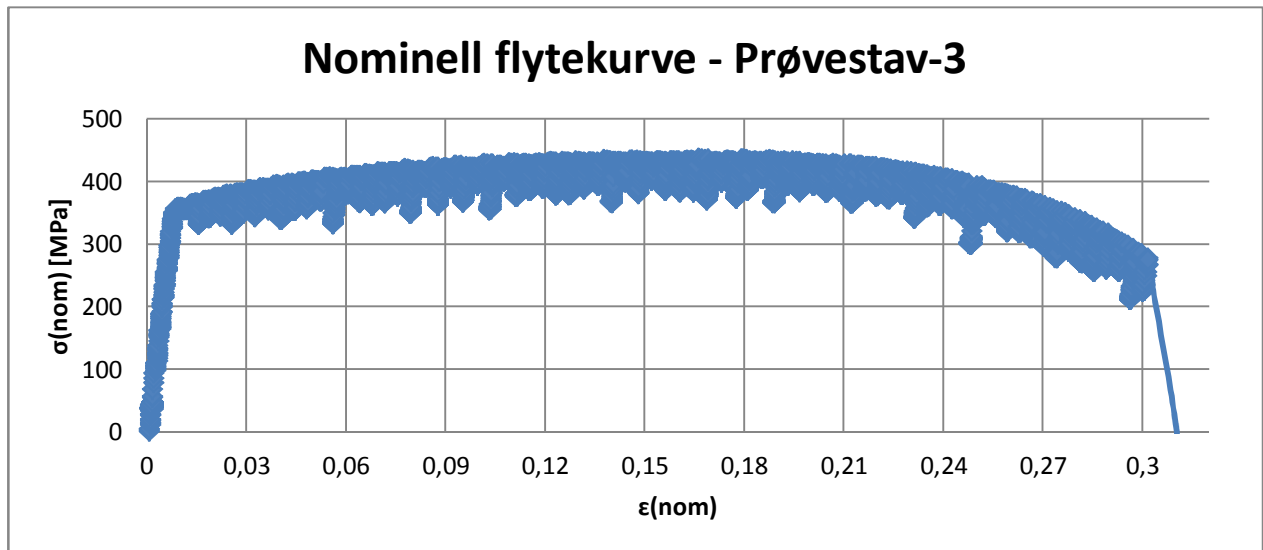
Figur 69 viser nominell flytekurven til duplex og lean duplex. Duplex er et Austenittisk rustfritt stål som har tilsvarende egenskaper som bløtt stål. Ved å sammenligne kurvene Figur 71 og Figur 69 ser vi i en tilnærmet lik fasong. Som styrker troverdigheten på resultatene fra prøve-2 og -3. Mens Prøve-1 viser en feilaktig flytkurve som ikke representerer god sammenligning opp mot Figur 69 og vi kan konkludere med at resultatene til prøven ikke er troverdige.



Figur 69 Nominell flytekurve duplex og lean duplex [4].



Figur 70 Sann flytekurve duplex og lean duplex [4].



Figur 71 Nominell flytekurve til prøve-3

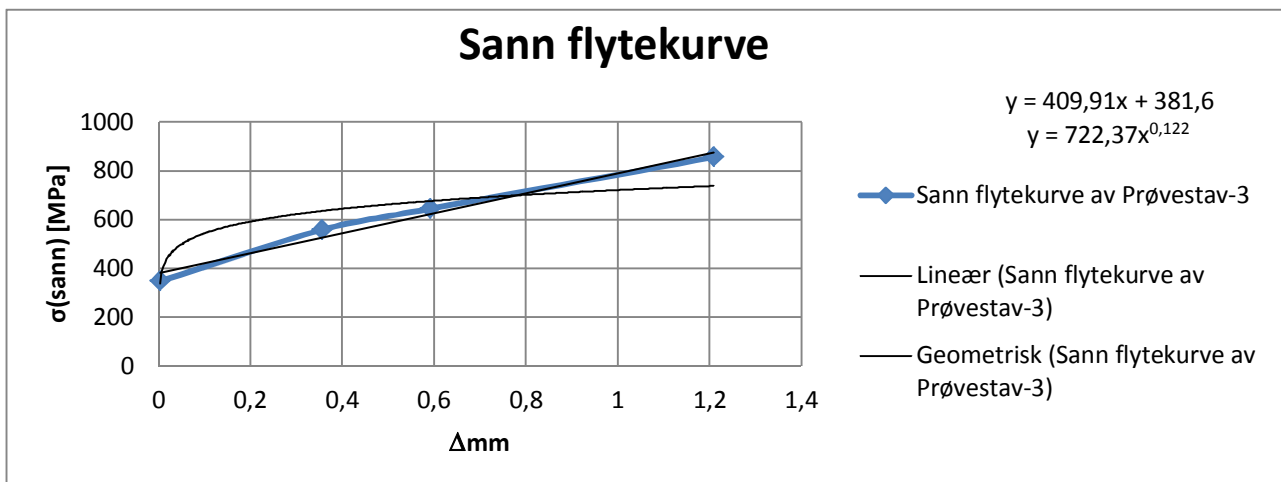
Ved å ta utgangspunkt i Figur 71 kan vi lese av følgende data, se

Tabell 8.

Tabell 8 Material data fra prøve-3.

Flytegrense	360 MPa
Strekfasthet	420 MPa
Bruddforlengelse	0,29%
Flytegrense	360 MPa
Strekfasthet	420 MPa
Bruddforlengelse	0,29%

Diameteren til prøve-3 ble målt manuelt, der maskinen stoppet to ganger under testing for måling. Diameteren ble også målt ved brudd, dette utgjør 4 punkter hvis vi plottes grafen fra flytegrensen, med en uendret diameter og tøyning på 0,002. Figur 72 Sann flytekurve prøve-3 viser sann flytekurven til prøve-3 der en trendlinje er satt inn med en tilnærming til potensloven. Der potensloven er beskrevet med $K=722,37$ og $n=0,122$. Ved å sammenligne flytekurven med tilsvarende sann flytekurve, se Figur 70 Sann flytekurve duplex og lean duplex [4]. Ser vi også her at kurvene har en lik fasong. Ut i fra sammenlikningen over kan vi konkludere med at resultatene fra strekktestingen er fornuftige.

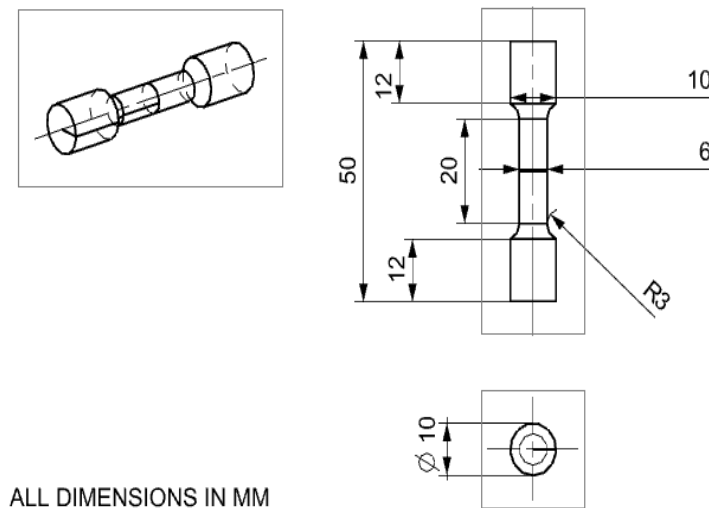


Figur 72 Sann flytekurve prøve-3.

6.1.2 Økning av prøvestavdiameter ved strekktesting

Grunnet manglende verktøy ble overflaten til prøvestavene i testene noe grove.

Prøvestavdiameteren ble derfor endret til en større størrelse, for å få en bedre overflateruheten. Noe som muliggjør bruk av eksisterende verktøy i verkstedet, som igjen vil generer i finere overflate. Se Figur 73 for ny mål på prøvestaven.



Figur 73 Ny prøvestav geometri.



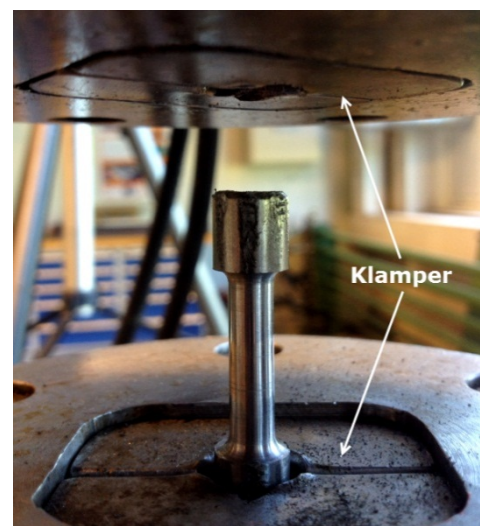
Figur 74 Ny prøvestavdiameter - bløtt stål.

6.1.2.1 Strekktesting – 12kN strekkmaskin

Under strekking av ny prøvestav, hadde ikke strekkmaskinen kapasitet til å strekke prøven til brudd. Da strekkmaskinens maksimale grense er 12kN.

prøvestaven ble ikke plastiskdeformert, da diameteren var uendret etter prøvestrekkingen. Under testingen fikk vi også indikert glidning ved innfestningene mellom klampene og prøvestaven, se Figur 75. Glidningene skapte i tillegg forstyrrelser ved registrering av data. Trykket på klampene ble økt. Samme scenario inntraff igjen ved økning av trykket på klampene.

Alternativene videre var å dimensjonere ned diameteren på prøvestaven eller oppgradere til en større strekkmaskin. Grunnet dårlig tilgang ved måling av minste tverrsnittets diameter. Falt valget på en ny sterke strekkmaskinen med bedre tilgang med måleutstyr.

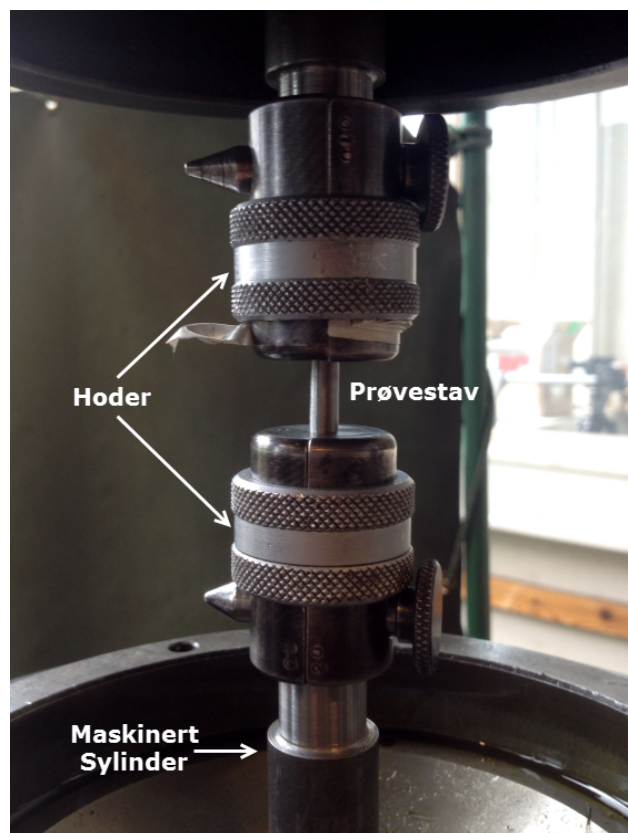


Figur 75 Innretning i strikkemaskin, viser klamper til prøvestavhodene.

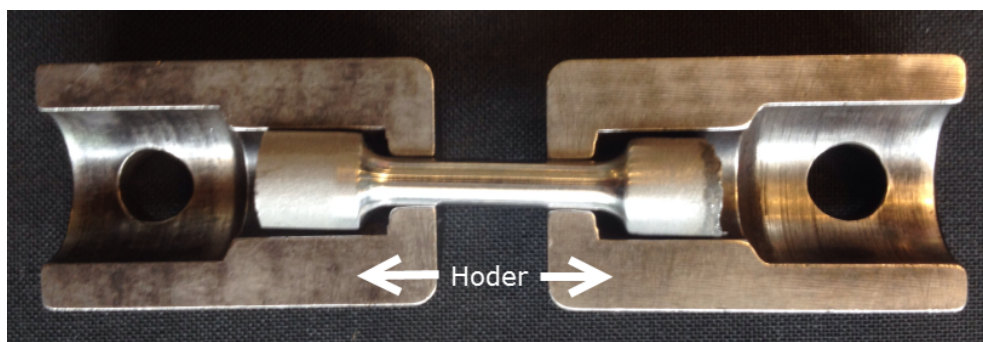
6.1.2.2 Strekktesting – 100kN strekkmaskin

Denne strekkmaskinen har en kapasitet på 100kN og er beregnet på større prøvestaver. Noe som gjør at våre prøvestaver ikke passer. Det ble derfor nødvendig å lage en innretning som muliggjør testingen av mindre prøver.

Fra eldre strekkmaskiner, der strekkforløpet foregikk horisontalt og manuelt. Ble det avmontert hoder for fastlåsing av stavene. Festene ble brukt som en diameterovergang i den nye innretningen, der en større diameter ble brukt for å låse hodet inn i maskinen se Figur 77. Dette resulterte i en ny innretning til prøvestaven. For å plassere prøvestaven inn i hodene, var det nødvendig å maskinere ned 1mm på diameteren. Det var også nødvendig å maskinere frem nye sylindere for feste i klampene. Innretningen gjør lengden av prøvestavens lengere og forenkler tilgangen ved målingen av innsnøringsdiameter. Se Figur 76 for ny innretning til prøvestaven. Se vedlegg D, for nye dimensjoner på prøvestaven.



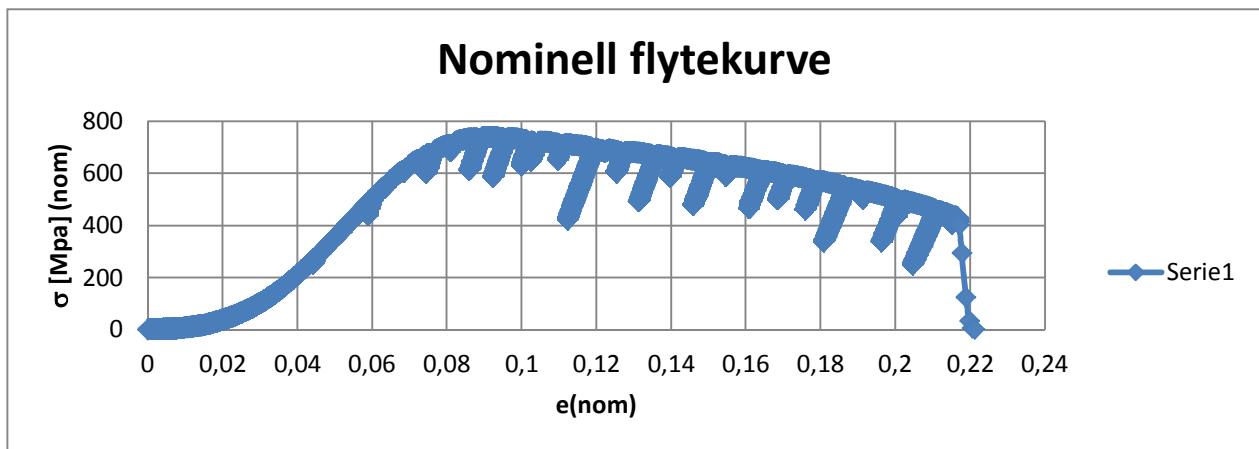
Figur 76 Ny innretning av prøvestav i ny stakkmaskin - 100kN.



Figur 77 Prøvestav med hoder.

6.1.2.2.1 Resultater fra strekkprøving

Resultatene ble logget med en frekvens på 25Hz. Resultatene ble importert inn til Microsoft Excel for behandling. Under strekking av prøvestaven ble det tatt ut syv tverrsnitts målinger av diameteren for plotting av sann flytekurve.



Figur 78 Nominell flytekurve.

Ved å studere flytekurven over i Figur 78 kan vi les av flytegrense og strekkfasthet, se

Tabell 9 for fremstilling av materialegenskapene. Ut i fra formen av kurven i det elastiske område er det grunn til å tro at strammer seg opp. Dette gir elastiskdel. Vi kan anta at vil skape tøyning

Flytegrense	700 MPa
Strekkfasthet	600 MPa
Bruddforlengelse	0,26 %

innretningen gir etter og dermed en misvisende innretningene vist i Figur 76 forstyrrelser under målingene.

Noe som skaper en feilaktig betraktning av tøyningsbilde.

Ut i fra dette ble det tatt manuelle målinger av bruddforlengelsen, ved å måle forlengelsen av prøvestykket ved brudd og start, der verdiene blir brukt til utregning av bruddforlengelse. Målt bruddlengde på staven ble $L = 25,22\text{mm}$, se

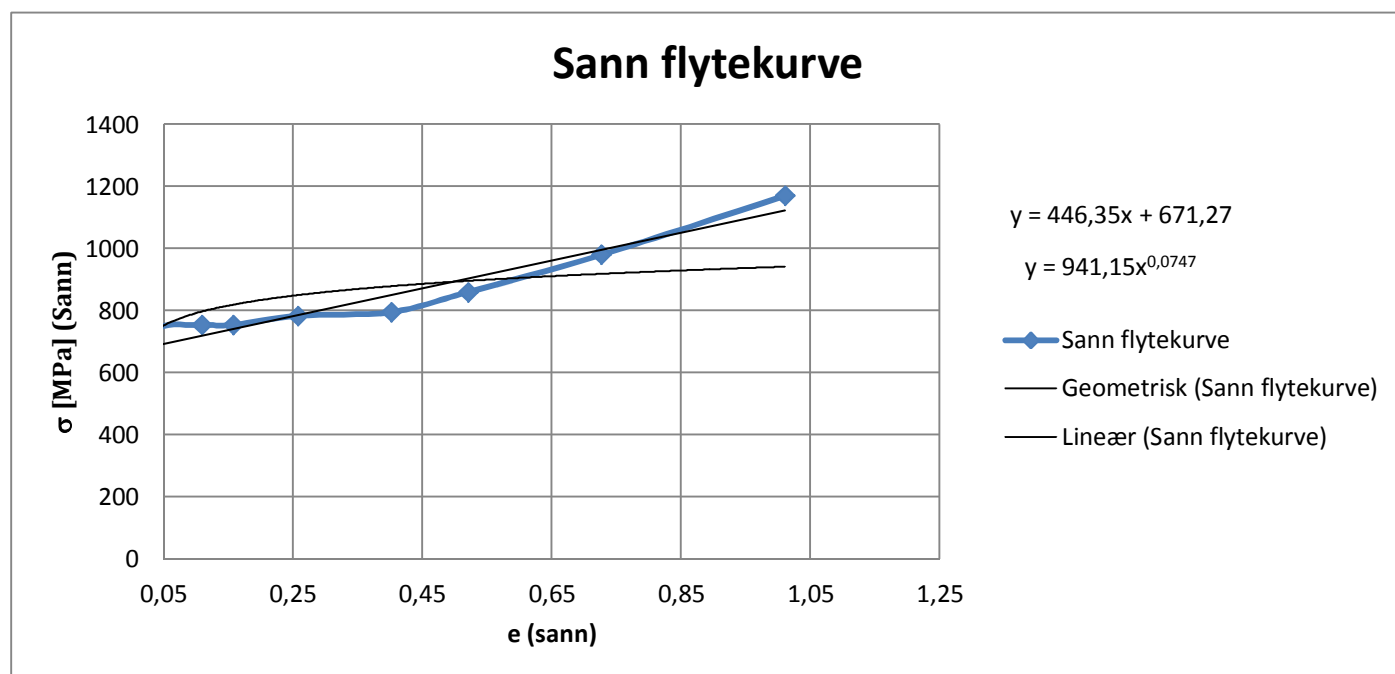
Tabell 9 for

materialegenskaper.

Flytegrense	700 MPa
Strekkfasthet	600 MPa
Bruddforlengelse	0,26 %

Tabell 9 Materialegenskaper til dummy-strekk test 2.

Flytegrense	700 MPa
Strekfasthet	600 MPa
Bruddforlengelse	0,26 %



Figur 79 Sann flytekurve - Ny maskin 100kN.

Den sanne flytekurven i Figur 79. Viser den plastiske delen av flyteforløpet, der sju forskjellige tverrsnitts målinger ble gjennomført med skyvelære. Grunnet vanskeligheter for å finne areal reduksjonen i starten av testingen, vil de første målingene være noe mer unøyaktig før innsnevringen var synlig i de siste målene.

Under oppsettet av den sanne flytekurven ble tøyningen beregnet ut i fra arealreduksjon som gir en mer pålitelig verdi i forhold til transformeringsformelen fra nominell til sann-flytekurve.

Med å sammenligne resultatet opp mot de tidligere strekktestene. Ser vi at kurvetilpassingen har en tilnærmet lik fasong, med sammenligning av prøve-3 og dens sanne flytekurve. Vi kan se at kurvetilpassingen har en tilnærmet lik fasong med Figur 79 men denne ligger noe over i spenningsverdier.

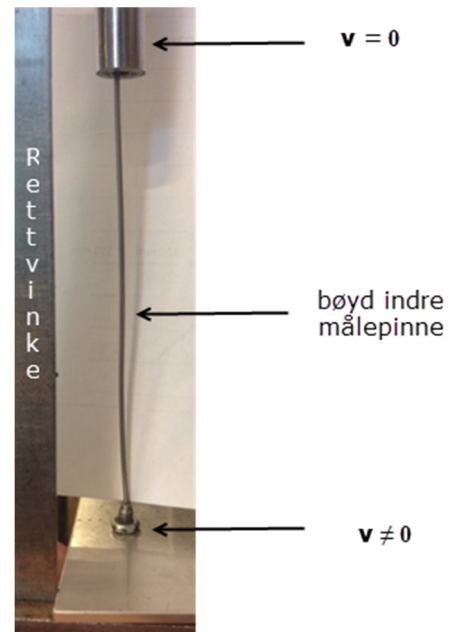
Materialegenskapene tilsvarer ikke hverandre, noe som tyder på to forskjellige materialer.

6.1.3 Dor test av aluminiums biter

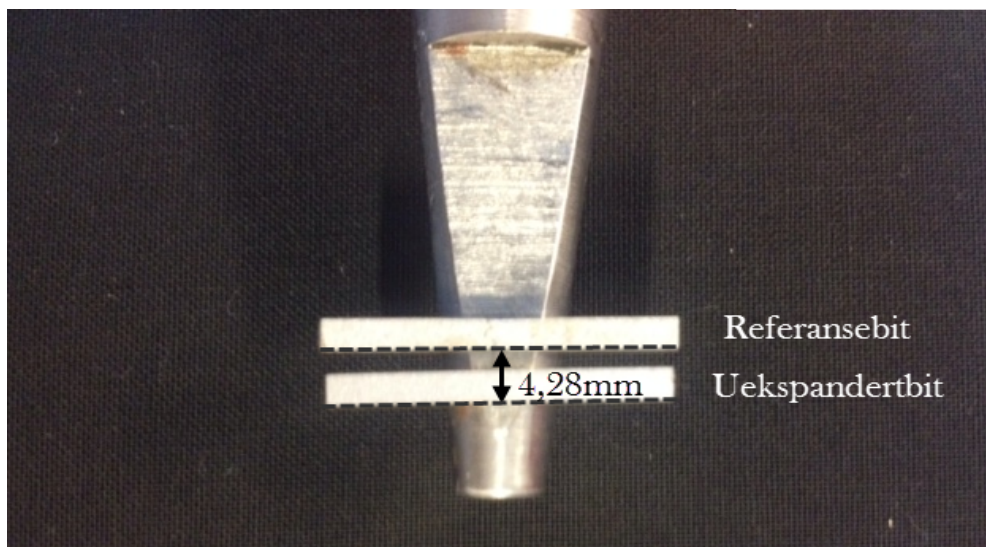
Under dummytesting av mekanisk dor ble ekspansjonsbiter fra bakre ende av en aluminiumprofil analysert. Fra tidligere har det blitt testet 10-biter fra midtre del av profilet, noe som gjør det muligheten å sammenligne resultatene opp mot hverandre. Ekspansjonsbitene som skal testes under dette kapitlet er orientert vinkelrett over en langsgående sveiser i bakre ende av aluminiumprofilet. Der sveisen blir dannet under ekstrudering. Se Figur 64 og Figur 83 for posisjon i hulprofilet med langsgående sveiser.

Under første testen ble referansebiten ekspandert uten registrering av vei eller kraft. Referansebitens resultater er ønskelige å ha da denne beskriver modermetallets egenskaper, og settes som standardkvalitet for videre sammenlignet. Det ble derfor nødvendig å måle inntrengingsdybden manuelt. Ekspandert referansebit ble plassert på tuppen av doren til man kjente motstand. Samme ble gjort med en uekspandert bit med samme geometri, så ble det mulig å måle deformasjonsavstanden se Figur 81 som viser framgangsmåte. Målet blir utgangspunktet videre ved vurdering av kvaliteten til de langsgåendesveisene.

Det ble montert en LVDT-avstandsmåler som har en maksimal målelengde på 100mm. Målcellen ble provisorisk montert til maskinen, denne falt av der indre målepinnen ble bøyd. Pinnen brukes som spenningsreferanse da den beveger seg ut og gir variasjon i spenning, forandring i blir omgjort til mm ved hjelp av et dataprogram. Ved en bøyd indre pinne vil den aktuelle kalibreringskurven vise feilaktig sammenheng mellom spenning og millimeter. Det var derfor nødvendig å kalibrere avstandsmåleren på nytt. Dette ble gjort med et skyvelære, der avstanden av uttrukket deformert målepinne ble målt og kalibrert i dataprogrammet. Se Figur 80 for LVDT-avstandsmåler med bøyd indre pinne.

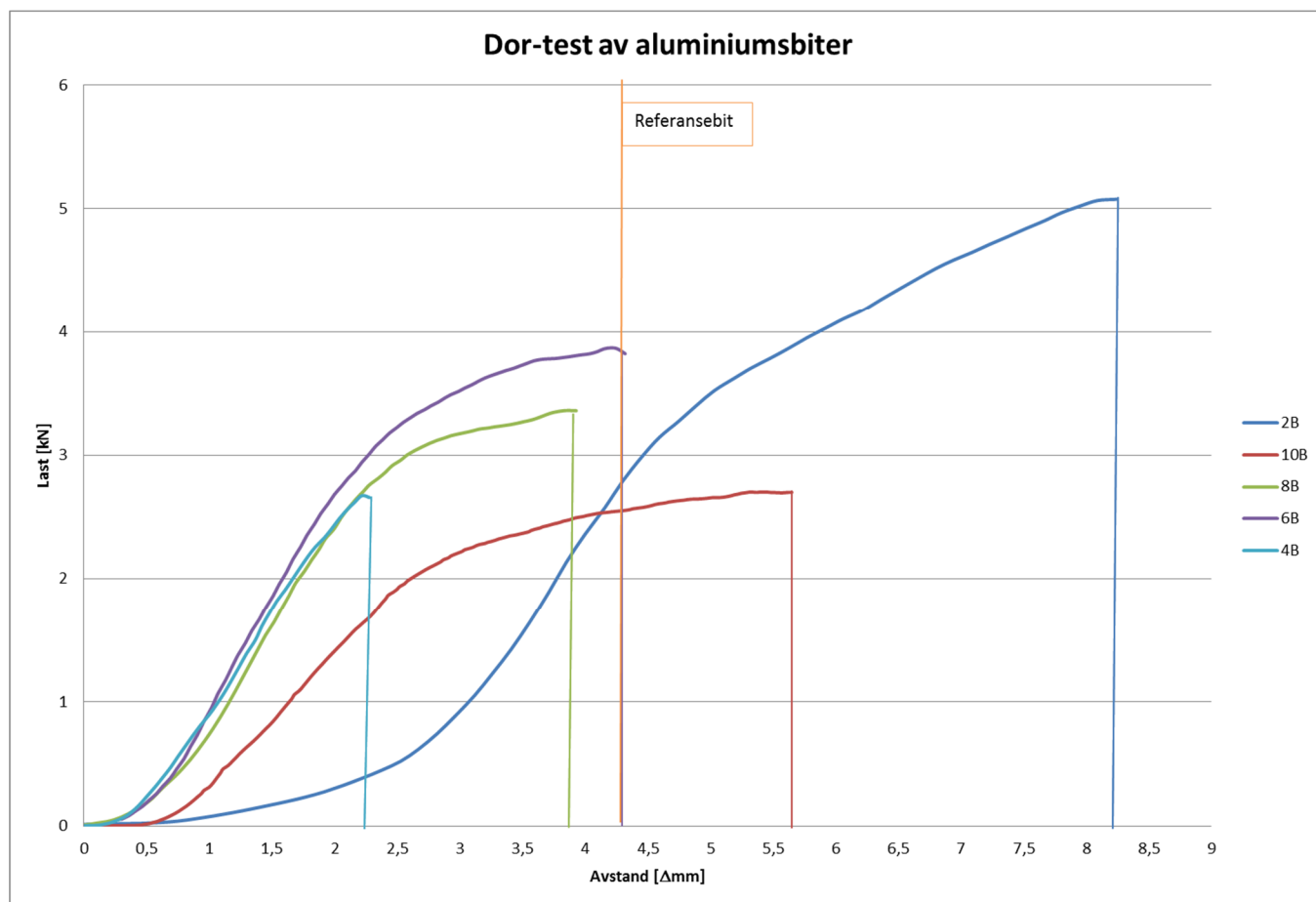


Figur 80 Avstandsmåler med bøyd indre pinne.



Figur 81 Manuell måling av deformasjonsavstand av referansebit.

Under testingen ble kun ekspansjonsbit-2 og -10 på smurt med smøremiddel på innsiden av hullet og dor. Der resterende biter ble kjørt med tørre friksjonsforhold uten smøremiddel.



Figur 82 Dor test av aluminiums biter.

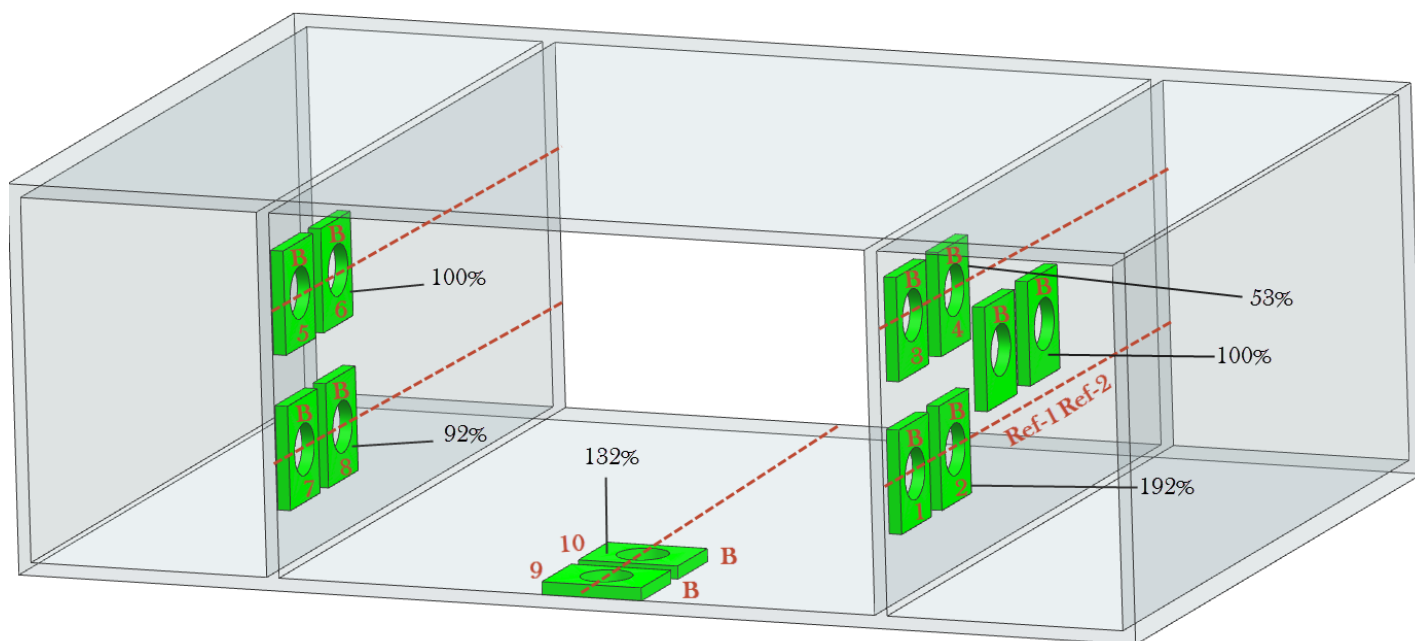
Ved testingen ble nødvendig dor-kraft mot ekspansjonsbiten og dorens forskyvningsvei ned til biten målt. Resultatene ble eksportert og behandlet i notepad før de ble importert videre til Excel for videre behandling. Resultatene ble satt sammen for sammenligning i et diagram, se Figur 82 der alle ekspansjonsbitene er representert inklusiv referanseprøven.

Ved å studere belastningen og forlengelse i Figur 82, ser vi at ekspansjonsbit-8, -6 og -4 ligger konsentrert i starten av figuren før de får en større variasjon i forhold til hverandre. Der ekspansjonsbit-4 følger ekspansjonsbit-8 opp mot 2,5kN før den går til brudd ved en bruddforlengelse på 2,25mm. Ekspansjonsbit-8 går noe høyere til en verdi over 3kN der den flater ut og stiger sakte opp mot 3,36kN, før den går til brudd på en bruddforlengelse på 3,93mm. Ekspansjonsbit-6 går høyest av de tre konsentrerte bitene og flater ut på en bruddgrense på 3,80kN, med en bruddforlengelse på 4,30mm. Ekspansjonsbit-2 og -10 har en annerledes flytekurve i forhold til de andre. Bitene er smurt noe som gir en mindre kompleks kraft påvirkning, dette gir utslag på prøve-10 med den laveste kraft på 2,7kN. Mens flytekurven til ekspansjonsbit-2 har en noe mer uforståelig fasong. Ved å studere Figur 82, ser man at det er samme biter som skiller seg ut i Figur 84. Bitene har gått i brudd utenfor sveisen og ved videre studering ser man et annet belastning mønster fra doren. Belastningen indikerer trykk i sveiseretningen og ikke strekk

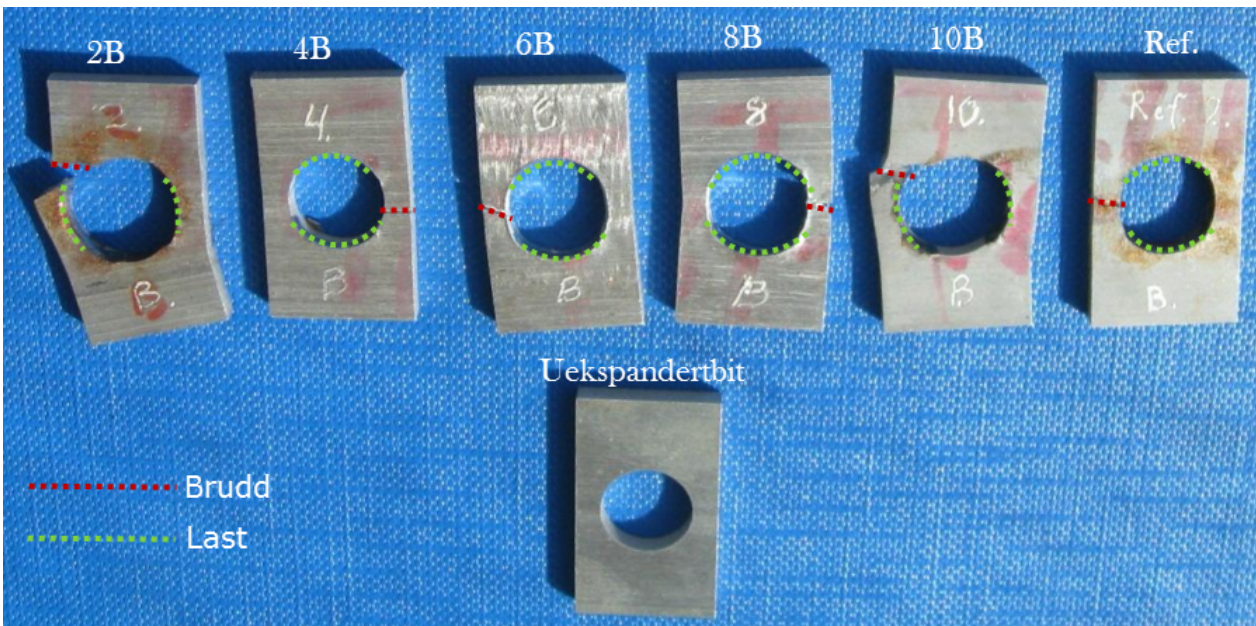
vinkelrett på sveisen som er ønskelig. Deformasjonsmønsteret i hullet viser kanter, noe som også tyder på trykk i sveiseretningen.

Duktiliteten er et viktig begrep ved vurdering av sveisekvaliteten. Ved lav duktilitet kan vi anta at en dårlig sveis i prøven. Ut i fra Figur 82 ser vi at ekspansjonsbit-4 har den laveste duktilitet grunnet en kort bruddforlengelse på 2,25mm Tilnærmet halvparten av neste forlengelse på 3,93mm på ekspansjonsbit-8. Mens ekspansjonsbit-6 ligger i samme duktilitetsområde som referanseprøven på 4,28mm. Ekspansjonsbit-2 og -10 viser verdier over referansebiten, noe som igjen tyder på feil belastning ved testing, da disse går langt mot høyere i grafen..

Ved å ta utgangspunkt i modermetallet som referanseenhet og ønsket kvalitet er bitene illustrerer i Figur 83 med prosentvis forskjell på duktiliteten for hver bit. Vi ser at ekspansjonsbit-2 og -10 har høy duktilitet i forhold til referansebiten, disse verdiene er misvisende da de har feil påkjenning fra doren. Ekspansjonsbit-6 ligger i samme område som referansebiten og sveisen er tilsvarende kvalitet som modermetallet. Der ekspansjonsbit-8 ligger litt under men fortsatt over 90%, noe som også indikerer en god sveis. Videre har ekspansjonsbit-4 duktilitet på 53% noe som indikerer en dårlig sveis.



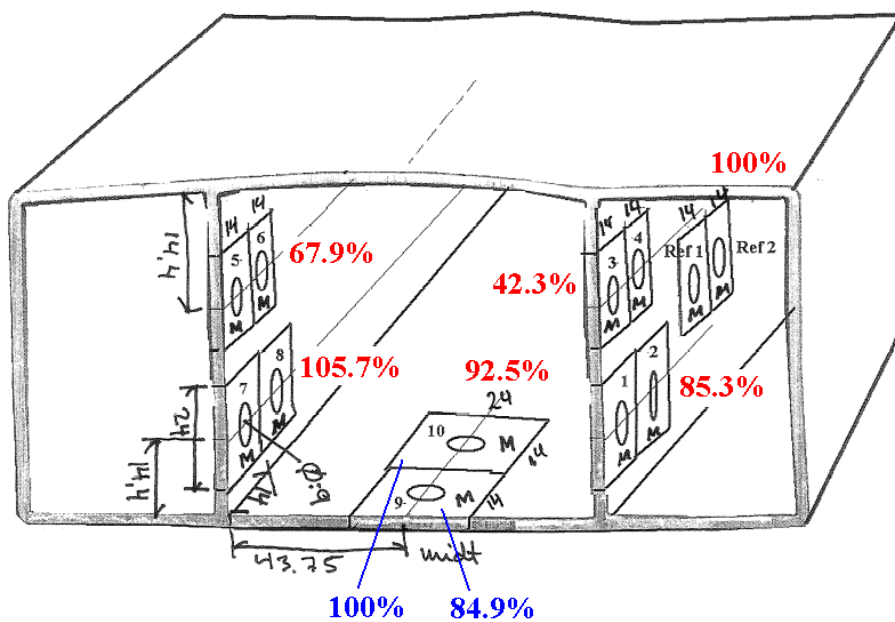
Figur 83 Aluminiumprofil med ekspansjonsbiter og sveisekvalitet i prosent.



Figur 84 Ekspanderte test biter.

Duktiliteten varierer ofte i sveiser, noe som kommer frem ved sammenlikning med tidligere resultater. Ved å studere resultatene fra midtre del i aluminiumprofilen i Figur 85 opp mot bakre del i Figur 83. Her ser vi at ekspansjonsbit-4 er lav på midtre del av profilen og bak. Der resultatene fra ekspansjonsbit-8 viser en synkende duktilitet fra midten til bakre ende av profilen. Mens sveisen til ekspansjonsbit-6 har steget til 93% fra en middelvei på 67,9% midt i profilen, noe som tilsier at sveisen blir bedre i bakre ende.

Ut i fra sammenlikningen, kan en konkludere med at test maskinen fungerer som den skal og gir fornuftige resultater.



Figur 85 Tidligere resultater fra midtre del av aluminiumprofilen, rød verdi er midlere verdi og blå er verdi pr.bit .

6.2 Testing av maskindelens materiale

Ut i fra dummytestene over ble utstyret testet og kalibrert, der resultatene samsvarte med tidligere tester og eksterne resultater. Vi kan nå konkludere med fungerende maskiner. Der videre testing av tappskivematerialet vil gi gode resultater ved mekanisk testing ved hjelp av dor og i en strekkmaskin med bruk av ekstensometer for måling av forlengelse.

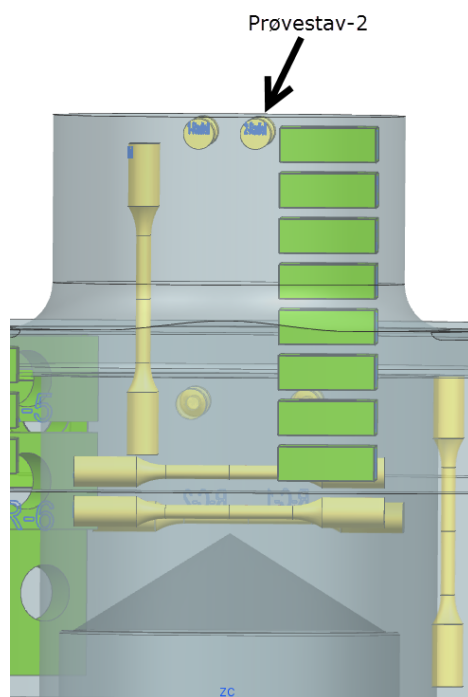
Grunnet problemer med strekkstav geometrien under dummy-testingen har vi satt nye mål på strekkstavene til tappskiven. Se Vedlegg D for ny maskintegning av prøvestaven. Der diameteren er satt til 4,9mm.

Tappskivematerialet har høy hardhet og styrke, for å bevare doren og sikre gode resultater må vi maskinere frem en ny dor som herdes til en hardere overflate en tappskivemateriale. Dette for å forhindre deformert dor. Det ble kjørt en rask test der vi boret med et høyfast verktøy stål (HSS), disse har en hardhet over HRC60 [17], noe som ligger over hardheten til tappskivematerialet AISI4340. Under testboringen beholdte boret sin fasong uten tegn til deformasjonsskader, mens tappskivemateriale ble deformert som ønskelig. Dette tyder på at vi kan bruke samme materiale ved maskinering av dor.

6.2.1 Strekktesting av prøvestav-2

Prøvestav-2 er maskinert ut fra toppen av tappen, se Figur 86 for plassering av prøvestaven.

Testen ble gjennomført i den nye strekkmaskinen som har en aksiell kapasitet på 100kN, der en loggefrekvens på 25Hz ble valgt før testing. Startlengden av prøvestavens maskinerte del var $L_0=20\text{mm}$ og en diameter på $D_0 4,91\text{mm}$.

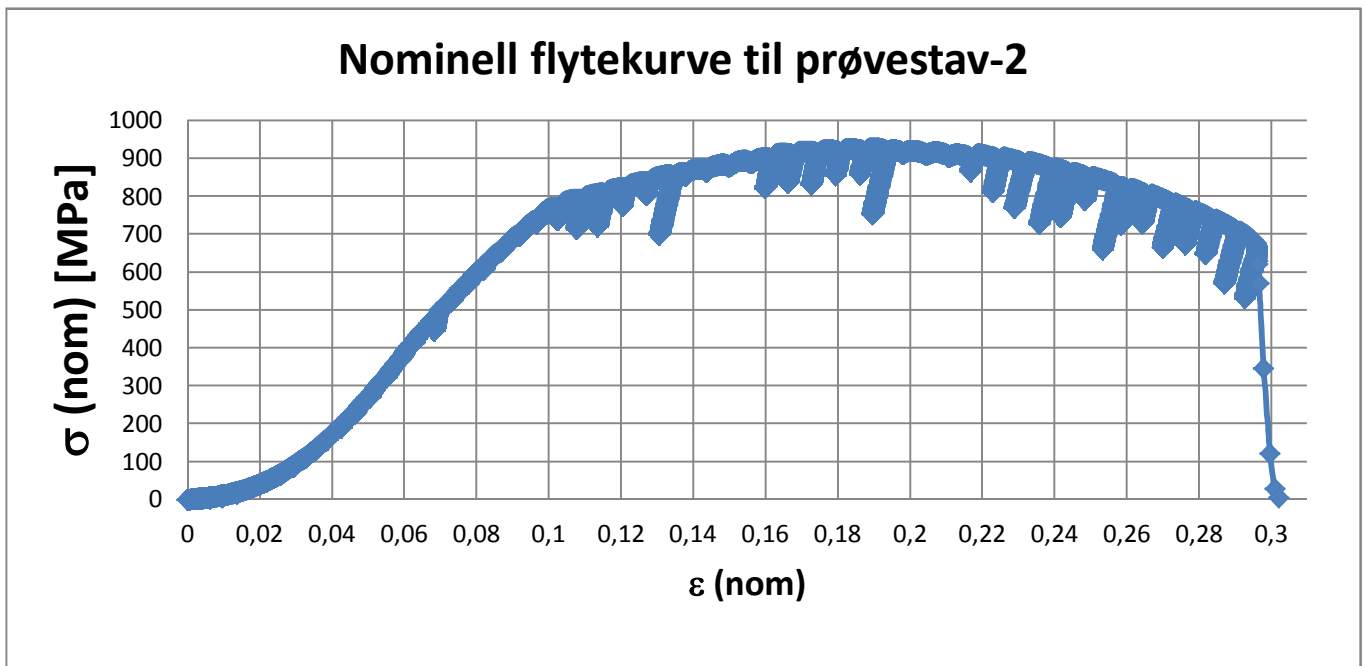


Figur 86 Prøvestav-2 orientert på tappen.

6.2.1.1 Resultater

Resultatene fra strekktestingen viser samme tøyingstendenser der innretningen til strekkmaskinen gir etter før den så strammes opp. Noe som skaper en slakere stigning av kurvens elastiske delen, se Figur 87 for nominell kurve av prøvestav-2. Ved å bruke samme fremgangsmåte som beskrevet i kapittel 6.2.2. så måles bruddforlengelsen manuelt med et skyvelære der den bruddforlengelsen måles til 27,83mm.

Spenningsverdiene er troverdig da innretningen ikke vil påvirke disse. Ved å studere spenningsbilde i Figur 87 ser vi en naturlig form av flytekurvens elastiske del. Der flytegrensen ligger på 750MPa og strekkfastheten på 950MPa. Se Tabell 10 for materialeegenskaper.



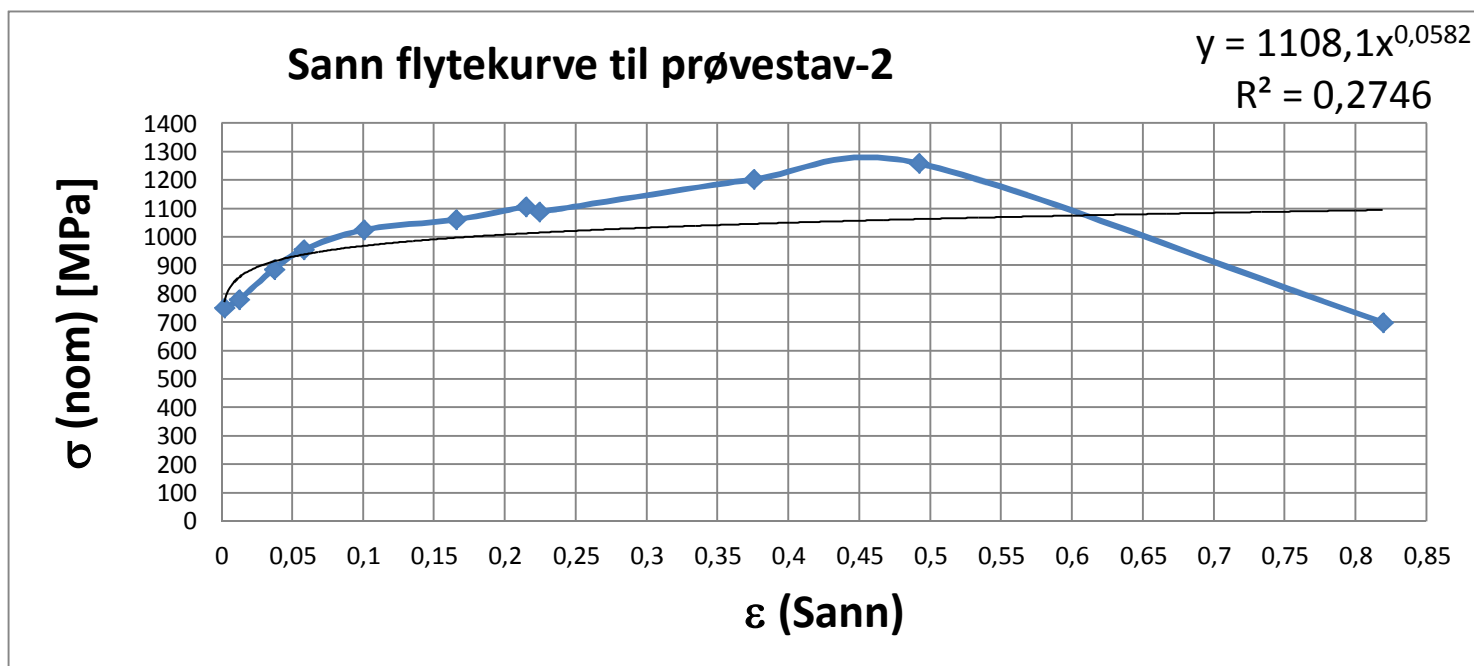
Figur 87 testresultatene viser nominell flytekurve av prøvestav-2.

Verdiene er lest ut i fra figuren over der 0,2% flytegrense ikke er tatt med i betraktningen av avlesningen. Grunnet feilaktig tøyningsbilde.

Tabell 10 Material egenskaper til prøvestav-2.

Flytegrense	750 MPa
Strekkfasthet	950 MPa
Bruddforlengelse	0,39 %

Det ble gjennomført ni tverrsnitts målinger av minste diameter under strekking. Der flytegrensen med 0,002 tøyning og bruddspenning på 700MPa med måling av tverrsnittet etter brudd ble addert til målingene, se Figur 88 for plottet graf.



Figur 88 testresultatene viser sann flytekurve til prøvestav-2.

Ved å kurve tilpasse grafen med hjelp av potensloven får vi en $K=1108$ og $n=0,0582$.

Ved å sammenligne resultatene med AISI4340 og Tabell 2, ser vi at materialet i overflaten av tappen har tilnærmet samme egenskaper som AISI4340 ved en anløpnings temperatur på 705°C, der strekkfastheten ligger på 860MPa og flytegrensen på 740MPa. Med dette ser man at materialkvaliteten i toppen av tappen stemmer godt overens med materialdataene fra leverandøren se vedlegg F.

Kapittel 7

7 Oppsummering og konklusjon

7.1 Materialvalg og hardhet

Ved å studere de tre utvalgte materialene i kapittel-4, ser man en oppgang av strekkfasthet og flytegrense ved økning av anløpnings temperatur. Under studering av flytegrensen og strekkfastheten ser man en gradvis øker i verdiene fra materialene AISI4340 til D-6a. Under økning av anløpnings temperatur ser vi en synkende trend i hardhet, dette går igjen hos alle materialene. Der 300M opprettholder god hardhet igjennom flere anløpnings temperaturer i forhold til de andre. Grunnet høy hardhet i 300M går dette utover bruddforlengelsen og viser derfor en dårligere duktilitet sammenlignet med de andre materialene som er representert i kapitlet. Tendensen med synkende flytegrense og strekkfasthet går igjen hos alle ved økning av duktiliteten. Eneste materiale som opprettholder god duktilitet, høy flytegrense og strekkfasthet er D-6a, dette er antagelig også det dyreste materiale.

7.2 Analyse av tappskiven

Ut i fra *lineær-elastisk og elastisk-plastisk analyse i Siemens NX 8 og DEFORM 3D* ser man en tendens til svakhet på radien mellom tappen og skiven. Der resultatene fra de overnevnte programmene viser klare spenningskonsentrasjoner på radien. Der en vinkel $\alpha_2=12,27^\circ$ gir de høyeste spenningskonsentrasjonene. Ut i fra simuleringene kommer det tydelig frem strekk og trykk spenninger på radien til tappen. Spenningene vil skape av/på-belastning for hver rotasjon propellbladet tar, der strekklasten er den mest utslagsgivende for utmatting. Videre i analysene ser man høyestelastpåkjenningen ved $\alpha_2 = 12,27^\circ$ der spenningskonsentrasjonene er oppe mot 200MPa ved strekk på last siden. Ved å ta utgangspunkt i materialdataene til AISI4340 i Tabell 2 Typiskes materialegenskaper for AISI4340 og en anløpnings temperatur på 705°C , ser man at spenningene ligger godt under flytegrensen på 740MPa. Noe som tyder på at sprekkene blir dannet av utmatting, eventuelt at materialet er av dårligere kvalitet ved radien. Det ble derfor interessant å studere *smiprosessen* for å se hvordan materialet formes. Her ble det oppdaget en bølgeformet materialflyt, der hulrommet som former tappen skaper en overlappende ved forming av tappen. Ved dannelse av overlapping vil dette svekke materiale i tappen, da oksiderte overflater vil skape porøsitet. Videre i smiprosessen ble tøyningstilstand til tappen studert. Resultatene viste høy tøyningverdi på siden av tappen som var orientert inn mot senter av tappen. Der den økende tøyningkonsentrasjonen går en femtedel inn i tappen før tøyningverdien igjen synker. Dette vil skape en finere materialstruktur i overflaten da tøyningverdien tilsier at materialet knas ekstra her. Ved nedre verktøysdel står materialet delvis stille og kan betraktes som en dødzone. For å motvirke spenningskonsentrasjonene på radien ble forskjellige radier testet under *geometrioptimaliserings*. Resultatene fra kapitlet viser klar tendens til reduksjon av spenningskonsentrasjonen ved økning av radien. Ut i fra resultatene kom man fram til en anbefalt radius på 14mm, da spenningsforholdet mellom 14mm og 16mm var minimal. Ved 16mm ble det i tillegg dannet nye spenningskonsentrasjoner ved toppen av tappen på side-1.

7.3 Material testing

7.3.1 Strekktesting

Det ble kjørt dummytester for kvalitetssikring av resultatene før tappskivematerialet ble testet. Der resultatene fra testen ble sammenlignet opp mot tidligere resultater.

Det ble avdekket flere faktorer som kunne påvirke sluttresultatet. Under maskinering av prøvestavene ble avdekket problemer med prøvegeometrien. Da eksisterende verktøy i verkstedet ikke kunne produserte god nok overflater på prøvene. Grunnet grove overflater ble testene kjørt, for å bli kjent med maskinene. Under første strekk test ble det indikert glidning av prøvestavens hode, der klampene ikke holdte igjen. Etter justeringer fikk vi strukket alle prøvene til brudd, med forstyrrelser av glidning på resultatene. Justeringen som måtte til var å feste prøvehodene godt inn i klampene til strekkmaskinen. Dette genererte i dårlig framkomst ved måling av tverrsnitts arealet ved innsnøring. Prøvestaven ble tegnet opp med nye mål for å tilpasse seg verktøyene, for en penere overflatene på prøvene. Ved å prøve en ny runde på strekkmaskinen og plassering av prøvestaven godt inn i klampene oppdaget vi igjen glidning og maskinen greide ikke å strekke prøvestaven til brudd. Der maksimal last på maskinen er 12kN, det ble derfor nødvendig å lage en innretning for prøvestaven i en større strekkmaskin som har en maksimal aksialkraft på 100kN. Denne innretningen gjorde tverrsnitts målingene enklere, da diameteren ble mer tilgjengelig. Under testing i den nye strekkmaskinen ble det ikke indikert glidning og flere målinger av innsnøringen ble gjort. Under studering av resultatene fikk vi en kurve som indikerte en slakere lineær del i forhold til tidligere resultater av samme stål. Der vi konkluderte med at innretningen skapte et feilaktig syn på tøyningen i den elastiske delen av kurven, da oppspenningen av innretningen under strekking vil påvirke tøyingsbilde.

Tappskivematerialets strekkstavprøve-2 ble strukket i den sistemaskinen, for å studere materialeegenskapene til tappen. Her fikk vi verdier som stemte godt overens med AISI4340 sine materialeegenskaper i Tabell 2 Typiske materialeegenskaper for AISI4340 ved en anløpnings temperatur på 705⁰C. Noe som bekrefter at kvaliteten i toppen av tappen er gode og stemmer godt med databladet fra leverandøren. Dette forsterker også teorien rundt en utmattings sprek.

7.3.2 Mekanisk dor test

Under mekanisk dor test ble to prøvebiter orientert feil og skapte et feilaktig syn på resultatene. Noe som kommer frem i resultatene. Resterende prøvestaver ble orientert i riktig retning, som skapte strekk vinkelrett på sveisen. Disse resultatene ga et bedre bilde av duktiliteten ved å sammenligning resultatene opp mot tidligere resultater midt i aluminiumprofilen. Ved tilnærmet like verdier kan vi konkludere med at utstyret fungerer som det skal. Selv om vei-cellen fikk en liten deformasjon av indre målepinne. Vi kan konkludere med at test maskinen er klar for videre testing med tappskivematerialet, når den nye doren er maskinert og herdet.

8 Videre arbeid

Videre materialtestingen er nødvendig da materialvariasjon kan forekomme i tappen. Det er spesielt interessant å se på materialkvaliteten nær radien, om disse resultatene stemmer med leverandørens kvalifikasjoner. Det er også interessant å studere utmattingsegenskaper, ettersom tappen er utsatt for store strekkspenninger og av/på laster for hver rotasjonsbevegelse på propellbladet, samt en vibrasjons last på $\pm 5\%$.

Under strekktesting er det nødvendig med ekstensometer som plasseres på prøvestavens diameter. Siden innretningen skaper et feilaktig tøyningsbilde i den nye strekkmaskinen. Vil en med ekstensometer få et mer nøyaktig tøyningsbilde. Ved et korrekt spenningsbilde vil ekstensometeret skape en troverdig flytekurve.

Verkstedet har maskinert ut fire ekspansjonsbiter, disse er nå klare for testing så fort doren er produsert. Ekspansjonsbit R1 har fått temperatur påkjønning ved maskinering av hull. Dette vil trolig påvirke materialstrukturen.

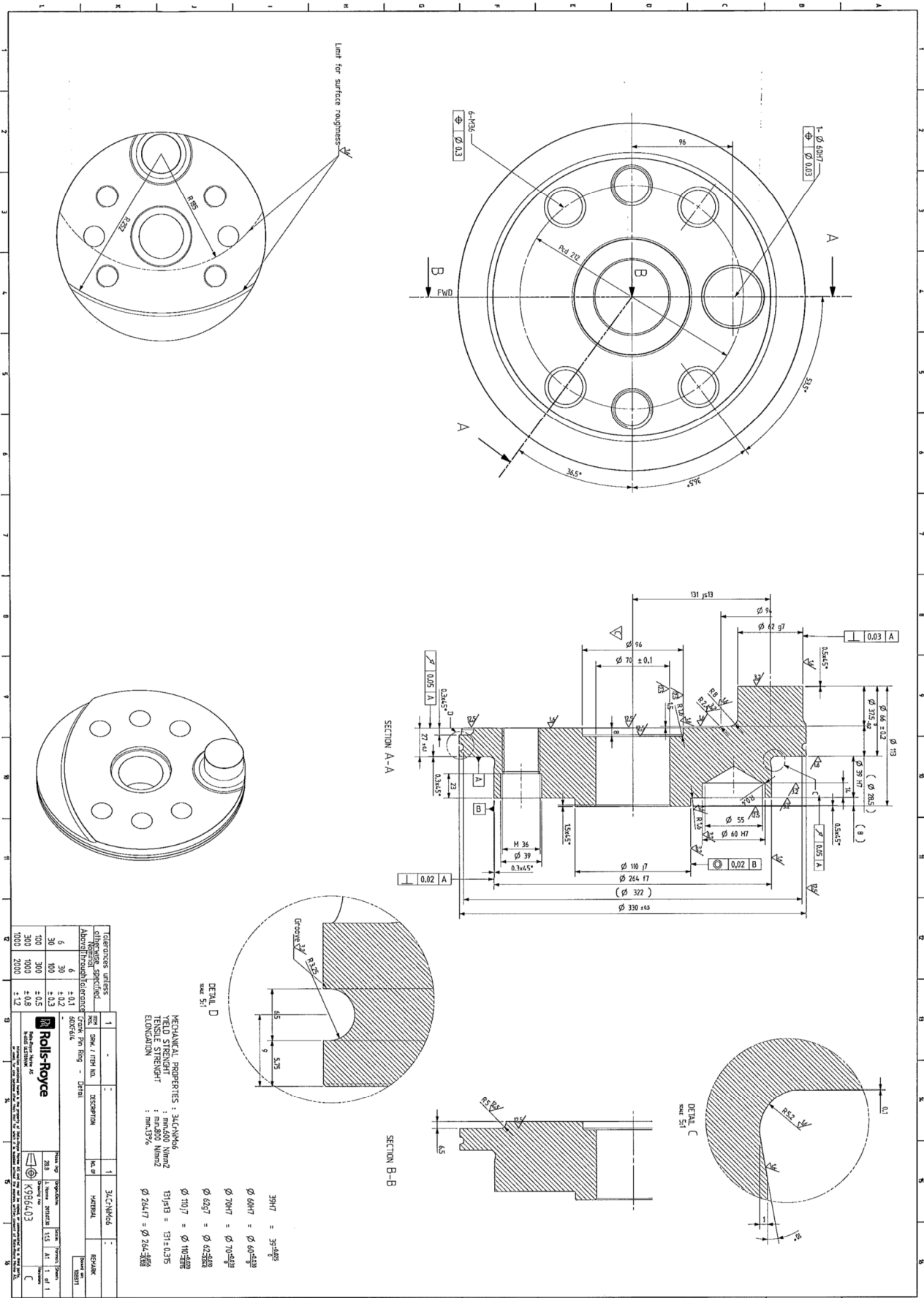
Ved å betrakte andre geometriløsninger har man mulighet for å forminske lastpåkjenning på trappen. Ved å studere en geometri med to tapper, dette kan sannsynlig halvere last påkjenningene. Som hadde hvert interessant å se på i videre studier av maskindelen. Der simuleringer og sammenligninger opp mot den eksisterende geometrien, og hvordan denne vil passe inn i propellsystemet.

Ved videre smi-analyser er det interessant å se hvordan materialet vil flyte, ved å forme emnet i flere smiprosesser. Eksempelvis ved å flytte mye av materialet til tappens sin side før tappen smis. Om dette vil påvirke tøyningsbilde og tendensen til overlapping i tappen. Det er ville også vært interessant å studere hvordan trendlinjer ville ha formet seg under formingen, får å kartlegge materialets anisotropi.

9 Litraturliste

1. Shah, K.P., *Quenching and Hardenability*.
2. M.C., B.T.F.F., *Trans AIME*, 239, 1620 ((1957)), ingot_structure.jpg, Editor.
3. Rexnord *A Comparison of Steel Castings vs. Forgings for Large Structural Components*. 2004.
4. Sérgio Souto Maior Tavares, J.M.P., Hamilton Ferreira Gomes de Abreu, Cristiana dos Santos Nunes, Manoel Ribeiro da Silva. *Tensile properties of duplex UNS s32205 and lean duplex UNS S32304 steels and the influence of short duration 475 °C aging*. 2012; Available from: http://www.scielo.br/scielo.php?pid=S1516-14392012000600006&script=sci_arttext.
5. Ashby, M.F., *Engineering Materials*. Laser Processing of Engineering Materials: Principles, Procedure and Industrial Application, 2005: p. 139-177.
6. Valberg, H.S., *Applied metal forming : including FEM analysis*. 2010, New York: Cambridge University Press. viii, 465 p.
7. Reyes, E. *What is Propeller Pitch?* [cited 2014 05.01]; Available from: http://www.propellerpages.com/?c=articles&f=2006-03-08_what_is_propeller_pitch.
8. Valberg, H., T. Melkild, and J. Kandis, *Determining The Weld Quality In Extrusion Welding*. 14th International Conference on Material Forming Esaform, 2011 Proceedings, 2011. **1353**: p. 461-466.
9. Christian Thaulow, H.V., *TMM4140 Plastisk deformasjon og brudd* 2012.
10. Askeland, D.R., *The science and engineering of materials*. Alternate ed. 1998, Boston, Mass.: PWS Engineering. xiii, 554, 19 p.
11. Dowling, N.E., *Mechanical behavior of materials : engineering methods for deformation, fracture, and fatigue*. 4th ed. 2013, Boston: Pearson. xvii, 936 p.
12. Dørum, A., *Maskindeler 1*. 2006: SIT Tapir.
13. Waløen, Å.Ø., *Dimensjonering ved elementmetoden*. 1 ed. 1995: NTH.
14. Wikipedia. *Finite element method*. 2013 [cited 2013 16.12.]; Available from: http://en.wikipedia.org/wiki/Finite_element_method.
15. Boyer, H.E., T.L. Gall, and American Society for Metals., *Metals handbook*. Desk ed. 1984, Metals Park, Ohio: American Society for Metals.
16. DEFORM. *DEFORM-3D*. 2014 [cited 2014 31.05.2014]; Available from: <http://www.deform.com/products/deform-3d/>.
17. Flávio J. da Silvaa, S.D.F., Álisson R. Machadoc, Emmanuel O. Ezugwud, Antônio M. Souza Jr.e, *Wear*. 5-6 ed. 2006.

Vedlegg A



Vedlegg B

Fra: mette.nedreberg@rolls-royce.com [mette.nedreberg@rolls-royce.com]

Sendt: 10. januar 2014 13:41

Til: Henry Sigvart Valberg

Emne: Re: Studentarbeid som tar for seg propellsystemet hos RR der tappskiven inngår

hei!

det er ok at dette er åpent så lenge de jobber kun med tappskivene.

Det er ikke noe problem at tegninger av disse er med i rapporter.

laster:

Jeg sjekket med konstruktøren på en del utstyr her og han sier at vi dimensjonerer tappskivene for et oljetrykk på 125Bar (på de fleste av våre thrustere), men utstyret opererer normalt på 80 bar. Dette trykket fordeler seg da likt på de fire tappskivene. Det blir en linje belastning på tappen med en viss fordeling av last som vi har beregnet. Dette kan vi sende mer informasjon om hvis dere vil ha det. Posisjon av linjelast på tappen varierer med rotasjon av blad.

vibrasjon

Du har rett: Vi legger på 10% vibrasjonslast (+- 5%) på toppen av statisk last pga rotasjon av propell (inkl. skyvekloss og tappskiver osv).

Hilsen Mette

Mette Lokna Nedreberg
Section Manager R&T - Mechanical Design
Rolls-Royce Marine AS, Propulsion-Ulsteinvik

Email: mette.nedreberg@rolls-royce.com

Phone: +47 700 14512

Mobile: +47 911 84151

Vedlegg C

Utmattings betraktning

Fra lineær- og ikke lineær-analyse fikk vi resultater som viste spenningskonsentrasjoner på radien rundt tappen, under lineær-analyse kjørte vi to forskjellige tester med to angrepsvinkler på tappen. Videre ble det kjørt en plastisk analyse der vi studerte tappskiven i en angrepsvinkel i et tidspunkt der radien flyter. Samt har Rolls Royce informert om en dimensjonerende spenning på 12,5MPa med vibrasjonstillegg på $\pm 5\%$ på grunn av rotasjon fra propellen.

Dermed ble det tatt utgangspunkt i simuleringresultatene som opptrer på radien og dimensjonerende lastene fra Rolls Royce. Der en vibrasjons faktor på $\pm 5\%$ ble lagt til de aktuelle spenningene. Spenningene fra analysene ble satt som middel spenning da variasjonene varierte mellom 5%.

Formel (19) ble løst med hensyn på N_f for å frem antall cykler før brudd se ny formel (21). For videre sammenligning med en SN-graf.

$$N_f = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_a}{\sigma'_f - \sigma_m} \right)^{\frac{1}{b}} \quad (21)$$

Tabell 11 Material konstanter fra SN-kurve [11]

Materiale	σ'_f	b
AISI4340	1758	-0,0977
AISI4340 409HB	1879	-0,0859

Tabell 12 Resultater, antall cykler før brudd (N_f)

Analyser	Materiale	σ_m [MPa]	σ_a [MPa]	N_f
Lineær-analyse, $\alpha_2=37^\circ$	AISI4340	66	3,3	2,728 E27 Cykler
Lineær-analyse, $\alpha_2=37^\circ$	AISI4340 409HB	66	3,3	3,937 E31 Cykler
Lineær-analyse, $\alpha_2=12,27^\circ$	AISI4340	162	8,1	1,530 E23 Cykler
Lineær-analyse, $\alpha_2=12,27^\circ$	AISI4340 409HB	162	8,1	6,030 E26 Cykler
Ikke lineær-analyse	AISI4340	800	40	6,557 E13 Cykler
Ikke lineær-analyse	AISI4340 409HB	800	40	2,277 E16 Cykler
Dimensjonerende last	AISI4340	12,5	0,625	9,346 E34 Cykler
Dimensjonerende last	AISI4340 409HB	12,5	0,625	1,428 E40 Cykler

Resultatene i Tabell 12 viser utgangspunkt i forskjellige spenninger hentet fra simuleringer og tilgjengelig opplysninger om belastning fra Rolls Royce. Ved å betrakte spenningene som midlere der en 5% variasjon kommer i tillegg utgjør antall cykler før brudd. Ved å sammenligne N_f ser vi at minste verdi ligger på 6,557 E13 cykler med en spenning på 800 [MPa], en spenningsverdi som får radien på tappen til å flyte. Hvis hardheten øker på materialet vil cyklen gå opp til 2,277 E16

cykler. Ved resterende resultater ser vi at alle verdiene er over 1 E5 cykler noe som tilsier god levetid opp mot uendelig.

AISI4340

+5% vibrasjon legges til på toppen av statisklast, der statisklast blir satt til 12,5MPa ved dimensjonering av tappskive

$$\begin{aligned}\sigma'_f &:= 1758 \text{ MPa} \\ b &:= -0.0977 \\ \sigma_m &:= 12.5 \text{ MPa} \\ \sigma_a &:= \sigma_m \cdot 5\% = 0.625 \text{ MPa}\end{aligned}$$

$$N_f := \left(\frac{\sigma_a}{(\sigma'_f - \sigma_m)} \right)^{\left(\frac{1}{b}\right)} \left(\frac{1}{2} \right) = 9.346 \cdot 10^{34} \text{ Cykler} \Rightarrow \sigma_a := (\sigma'_f - \sigma_m) (2 N_f)$$

AISI4340 409HB

+5% vibrasjon legges til på toppen av statisklast, der statisklast blir satt til 12,5MPa ved dimensjonering av tappskive

$$\begin{aligned}\sigma'_f &:= 1879 \text{ MPa} \\ b &:= -0.0859 \\ \sigma_m &:= 12.5 \text{ MPa} \\ \sigma_a &:= \sigma_m \cdot 5\% = 0.625 \text{ MPa}\end{aligned}$$

$$N_f := \left(\frac{\sigma_a}{(\sigma'_f - \sigma_m)} \right)^{\left(\frac{1}{b}\right)} \left(\frac{1}{2} \right) = 1.428 \cdot 10^{40} \text{ Cykler} \Rightarrow \sigma_a := (\sigma'_f - \sigma_m) (2 N_f)$$

AISI4340

ikke lineær-analyse

+5% vibrasjon legges til på toppen av statisklast, her blir statisk last satt til 800MPa som er spenningen på radien ved flyt på tappskiven

$$\sigma'_f := 1758 \text{ MPa}$$

$$b := -0.0977$$

$$\sigma_m := 800 \text{ MPa}$$

$$\sigma_a := \sigma_m \cdot 5\% = 40 \text{ MPa}$$

$$N_f := \left(\frac{\sigma_a}{(\sigma'_f - \sigma_m)} \right)^{\left(\frac{1}{b} \right)} \left(\frac{1}{2} \right) = 6.557 \cdot 10^{13} \text{ Cykler} \Rightarrow \sigma_a := (\sigma'_f - \sigma_m) (2 N_f)$$

AISI4340 409HB

Ikke lineær-analyse

+5% vibrasjon legges til på toppen av statisklast, her blir statisk last satt til 800MPa som er spenningen på radien ved flyt på tappskiven

$$\sigma'_f := 1879 \text{ MPa}$$

$$b := -0.0859$$

$$\sigma_m := 800 \text{ MPa}$$

$$\sigma_a := \sigma_m \cdot 5\% = 40 \text{ MPa}$$

$$N_f := \left(\frac{\sigma_a}{(\sigma'_f - \sigma_m)} \right)^{\left(\frac{1}{b} \right)} \left(\frac{1}{2} \right) = 2.277 \cdot 10^{16} \text{ Cykler} \Rightarrow \sigma_a := (\sigma'_f - \sigma_m) (2 N_f)$$

AISI4340

Spenningsverdier fra NX-simuleringer 12,27-grader

+5% vibrasjon legges til på toppen av lasten. 162MPa er satt som midlere spenning da dette er høyeste verdi under simuleringen med 12,27 grader rotasjon på tappskiven.

$$\sigma'_f := 1758 \text{ MPa}$$

$$b := -0.0977$$

$$\sigma_m := 162 \text{ MPa}$$

$$\sigma_a := \sigma_m \cdot 5\% = 8.1 \text{ MPa}$$

$$N_f := \left(\frac{\sigma_a}{(\sigma'_f - \sigma_m)} \right)^{\left(\frac{1}{b} \right)} \left(\frac{1}{2} \right) = 1.53 \cdot 10^{23} \text{ Cykler} \Rightarrow \sigma_a := (\sigma'_f - \sigma_m) (2 N_f)$$

**AISI4340 409 HB,
Spenningsverdier fra NX-simuleringer
12,27-grader**

+5% vibrasjon legges til på toppen av lasten. 162MPa er satt som midlere spenning da dette er høyeste verdi under simuleringen med 12,27 grader rotasjon på tappskiven.

$$\begin{aligned}\sigma'_f &:= 1879 \text{ MPa} \\ b &:= -0.0859 \\ \sigma_m &:= 162 \text{ MPa} \\ \sigma_a &:= \sigma_m \cdot 5\% = 8.1 \text{ MPa}\end{aligned}$$

$$N_f := \left(\frac{\sigma_a}{(\sigma'_f - \sigma_m)} \right)^{\left(\frac{1}{b}\right)} \left(\frac{1}{2} \right) = 6.03 \cdot 10^{26} \text{ Cykler} \Rightarrow \sigma_a := (\sigma'_f - \sigma_m) (2 N_f)$$

**AISI4340,
Spenningsverdier fra NX-simuleringer
37-grader**

+5% vibrasjon legges til på toppen av lasten. 66MPa er satt som midlere spenning da dette er høyeste verdi under simuleringen med 37 grader rotasjon på tappskiven.

$$\begin{aligned}\sigma'_f &:= 1758 \text{ MPa} \\ b &:= -0.0977 \\ \sigma_m &:= 66 \text{ MPa} \\ \sigma_a &:= \sigma_m \cdot 5\% = 3.3 \text{ MPa}\end{aligned}$$

$$N_f := \left(\frac{\sigma_a}{(\sigma'_f - \sigma_m)} \right)^{\left(\frac{1}{b}\right)} \left(\frac{1}{2} \right) = 2.728 \cdot 10^{27} \text{ Cykler} \Rightarrow \sigma_a := (\sigma'_f - \sigma_m) (2 N_f)$$

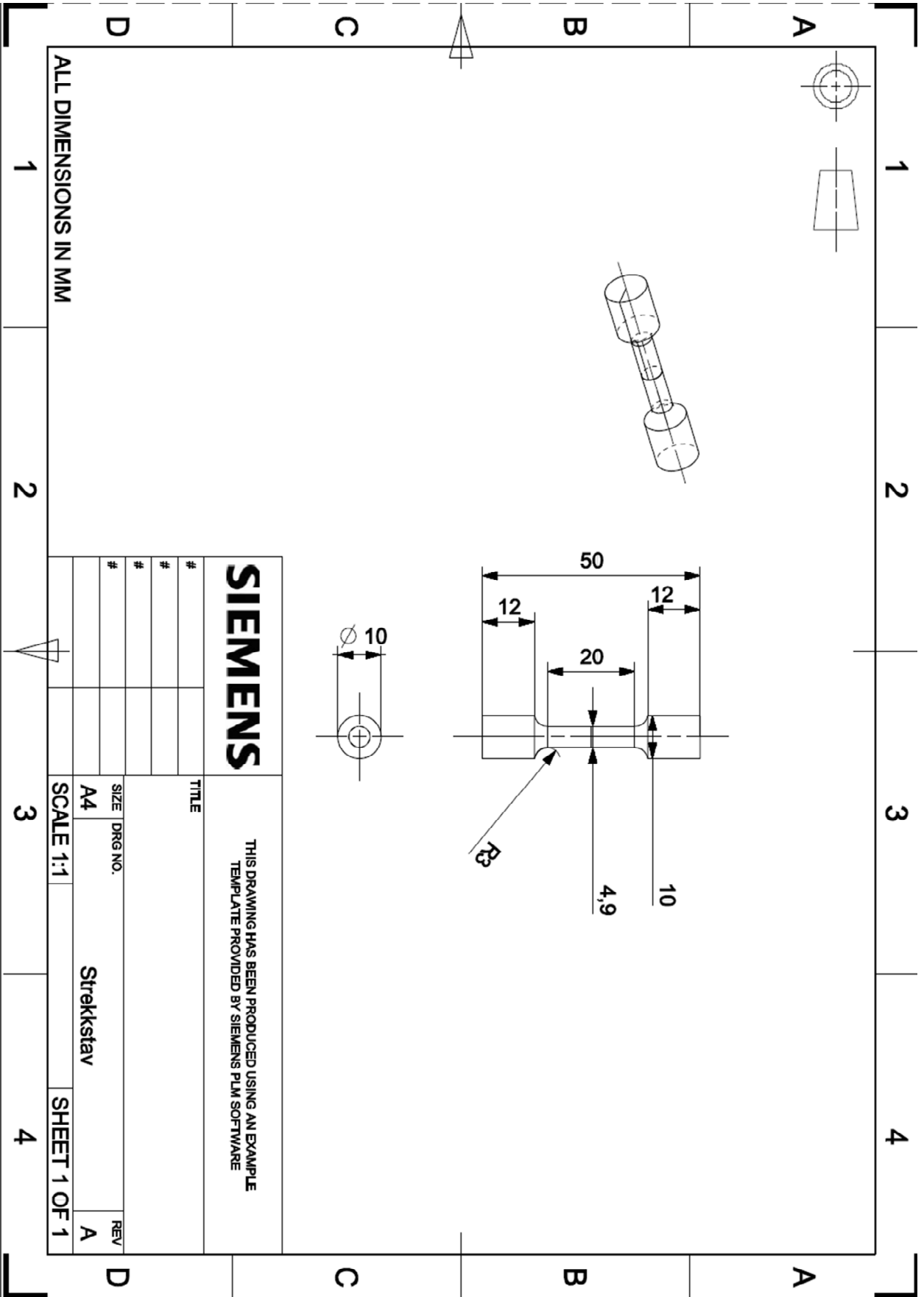
**AISI4340 409 HB,
Spenningsverdier fra NX-simuleringer
37-grader**

+5% vibrasjon legges til på toppen av lasten. 66MPa er satt som midlere spenning da dette er høyeste verdi under simuleringen med 37 grader rotasjon på tappskiven.

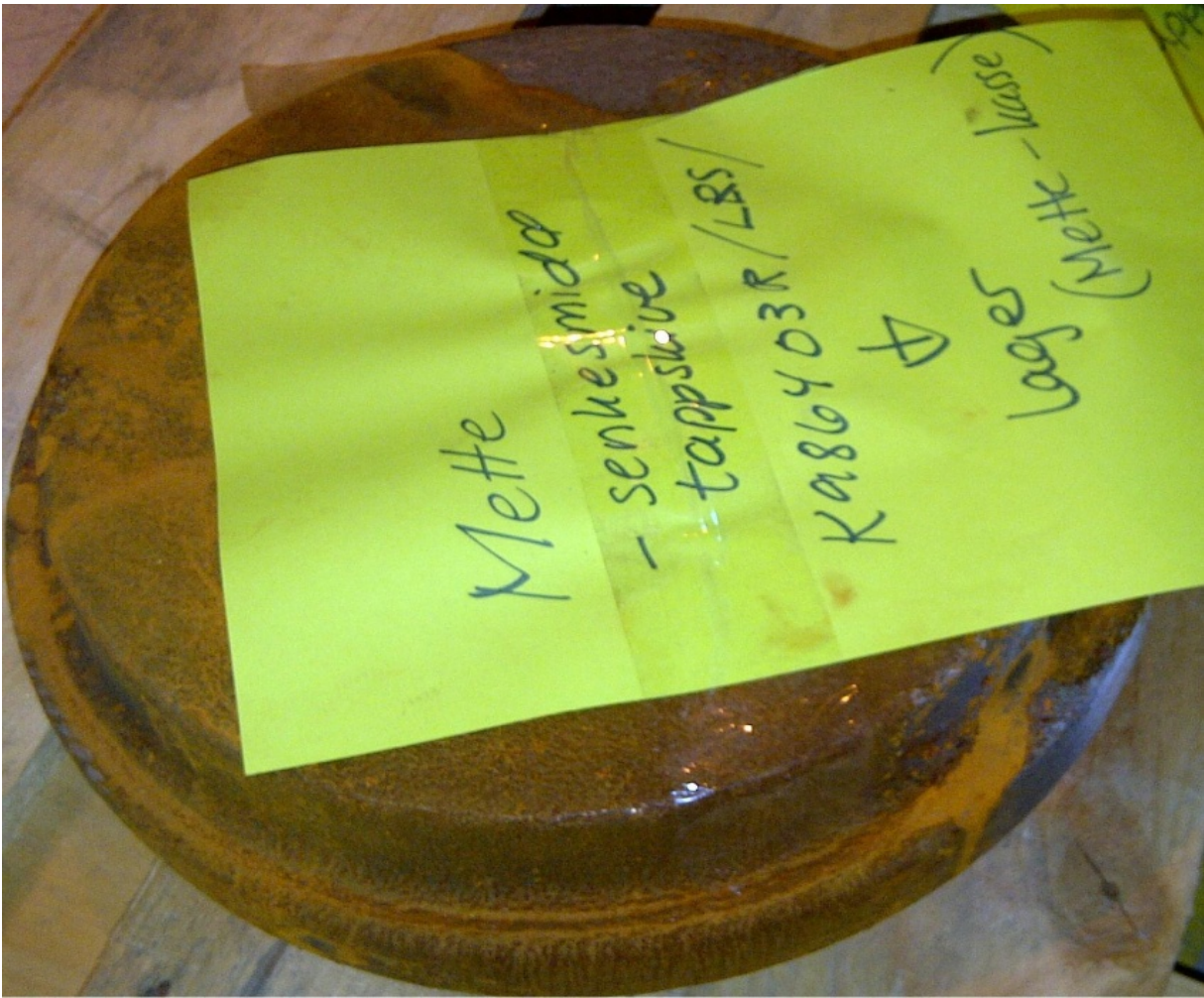
$$\begin{aligned}\sigma'_f &:= 1879 \text{ MPa} \\ b &:= -0.0859 \\ \sigma_m &:= 66 \text{ MPa} \\ \sigma_a &:= \sigma_m \cdot 5\% = 3.3 \text{ MPa}\end{aligned}$$

$$N_f := \left(\frac{\sigma_a}{(\sigma'_f - \sigma_m)} \right)^{\left(\frac{1}{b}\right)} \left(\frac{1}{2} \right) = 3.937 \cdot 10^{31} \text{ Cykler} \Rightarrow \sigma_a := (\sigma'_f - \sigma_m) (2 N_f)$$

Vedlegg D



Vedlegg E



Vedlegg F

Customer **ROLLS-ROYCE MARINE AS** Rif. _____
 P.Order n. **UL0126854** Date **24/06/2013** Part N. -----> **K9806403R**
 Part **CRANK PIN 60 X F6/4** Drawing n. **986403 REV.B (2512-01)** Internal Code **F 10336**
 Material **34CRNIM06** Internal Job **348137** Rev. **1**
 Delivery note **2527 dtd 30/10/2013** Stock Quantity **51** Delivered Qty **51**

CHEMICAL ANALYSIS										
Request	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	Al
EN 10083-3	0,3000	MAX	0,5000	MAX	MAX	1,3000	1,3000	0,1500		
	0,3800	0,4000	0,8000	0,0250	0,0300	1,7000	1,7000	0,3000		

Heat N.	RESULTS								
147099	* 0,3600	0,2400	0,6500	0,0080	0,0070	1,4200	1,4100	0,1800	

MECHANICAL CHARACTERISTICS										
Request	Rm	Rp 0,2	A	Z	KV	-10 °C	HRC	HBW	grain size	
	Mpa	Mpa	%	%	JOULE					
EN 10083-3	800	MIN	MIN	MIN	MIN			269		
CUSTOMER REQUIREMENTS	950	600	13,0	55,0	27			300		

Heat N.	RESULTS								
TEST A 1878	941	822	20,0	68,0	116 - 118 - 122			272-298	


The products supplied are in compliance with the requirements of the order.
 Remark: **HEAT TREATMENT : QUENCHING AND TEMPERING**
 MARKINGS : IR - AES - K986403R - MLN 1390284 - M13/M14
 LLOYD'S REGISTER FILE NUMBER : MLN 1390284
 * STEEL MILL CERTIFICATE NR. 147099 DATED 03/07/13

Document prepared by a data processing system, validation by electronic sign.

Mod c/004 rev.5	Issued Quality Control Sommaruga Maurizio	Lloyd's Register EMEA Milan Office <input checked="" type="checkbox"/> Witnessed <input type="checkbox"/> Monitored <input type="checkbox"/> Reviewed A. Bianchin Surveyor 28/10/13
-----------------	---	--

Materiale Esente da Contaminazioni Radioattive / Material Free From Any Radioactive Contamination

JOMINY		
J1,5 = 56 HRC	J11 = 55 HRC	J30 = 63 HRC
J3 = 56 HRC	J13 = 55 HRC	J35 = 52 HRC
J5 = 55 HRC	J15 = 54 HRC	J40 = 52 HRC
J7 = 55 HRC	J20 = 53 HRC	J45 = 52 HRC
J9 = 55 HRC	J25 = 53 HRC	J50 = 51 HRC

NTNU		Risikovurdering		Utarbeidet av		Nummer		Dato	
				HMS-avd.		HMSFV2601		22.03.2011	
HMS				Godkjent av				Erstatler	
				Rektor				01.12.2006	

Dato: 22.01.2014

Enhet: Jonas Møller Engebretsen
Linjeleder: Torgeir Welo

Deltakere ved kartleggingen (m/ funksjon): Jonas Møller Engebretsen, Henry Valberg, Morten Langøy og Mette Nedreberg
Kort beskrivelse av hovedaktivitet/hovedprosess: UNDERSØKELSE OG OPTIMALISERING AV MASKINDEL I PROPELLSYSTEM TIL SKIP

Er oppgaven rent teoretisk? (JA/NEI): Nei

Signaturer: Ansvarlig veileder: *Henry Valberg*

Student: *Jonas Møller Engebretsen*

ID nr	Aktivitet fra kartleggings-skjemaet	Mulig uønsket hendelse/belastning	Vurdering av sannsynlighet (1-5)	Vurdering av konsekvens:			Risiko-Verdi (menneske)	Kommentarer/status Forslag til tiltak
				Menneske (A-E)	Ytre miljø (A-E)	Øk/ materiell (A-E)		
1	Karlegging av mekaniske egenskaper ved testing av strekkstaver fra utvalgte tappskiver.	For høye krefter kan føre til brudd og dermed splinter fra verktøyet. Ved brudd av strekkstav kan det forekomme splinter fra staven.	3	D	B	C	B	Bruk eksisterende verneutstyr og dekk til strekkstaven med en tilhørende skjerm på verktøyet, samt sunnfornuft.
2	Karlegging av mekaniske egenskaper ved ekspansjons testing av prøvebiter fra utvalgte tappskiver.	For høye krefter kan føre til brudd og dermed splinter fra verktøyet. Ved brudd av prøvebiter fra forekomme splinter fra prøven.	3	D	B	C	B	Bruk eksisterende verneutstyr og dekk til prøvedelen med en tilhørende skjerm på verktøyet, samt sunnfornuft.

NTNU	Kartlegging av risikofyllt aktivitet			Nummer	Dato
HMS				Utarbeidet av	HMS-avd.
		Godkjent av	Erstatler		
		Rektor		01.12.2006	

Enhet: Jonas Møller Engebretsen

Linjeleder: Torgeir Welø

Deaktører ved kartleggingen (m/ funksjon): Jonas Møller Engebretsen, Henry Valberg, Morten Langøy og Mette Nedreberg
 Kort beskrivelse av hovedaktivitet/hovedprosess: UNDERSØKELSE OG OPTIMALISERING AV MASKINDEL I PROPELLSYSTEM TIL SKIP

Er oppgaven rent teoretisk? (JA/NEI): Nei

Signaturer: Ansvarlig veileder: *Henry Valberg*

Student: *Jonas Møller Engebretsen*

Dato: 22.01.2014

ID nr.	Aktivitet/prosess	Ansvarlig	Eksisterende dokumentasjon	Eksisterende sikringstiltak	Lov, forskrift o.l.	Kommentar
1	Kartlegging av mekaniske egenskaper ved testing av strekkstaver fra utvalgte tappskiver.	Henry Valberg	HMS-Kurs for tilgang til verkstedet	HMS-Kurs for tilgang til verkstedet	http://lovdata.no/dokument/NL/lov/2005-06-17-62#KAPITTEL_4	Bruk av verneutstyr og eksisterende beskyttelse på verktøy
2	Kartlegging av mekaniske egenskaper ved ekspansjons testing av prøvebiter fra utvalgte tappskiver.	Henry Valberg	HMS-Kurs for tilgang til verkstedet	HMS-Kurs for tilgang til verkstedet	http://lovdata.no/dokument/NL/lov/2005-06-17-62#KAPITTEL_4	Bruk av verneutstyr og eksisterende beskyttelse på verktøy

NTNU	Risikovurdering			Utarbeidet av	Nummer	Dato
HMS				HMS-avd.	HMSRV2601	22.03.2011
				Godkjent av		Erstatter
				Rektor		01.12.2006

Sannsynlighet vurderes etter følgende kriterier:

Svært liten 1	Liten 2	Middels 3	Stor 4	Svært stor 5
1 gang pr 50 år eller sjeldnere	1 gang pr 10 år eller sjeldnere	1 gang pr år eller sjeldnere	1 gang pr måned eller sjeldnere	Skjer ukentlig

Konsekvens vurderes etter følgende kriterier:

Gradering	Menneske	Ytre miljø Vann, jord og luft	Øk/materiell	Omdømme
E Svært Alvorlig	Død	Svært langvarig og ikke reversibel skade	Drifts- eller aktivitetstans > 1 år.	Troverdighet og respekt betydelig og varig svekket
D Alvorlig	Alvorlig personskade. Mulig uføret.	Langvarig skade. Lang resitusjonstid	Driftstans > ½ år Aktivitetstans i opp til 1 år	Troverdighet og respekt betydelig svekket
C Moderat	Alvorlig personskade.	Mindre skade og lang resitusjonstid	Drifts- eller aktivitetstans < 1 mnd	Troverdighet og respekt svekket
B Liten	Skade som krever medisinsk behandling	Mindre skade og kort resitusjonstid	Drifts- eller aktivitetstans < 1 uke	Negativ påvirkning på troverdighet og respekt
A Svært liten	Skade som krever førstehjelp	Ubetydelig skade og kort resitusjonstid	Drifts- eller aktivitetstans < 1 dag	Liten påvirkning på troverdighet og respekt

Risikoverdi = Sannsynlighet x Konsekvens

Beregn risikoverdi for Menneske. Enheten vurderer selv om de i tillegg vil beregne risikoverdi for Ytre miljø, Økonomi/materiell og Omdømme. I så fall beregnes disse hver for seg.

Til kolonnen "Kommentarer/status, forslag til forebyggende og korrigerende tiltak":

Tiltak kan påvirke både sannsynlighet og konsekvens. Prioriter tiltak som kan forhindre at hendelsen inntreffer, dvs. sannsynlighetsreduserende tiltak foran skjerpet beredskap, dvs. konsekvensreduserende tiltak.

NTNU		Risikomatrix		Dato	
HMS/KS				08.03.2010	
				Erstatter	
				09.02.2010	
		utarbeidet av		Nummer	
		HMS-avd.		HMSRV2604	
		godkjent av			
		Rektor			



MATRISSE FOR RISIKOVURDERINGER ved NTNU

KONSEKVENSENS		Svært alvorlig	E1	E2	E3	E4	E5
		Alvorlig	D1	D2	D3	D4	D5
		Moderat	C1	C2	C3	C4	C5
		Liten	B1	B2	B3	B4	B5
		Svært liten	A1	A2	A3	A4	A5
			Svært liten	Liten	Middels	Stor	Svært stor
SANNSYNLIGHET							

Prinsipp over akseptkriterium. Forklaring av fargene som er brukt i risikomatrixen.

Farge	Beskrivelse
Rød	Uakseptabel risiko. Tiltak skal gjennomføres for å redusere risikoen.
Gul	Vurderingsområde. Tiltak skal vurderes.
Grønn	Akseptabel risiko. Tiltak kan vurderes ut fra andre hensyn.