

# Optimale tilvirkningsprosesser for tappskiver av stål fremstilt ved kun støping, eller støping etterfulgt av varmsmiing

**Bjørn Naustervik Myklebust**

Master i produktutvikling og produksjon

Innlevert: januar 2015

Hovedveileder: Henry Sigvart Valberg, IPM

Medveileder: Morten André Langøy, IPM

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet  
Institutt for produktutvikling og materialer



NORGES TEKNISK-NATURVITENSKAPELIGE UNIVERSITET

Optimale tilvirkningsprosesser for  
tappskiver av stål fremstilt ved kun  
støping, eller støping etterfulgt av  
varmsmiing

av

Bjørn Naustervik Myklebust

Masteroppgave

ved

Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi  
Institutt for produktutvikling og materialer

22. januar 2015

NORGES TEKNISK-NATURVITENSKAPELIGE UNIVERSITET

## *Forord*

av Bjørn Naustervik Myklebust

Denne masteroppgaven baserer seg på et forskningsprosjekt rettet mot skipsindustrien ledet av IPM, NTNU, som går ut på å sammenligne og kvantifisere forskjellen i egenskaper mellom tappskiver som er støpte og tappskiver som er støpte etterfulgt av varmsmiing. Masteroppgaven tar for seg en støpesimulering i programvaren Magmasoft hvor det blir sett på eventuelle støpedefekter som makro og mikroporøsitet samt faren for støpesprekker og hvilken innvirkning disse defektene har på tappskivens funksjon. Det blir også sett på forskjellige konsepter av partiellsmiing i Deform som et billigere alternativ til ren smiing av tappskiven. Simulering av materialtestene dorekspansjonstest og bøyetest er simulert i Deform hvor bøyetesten også er utført i laboratoriet ved IPM. Resultatene fra den fysiske bøyetesten som innebærer prøver fra en smidd og en støpt tappskive, har blitt sammenlignet og evaluert med hensyn til materialegenskaper.

## *Takk til*

Først og fremst vil jeg takke veileder Prof. Henry S. Valberg som har stilt opp med sin kompetanse i Deform og for å ha gitt meg gode råd innenfor partiellsmiing og materialtesting. Jeg setter også stor pris på hans tålmodighet angående lån av Deform-lisensen i tide og utide. Prof. Morten A. Langøy vil jeg takke for sin assistanse til innføring i Magmasoft og for å gitt gode støperelaterte råd. Adm. direktør Øystein Refseth ved BMS Steel AS fortjener stor takk for å ha brukt sin tid og gjestfrihet til å arrangere en omvisning på støperiet under Darius Krulis ledelse.

Ing. Halvard Støwer med sin gode innsats og pågangsmot for å få nødvendig programvare opp og gå setter jeg stor pris på. Også Ing. Qazi Ahmad fortjener takk for å ha rettet opp i lisensproblemer. Under materialtestingen ved IPM fikk jeg god hjelp av Overing. Arnfinn Willa Hansen som tildeles dyp takknemlighet. Til slutt vil jeg takke Antonia Linzbach for moralsk støtte i masterskrivingen.

# Oppgavetekst

NORGES TEKNISK-  
NATURVITENSKAPELIGE UNIVERSITET  
INSTITUTT FOR PRODUKTUTVIKLING  
OG MATERIALER

## MASTEROPPGAVE HØST 2014 FOR STUD.TECHN. BJØRN MYKLEBUST

### OPTIMALE TILVIRKNINGSPROSESSER FOR TAPPSKIVER AV STÅL FREMSTILT VED KUN STØPING, ELLER STØPING ETTERFULGT AV VARMSMIING

#### Optimum manufacturing processes for crankpin discs of steel made by solely casting, or casting with subsequent hot forging

Ved fremstilling av tappskiver som benyttes i propellsystemet for skip kan man velge mellom støpte eller varmsmidde løsninger. De støpte skivene er billigere enn de smidde, men kan ha systematiske eller variable feil som kan gi dårligere kvalitet enn de smidde skivene.

Ved IPM, NTNU, arbeides det i dag i et forskningsprosjekt rettet mot skipsindustrien for å sammenligne og kvantifisere forskjellen i egenskaper mellom de to løsningene; bare støpte, og støpte skiver tilvirket med påfølgende varmsmiing.

Arbeidet i masteroppgaven vil generelt bestå i å sammenligne tilvirkningsprosesser for tappskiver i stål som beskrevet innledningsvis i denne oppgaveteksten samt kvaliteten på skivene som lages.

Når det gjelder støping av slike skiver skal det benyttes støpesimulering (programvare Magmasoft) for å vurdere strukturutviklingen i slike skiver under avkjøling fra støpetemperatur. Videre skal studenten om mulig bestemme forventede mekaniske egenskaper i støpt del avhengig av struktur oppnådd i delen.

Det skal i denne sammenheng også gjøres rede for mulighetene for at feil oppstår i materialet som følge av støpemetode og støpeparametre. Slike feil kan skyldes mikro- eller makroporøsitet og eventuelle støpesprekker. Et litteraturstudium skal foretas for å kartlegge eventuell innvirkning av slike feil på egenskaper til det ferdige produktet.

Når det gjelder varmsmiing av tappskiver har studenten i sitt prosjektarbeid allerede FEM-simulert (programvare DEFORM) en tradisjonell senkesmiprosess utført ved industriell produksjon av slike skiver. I masteroppgaven skal studenten bruke samme programvare for å se på forenklete partielle smiprosesser som et billigere alternativ for å lage smidde tappskiver.

Om mulig skal det gjøres en vurdering av forskjell i mekaniske egenskaper i støpt og smidd materiale (med forskjellig reduksjonsgrad) eller som funksjon av lokalisering i delen.

Det er tatt ut prøvemateriale fra henholdsvis to støpte og en varmsmidde skive for å sammenligne mekaniske egenskaper oppnådd ved tilvirkningen. Studenten skal delta i arbeidet med testing av disse prøvene og rapportere resultatene i masteroppgaven sin. Blant annet brukes det her en ny testmetode basert på dorekspansjon for å evaluere delenes kvalitet. Ulike aspekter ved denne testmetoden skal undersøkes av studenten.

# Oppgavetekst


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

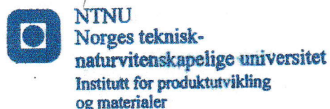
Besvarelsen skal ha med signert oppgavetekst, og redigeres mest mulig som en forskningsrapport med et sammendrag på norsk og engelsk, konklusjon, litteraturliste, innholdsfortegnelse, etc. Ved utarbeidelse av teksten skal kandidaten legge vekt på å gjøre teksten oversiktlig og velskrevet. Med henblikk 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: Morten Langøy

  
Torgeir Welb  
Instituttleder

  
Henry Valberg  
Faglærer



# *Sammendrag*

Masteroppgaven går ut på å vurdere forskjellige tilvirkningsprosesser for en tappskive benyttet i propellnavet til skip. Ettersom det har vært havari på denne under drift ønsker man å optimalisere tilvirkningsprosessene. Det har i denne oppgaven blitt sett på støpeprosess og partiellsmiing samt gjennomført materialtester for sammenligning av støpte og smidde tappskiver.

Støpeprosessen ble simulert i programvaren Magmasoft hvor det ble påvist støpedefekter som makro og mikroporøsitet. Lokasjonene for makroporøsiteten var under materne og oppstod som følge av lave termiske gradienter. Disse var av kritisk størrelse og må derfor unngås for at ikke utmattingsprekker skal oppstå. Mikroporøsiteten var lokalisert i små soner mellom materne på randen av innerdiameteren til tappskiven. Lokasjonen er ikke kritisk med tanke på påtrykte spenninger, men vil sannsynligvis bli blottlagt ved maskinering som kan medføre spenningskonsentrasjoner. Rundt tappen var det ingenting som tydet på porøsitet eller fare for støpesprekker.

Forskjellige konsepter for partiellsmiing ble simulert i programvaren Deform. Resultatene viste store variasjoner i konseptene med hensyn til påført presskraft og resulterende effektiv tøyning. I forhold til tradisjonell smiing kan man med partiellsmiing redusere presskraften betydelig.

Bøyetestene av prøvene ga økning i styrke nedover i tappen for smidde prøver mens støpte ga en reduksjon i styrke nedover i tappen. Styrkeforholdet mellom materialene var forholdsvis like, men det støpte materialet hadde noe høyere styrke enn det smidde. Smidd material hadde derimot mer fordelaktige styrkeegenskaper med økende styrke ned i tapp.



## *Summary*

This master thesis evaluates different manufacturing processes for a crank pin disc used in propeller hub in ships. Due to breakdowns on this crank pin disc during operation, there is a need to optimize the manufacturing processes. This thesis looks at both a casting and partial forging process and material tests have been performed to compare casted and forged crank pin discs.

The casting process was simulated in the software Magmasoft where it was detected casting defects such as macro and micro porosity. The locations for macroporosities were under feeders and occurred as a result of low thermal gradients. These were of critical size and must be avoided to prevent initiation of fatigue cracks. Microporosity was located in small zones between the feeders on the brink of the inner diameter of the crank pin disc. The location is not critical in terms of applied loads, but will likely be exposed by machining which can result in stress concentrations. Around the crank pin there was no indication of porosity or danger of casting cracks.

Different concepts for partial forging were simulated in the software Deform. The results showed large variations regarding applied pressure force and the resulting effective stretching. Partial forging can compared to traditional forging reduce the applied force significantly.

Bending tests of casted and forged material samples gave rising material strength down the tab for forged samples while casted samples gave a reduction in strength down the tab. Maximum strength for the two materials were relatively similar, but the casted material had slightly higher strength than the forged. However, forged material had more favorable strength properties with increasing strength into the tap.

# Innhold

<b>Forord</b>	<b>i</b>
<b>Takk til</b>	<b>ii</b>
<b>Oppgavetekst</b>	<b>iii</b>
<b>Oppgavetekst</b>	<b>iv</b>
<b>Sammendrag</b>	<b>v</b>
<b>Summary</b>	<b>vi</b>
<b>Figurer</b>	<b>ix</b>
<b>Tabeller</b>	<b>xii</b>
<b>1 Introduksjon</b>	<b>1</b>
1.1 Bakgrunn . . . . .	1
1.2 Problem . . . . .	2
1.3 Metode . . . . .	2
1.4 Begrensninger . . . . .	3
<b>2 Teori</b>	<b>4</b>
2.1 Støping . . . . .	4
2.2 Karakteristikker ved støping . . . . .	5
2.2.1 Løpsystem . . . . .	5
2.2.2 Mating . . . . .	7
2.2.3 Størkning . . . . .	9
2.3 Støpefeil . . . . .	11
2.3.1 Porøsitet . . . . .	12
2.3.2 Mikroporøsitet og utmatting . . . . .	14
2.3.3 Mikroporøsitet og effekt på stivheten til støpestålet . . . . .	14
2.3.4 Støpesprekker . . . . .	14
2.4 Smiing . . . . .	15

---

2.5	Simulering . . . . .	15
2.6	Materialtesting . . . . .	17
<b>3</b>	<b>Støpesimulering</b>	<b>19</b>
3.1	Støpesimulering i Magmasoft . . . . .	19
3.1.1	Bygging av FE-modell . . . . .	19
3.2	Resultater . . . . .	26
3.3	Diskusjon . . . . .	35
<b>4</b>	<b>Simulering av partiellsmiing</b>	<b>38</b>
4.1	Simulering i Deform . . . . .	38
4.1.1	Partielle smisimuleringer . . . . .	38
4.2	Resultater . . . . .	42
4.3	Diskusjon . . . . .	47
	<b>Simulering av materialtester</b>	<b>50</b>
4.4	Dorekspansjonstest . . . . .	50
4.4.1	Resultater . . . . .	53
4.4.2	Diskusjon . . . . .	56
4.5	Bøyetest . . . . .	57
4.5.1	Resultater . . . . .	58
4.5.2	Diskusjon . . . . .	60
	<b>Materialtesting i laboratorium</b>	<b>61</b>
4.6	Bøyetest . . . . .	61
4.7	Resultater . . . . .	63
4.7.1	Støpt tappskive . . . . .	63
4.7.2	Smidd tappskive . . . . .	65
4.8	Diskusjon . . . . .	67
	<b>Konklusjon</b>	<b>69</b>
	<b>Videre arbeid</b>	<b>71</b>
	<b>Tilleggssdata</b>	<b>72</b>
	<b>Bibliografi</b>	<b>79</b>

# Figurer

1.1	Ferdig maskinert tappskive fra Rolls-Royce Marine. [7] . . . . .	1
1.2	Animasjonsbilder av tappskivens funksjon i propellnavet.[5] . . . . .	2
2.1	Til venstre vises en ferdig håndlaget sandform, øvre og nedre del samt kjernen bakerst i bildet. Til høyre vises skallforminnretningen hvor man ser modellen som vil gi avstøp i sanden som presses i mot. [6] . . . . .	5
2.2	Eksempel på løpsutforming til en komponent. Materen er den store sylinderen over komponenten. [6] . . . . .	7
2.3	Viser hvordan størkningen utarter seg gjennom fasene for et rent metall og en legering [30] . . . . .	10
2.4	Viser hvordan kort og lang “Freezing Range” påvirker et støp med hensyn til krympeeffekter. Bildet til venstre viser kort og til høyre viser lang “Freezing range”. [38] . . . . .	10
2.5	Traktformen som dannes ved krympingen etter størkningen.[13] . . . . .	13
2.6	Viser nettverket av forgreininger som dannes under størkningen og som gir grunnlag for dannelse av mikroporøsitet. [12] . . . . .	13
2.7	Viser illustrasjoner av tilfeller av støpesprekker. [27] . . . . .	15
2.8	Kurve for kraft-tøyning som viser et materials flytegrense, strekkfasthet og bruddpunkt. [8] . . . . .	18
3.1	Modell av tappskiven modellert i Siemens-NX . . . . .	19
3.2	Lokasjon av isolert varmesenter i tappskiven uten matere . . . . .	20
3.3	Viser tverrsnittet av mater og materhals inklusiv isolasjon og kjerner. . . . .	22
3.4	Utformingen av løpsystemet i sammenheng med tappskiven. . . . .	23
3.5	Dimensjoner på innløpet. . . . .	23
3.6	Modellen ferdig generert med mesh. . . . .	24
3.7	Størkningsforløpet for støpesimuleringen vist ved middeltemperaturen i støpet. . . . .	26
3.8	Størkningsforløpet for støpesimuleringen vist ved maksimumtemperaturen i støpet. . . . .	27
3.9	Viser tidsspennet mellom flytende og størknet fase etter 39 min 04 s. . . . .	28
3.10	Bildet viser størkningsretningen i form av Feedmod. . . . .	28
3.11	Bildet viser gradienten for støpesimuleringen i tverrsnittet for den ene materen. . . . .	29
3.12	Lokasjonene av varmesentrene etter 39 min og 04 sek. . . . .	30
3.13	Lokasjonene av varmesentrene som er isolert fra videre mating. . . . .	30
3.14	Bildet viser prosentvis porøsitet i støpet for et definert område etter endt solidifisering. . . . .	31

3.15	Bildet viser tverrsnittet av den prosentvise porøsiteten i støpet for et definert området etter endt solidifisering. . . . .	32
3.16	Viser lokasjonene av mikroporøsitet i tappskiven. . . . .	32
3.17	Viser prosentvis andel flytende smelte (gul farge) etter 9min 40sek. . . . .	33
3.18	Områdene på tappskiven viser henholdsvis kjølerate og temperatur ved utgangen av fase 2 (etter 39 minutt). . . . .	33
3.19	Bildet viser den termiske gradienten for tappskiven ved utgangen av fase 2 (etter 39 minutt). . . . .	34
3.20	Områdene rundt tappen viser henholdsvis kjølerate og temperatur ved utgangen av fase 2 (etter 39 minutt). . . . .	34
3.21	Bildet viser den termiske gradienten ved utgangen av fase 2 (etter 39 minutt). . . . .	35
4.1	Graf som viser variasjonen i påtrykt presskraft til konsept 1.1 og 2.1. Kraften representerer 1/4 av total presskraft. . . . .	44
4.2	Graf som viser variasjonen i påtrykt presskraft til konsept 3.1 og 4.1. Kraften representerer 1/4 av total presskraft. . . . .	44
4.3	Graf som viser variasjonen i påtrykt presskraft til de forskjellige konseptene. Kraften representerer 1/4 av total presskraft. . . . .	46
4.4	Påtrykt presskraft for konseptene 1.3-1.4 samlet. Kraften representerer 1/2 av total presskraft. . . . .	47
4.5	Graf som uttrykker materialmodellen basert på tidligere strekkprøve. . . . .	50
4.6	Dorprøve dimensjonert for å ekspandere i nedre del av doren. (Liten dortest)	51
4.7	Forløpet til liten dorekspansjonstest der nedre del av doren benyttes. . . . .	52
4.8	Dorprøve dimensjonert for å ekspandere i øvre del av doren. (Stor dortest)	52
4.9	Start og slutt ved stor dorekspansjonstest. Øvre del av doren benyttes. . . . .	53
4.10	Effektiv tøyning i dorprøven for Step 24 med skala opp til 0,5 mm/mm. . . . .	54
4.11	Effektiv tøyning i dorprøven for Step 32 med skala opp til 0,5 mm/mm. . . . .	54
4.12	Dorens påførte presskraft på teststykket. . . . .	55
4.13	Effektiv tøyning i teststykket for Step 35 med skala opp til 1,0 mm/mm. . . . .	55
4.14	Effektiv tøyning i teststykket for Step 35 med skala opp til 1,0 mm/mm. . . . .	56
4.15	Dorens påførte presskraft på teststykket. . . . .	56
4.16	Visualisering av bøyetesten. . . . .	58
4.17	Effektiv tøyning i prøven under bøyning i Step 10 og 15. Skalaen går opp til 0,5 mm/mm. . . . .	58
4.18	Effektiv tøyning i prøven under bøyning i Step 25 og 45. Skalaen går opp til 1,0 mm/mm. . . . .	59
4.19	Påført presskraft under bøyetesten. . . . .	59
4.20	Viser stempelet (1) som presser prøven (2) slik at den deformeres. . . . .	61
4.21	Poleringsmaskinen har to roterende plater med poleringspapir av forskjellig fin/grovhet. Disse blir under drift tilført vann. . . . .	62
4.22	Et utvalg prøver ferdig polert og klar til bøyetesting. . . . .	62
4.23	Tverrsnitt av tappskivene med plassering av prøvene. Venstre: Støpt tappskive. Høyre: Smidd tappskive . . . . .	63
4.24	Et utvalg prøver etter endt bøyetesting fra tappen, Figur 4.23 venstre bilde. Prøve C-T-2 er for øvrig ytterligere bøyd i etterkant. . . . .	63
4.25	Graf over prøvene i tappen fra Figur 4.23 med rød farge. . . . .	64

---

4.26	Graf over prøvene ved siden av tappen fra Figur 4.23 med lilla farge. . . . .	64
4.27	Graf over prøvene fra Figur 4.23 med oransje farge. . . . .	65
4.28	Et utvalg prøver i tappen etter endt bøyetesting fra Figur 4.23 høyre bilde område 1. . . . .	65
4.29	Graf over prøvene i tappen fra Figur 4.23 høyre bilde område 1. . . . .	66
4.30	Graf over prøvene ved siden av tappen fra Figur 4.23 høyre bilde område 2. . . . .	66
4.31	Graf over referanseprøvene fra Figur 4.23 høyre bilde område 3. . . . .	67
32	Sprekkdannelse i kjerv mellom tapp og skive. [18] . . . . .	72
33	Viser plasseringen av prøvestaven som ble strekktestet og gav grunnlag for materialmodellen til simuleringen av materialtestene. [19] . . . . .	73
34	Viser sann flytekurve fra prøvestaven under strekktestingen. [19] . . . . .	73
35	Bestemmelse av fylltid i Magmasoft ved hjelp av Pouring Rate. . . . .	74
36	Maskintegning til tappskiven P20353 som har blitt støpesimulert i Magmasoft. [17] . . . . .	75
37	Materialdata for legeringen C-25 benyttet for tappskiven hos BMS Steel. [6] . . . . .	76
38	Masterkontrakt. . . . .	77
39	Masterkontrakt. . . . .	78

# Tabeller

3.1	Forskjell i materialegenskaper mellom valgt material og materialet som BMS Steel benytter [36] . . . . .	24
3.2	Parametere som er benyttet i simuleringen for støping i Magmasoft. . . . .	25
4.1	Materialegenskaper for senker og smiemne [28] [29] . . . . .	38
4.2	Parametere som er benyttet i simuleringene for partiellsmiing i Deform. . . . .	39
4.3	Konsepter som kun fokuserer på partiellsmiing av tapp. . . . .	40
4.4	Konsepter som fokuserer på partiellsmiing av tapp og forsenkning. . . . .	41
4.5	Konsepter som fokuserer på partiellsmiing av fullstendig geometri av tappskiven . . . . .	42
4.6	Oversikt over simuleringene av konseptene fra Tabell 4.3 relatert til påført presskraft og resulterende tøyning for hele tappskiven . . . . .	43
4.7	Oversikt over simuleringene av konseptene fra Tabell 4.4 relatert til påført presskraft og resulterende tøyning for hele tappskiven . . . . .	45
4.8	Oversikt over simulering av konseptene fra Tabell 4.5 relatert til påført presskraft og resulterende tøyning for hele tappskiven. . . . .	46
4.9	Parametere som er benyttet i simuleringene for partiellsmiing i Deform. . . . .	48
4.10	Parametere som er benyttet i simuleringen for dorekspansjonstest i Deform. . . . .	51

# Kapittel 1

## Introduksjon

### 1.1 Bakgrunn

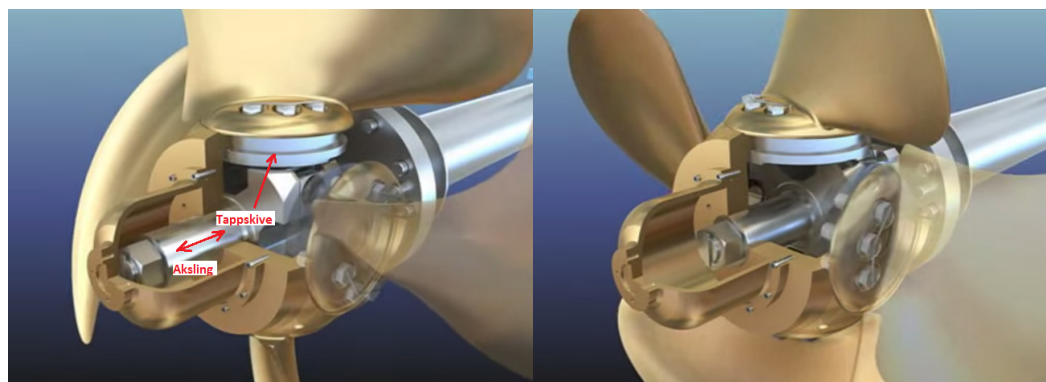
Det skal i denne masteroppgaven fokuseres på en maskindel brukt i skip. Denne kalles en tappskive som ligger i propellnavet til en vribar skipspropell. Tappskivens funksjon er å vri propellbladet i ønsket stilling der tappen styres i et spor i propellakslingen som beveges i aksiell retning. Man behøver en tappskive for hvert propellblad, se Figur 1.2. Dette er et prinsipp som har vært brukt i lang tid, spesielt på mindre fiskebåter, som gir en trinnløs giring både forover og bakover uten behov for girkasse. Med en vribar propell vil man også kunne utnytte motorkraften optimalt i hele turtallsområdet. Idag brukes slike propeller på de fleste skipstyper [26]. Figur 1.1 viser en ferdig maskinert tappskive fra Rolls-Royce Marine.



FIGUR 1.1: Ferdig maskinert tappskive fra Rolls-Royce Marine. [7]



Under drift i skip blir tappskiven utsatt for statiske og dynamiske laster som gir utmattingsbelastning på tappen. Ved et eventuelt havari av tappskiven vil dette gi driftsavbrudd og påfølgende store økonomiske konsekvenser. Svakheten for denne komponenten er overgangen mellom skive og tapp, og dette området må undersøkes spesielt. Per idag produseres tappskivene ved kun støping, eller støping etterfulgt av varmsmiing. Et forskningsprosjekt ved IPM, NTNU, arbeider i dag med å sammenligne og kvantifisere forskjellen i egenskaper mellom de forskjellige prosessene for fremstilling av tappskivene.



FIGUR 1.2: Animasjonsbilder av tappskivens funksjon i propellnavet.[5]

## 1.2 Problem

Arbeidet i masteroppgaven vil generelt bestå av å sammenligne tilvirkningsprosessene for tappskiver i stål slik de lages i dag samt å se på mekaniske egenskaper og kvalitet. Tappskivene til Rolls-Royce Marine blir tilvirket ved støping eller støping etterfulgt av varmsmiing. Støping er det billigste alternativet. Problemet med de støpte tappskivene er at disse ofte har støpefeil som kan gi dårligere kvalitet enn de smidde. Målet med oppgaven er å finne en måte å forbedre kvaliteten til de støpte skivene samt finne et billigere alternativ til skiver tilvirket ved smiing. En evaluering av mulighetene må gjøres for å se til at kravet til egenskaper og kvalitet tilfredsstilles.

## 1.3 Metode

Oppgaven vil bli undersøkt gjennom tre steg:

- Litteraturstudium
- Simulering
- Materialtesting

Et litteraturstudium skal foretas der undertegnede skal sette seg inn i støpeparametre og støpemetode for simulering. I tillegg vil man prøve å kartlegge støpefeil og dets innvirkning på egenskapene til det ferdige produktet.

Simulering av metallformingsprosesser er idag blitt en standard for utvikling av komponenter som skal produseres. Ved å simulere prosessen vil man kunne forstå hele formingsprosessen og oppdage eventuelle feil som kan utbedres før den aktuelle komponenten blir produsert. [40] I prosjektet er begge simuleringene basert på Finite Element Method som er den vanligste og mest utviklede av numeriske modelleringsmetoder. En modell testet i en FEM-simulering vil kunne bestemme viktige parametre som for eksempel tøyning, spenning og temperatur for den spesielle formingsprosessen. [40]

Programvaren MAGMASOFT skal benyttes til å gjøre støpesimuleringer av en bestemt tappskive (20353R) som har blitt støpt hos BMS Steel for Rolls-Royce Marine. Ved simulering av denne skal strukturutviklingen i støpet evalueres under avkjølingen fra støpetemperatur. Magmasoft er et omfattende simuleringsverktøy som er designet for å dekke alle trinn for støpeprosesser i metall. Dette innebærer fyllingen av formen, størkningen av støpet og mikrostrukturen som dannes i støpegodset under avkjølingen. [25]

Det skal gjøres simuleringer av forenklete partielle smiprosesser ved hjelp av programvaren Deform. Denne programvaren er anerkjent for å være et robust og presist verktøy som kan predikere store deformasjoner og termisk oppførsel med høy presisjon i 3D. Deform er brukervennlig og har vist seg å bidra til store forbedringer i kostnad, kvalitet og levering de siste 20 år.[15]

Siemens NX brukes til å lage CAD-modeller som eksporteres til programvarene Magmasoft og Deform for simulering.

Rolls-Royce Marine har levert prøvemateriale fra henholdsvis to støpte og en varmsidd tappskive som skal materialtestes i laboratoriet ved IPM gjennom strekk- og dorekspansjonstesting. For dorekspansjonstesting skal det gjøres testsimuleringer i Deform for å undersøke ulike aspekter ved denne testmetoden før man tester materialene i laboratoriet.

## 1.4 Begrensninger

I støpesimuleringen i Magmasoft benyttes legering GS25CrMo4 istedenfor C-25 som BMS Steel benytter i støpingen av tappskivene. Dette kan gi noe avvik mellom simuleringsresultatene i forhold til de reelt støpte tappskivene.

I Magmasoft tar ikke programvaren høyde for gassporøsitet. Dermed kan det reelt sett forekomme gassporøsitet i støpet selv om Magmasoft ikke påviser noe.

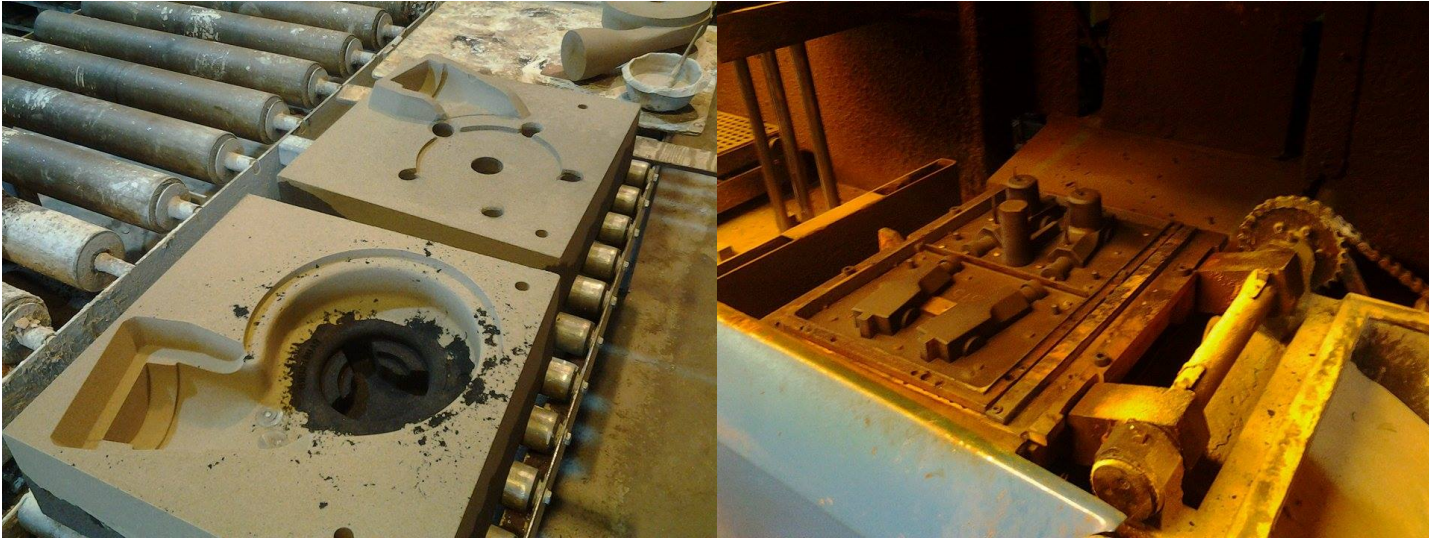
# Kapittel 2

## Teori

### 2.1 Støping

Støping i metall er en tilvirkningsprosess hvor metall oppvarmes til smeltetemperatur og helles i en form av en bestemt fasong hvor smelten størkner i. Fordelene med støping er at man økonomisk kan tilvirke komplekse fasonger med innvendige hulrom og ujevne overflater i alle størrelser og i legeringer som gjerne er vanskelige å tilvirke ved maskinering. Disse fordelene gjør støping til en av de viktigste tilvirkningsprosessene. [4]

Til forming er formsand mest brukt siden den er lett å forme i og har tilstrekkelig mekanisk og termisk styrke til å tåle påkjenningene ved håndtering og støping. [24] For tappskivene støpt ved BMS Steel AS har det blitt benyttet formsand til håndforming eller skallforming. [6] Ved håndforming benyttes formkasser som fylles og stappes med formsand rundt støpemodellen som deretter settes til benking (herding). [24] Skallforming benyttes ved store serier på grunn av at den er mer effektiv enn håndforming samt at den ikke krever like mye formsand. Ved skallforming presses formsand mekanisk i en form mot støpemodellen ved høy temperatur slik at formen herdes øyeblikkelig. [14] Figur 2.1 viser en ferdig laget sandform samt innretning for skallforming. Til hulrom benyttes kjerner av kjernesand. Siden kjerner er omgitt av smeltet metall behøves høyere krav innenfor styrke, permeabilitet og fasthet i forhold til formsand. [9]



FIGUR 2.1: Til venstre vises en ferdig håndlaget sandform, øvre og nedre del samt kjernen bakerst i bildet. Til høyre vises skallforminnretningen hvor man ser modellen som vil gi avstøp i sanden som presses i mot. [6]

## 2.2 Karakteristikker ved støping

### 2.2.1 Løpsystem

Strømning av metaller gjennom løpsystem har blitt forsket på i tiår siden dette spiller en så avgjørende rolle for støpeprosessen. Omtrent 30 til 50 % av vrakstøp er et direkte resultat av dårlig løputforming. Feil som følge av en utilfredsstillende utforming av et løpsystem kan være inneslutninger, utilstrekkelig etterfylling som forårsaker sugninger, porer på grunn av innelukket gass eller erosjon av form/kjerne som fører til inneslutninger av sand [14].

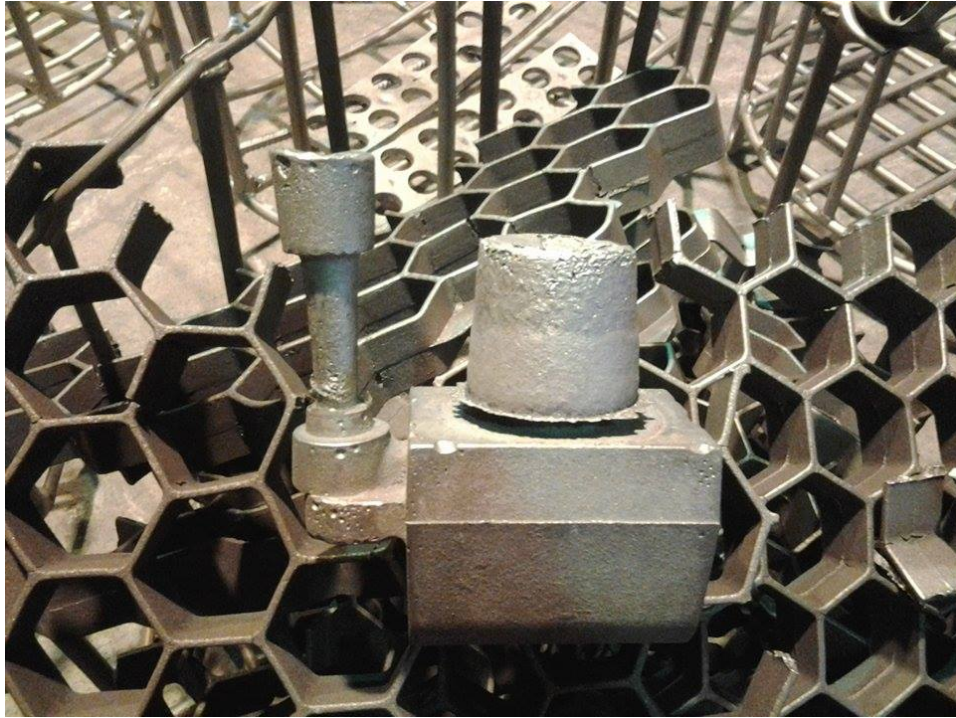
Egenskaper ved et ideelt løpsystem bør være [14]:

- Unngå slag og oksiddannelse. Det som eventuelt dannes må forhindres fra å følge med metallet inn i formen.
- Slagg og oksid fra øsen skal heller ikke nå inn i hulrommet.
- Unngå inneslutninger av luft eller formgass.
- Holde lav strømningshastighet for å unngå erosjon av form og kjerne.
- Effektiv distribusjon av smelten. Dette vil redusere behovet for høy temperatur under støping.

- Ledes smelten på et sted og med hastighet som gir størkning med minimal sugning og deformasjon. Innløpene bør dermed plasseres slik at størkningen er rettet mot materen og at formen fylles langsomt.
- Minst mulig volum i løpsystem og matere.

For å kunne fylle formen med rent metall på en kontrollert måte avhenger dette av designet på løpsystemet som vanligvis består av en løpkulpe, nedløp, brønn, horisontalt løp og innløp. Fyllingen begynner med at løpkulpen fylles opp med smelte som renner videre i nedløpet. Nedløpet er ofte formet konisk for å unngå aspirasjon som følge av trykkforskjeller ute og inne i formen. I enden av innløpet renner smelten ut i en brønn som videre sørger for å lede smelten til det horisontale løpet. Til slutt ledes smelten gjennom innløpet og inn i formen. Et filter eller en slaggfelle plasseres vanligvis mellom det horisontale nedløpet og innløpet for å forhindre forurensninger i støpet[9] [24] .

Plasseringen av innløpet(ene) avhenger av geometrien på komponenten som skal støpes. Det er vanlig å skille mellom innløp fra topp, bunn eller fra siden. Innløp fra topp brukes kun for flate støp siden det frie fallet med smelte skal gjøre minst skade på metall og form under fyllingen. Ved denne metoden går solidifiseringen fra bunn til topp i støpet. Innløp i bunn gir motsatte karakteristikk i forhold til overnevnte. Metallet fylles inn fra bunnen og fyller gradvis opp formen med minimale forstyrrelser. Denne metoden er best egnet for høye støp hvor man helst vil unngå fritt fall av smelte. Innløp fra siden er vanligvis plassert i deleflaten som gjør det enkelt ved produksjon samt mulighet for modifisering hvis nødvendig. Denne metoden er en kombinasjon av karakteristikkene fra topp- og bunninnløp og er den vanligste metoden. [9]



FIGUR 2.2: Eksempel på løpsutforming til en komponent. Materen er den store sylindren over komponenten. [6]

Det mest kritiske ved designet, er den idelle fylltiden for støpet som er et resultat av løpsystemet. Et støp som fylles for langsomt kan få problemer med at metallet størkner før formen er fylt eller at det dannes kaldrenninger. Ved for hurtig ifylling oppstår problemer med erosjon, turbulens og fare for sugning. Optimal fylltid bestemmes for de fleste støpestykker empirisk på grunn av forskjellig geometri og volum. For sandforming er det konstruksjonen av innløpsystemet som bestemmer fylltiden, og det er ut ifra denne resten av løpsystemet dimensjoneres for at fylltiden skal oppnås. Ved beregning av fylltid finnes flere beregningsmetoder basert på dels teoretiske og dels empiriske betraktninger. Fylltiden kan beregnes på grunnlag av godsvekten, veggtykkelsen eller begge deler. Dersom det benyttes åpne matere skal formen fylles opp til samme høyde som ifyllingsløpet. Da vil fylltiden beregnes som summen av fylltiden for formen og materen [24][9]

### 2.2.2 Mating

Støpegodset trekker seg sammen når smeltet metall kjøles fra støpetemperatur til størknet tilstand. Mtere blir benyttet for å kompensere for volumkontraksjonen ved at støpestykket blir ettermatet med flytende metall slik at sugninger unngås. Dersom materen skal kunne etterfylle støpestykket med smeltet metall, må materen kjøles saktere enn

støpestykket. For å få dette til, må forholdet  $V/A$  være større for materen enn for støpestykket, kjent som modulmetoden, Likning 2.1. Modulmetoden har sitt utspring fra Chvorinov's formel som presenteres i Likning 2.2 som tar utgangspunkt i størkningstiden til gitte seksjoner i støpet. Alternative tiltak for å sørge for god mating er bruk av kjølekillere i sandformen som avkjøler støpestykket hurtigere, eller det kan benyttes eksoterme forbindelser som sørger for at materen holder seg varm lengre og dermed kan forsyne flytende metall. [14]

$$M = \frac{V}{A} \Rightarrow M_f = k_f M_c \quad (2.1)$$

der  $M$  er modulen,  $V$  er smeltevolumet,  $A$  er avkjølede overflateareal og  $k_f$  er materdesignfaktor større enn 1,0. [9]

### Beregning av matere

Riktig materstørrelse er avgjørende for å unngå sugninger som vil resultere i porøsitet som følge av kontraksjonen i stålet. Ved bestemmelse av matere må man finne ut nødvendig antall, lokasjon, form og dimensjon. Først og fremst er man interessert i å evaluere komponentens materretning (feed path) som korrelerer til plasseringen og antallet matere som behøves. Siden materretningen går fra høy temperatur til lavere temperatur, motsatt av størkningsretningen, skal en mater plasseres der hvor størkningen skjer sist. Dersom størkningen skjer sist inni støpet, har man det man kaller et varmesenter. I dette området vil kontraksjonen skje fra alle kanter av varmesenteret, og man vil dermed plassere materen nærmest mulig for å kompensere for kontraksjonen. Materdistansen tilsvarende avstanden fra materens plassering til punktet hvor materen ikke lenger klarer å forsyne mer smelte. [9] [24]

Her følger en utledning av et uttrykk for nødvendig materdiameter med utgangspunkt i Chvorinov's formel.

$$\tau_s = B \left( \frac{V_c}{A_c} \right)^2 \quad (2.2)$$

størkningstid uttrykt ved Chvorinov's formel hvor  $\tau_s$  er størkningstiden og  $B$  er en konstant for sandformen. [9]

$$B \left( \frac{V_f}{A_f} \right)^2 > B \left( \frac{V_c}{A_c} \right)^2 \quad (2.3)$$

sammenheng for størkningstiden mellom mater og støp. [9]

$$\frac{V_f}{A_f} > \frac{V_c}{A_c} \Rightarrow \frac{[\pi(\frac{D}{2})^2]H}{2[\pi(\frac{D}{2})^2] + 2\pi\frac{D}{2}H} > \frac{V_c}{A_c} \quad (2.4)$$

volum og areal uttrykkes med utgangspunkt i en sylindrisk mater.

$$\frac{[\pi\frac{D^2}{4}](1.5D)}{2[\pi\frac{D^2}{4}] + \pi D(1.5D)} \Rightarrow \frac{1.5\pi D^3}{2\pi D^2 + 6\pi D^2} > \frac{V_c}{A_c} \quad (2.5)$$

høyden er her uttrykt som  $H = 1.5D$  som er vanlig for materdimensjonering av støpegods. [24]

$$\frac{1.5D}{8} > \frac{V_c}{A_c} \quad (2.6)$$

etter forkortelser er materens nødvendige diameter uttrykt ved støpemodulen.

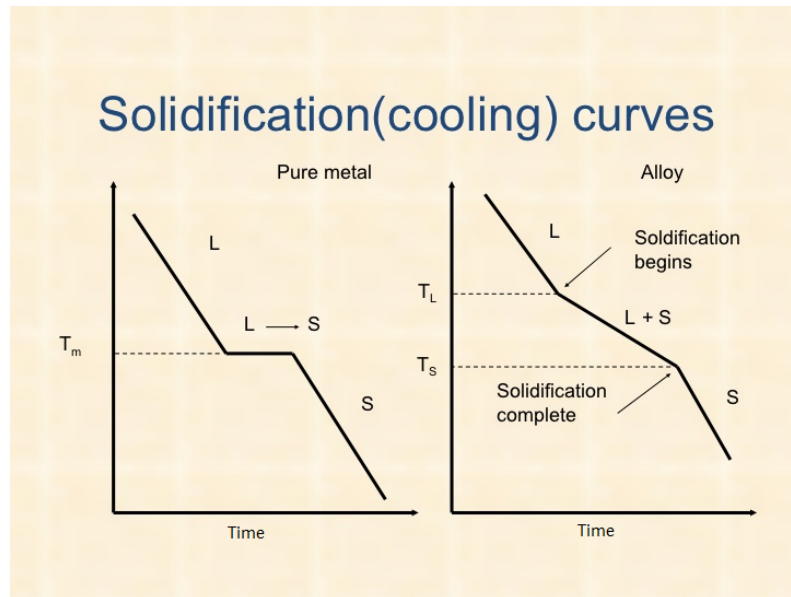
### 2.2.3 Størkning

I kontraksjonen som skjer i støpet under størkningen skiller man mellom tre steg: [14]

- Kontraksjon i smeltet metall fra støpetemperatur til størkningstemperatur, Fase 1.
- Kontraksjon under størkningen, Fase 2.
- Kontraksjon i fast fase som vil si fra solidus til romtemperatur, Fase 3.

I fase 1 er kontraksjonen av smelten vanligvis ikke noen problem å kontrollere siden man kan benytte matere for etterfylling for krympingen. For fase 2 vil et rent metall ha en veldefinert størkningstemperatur mens det for en legering størkner over et temperaturintervall som er definert av liquidus og solidustemperaturene, se Figur 2.3. Det er viktig å være klar over forskjellen mellom disse tilfellene av solidifisering siden de resulterer i vidt forskjellige størkningsprosesser. Fase 3, fra komplett størkning og ned til romtemperatur medfører ubestemte volum og fasongendringer i støpet. [32]

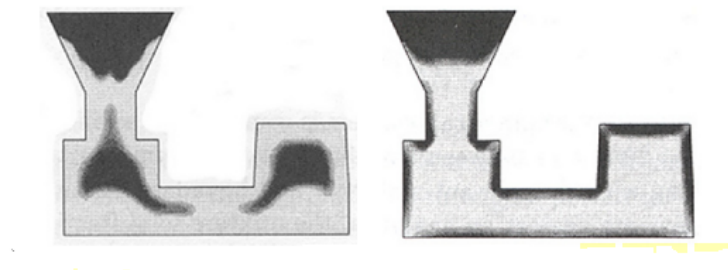




FIGUR 2.3: Viser hvordan størkningen utarter seg gjennom fasene for et rent metall og en legering [30]

### Freezing Range

Siden en legering ikke har en bestemt størkningstemperatur fra liquidus til solidus, defineres den ut fra "Freezing Range". "Freezing Range" er gitt av  $F = T_{liq} - T_{sol}$  som representeres i fase 2 i grafen for legeringen, Figur 2.3. Denne parameteren er en av de viktigste faktorene når det kommer til kornstørrelse og fasong med påvirkning av kjølerate og termiske gradienter i støpet. [9] Figur 2.4 viser hvordan krympeeffektene blir påvirket av kort og lang "Freezing Range" i et støp.



FIGUR 2.4: Viser hvordan kort og lang "Freezing Range" påvirker et støp med hensyn til krympeeffekter. Bildet til venstre viser kort og til høyre viser lang "Freezing range". [38]

### Kjølerate

Kjøleraten er en parameter som beskriver temperaturfallet for et område over en bestemt tid. I et støp er kjøleraten høyest i starten og avtar ettersom solidifiseringen fremgår. Under solidifiseringen påvirkes kornstørrelsen i støpegodset. Man vil få en finere kornstruktur der hvor kjøleraten er høy som typisk er i utkanten av støpet som grenser til

sandformen. Lav kjølerate opptrer særlig i de dypere områdene i støpet hvor kornstørrelsen blir større. [9] Flere materialegenskaper som styrke, hardhet og utmattingspenning øker ved minkende kornstørrelse i materialet. [22]

### Termisk gradient

For at god mating skal oppnås må man ta hensyn til den termiske gradienten. Ved støping i stål foreslås verdien 0,5 K/mm hvor den kritiske verdien avhenger av støpets geometri. For eksempel er det nødvendig med en høyere gradient for sirkulære seksjoner enn flate og rektangulære. Temperaturen og den termiske gradienten i et hvilket som helst område i materretningen påvirker den lokale matingen. Dersom både temperatur og gradient er høy vil mating av smelte skje. Dette oppstår typisk i nærhet av mater. Dersom temperatur er høy og gradient er lav vil det oppstå forgreininger i matingen (inter-dendritic feeding), typisk nær senter for tykke seksjoner. Dersom både temperatur og gradient er lav vil fast mating skje som er typisk for tynne endeseksjoner. [9]

### Liquidus til Solidus

Under størkningsprosessen er det essensielt for kvaliteten i støpet at størkningen begynner i periferien (vanligvis i tynne seksjoner) og beveger seg gradvis til tykkere seksjoner og ender opp i materne (tykkeste seksjon) uten at det etterlates innelukkede varmesentre i midten av støpegodset. [2] Det motsatte tilfellet kalles progressiv størkning som man vil unngå. Ved simuleringsprogram som Magmasoft kan man evaluere størkningsretningen ved parameteren liquidus til solidus som viser tidsrommet mellom smelte og fast tilstand i et hvilket som helst område i støpet.

**Kjølekokiller** Avhengig av "Freezing Range", kjølerate og termiske gradienter kan det være nødvendig å kontrollere størkningen ved hjelp av kjølekokiller. Dette er små stykker i metall som legges i eller ved støpet i et område hvor man ønsker å øke kjøleraten for å unngå utviklingen av et isolert varmesenter. [3]

## 2.3 Støpefeil

Ved støping er det alltid en fare for at det kan oppstå defekter. Mindre defekter kan ofte enkelt utbedres, men i hovedsak er det essensielt å ha kunnskap om de forskjellige støpedefektene, hvorfor de oppstår og hvordan de kan forebygges. Man kan dele støpedefekter inn i fire klasser: [35]

- Defekter relatert til ifylling.
  - Sandinneslutninger
  - Gassinneslutninger

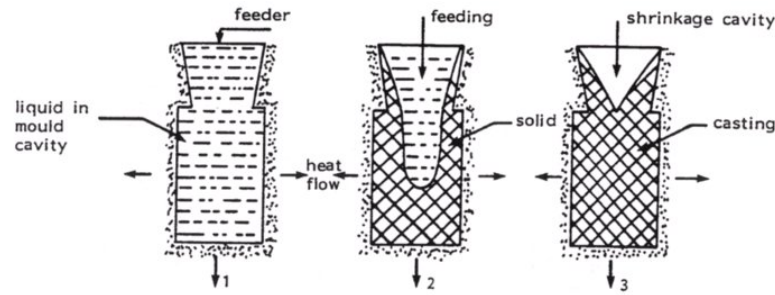
- *Ufullstendig ifylling*
- *Hulrom (Blowhole)*
  
- Defekter relatert til geometri.
  - *Skjeggdannelse*
  - *Forskyvning i deleflaten (Mismatch)*
  
- Termiske defekter.
  - *Krympedefekt*
  - *Sprekker/Tears*
  - *Forsenkninger (Sink marks)*
  
- Defekter relatert til utseende.
  - *Diskontinuiteter*
  - *Defekt overflate*

I denne oppgaven vil det fokuseres på termiske defekter med hovedvekt på mikro og makroporøsitet som relateres til krympedefekter, samt støpesprekker.

### 2.3.1 Porøsitet

Graden av porøsitet i støpet avhenger av hvordan smelten får flyte fritt for å kunne fylle underskuddet av metall som oppstår ved kontraksjonen. Dersom smelten stopper opp underveis vil det dannes krympedefekter. [37] Avhengig av størrelsen på krympeporøsiteten skiller man mellom mikro og makroporøsitet. **Makroporøsitet** opptrer som konsentrerte soner av krympehull eller hulrom med ujevn form. Disse oppstår i isolerte varmesentre i korte “Freezing Range” legeringer typisk på steder som tykke seksjoner, kryss eller hjørner. Makroporøsitet som er åpen til atmosfæren er traktformet og den er vanlig å se på matere, se Figur 2.5. Makroporøsiteten inni støpet er stor nok til å bli oppdaget ved ikke destruktive tester, størrelse over 1 mm. [9] **Mikroporøsitet** opptrer som små hull som ikke blir oppdaget med ikke destruktiv testing hvor størrelsen er 0,01-0,1 mm. Man oppdager ofte mikroporøsitet først etter maskinering. Mikroporøsitet forekommer ofte i lange “Freezing Range” legeringer typisk langs senter av tykke seksjoner, kalt senterlinjeporøsitet, se Figur 2.6. [9]

Vanligvis vil ferdige støp med makroporøsitet som går fra materen og inn i godset bli vraket, men avhengig av komponentens krav og kriterier kan man ofte tillate noe porøsitet. Likevel vil porøsitet påvirke negativt på materialeegenskapene som duktilitet, dynamiske egenskaper og utmattingslevetiden.[37]



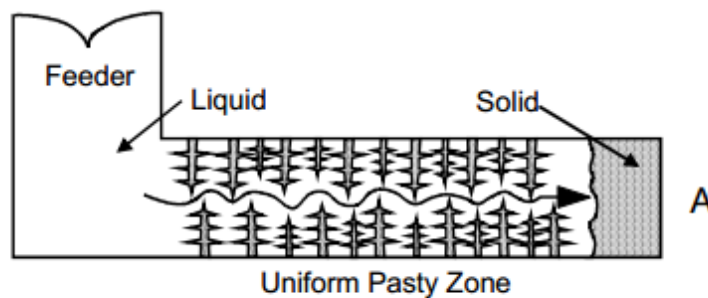
FIGUR 2.5: Traktformen som dannes ved krympingen etter størkningen.[13]

Under størkning fra liquidus til solidus i et metall vil en betydelig mengde gass bli løst fra smelten som ved et kritisk trykk vil forme gassbobler som gir porøsitet. Dersom dette skjer i smelten vil boblene flyte i håp om å finne en utvei, men fanges i liquidus/solidus-fasen hvor det da dannes gassporøsitet. Gassporøsitet er i seg selv ikke en krympedefekt, men blir det dersom gassen dannes i den grøtaktige sonen (mushy zone) og blir fanget i nettverket av forgreininger som dannes ved størkningen (dendrittisk nettverk). Gassboblene vil her skape små krympehulrom som tilsvarer mikroporøsitet. [37]

Generelt for krympeporøsitet forekommer dette avhengig av høy temperatur kombinert med lav gradient og høy kjølerate. Den høye temperaturen (gjerne makstemperaturen for et område) betyr at smelten har færre retninger å kompensere for kontraksjonen. Lav gradient betyr at det ikke er tilstrekkelig termisk trykk for å lede smelten videre selv om det er flytende metall til stede. Høy kjølerate gjør at smelten vil størkne før den når frem til varmesentrene (Hot Spots), selv ved egnede gradienter og smelte. [9]

## Microporosity

### Flow through the pasty zone



FIGUR 2.6: Viser nettverket av forgreininger som dannes under størkningen og som gir grunnlag for dannelse av mikroporøsitet. [12]

### 2.3.2 Mikroporøsitet og utmatting

Det har blitt gjort forsøk på om mikroporøsitet i støpte komponenter har innvirkning på utmattingslevetiden [21]. Ved bruk av røntgentomografi hvor man får en skarp detaljframstilling av strukturer i den bestemte dybden eller snittplanet, kan man avdekke porøsitetsfordelingen i prøvematerialet [10]. Dette kan så rekonstrueres og importeres i FEA programvare for å finne utmattingslevetiden. Utmattingslevetiden kan deles inn i to trinn hvor det første innebærer tiden inntil initieringen av en sprekke på 1mm inn-treffer. Det andre steget tilsvarer tiden det tar før sprekken vokser seg så stor at komponenten må vrakes. Inhomogen porøsitet har tidligere ikke blitt vurdert ved design av støpekomponenter. I stedet har sikkerhetsfaktorer blitt benyttet som kompensasjon for usikkerheten rundt komponentens levetid. Slike sikkerhetsfaktorer behøver imidlertid ikke gjøre komponenten mer robust annet enn å øke vekten. Tester har vist at det er viktig å ta hensyn til porøsitetsfordelingen i prøvematerialet da utmattingslevetiden kan variere signifikant. Man har funnet variasjoner opptil fire ganger levetiden på like prøvestykker og lik belastning. [21]

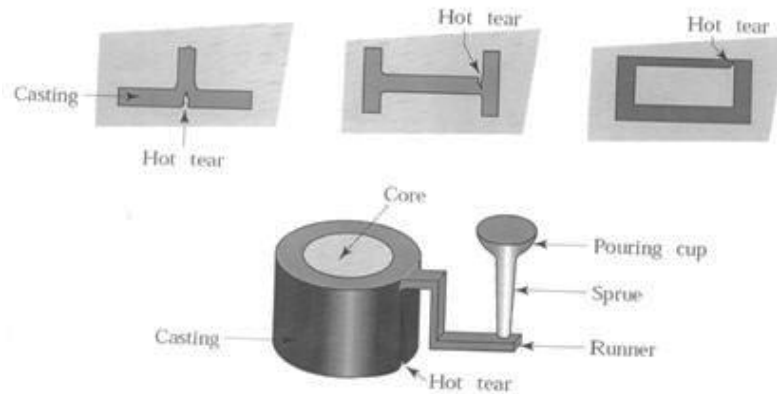
### 2.3.3 Mikroporøsitet og effekt på stivheten til støpestålet

Stivhet og styrkeegenskaper i porøse materialer avhenger ikke bare av mengde porøsitet, men fordelingen relatert til påtrykt last og andre karakteristikker som porefasong og størrelse. Dersom et materiale har homogen porøsitet vil de mekaniske egenskapene være tilstrekkelige for dimensjoneringen, og lokale variasjoner i spenning-tøyningsfeltet kan dermed neglisjeres. I praksis kan det derimot være vanskelig å kartlegge mikroporøsitet ved NDT eller NDE. Mikroporøsitet behøver ikke resultere i reduksjon i stivhet, lokal spenningskonsentrasjon eller spenningsfordeling. Det kan imidlertid ha en høy innvirkning på duktilitet og utmatting. Med mikroporøsitet  $>100$  mikrometer kan dette medføre reduksjon i områdets tverrsnitt som også vil redusere den lokale E-modulen. Forsøk har vist at relativ E-modul avhenger vel så mye av porøsitetens type og form som den gjør for porøsitet [20]. For makroporer derimot vil man i disse områdene få spenningskonsentrasjoner som medfører lokal plastisk deformasjon og utvikling av sprekker som kan føre til havari. Siden makroporøsitet ikke er uniformt fordelt gir dette materialet inhomogene materialegenskaper. [20]

### 2.3.4 Støpesprekker

Støpesprekker som "Hot tear" kan oppstå som følge av størkningen i støpet. Disse oppstår vanligvis i et område med høy temperatur, høy termisk gradient og høy kjølerate i

sammenheng med et skarpt hjørne. Den høye temperaturen bidrar til styrken i materialet reduseres mens høy gradient og kjølerate resulterer i økt spenning. I et skarpt hjørne vil spenningskonsentrasjoner øke faren for sprekkdannelse, se Figur 2.7. [9]



FIGUR 2.7: Viser illustrasjoner av tilfeller av støpesprekker. [27]

## 2.4 Smiing

### Generell smiprosess:

Ved smiing av et material vil man gjennom deformasjon/knaing redusere eller fjerne inneslutninger og urenheter som finnes i materialet. Man vil også endre konstruksjonen med hensyn til hvordan strømmen av korn følger geometrien til den smidde komponenten. Dette vil forbedre materialegenskapene som økt styrke og duktilitet som man ellers ikke vil få ved for eksempel kun støping eller maskinering. [1]

### Partiellsmiing

Ved partiellsmiing blir en støpt komponent med basisgeometri etterfulgt av smiing i områder der man ønsker spesielle materialegenskaper. Denne prosessen reduserer antall smioperasjoner samt utnytter materialet bedre, noe som gir et økonomisk fortrinn. Partiellsmiing kan både innebære at hele komponenten smis eller at man får en hybridkomponent som er tilvirket gjennom både støping og smiing. Eksempler på partiellsmidde komponenter er akslinger og kuleledd av diverse geometri. [11]

## 2.5 Simulering

### Magmasoft

Programvaren MagmaSoft muliggjør en simulering som innebærer alle aspekter ved støping fra bygging av form til ferdig støp. Under følger fremgangsmåten for å gjøre en

simulering i Magmasoft som består av fem steg.

### **1. Geometry**

I dette steget blir selve modellen som skal simuleres satt sammen. Geometrier kan enten lages her eller importeres fra et CAD-program. Her bestemmes dimensjoner av sandform, kjerner, matere og løpsystem som hører til modellen.

### **2. Mesh**

Her velges ønsket antall elementer til meshet som deretter blir generert.

### **3. Definition**

I dette steget defineres de forskjellige parameterne til modellen som materialvalg, varmeoverføringskriterier, fylletid og størkningsintervall.

### **4. Simulation**

Simuleringen kjører gjennom datasettet som er satt i de tidligere stegene og beregner de resulterende effektene gjennom prosessen.

### **5. Result**

Dette steget visualiserer den simulerte støpeprosessen. Her kan man gå gjennom forskjellige parametere under ifylling av formen og under størkningen.

## **Deform**

Programvaren Deform gir muligheter for simulering av en smiprosess hvor man får visualisert materialflyten og tøyingsbildet under smiingen. Til partiellsmiing egner Deform seg ypperlig som verktøy til å gi karakteristikker av de forskjellige konseptene som velges og dermed muliggjør for evaluering av beste løsning.

Simuleringsprosessen i Deform består av tre steg.

### **1. Preprocessing**

I dette steget settes modellen som skal simuleres sammen. Geometrier kan enten lages her eller importeres fra et CAD-program. Videre blir modellen påsatt et mesh og randbetingelser valgt. Ved påsetting av mesh kan man bestemme høyere oppløsning i relevante områder ved bruk av meshvindu.

### **2. Simulation**

Simuleringen kjører gjennom datasettet som er satt i preprosessoren og beregner de resulterende effektene gjennom prosessen.

### 3. Postprocessing

I dette steget får man en visualisering av hele simuleringsprosessen. Her kan man gå gjennom steg for steg og få en tolkning ved valg av forskjellige parametere.

## 2.6 Materialtesting

Hensikten med materialtesting er å kartlegge materialegenskapene til tappskivene og gjøre en sammenligning mellom støpte og smidde. I dette tilfellet er det destruktive tester som vil bli utført fordi dette er en effektiv måte for å finne nøyaktige materialegenskaper, samt at Rolls-Royce Marine har stilt tappskiver til disposisjon for dette formålet. Det vil evalueres tre tester:

- Strekktest
- Dorekspansjonstest
- Bøyetest

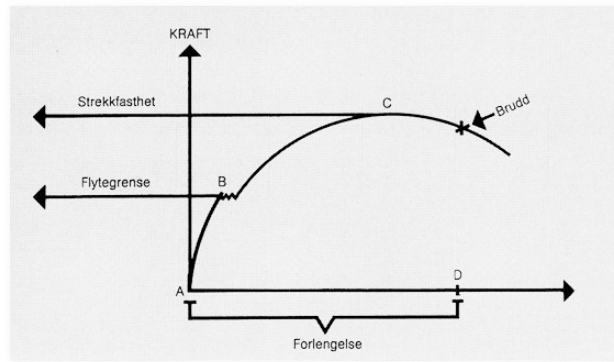
Allerede har det blitt gjort strekktesting fra en smidd tappskive som vil bli brukt som materialmodell for de smidde simuleringene. De andre to testene vil bli gjort først og fremst ved FEM-analyse og deretter bli utført reelt i laboratoriet ved IPM.

Ved **strekktesting** blir prøvestaven spent opp i en strekkprøvemaskin og denne belaster staven til brudd oppstår. Underveis blir tøyningen loggført i et kraft-tøynings-diagram som angir flytespenning, strekkfasthet, bruddforlengelse og elastisitetsmodul. [23]

Ved **dorekspansjonstesting** skjæres en prøve ut som en rektangel som det bores ut et hull i. En dor brukes til å ekspandere hullet i prøven inntil brudd oppstår. Underveis måles dorens forskyvning som sammen med påført last blir til et kraft-tøyningsdiagram. Fordelen med doretesten er at man kan skjære ut mange prøver i et område og se om materialetegenskapene varierer. [34]

Ved **bøyetesting** bøyes prøven av et stempel som på samme måte som dorekspansjonstesten måler stampelets forskyvning og last og gir et kraft-tøyningsdiagram. Bøyetesten er essensiell for å måle materialets duktilitet, og bøyer prøven inntil brudd oppstår. Felles for dorekspansjonstest og bøyetest er at de måler samme parametre og at mange prøver kan skjæres ut fra et område. [30]





FIGUR 2.8: Kurve for kraft-tøyning som viser et materials flytegrense, strekkfasthet og bruddpunkt. [8]

En ideell kraft-tøyningsskurve for et metall er vist i Figur 2.8 som materialtestene baserer seg på. Denne viser materialets elastiske deformasjon fra A til B inntil flytegrensen. Videre fra B til C deformeres materialet plastisk hvor det fastner inntil Strekkfastheten oppnås og svekkes igjen inntil brudd inntreffer. [8]

## Kapittel 3

# Støpesimulering

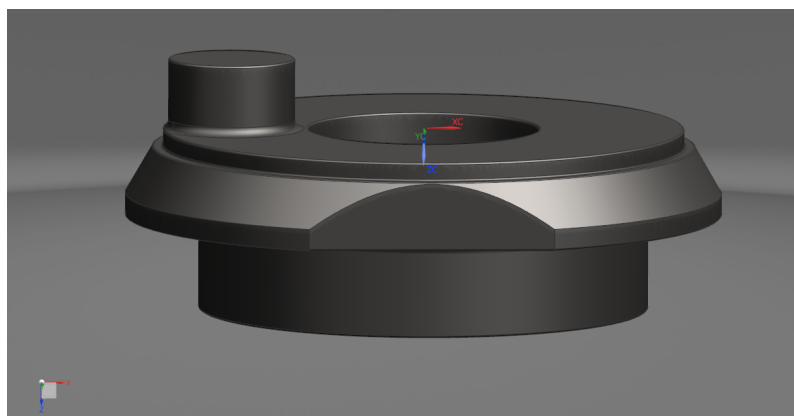
### 3.1 Støpesimulering i Magmasoft

#### 3.1.1 Bygging av FE-modell

Framgangsmåten for byggingen av FE-modellen med tilhørende valg av parametere er beskrevet under. Her beregnes dimensjonene for nødvendige matere og løpsystem.

##### 1. Etablerer geometrier

Modellen som skal simuleres i Magmasoft tar utgangspunkt i målene fra en reell tappskive fra Rolls-Royce Marine, (20353R), se Figur 36. Tappskiven ble 3D-modellert i Siemens-NX. Denne ble importert som **Step-fil** i Geometry-perspektivet som **Cast**-modell.

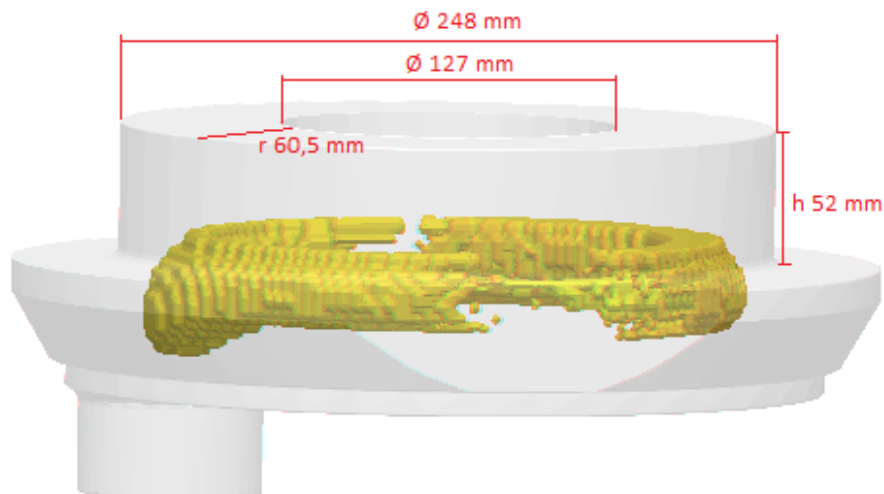


FIGUR 3.1: Modell av tappskiven modellert i Siemens-NX

##### Materplassering og dimensjon

Ved bestemmelse av materplassering ble det først gjort en simulering av kun tappskiven i Magmasoft for å få et bilde av størkningsmønsteret. Det ble observert et isolert

varmesenter etter kritisk verdi for videre mating som utgjorde en torus inni tappskiven, Figur 3.2. Modulen til dette varmesenteret gav grunnlag for beregning av materne. Siden materretningen går fra høyere temperatur til lavere temperatur, vil man oppnå å få varmesenteret ut av støpet og inn i materne slik at størkningen kan skje uten krympedefekter inni tappskiven. Plasseringen av materne ble valgt til å være den samme som BMS Steel har gjort, altså på tappskivens plane overflate på motsatt side av tappen. Det er flere årsaker til denne plasseringen. Først og fremst er dette i nærheten av varmesenteret som er første prioritet for materplassering. For det andre har tappskiven flere runde overflater som vil fordyre etterarbeidet ved kutting av matere dersom disse står plassert på en rund overflate. Det har også blitt valgt sylindriske toppmaterer som er effektive på grunn av gravitasjonsbidraget samt at de egner seg godt til plassering på en plan overflate.



FIGUR 3.2: Lokasjon av isolert varmesenter i tappskiven uten matere

Ved gjennomføring av flere simuleringer har det blitt testet for åpne matere og lukkede matere. Ettersom åpne matere er mindre effektive enn lukkede, har det vist seg at nødvendig materstørrelse ved bruk av åpne matere har blitt særdeles stor. Lukkede matere har dermed blitt valgt videre i simuleringen samt isolering mot sandformen som øker effekten ytterligere. Disse tiltakene bidrar til mindre materstørrelse og dermed mindre materialsvinn per støp.

Maternes diameter ble beregnet ut fra Likning 2.6, hvor utregningen er vist i Likning 3.4. Støpemodulen er beregnet ut fra tappskivens øvre seksjon, se Figur 3.2, som materne vil

plasseres på. Ettersom volumet for varmesenteret er mindre enn volumet for den øvre seksjonen er det rimelig å velge denne som basis for støpemodulen. Ideelt sett vil man ha materne så nær varmesenteret som mulig, og siden dette ligger et stykke ned i godset må man kompensere med større materer for at varmesenteret skal kunne forflytte seg ut av tappskiven og inn i materne. Beregningen av støpemodulen er vist i Likningene 3.1 til 3.3

$$V_c = \pi \frac{248^2}{4} 52 - \pi \frac{127^2}{4} 52 = 1853147 \text{mm}^3 \quad (3.1)$$

beregner volumet til støpeseksjonen hvor tallverdiene er hentet fra Figur 3.2.

$$A_c = \pi \times 248 \times 52 + \pi \times 127 \times 52 + \frac{\pi}{4}(248^2 - 127^2) = 96898,4 \text{mm}^2 \quad (3.2)$$

beregner det avkjølede arealet til støpeseksjonen hvor tallverdiene er hentet fra Figur 3.2.

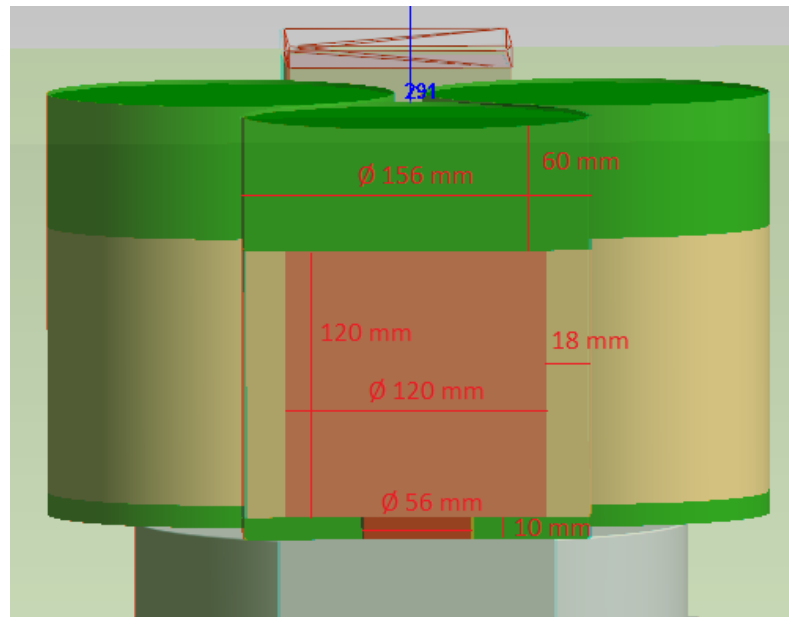
$$\frac{V_c}{A_c} = \frac{1853147 \text{mm}^3}{96898,4 \text{mm}^2} = 19,12 \text{mm} \quad (3.3)$$

beregner støpemodulen som er basis for beregning av materne.

$$\frac{1,5D}{8} > \frac{V_c}{A_c} \Rightarrow D = 19,12 \text{mm} \times \frac{8}{1,5} = 102 \text{mm} \quad (3.4)$$

beregner minimum materdiameter basert på støpemodulen.

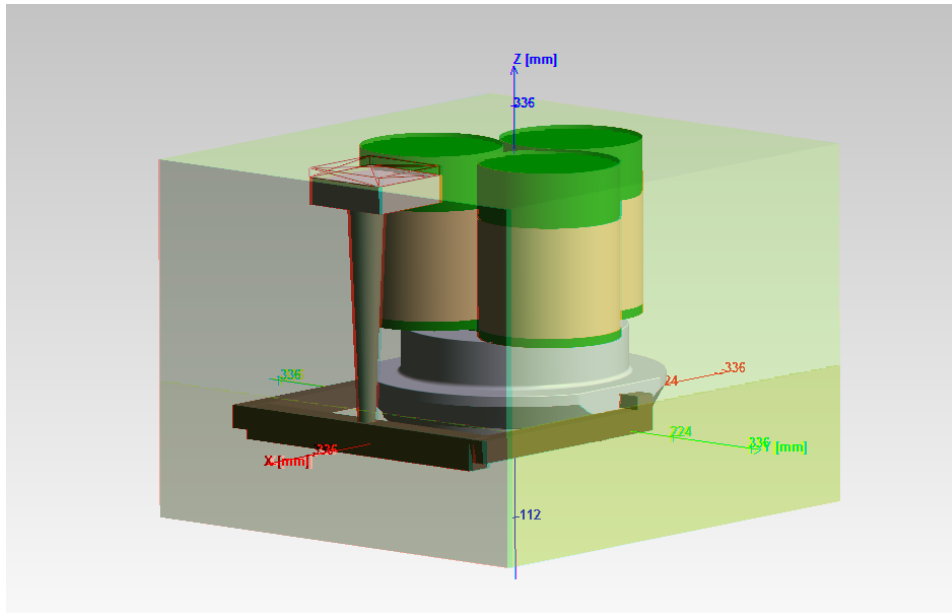
Av Figur 3.3 vises materdimensjonen som ble valgt for simuleringen. Siden varmesenteret ligger et stykke ned i godset ble materdiameteren satt til  $D = 120 \text{mm}$  som er en del over minimum materdiameter. Dette ble gjort for at varmesenteret skal ende opp i materne. Siden det ble valgt isolasjon rundt materne samt kjerne på toppen som effektiviserer matingen betydelig, ble materhøyden satt lik materdiameter. [9] Materhalsen ble dimensjonert til  $D = 56 \text{mm}$  og  $H = 10 \text{mm}$  ettersom flere simuleringsforsøk viste at denne gav best mating.



FIGUR 3.3: Viser tverrsnittet av mater og materhals inklusiv isolasjon og kjerner.

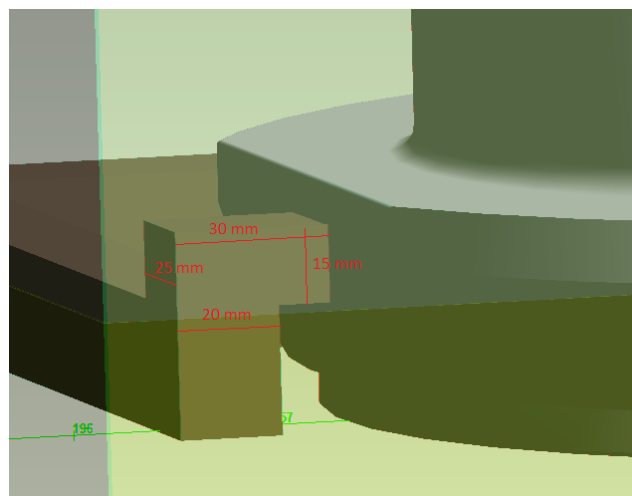
### Løpsystem

Ved utforming av løpsystemet ble det først og fremst lagt vekt på en effektiv distribusjon av smelten ved ifylling av formen. Siden tappskivens geometri har to plane flater på yttersiden av den sirkulære geometrien, i området for delelinjen, ble dette vurdert som en egnet plass å plassere innløpene, se Figur 3.4. Med et innløp på hver side av tappskiven vil man oppnå en jevnere distribusjon av smelten i forhold til kun ett innløp. Innløp på siden reduserer også fallet for smelten under ifyllingen i forhold til innløp i toppen, noe som reduserer faren for erosjon og turbulens i formhulrommet. Plasseringen av innløpene ved deleflaten forenkler produksjonen av formene i forhold til innløp i bunnen.



FIGUR 3.4: Utformingen av løpsystemet i sammenheng med tappskiven.

Av Figur 3.4 kan man se at løpsystemet består av løpkul, nedløp, horisontalt løp og innløp. Nedløpet er formet konisk for å unngå aspirasjonseffekter med  $D_{inn} = 20\text{mm}$  og  $D_{ut} = 10\text{mm}$ . Videre fortsetter det horisontale løpet som starter med tverrsnittet  $30 \times 35\text{mm}$  og snevres ned til  $35 \times 20\text{mm}$  inntil innløpene som snevres ytterligere ned til  $25 \times 15\text{mm}$ . Modulen for innløpet ble beregnet til  $5\text{mm}$ , se Likning 3.5, som er godt under modulen til tappskiven. Dette er nødvendig for at det ikke skal skje sugning ut av støpet ved størkningen. Figur 3.5 viser dimensjonene for innløpet benyttet for utregning av modulen.



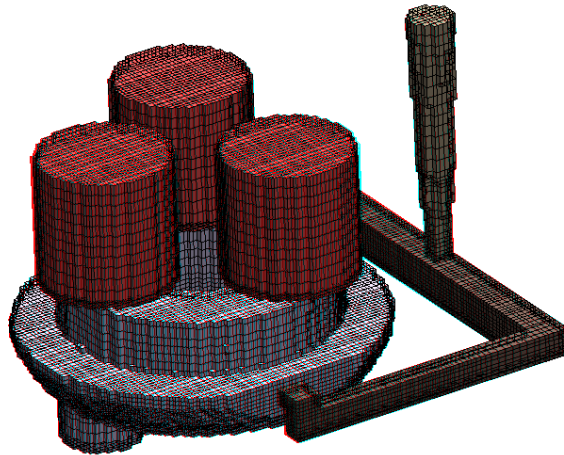
FIGUR 3.5: Dimensjoner på innløpet.

$$\frac{V_{in}}{A_{in}} = \frac{25 \times 15 \times 30 \text{mm}^3}{[(25 \times 30) + (2 \times 30 \times 15) + (25 \times 10)] \text{mm}^2} = 5 \text{mm} \quad (3.5)$$

Videre ble fylttiden bestemt ved Pouring Rate i Magmasoft, vedlagt i 35. Man fikk dermed ut en fylttid på 48s.

## 2. Mesh

Et FEM-mesh ble påsatt med 500 000 elementer og generert og kom ut som Figur 3.6



FIGUR 3.6: Modellen ferdig generert med mesh.

## 4. Definition

Her ble det definert hvilke materialer som skulle gjelde for støpeprosessen. Støpestålet ble satt til **GS-25CrMo4** som var den beste tilnærmingen i Magmasofts database i forhold til **G-26CrMo4** som er en sammenlignbar legering til **C-25** som benyttes av BMS Steel, se Tabell 3.1

TABELL 3.1: Forskjell i materialegenskaper mellom valgt material og materialet som BMS Steel benytter [36]

	Material	[MPa]
BMS Steel	<b>C-25</b>	
	Flytspenning	450
	Strekfasthet	650
Magmasoft	<b>GS-25CrMo4</b>	
	Flytspenning	415
	Strekfasthet	620

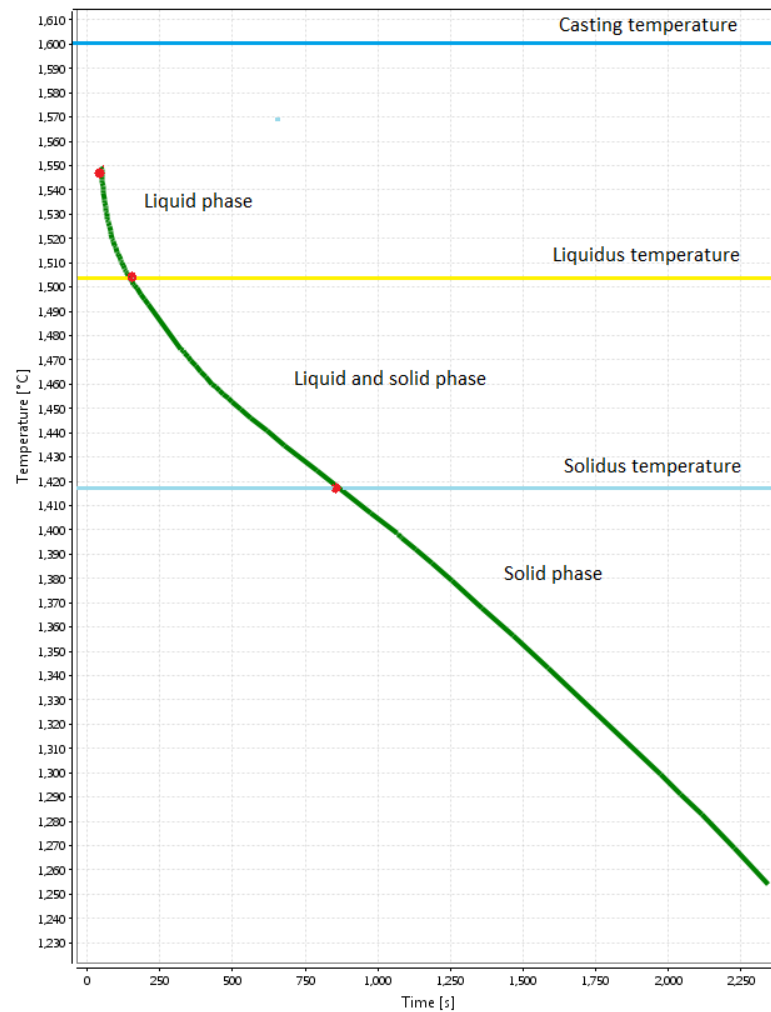
TABELL 3.2: Parametere som er benyttet i simuleringen for støping i Magmasoft.

<b>Støpeelementer</b>	<b>Material</b>	<b>Temperatur [°C]</b>
<i>Støpelegering</i> -Støp -Mater -Materovergang -Løp	GS-25CrMo4	1600
<i>Sandform</i> -Cope Box -Drag Box	Furan Mold -Silica sand -Furan binder	20
<i>Kjerne</i>	Furan Core -Silica Sand -Furan Binder	20
<i>Isolasjon</i>	Sleeve -Feeder insulation	20

Simuleringen ble satt til å kjøre inntil hele støpekomponenten når størkningstemperaturen 1417 °C ettersom man vil se på fase 2 som er det kritiske størkningsintervallet for en legering.

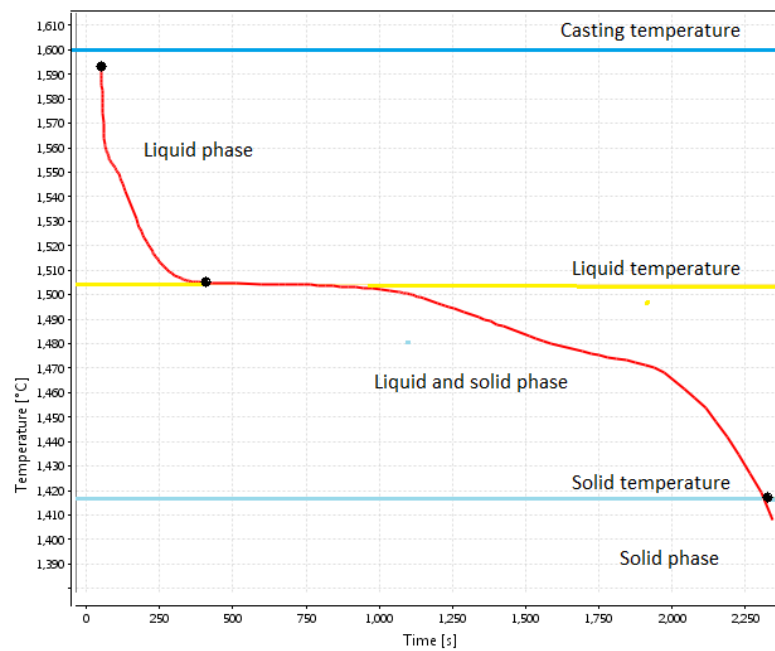


## 3.2 Resultater



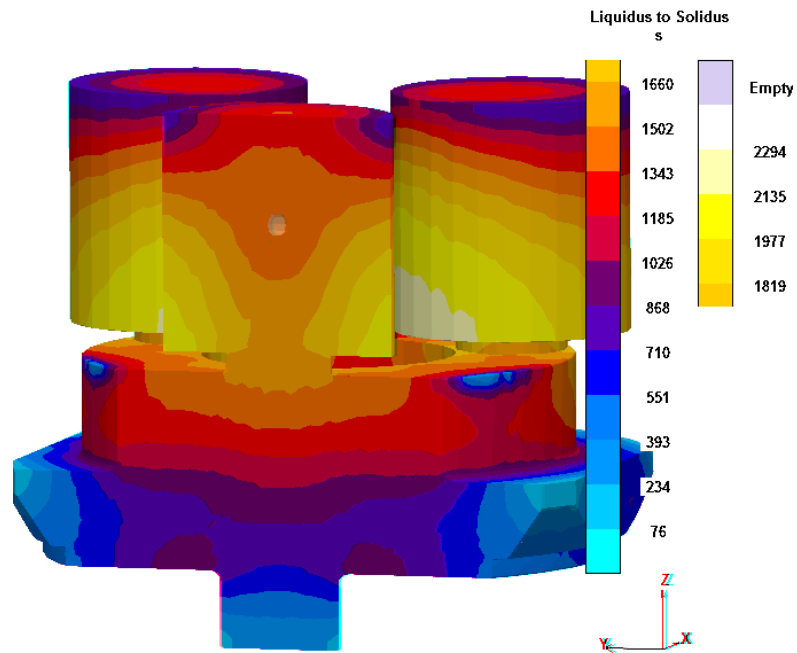
FIGUR 3.7: Størkningsforløpet for støpesimuleringen vist ved middeltemperaturen i støpet.

Grafen i Figur 3.7 gjelder for middeltemperaturen og viser størkningsforløpet for støpet etter at ifyllingen har skjedd. Temperaturen ved startpunktet i smeltet fase er på 1550 °C og avsluttes ved 1504 °C etter 2,8 minutt før fasen går over til en blanding av smeltet og størknet tilstand. Etter 14,1 minutt er temperaturen 1417 °C som er størkningstemperaturen for legeringen. Her begynner fasen for størknet tilstand. Tiden for fase 2 er 11,2 minutt. Kurvens form er for fase 2 tilnærmet lineær.



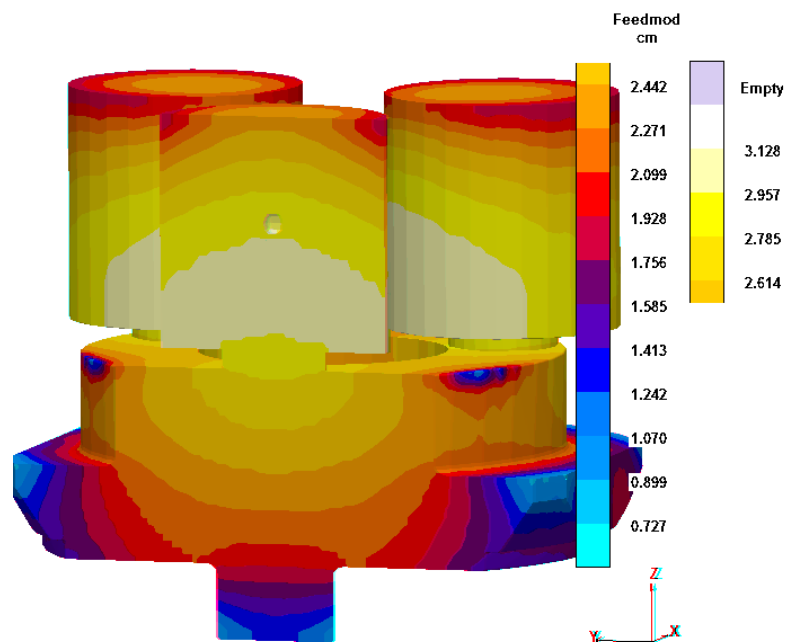
FIGUR 3.8: Størkningsforløpet for støpesimuleringen vist ved maksimumtemperaturen i støpet.

Grafen i Figur 3.8 gjelder for maksimumtemperaturen som også viser størkningsforløpet etter ifyllingen. Starttemperaturen ligger her på 1550 °C og avsluttes etter 6,7 minutt ved 1505 °C før fase 2 starter. Denne ender ved 1417 °C etter 39 minutt før fase 3 begynner. Tiden for fase 2 er 32,3 minutt. Kurvens form er veldig flat i fase 2 særlig i begynnelsen av denne fasen før den avtar mot størkningstemperaturen.



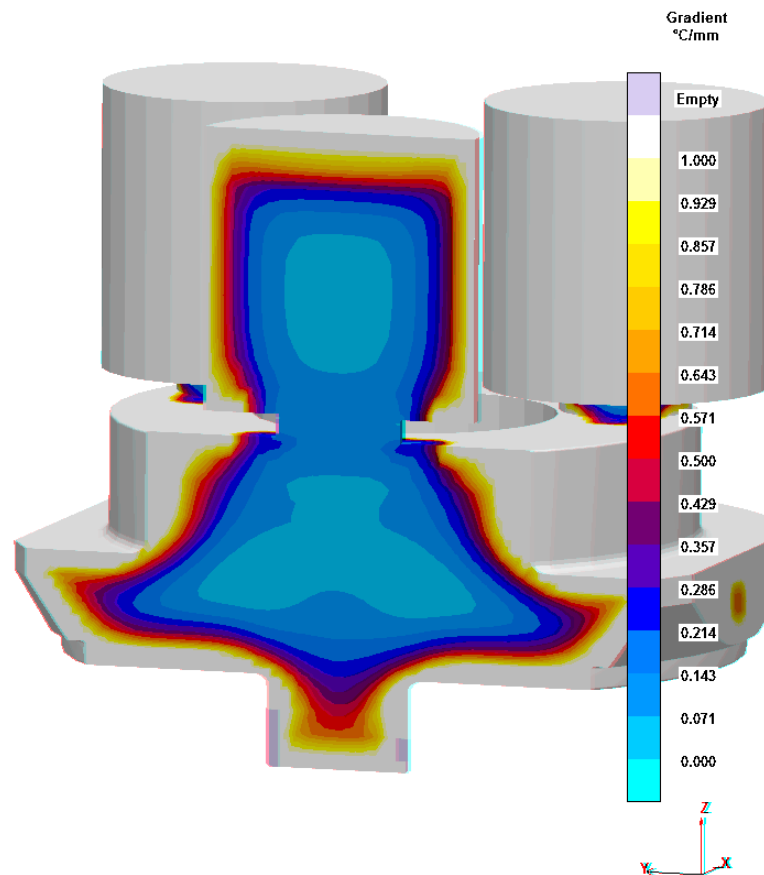
FIGUR 3.9: Viser tidsspenntet mellom flytende og størknet fase etter 39 min 04 s.

Figur 3.9 viser at tiden fra liquidus til solidus øker fra periferien til materne. Den minste tiden er på rundt 4 min (lyseblå sone) og den lengste tiden er på 39 min (hvit sone). I materhalsen er tiden mellom 25 og 27 min. Man ser også noen små soner på randen av tappskiven mellom materne (lyseblå farge) med tiden 4 min og oppover.



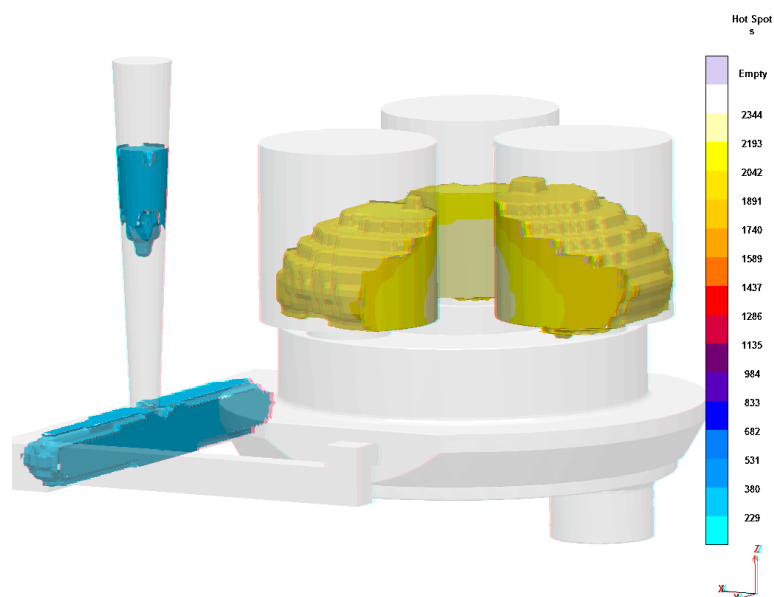
FIGUR 3.10: Bildet viser størkningsretningen i form av Feedmod.

Figur 3.10 viser størkningsretningen fra liquidus til solidus. Man ser at verdiene er lavere i bunnen av tappskiven og høyest i materne. Man har også noen små soner på randen av tappskiven mellom materne med lavere verdi.



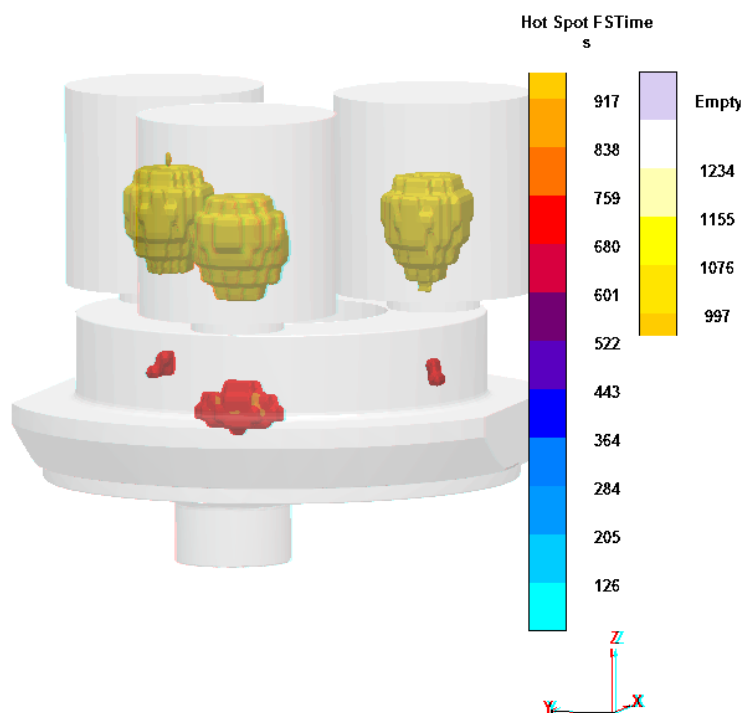
FIGUR 3.11: Bildet viser gradienten for støpesimuleringen i tverrsnittet for den ene materen.

Figur 3.11 viser at gradienten i tverrsnittet for den ene materen. Man ser at verdiene i de blå og lilla sonene er under  $0,5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ . Spesielt lav er gradienten i den lyseblå fargen,  $0,071\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{mm}$  som man ser i mater og støpegods adskilt fra hverandre.



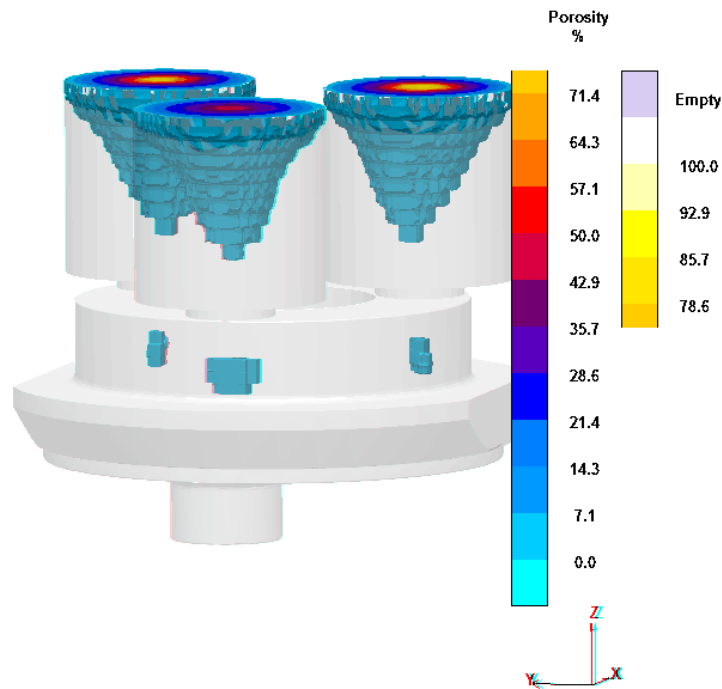
FIGUR 3.12: Lokasjonene av varmesentrene etter 39 min og 04 sek.

Figur 3.12 viser lokasjonen av varmesentrene basert på størkningstiden i fase 2. Man ser at varmesentrene befinner seg inni materne adskilt fra tappskiven. Mens varmesentrene i gul og hvit farge tilsvarer resterende smelte, er disse omgitt av kjølede material.



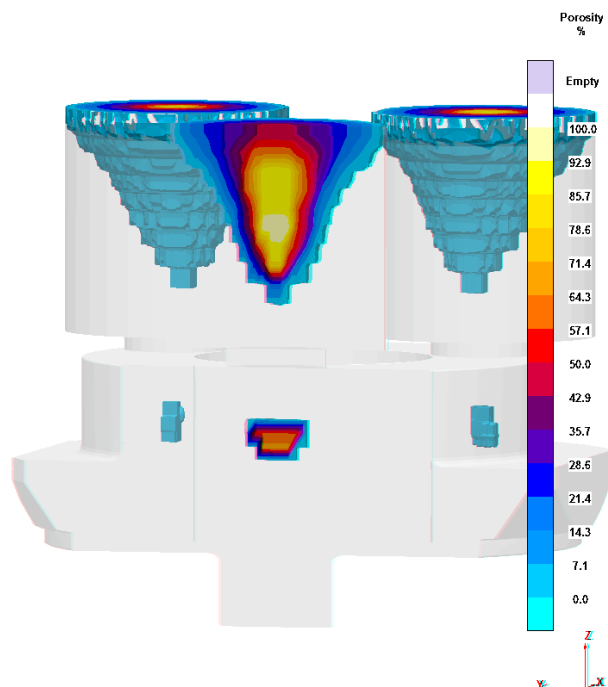
FIGUR 3.13: Lokasjonene av varmesentrene som er isolert fra videre mating.

Figur 3.13 viser varmesentre etter tidspunktet for den kritiske verdien i legeringen for videre potensiell mating. Det vil si at varmesentrene fortsatt behøver mating, men er isolert fra materne. Som man ser finnes tre soner hvor hver av dem er plassert under materne.



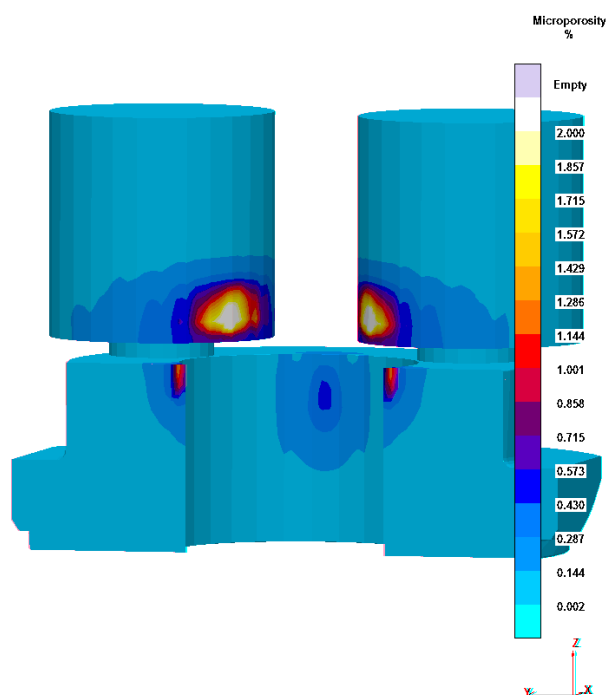
FIGUR 3.14: Bildet viser prosentvis porøsitet i støpet for et definert område etter endt solidifisering.

Figur 3.14 viser tre soner med porøsitet i tappskiven. Disse sonene er lokalisert et stykke inni godset under hver mater. Overflaten på disse har en porøsitetsprosent på 7,1 prosent. I materne ser man traktformede områder av porøsitet hvor senterlinjen til disse har størst porøsitet, over 90 prosent.



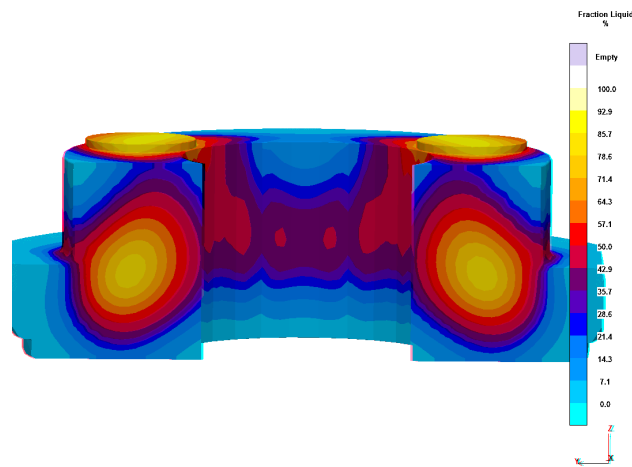
FIGUR 3.15: Bildet viser tverrsnittet av den prosentvise porøsiteten i støpet for et definert området etter endt solidifisering.

Figur 3.15 viser tverrsnittet av den ene materen hvor man ser porøsiteten i sentrum av sonene. I sonen nede i tappskiven er største verdi opptil 70 prosent mens materen har største verdi opptil 100 prosent. Det samme tilfellet er for de øvrige sonene.



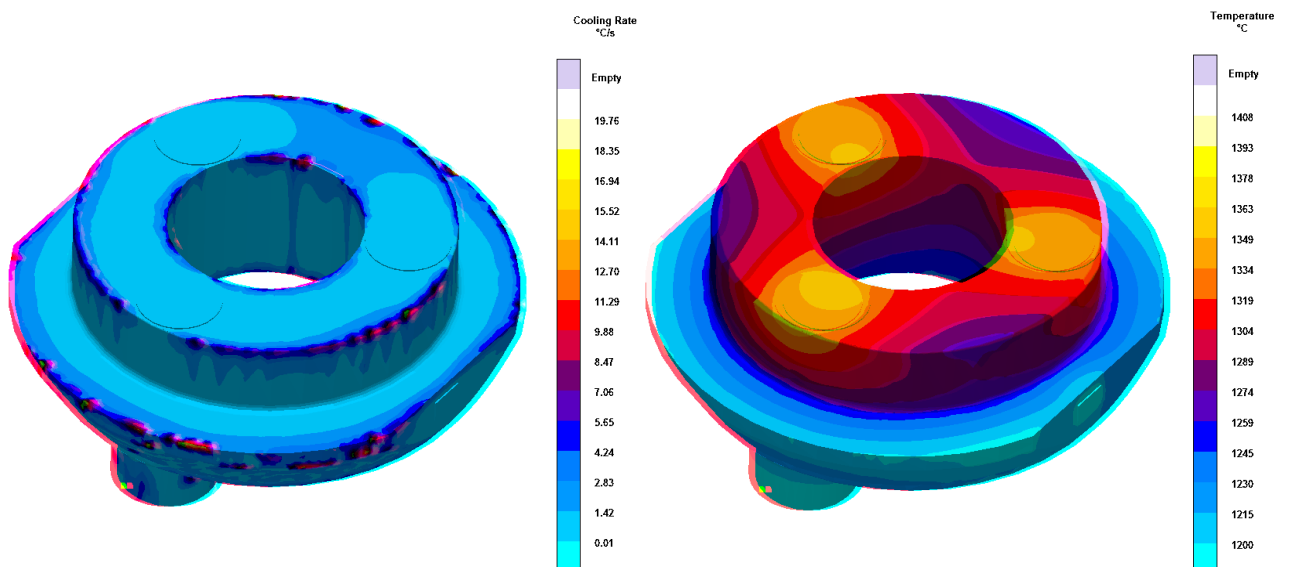
FIGUR 3.16: Viser lokasjonene av mikroporøsitet i tappskiven.

Figur 3.16 viser konsentrasjonene av mikroporøsitet i støpet. Her er det størst konsentrasjoner i materne med over 2 prosent mens det i godset til tappskiven er to soner som har en konsentrasjon på 1,7-1,8 prosent. Den tredje sonen i midten av figuren har en konsentrasjon på 0,573 prosent.



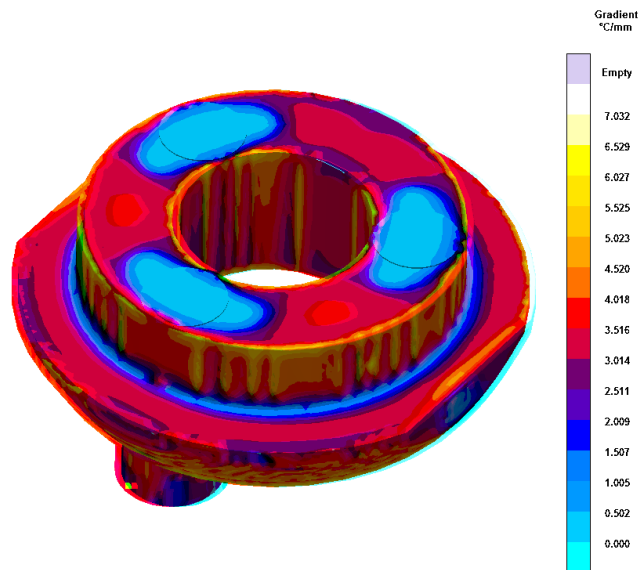
FIGUR 3.17: Viser prosentvis andel flytende smelte (gul farge) etter 9min 40sek.

I tappskivens øvre del viser Figur 3.17 at sonene mellom materne størkner raskere enn tilfellet for sonene i nærheten av materne. Man ser at sonene har større utbredelse på yttersiden enn innsiden.



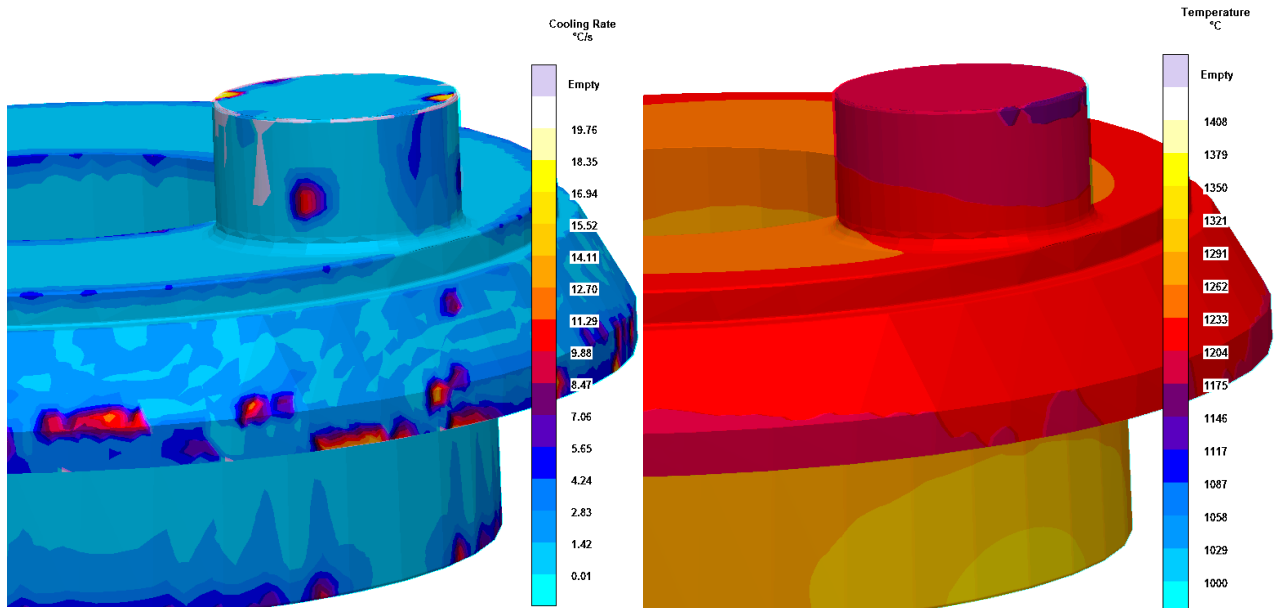
FIGUR 3.18: Områdene på tappskiven viser henholdsvis kjølerate og temperatur ved utgangen av fase 2 (etter 39 minutt).



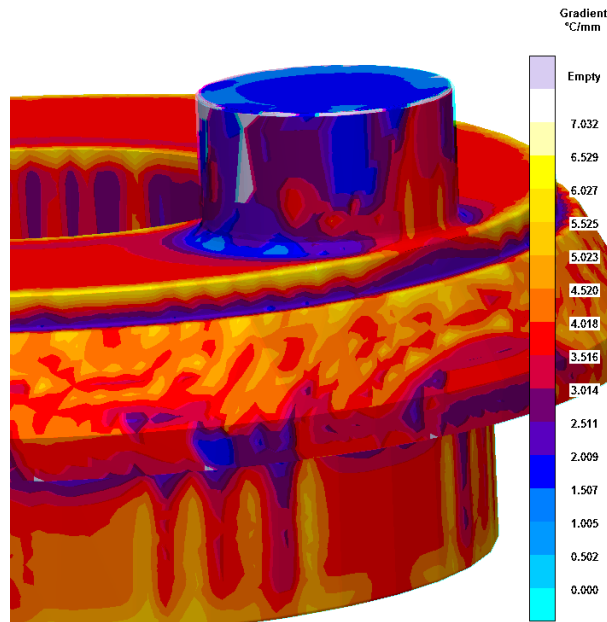


FIGUR 3.19: Bildet viser den termiske gradienten for tappskiven ved utgangen av fase 2 (etter 39 minutt).

Figurene 3.18 og 3.19 viser tappskiven i sin helhet med områdene hvor lokasjonene for kjølerate, temperatur og termisk gradient er størst. I Figur 3.18 er de høyeste verdiene for kjøleraten lokalisert i hjørnene i varierende grad hvor maksimumverdien ligger på  $12^{\circ}\text{C}/\text{s}$ . Temperaturen har høyest temperatur i lokasjonen for materhalsen med  $1360^{\circ}\text{C}$  og rundt  $1312^{\circ}\text{C}$  på innerdiameteren mellom materne. Figur 3.19 viser lokasjoner av termisk gradient i samme områder som for kjøleraten med maksimumverdien  $5^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ .



FIGUR 3.20: Områdene rundt tappen viser henholdsvis kjølerate og temperatur ved utgangen av fase 2 (etter 39 minutt).



FIGUR 3.21: Bildet viser den termiske gradienten ved utgangen av fase 2 (etter 39 minutt).

Figurene 3.20 og 3.21 viser områdene rundt tappens kjerve. I kjervens til tappen ligger kjøleratens verdier på rundt  $1,43\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{s}$  mens man har noen punkt på selve tappens høyere verdier. To punkt på tappens øvre rand har verdiene  $15,52\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{s}$ , se Figur 3.20. Temperaturen i tappens kjerve ligger på mellom  $1232$  og  $1262\text{ }^{\circ}\text{C}$  hvor temperaturen avtar oppover tappens, se Figur 3.20. Den termiske gradienten fra Figur 3.21 ligger på mellom  $2,0$  og  $2,5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{mm}$  i kjervens hvor yttersiden av tappens har en høyere gradient på rundt  $4,0\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ .

### 3.3 Diskusjon

#### Makroporøsitet

Ved å ta utgangspunkt i Figur 3.9 viser utviklingen av liquidus til solidus gode verdier hvor størkningen skjer sist i materne. Altså er størkningsretningen motsatt av materretningen. Det samme gjelder Figur 3.10 som også beskriver størkningsretningen, men i form av Feedmod som har høyest verdi i materne. Derimot ser det ikke så lovende ut for den termiske gradienten i støpet hvor man har gjennomgående lave verdier under kritisk verdi,  $0,5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ , se Figur 3.11. Med lave termiske gradienter vil matingsflyten for disse områdene reduseres. De to sonene med verdi  $0,071\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{mm}$  kan knyttes i sammenheng med lokasjonen av de isolerte varmesentrene i Figur 3.13 hvor man ser at videre mating i disse sonene har blitt utelatt og har resultert i makroporøsitet, se Figur 3.14. I forbindelse med makroporøsiteten kan man se av grafen for middeltemperaturen i Figur 3.7 at den uttrykker et kort "Freezing range" tilfelle. Dette på grunn av at tidsrommet for fase 2

går over 11,2 min som er et forholdsvis kort tidsrom samt at kurven er tilnærmet lineært avtagende. De isolerte varmesentrene stemmer også overens med størkningsmønsteret av Figur 2.4 som viser forskjellen mellom kort og lang “Freezing Range”. Av geometriske årsaker finner man hvert krympehull av makroporøsitet i det tykke godset ved overgang til en tynnere seksjon (materhals) som er et typisk lokasjonstilfelle for makroporøsitet.

### Mikroporøsitet

Mikroporøsiteten oppstått i støpet er et resultat av ugunstige termiske gradienter og kjølerate som gir interdentrisk mating. Den største konsentrasjonen av mikroporøsitet som ligger i materne har sannsynligvis sammenheng med grafen for makstemperatur, Figur 3.8, som kan uttrykke et langt “Freezing Range” tilfelle og varmesentrene fra Figur 3.12 i området for makstemperaturen hvor smelten ikke får kompensert for kontraksjonen. Mikroporøsiteten i materne har imidlertid ingen innvirkning på tappskiven og kan dermed utelates fra videre drøfting. Angående sonene for mikroporøsitet som befinner seg mellom materne kan dette relateres til Figur 3.17 hvor størkningen skjer raskere i sonene hvor mikroporøsiteten har oppstått. Dette kan tyde på utilstrekkelig interdentrittisk mating siden hver sone ligger i lengste avstand fra materne.

### Støpesprekker

Fra Figurene 3.18 og 3.19 kan det være en potensiell fare for støpesprekker i regioner i øvre seksjon av tappskiven. Både på ytter og innerdiameteren i nærheten av materne er verdien for kjølerate høyest med rundt  $11^{\circ}C/s$  og termisk gradient med  $5^{\circ}C/mm$ . Disse opptrer på samme sted hvor temperaturen er på rundt  $1300^{\circ}C$ . I forbindelse med en skarp kant kan dette på grunn av spenningskonsentrasjoner under kontraksjonen forårsake revninger/sprekker. I forbindelse med støpesprekker i tappens ville det vært mest kritisk å ha et slikt tilfelle i tappens kjerv, men det er det altså ikke. Fra Figurene 3.20 og 3.21 har man en sone med noe høy termisk gradient på tappens utside (rød og gul farge), men sett i sammenheng med en kjølerate på  $2,40^{\circ}C/s$  og temperatur på  $1233^{\circ}C$  som er lave verdier, burde ikke faren for støpesprekker være der.

### Betydning

Når det gjelder makroporøsitetens innflytelse på tappskivens robusthet er det uheldig med opptil 70% porøsitet i kjernen av porøsitetssonene, se Figur 3.15. Faren med slike konsentrasjoner er at materialet får inhomogene materialegenskaper. Dersom det oppstår spenningskonsentrasjoner i de utsatte sonene kan dette føre til plastiske deformasjoner og utvikling av sprekker som kan gi havari. Lokasjonen av porøsiteten er også avgjørende hvor en sone ligger aksielt med tappens mens de to øvrige ligger i område for maskinering av boltehull. Dermed er det en overhengende fare for spenningskonsentrasjoner i disse sonene.

Lokasjonen for mikroporøsiteten er ikke kritisk sett ut i fra at spenningskonsentrasjonene er størst i tappen under drift. Derimot er porefasongen relevant for materialets resistens mot utmatting, men da er man også avhengig av at det virker spenningsssykluser i disse sonene. En annen fare er utvikling av støpesprekker under størkningen siden sonene allerede er svekket og er lokalisert til en skarp kant. Imidlertid er faren for støpesprekker størst nærmere materne sett ut fra kjøleraten og temperaturen fra Figur 3.18, men siden denne sonen allerede er svekket kan dette påvirke negativt.

### Tiltak

På tross av allerede benyttet lukkede eksoterme matere har man tilfelle av makroporøsitet. Siden den termiske gradienten ligger under den kritiske verdien  $0,5 \text{ }^\circ\text{C}/\text{mm}$  over et betydelig område, se Figur 3.11 vil man øke denne for at matingen skal gå enklere. Med valgt opprigging av matere og løpsystem er man antakelig nødt til å sette inn kjølekokiller for å kunne avkjøle de isolerte varmesentrene og dermed få økt termisk gradient. Siden godset er såpass tykt, kan det være hensiktsmessig å benytte innvendige kokiller, og da i lokasjonen for varmesentrene/porøsitetssonene, som vil forenes med smelten og motvirke krympeeffekten.

Ettersom mikroporøsiteten stammer fra intertendrittisk mating, vil antakelig matingen i disse regionene påvirkes ved etableringen av kjølekokillene i sonene for makroporøsitet. På grunn av bedre materialflyt vil mer smelte forflytte seg fra materne og ned i støpet som kan fylle forgreiningene i det intertendrittiske nettverket. Et annet tiltak er å fjerne mikroporøsiteten ved maskinering. Ifølge maskintegningen 36 skal diameteren maskineres fra  $127\text{mm}$  til  $140\text{mm}$  med en dybde på  $8\text{mm}$ . Siden mikroporøsiteten har størst prosentandel i midten av tverrsnittet på rundt  $1,8\%$ , kan maskineringen gjøre situasjonen verre dersom denne sonen blottlegges og man får spenningskonsentrasjoner som man kanskje ikke ville fått dersom mikroporøsiteten ble inni støpet.

## Kapittel 4

# Simulering av partiellsmiing

### 4.1 Simulering i Deform

#### 4.1.1 Partielle smisimuleringer

Det vil bli sett på forskjellige konsepter for partiellsmiing av tappskiven hvor man ser på forholdet mellom påført presskraft og den effektive tøyningen som skjer i det aktuelle partiellsmidde området. Området rundt tappen er utgangspunktet for simuleringene siden denne er en kritisk del med hensyn til at det har blitt påvist sprekke dannelse i kjernen mellom tapp og skive, Bilde 32. Det tas utgangspunkt i at smiemnet er støpt som en halvfabrikat hvor endelig geometri blir utformet ved partiellsmiing. Geometrien er valgt symmetrisk for å få en forenklet modell for å gjøre seg kjent med endringen i materialegenskapene under smiprosessen [31]. Videre arbeid vil være å se på simuleringer relatert til tappskivens asymmetri.

I simuleringen benyttes skjærfriksjon hvor skjærfriksjonsfaktoren er satt til  $m=0.6$  som forutsetter varmsmiing av stål uten smøring [39]. Resterende parametere som inngår i simuleringen kan ses i Tabell 4.2.

TABELL 4.1: Materialeegenskaper for senker og smiemne [28] [29]

Material	[MPa]
<b>AISI4340</b>	
Flytspenning	470
Strekkfasthet	745
<b>AISI-H-13</b>	
Flytspenning	1650
Strekkfasthet	1990

**AISI4340** er et lavkarbonstål med høy styrke, god seighet og er motstandsdyktig mot slitasje. Stålet smis i temperaturområdet 1000–1230 °C [33]. Bruksområder for dette stålet er hovedsaklig i transmisjoner som tannhjul og akslinger som skal kunne motstå store krefter. [28]. Når det gjelder tappskiven, stiller denne seg i samme kategori med hensyn til påkjenninger denne vil bli utsatt for.

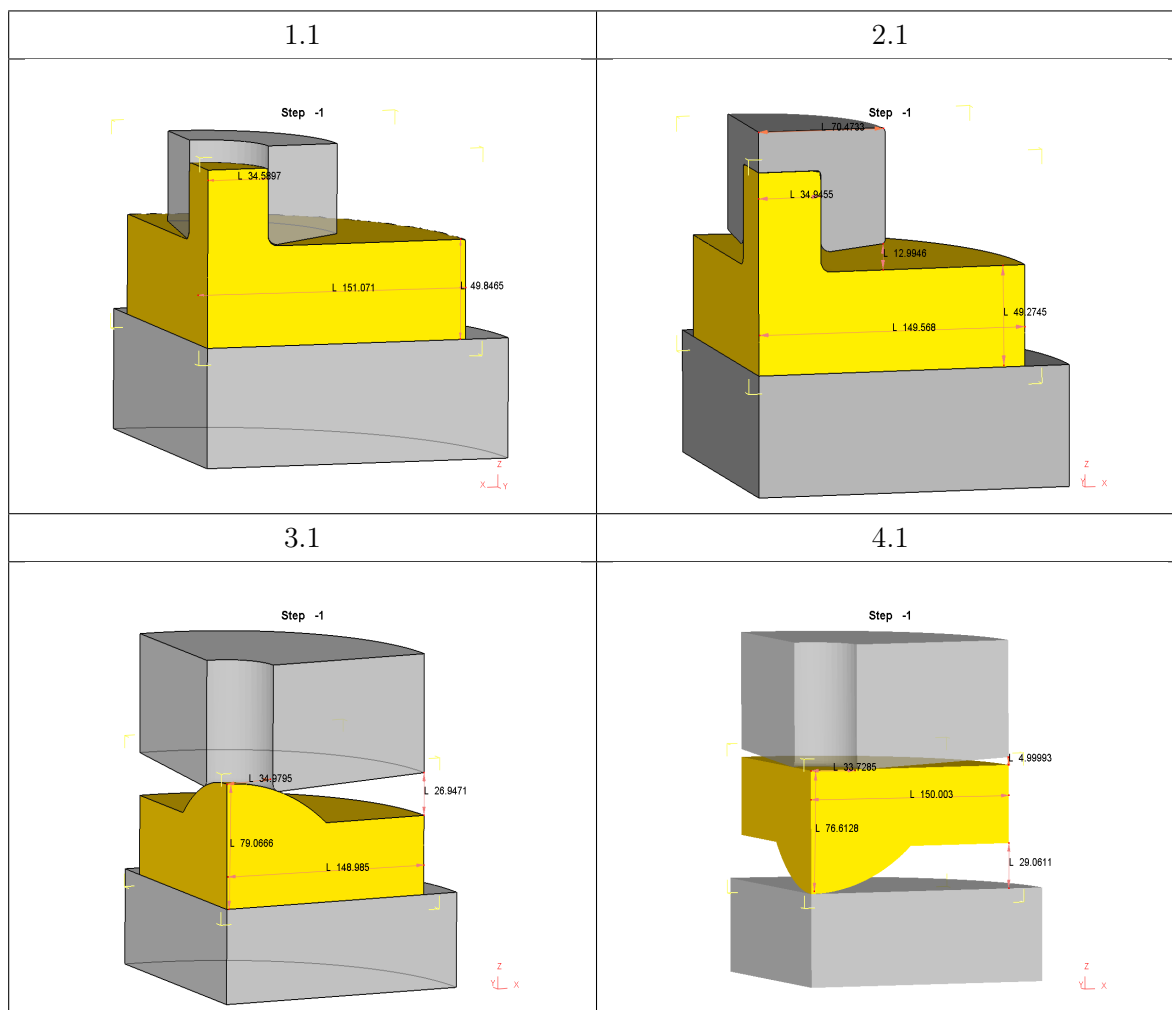
**AISI-H-13** har høy herdbarhet og er særlig motstandsdyktig mot slitasje, og tåler drastiske termiske endringer. Bruksområder for dette stålet er verktøy for varmbearbeiding som smisenker og ekstruderingsmatriser.[29]

TABELL 4.2: Parametere som er benyttet i simuleringene for partiellsmiing i Deform.

<b>Parametere</b>	<i>Smiemne</i>	<i>Senker</i>
Material	AISI4340	AISI-H-13
Mesh	40 000	32 000
Friksjon, m	0,6	0,6
Temperatur [°C]	1150	450
Varmeoverføringskoeffisient [N/sek/mm/°C]	5	5
Hastighet, øvre senke [mm/s]		2
Senkeforskyvning [mm/step]		2

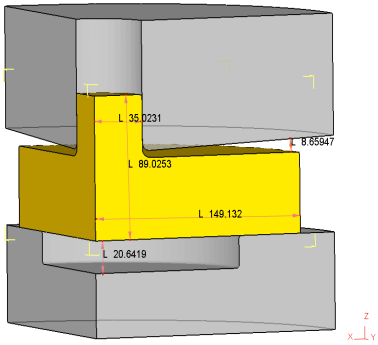
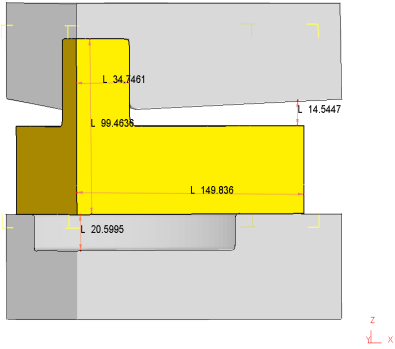
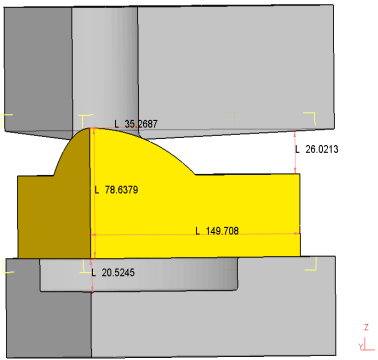
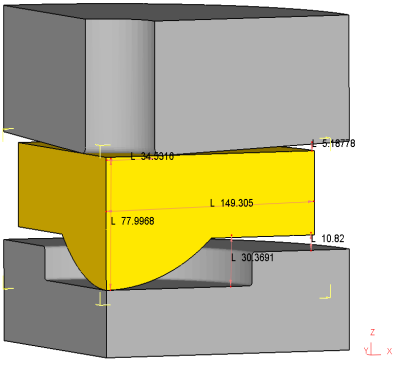
### Valg av konsepter for partiellsmiing

Det har blitt valgt tre konseptfamilier for simulering med fire konsepter i hver. De første familiene, Tabell 4.3 og 4.4, er konsepter for en generell geometri med elementer fra tappskiven, mens det for den siste familien. Tabell 4.5, er konsepter for den spesielle geometrien til tappskiven. Grunnen til å gjøre denne inndelingen er for å kunne evaluere hvor mye man ønsker å deformere smiemnet ved partiellsmiing med hensyn til påført presskraft og effektiv tøyning.



TABELL 4.3: Konsepter som kun fokuserer på partiellsmiing av tapp.

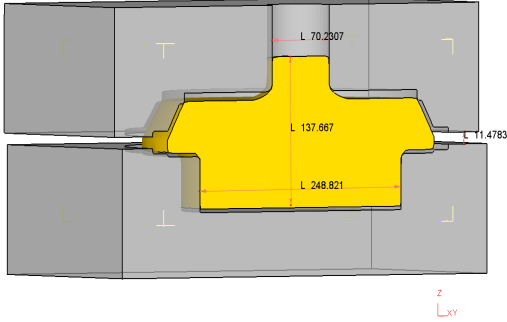
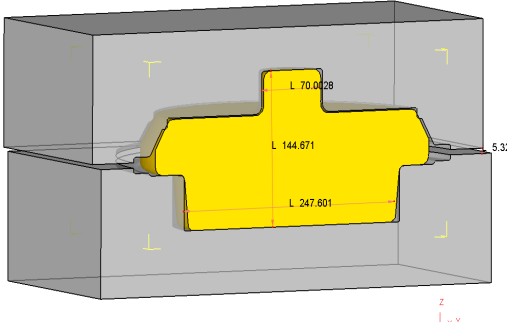
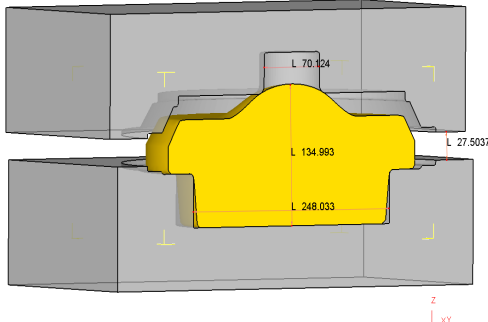
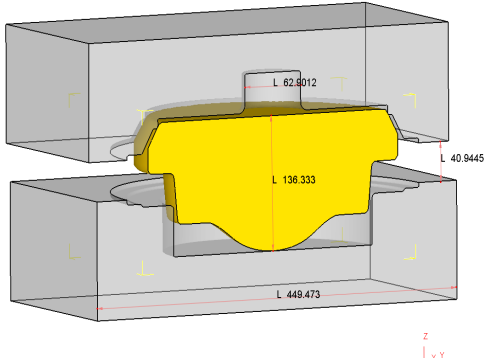
Tabell 4.3 tar for seg partiellsmiing av området mellom tapp og skive, konsept 1.1 og 2.1, samt tappen i sin helhet smidd ut av smiemnet, konsept 3.1 og 4.1. Her vil man utelukkende se på deformasjonen i området mellom tapp og skive og har derfor åpne senker som sørger for at det ikke skjer deformasjon andre steder på smiemnet.

1.2	2.2
<p style="text-align: center;">Step -1</p> 	<p style="text-align: center;">Step -1</p> 
3.2	4.2
<p style="text-align: center;">Step -1</p> 	<p style="text-align: center;">Step -1</p> 

TABELL 4.4: Konsepter som fokuserer på partiellsmiing av tapp og forsenkning.

Konseptene i Tabell 4.4 følger samme prinsipp som Tabell 4.3 når det gjelder utforming av tappen, men har i tillegg en nedsenkning. Nedsenkningen er aktuell å simulere på grunn av at det er en del av tappskivens geometri. Ved å inkludere nedsenkningen i partiellsmiingen, vil man øke presskraften betydelig i forhold til Tabell 4.3 og den effektive tøyningen vil skje på et større område i smiemnet.



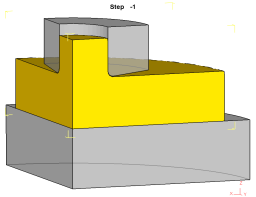
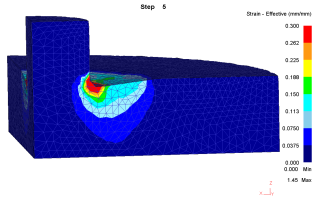
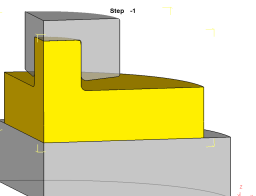
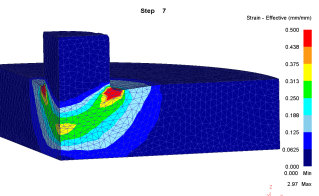
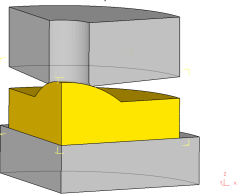
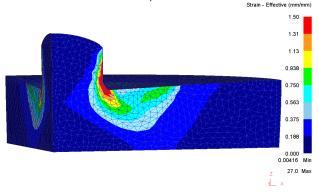
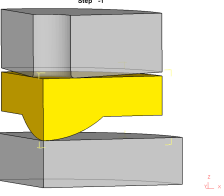
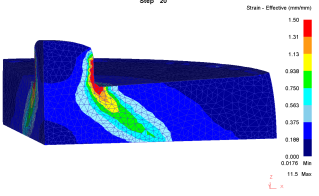
1.3	2.3
<p style="text-align: center;">Step -1</p> 	<p style="text-align: center;">Step -1</p> 
3.3	4.3
<p style="text-align: center;">Step -1</p> 	<p style="text-align: center;">Step -1</p> 

TABELL 4.5: Konsepter som fokuserer på partiellsmiing av fullstendig geometri av tappskiven

I Tabell 4.5 relateres konseptene til tappskivens reelle geometri. Her har man gått videre med konsepter fra Tabell 4.3 og 4.4 for å se hvilken partiellsmiing som utmerker seg best. Riktignok er nedsenkningen her allerede en del av smiemnet som videre blir partiellsmidd finere i senken. Senkene er nå lukkede noe som vil påføre mer tøyning på smiemnet og dermed øke presskraften. Men siden smiemnets volum vil utfylle senkene med minimalt skjegg, vil presskraften trolig ikke bli altfor høy. Man kan se at konsept 1.3 og 2.3 har vesentlig mindre senkeforskyvning enn konsept 3.3 og 4.3, noe som vil gi ulik tøyning.

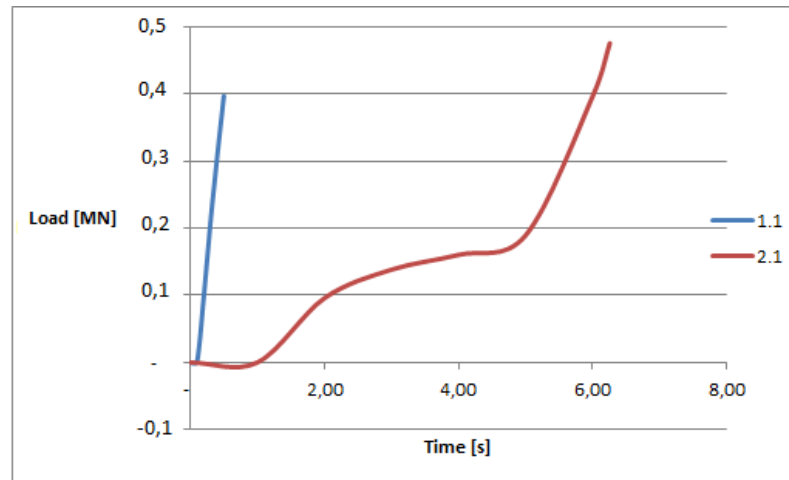
## 4.2 Resultater

Resultatene fra simuleringen av partiellsmiing med fokus på presskraft og effektiv tøyning er presentert i dette kapittelet.

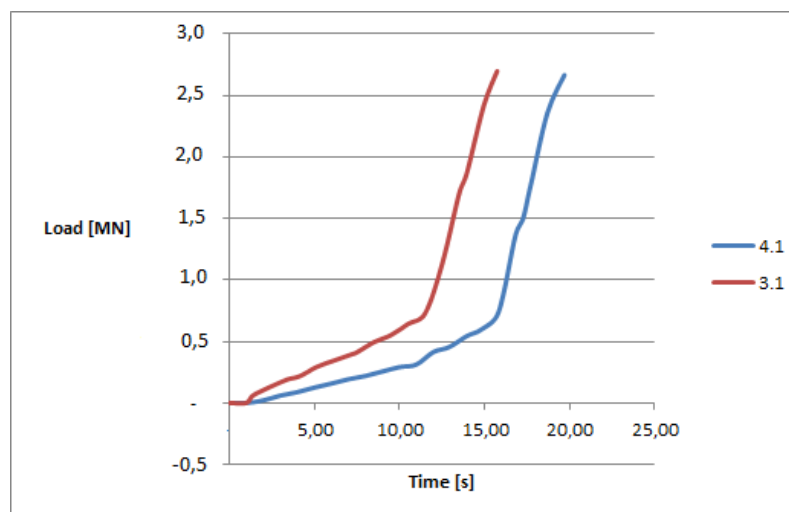
Nr	Konsept	Tøyningsbilde	Presskraft [MN]	Max. Eff. Tøyning
1.1			1,60	1,29 mm/mm
2.1			1,90	2,97 mm/mm
3.1			7,50	27,0 mm/mm
4.1			9,44	11,5 mm/mm

TABELL 4.6: Oversikt over simuleringene av konseptene fra Tabell 4.3 relatert til påført presskraft og resulterende tøyning for hele tappskiven

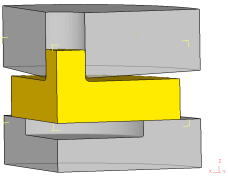
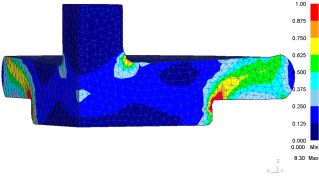
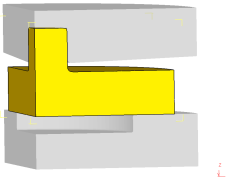
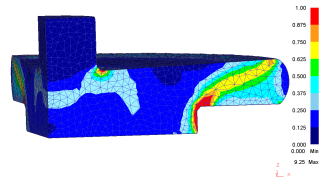
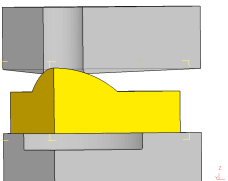
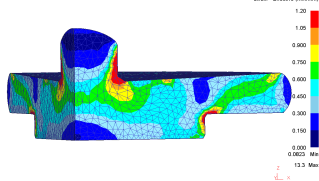
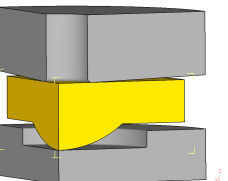
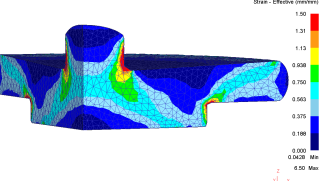
Ut i fra Tabell 4.6 kan man se at variasjonen i presskraft og tøyning er stor mellom konseptene. Konseptene 1.1 og 2.1 har en signifikant mindre presskraft og tøyning i forhold til 3.1 og 4.1. Dette kan ses tydelig i grafene 4.3 og 4.3 hvor konseptene 1.1 og 2.1 samsvarer i presskraft, men ikke i tid, mens 3.1 og 4.1 samsvarer både i presskraft og tid.



FIGUR 4.1: Graf som viser variasjonen i påtrykt presskraft til konsept 1.1 og 2.1. Kraften representerer 1/4 av total presskraft.



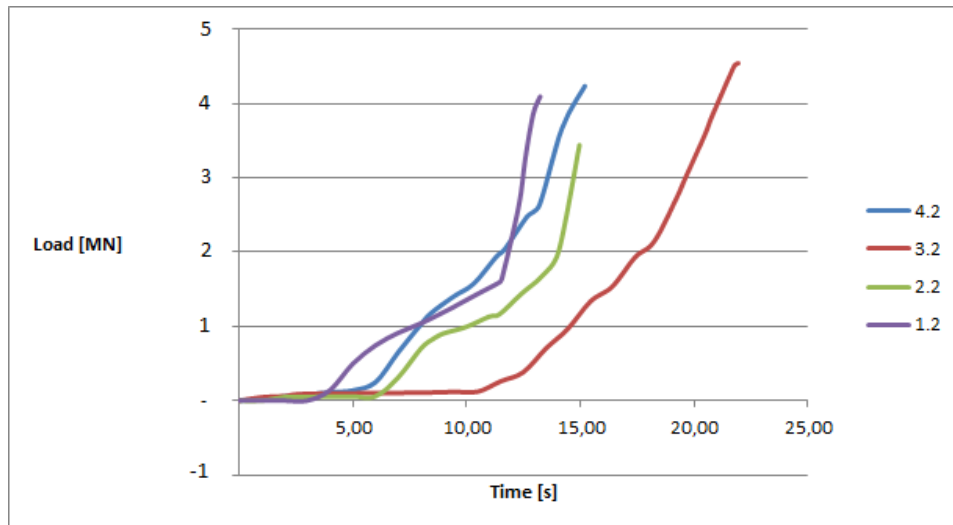
FIGUR 4.2: Graf som viser variasjonen i påtrykt presskraft til konsept 3.1 og 4.1. Kraften representerer 1/4 av total presskraft.

Nr	Konsept	Tøyningsbilde	Presskraft [MN]	Max. Eff. Tøyning
1.2			16,40	8,3 mm/mm
2.2			13,76	9,19 mm/mm
3.2			18,16	13,3 mm/mm
4.2			16,96	6,5mm/mm

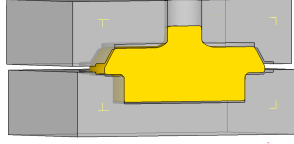
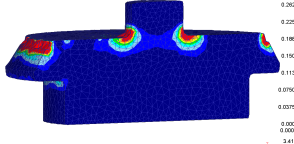
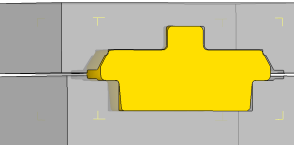
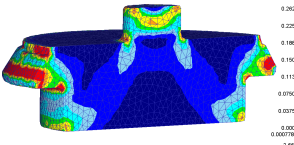
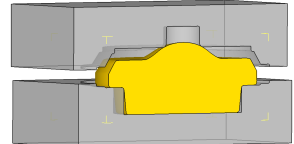
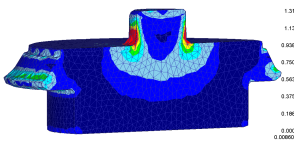
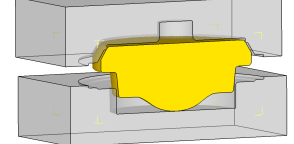
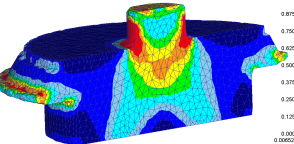
TABELL 4.7: Oversikt over simuleringene av konseptene fra Tabell 4.4 relatert til påført presskraft og resulterende tøyning for hele tappskiven

Ut i fra Tabell 4.7 kan man se at variasjonen i påført presskraft er relativt liten (mellom 13,76-18,16 MN). Variasjonen i tøyningen er derimot større (mellom 6,5-13,3 mm/mm). Tøyningsbildet for konseptene er variende hvor 1.2 og 2.2 har mest tøyning i kjerven for nedsenkningen mens 3.2 og 4.2 har mest tøyning i kjerven til tappen. Tøyningen har også større utbredelse i smiemnet i 3.2 og 4.2 enn i 1.2 og 2.2.

Fra Figur 4.3 ser man at kurvene for 1.2 og 2.2 har til felles en trappetrinnsform mens 3.2 og 4.2 har en eksponentiell form.



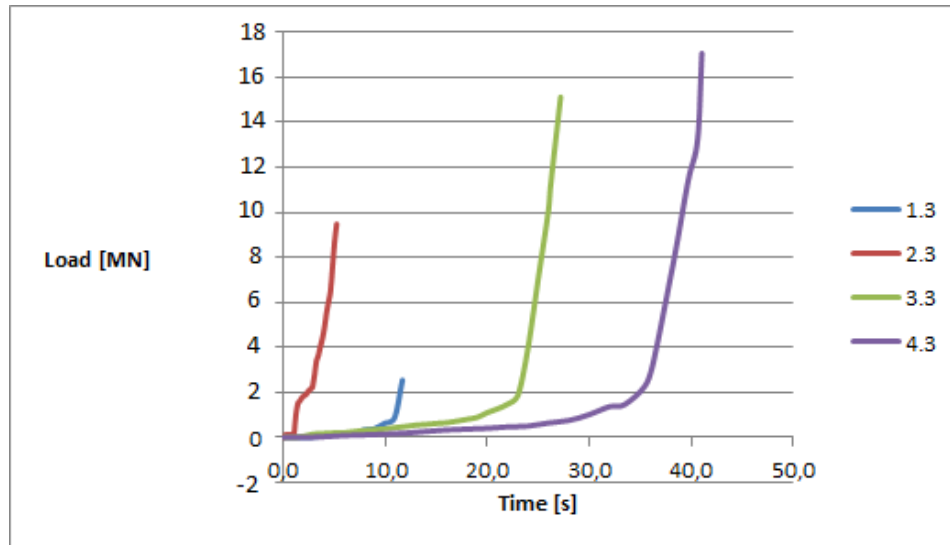
FIGUR 4.3: Graf som viser variasjonen i påtrykt presskraft til de forskjellige konseptene. Kraften representerer 1/4 av total presskraft.

Nr	Konsept	Tøyingsbilde	Presskraft [MN]	Max. Eff. Tøyning
1.3			5,12	3,41 mm/mm
2.3			19,00	2,66 mm/mm
3.3			30,20	4,35 mm/mm
4.3			34,2	6,97 mm/mm

TABELL 4.8: Oversikt over simulering av konseptene fra Tabell 4.5 relatert til påført presskraft og resulterende tøyning for hele tappskiven.

Ut i fra Tabell 4.8 kan man se at variasjonen i påført presskraft er betydelig (mellom 5,12-34,2 MN) mens den maksimale effektive tøyningen er rimelig lav tatt i betraktning den store presskraften i 3.3 og 3.4. Tøyningsbildet for konseptene er ulike hvor 1.3 har konsentrert tøyning som går veldig grunt i smiemnet mens 4.3 har tøyning gjennom hele godset.

Fra Figur 4.4 ser man at 2.3 igjen viser en trappeform mens de øvrige har eksponentiell form.



FIGUR 4.4: Påtrykt presskraft for konseptene 1.3-1.4 samlet. Kraften representerer 1/2 av total presskraft.

### 4.3 Diskusjon

I diskusjonen av resultatene er det viktig å se på den effektive tøyningen som oppstår i smiemnet under partiellsmiingen. Man kan evaluere materialegenskapene ut fra tøyningen oppstått under partiellsmiingen. Gjennom deformasjon/knaing vil man redusere eller fjerne inneslutninger og urenheter som finnes i materialet, noe som vil forbedre materialegenskapene som strekkfasthet og duktilitet. [1] Med dette ønskes stor eff. tøyning i de utsatte områdene. Dessuten er det viktig å betrakte presskraften med hensyn til et økonomisk perspektiv. Ved for høy presskraft vil dette medføre kostnader i verktøystørrelse, energi samt slitasje på utstyr. Derfor ønsker man generelt høyest effektiv tøyning med lavest mulig presskraft. Spesielt er det viktig å få den effektive tøyningen på riktig sted, der hvor tappskiven er mest utsatt; i kjerven mellom tapp og skive. I Tabell 4.9 vil konseptene evalueres med hensyn til karakteristikkene nedenfor for å nominere hvilke konsept som egner seg best til partiellsmiing.

**Presskraft:**

God: Lav presskraft mellom 0 og 10 MN

Middels: Mellomhøy presskraft over 10 til 20 MN

Dårlig: Høy presskraft over 20 MN

**Eff. Tøyning:**

Dårlig: Liten eff. tøyning mellom 0 og 10 mm/mm

Middels: Mellomstor eff. tøyning over 10 til 20 mm/mm

God: Stor eff. tøyning over 20 mm/mm

**Tøyningsbilde:**

God: Gjennomgående eff. tøyning rundt tapp.

Middels: Eff. tøyning rundt tapp, men ikke gjennomgående

Dårlig: Eff. tøyning andre steder enn rundt tappen.

TABELL 4.9: Parametere som er benyttet i simuleringene for partiellsmiing i Deform.

Konsept	Presskraft	Tøyning	Tøyningsbilde
1.1	God	Dårlig	Middels
2.1	God	Dårlig	God
3.1	God	God	God
4.1	God	Middels	God
1.2	Middels	Dårlig	Middels
2.2	Middels	Dårlig	Middels
3.2	Middels	Middels	God
4.2	Middels	Dårlig	God
1.3	God	Dårlig	Middels
2.3	Middels	Dårlig	Middels
3.3	Dårlig	Dårlig	God
4.3	Dårlig	Dårlig	God

Konsept 3.1 utmerker seg fra de andre fordi det har bare positive karakteristikk fra Tabell 4.9. Konseptene 1.1 til 4.1 hvor kun tappen blir partiellsmidd er gjennomsnittlig best. Konseptene 1.2 til 4.2 har vesentlig høy presskraft uten at dette påvirker tøyningsbildet positivt. 1.2 og 2.2 får det meste av tøyningen i området ved nedsenkningen og lite tøyning i området til tappen. 3.2 og 4.2 har et godt tøyningsbilde, men presskraften er her veldig høy. For konseptene 1.3 til 4.3 har disse til felles en veldig lav tøyning.

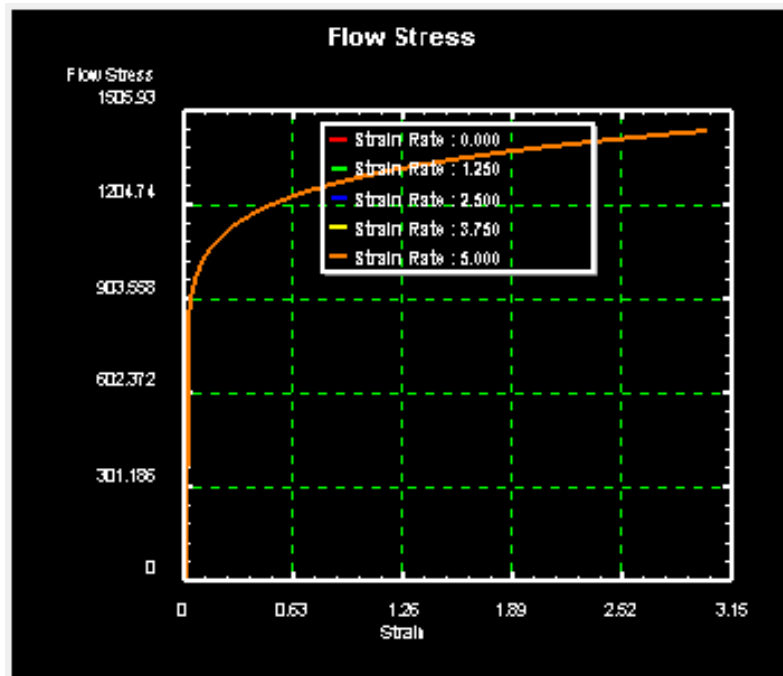
I tillegg benyttes mye av presskraften til å deformere områder av smiemnet som ikke har særlig betydning for det aktuelle område man ønsker å smi. Dette vil bare fordyre partiellsmiingen.



# Simulering av materialtester

## 4.4 Dorekspansjonstest

Dorekspansjonstesten tar utgangspunkt i materialmodellen som ble funnet ut fra strekktesting gjennomført av Jonas Engebretsen (2014) i forbindelse med masteroppgaven hans. Materialmodellen representerer strekktesting av en prøvestav liggende øverst i tappen på en smidd tappskive, mer data om dette er vedlagt i 33 og 34. Som vist i Figur 4.5 er materialmodellen uttrykt ved potensloven  $y = 1285 \times x^{0,1}$ .



FIGUR 4.5: Graf som uttrykker materialmodellen basert på tidligere strekkprøve.

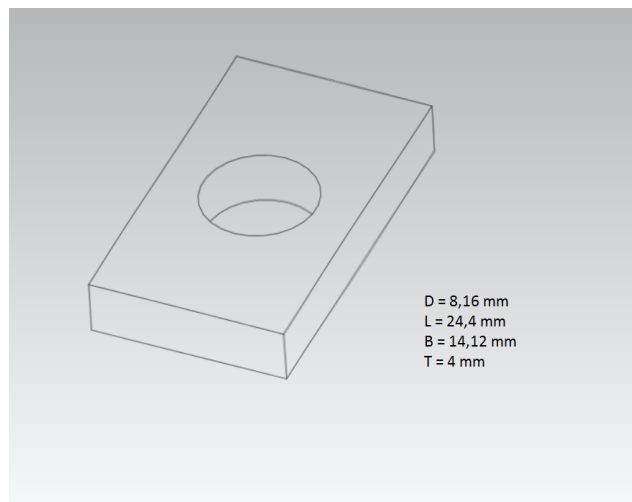
Begrunnelsen for valgte parametere som er presentert i Tabell 4.10 går ut på at testen utføres som en isoterm prosess siden man ikke vil få temperaturøkning av betydning. Skjærfriksjonsfaktoren er satt til  $m=0,1$  som forutsetter bruk av smøremiddel på dor og

teststykke under utførelsen. Et ”meshvindu” er påsatt området rundt hullet i teststykket for å få en bedre oppløsning av deformasjonen som vil skje.

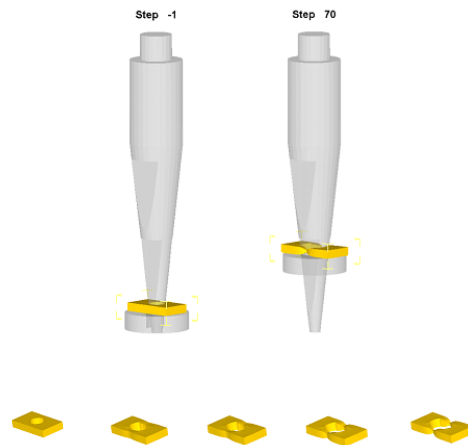
TABELL 4.10: Parametere som er benyttet i simuleringen for dorekspansjonstest i Deform.

Parametere	Dor	Teststykke
Material	AISI-H-13	$y=1285 \times x^{0,1}$
Mesh	-	50 000
Meshvindu - Size Ratio	-	0,05
Friksjon, m	0,1	0,1
Temperatur [ $^{\circ}C$ ]	20	20
Hastighet, øvre senke [mm/s]	0,3	-
Senkeforskyvning [mm/step]	0,2	-

Modellen av doren har blitt modellert i Siemens-NX etter tegning fra veileder Valberg. Doren har en helning på  $6^{\circ}$  og har maskinerte flater på to av sidene som kan ses i Figur 4.7. Med en slik utforming vil ekspansjonen gå i lengderetningen av dorprøven etterhvert som doren presses ned. Dorprøven er modellert ut i fra en reell prøve fra Rolls-Royce Marine med dimensjoner som vist i Figur 4.8 .

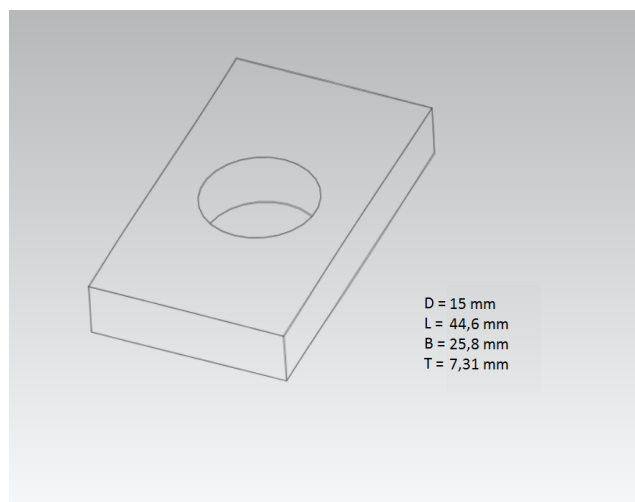


FIGUR 4.6: Dorprøve dimesjonert for å ekspandere i nedre del av doren. (Liten dortest)

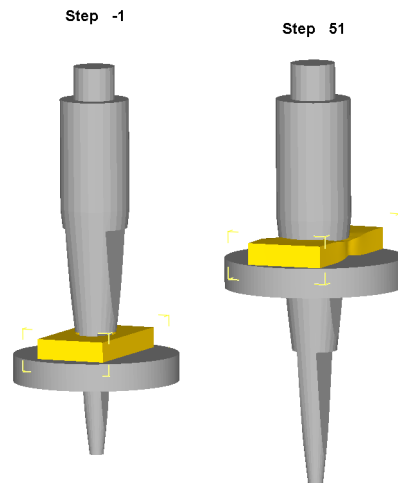


FIGUR 4.7: Forløpet til liten dorekspansjonstest der nedre del av doren benyttes.

Ettersom IPM er i besittelse av tre støpte tappskiver som er levert av BMS Steel, vil det fremover bli gjort flere materialtester. Etter samtale med veileder Valberg, kom det fram at det vil være relevant å gjøre dorekspansjonstester av større dimensjon. I den forbindelse har det blitt simulert en dorekspansjonstest der øvre del av doren benyttes, se Figur 4.9. Med større prøver vil et større areal bli tatt med i betraktningen av materialegenskapene og man kan dermed oppnå høyere presisjon. For eksempel kan man ved en liten prøve i tappen til tappskiven risikere å utelate et porøst område som sannsynligvis vil bli fanget opp av en større prøve.



FIGUR 4.8: Dorprøve dimensjonert for å ekspandere i øvre del av doren. (Stor dorest)



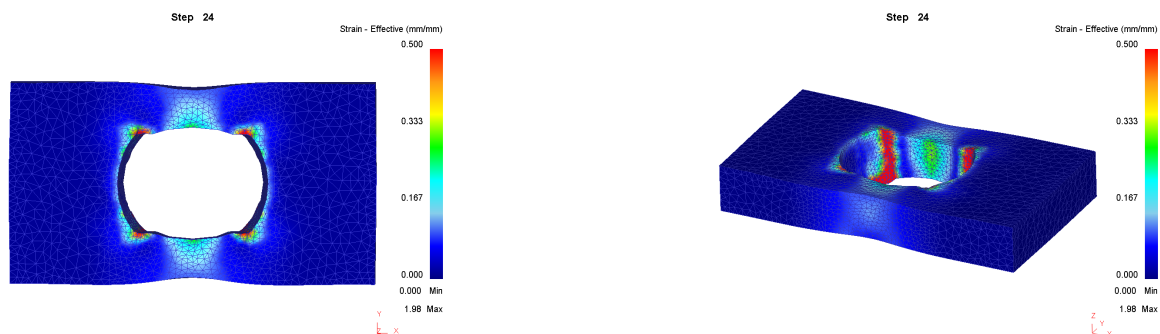
FIGUR 4.9: Start og slutt ved stor dorekspansjonstest. Øvre del av doren benyttes.

#### 4.4.1 Resultater

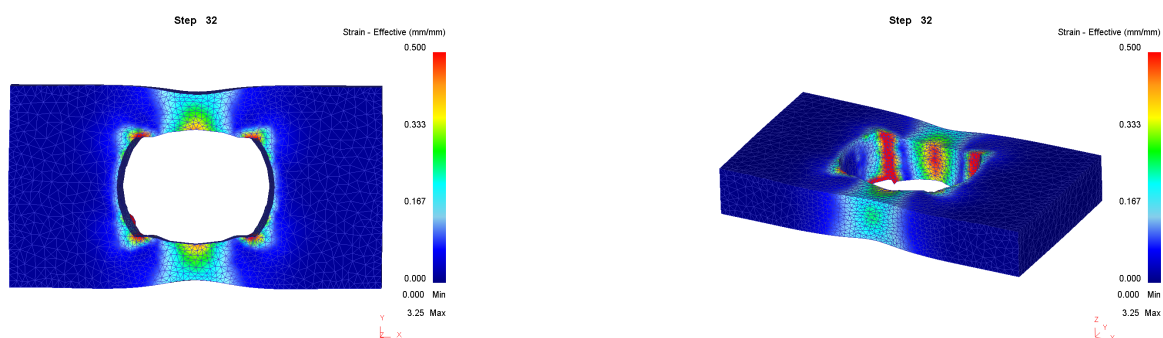
Herunder vises resultatene fra liten og stor dortest hvor man kan se den effektive tøyningen i dorprøven samt påført presskraft gjennom testforløpet.

##### Liten dortest

Figur 4.10 viser dorprøven i Step 24 og man ser at den effektive tøyningen går i lengderetningen av dorprøven på grunn av doren sine maskinerte sider. Man kan se at det oppstår størst tøyningkonsentrasjoner i hjørnene til det ekspanderte hullet og mindre i innsnevringen. Den høyeste effektive tøyningen ligger på over 0,5 mm/mm som har rød farge, med maksimumverdi 1,98 mm/mm. Figur 4.11 viser dorprøven i Step 32 hvor man fortsatt har mesteparten av tøyningen i hjørnene, men også en økning i innsnevringen som har en effektiv tøyning på over 0,5 mm/mm, med maksimumverdi 3,25 mm/mm. Bildet til høyre viser at tverrsnittet til innsnevringen er ytterligere redusert. I Figur 4.12 ser man fra grafen hvor i testforløpet Step'ene er representert.

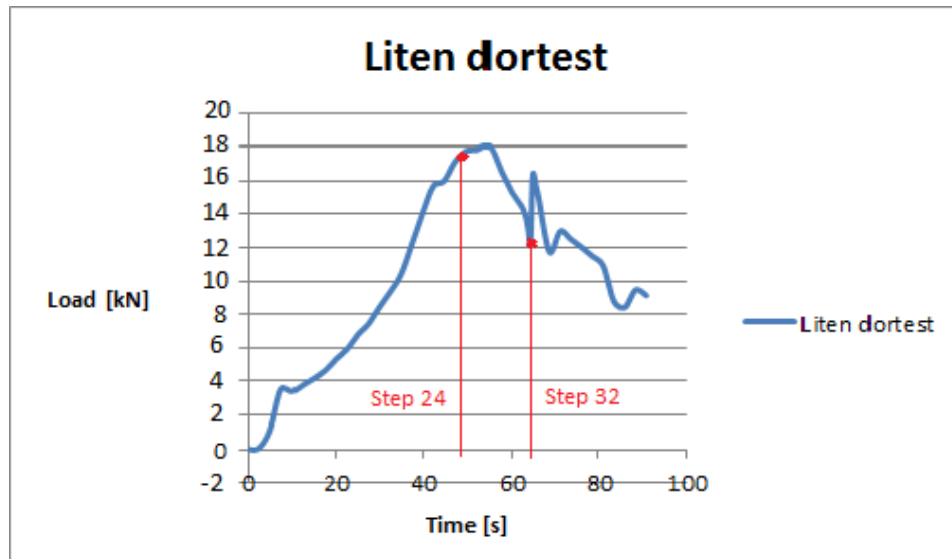


FIGUR 4.10: Effektiv tøyning i dorprøven for Step 24 med skala opp til 0,5 mm/mm.



FIGUR 4.11: Effektiv tøyning i dorprøven for Step 32 med skala opp til 0,5 mm/mm.

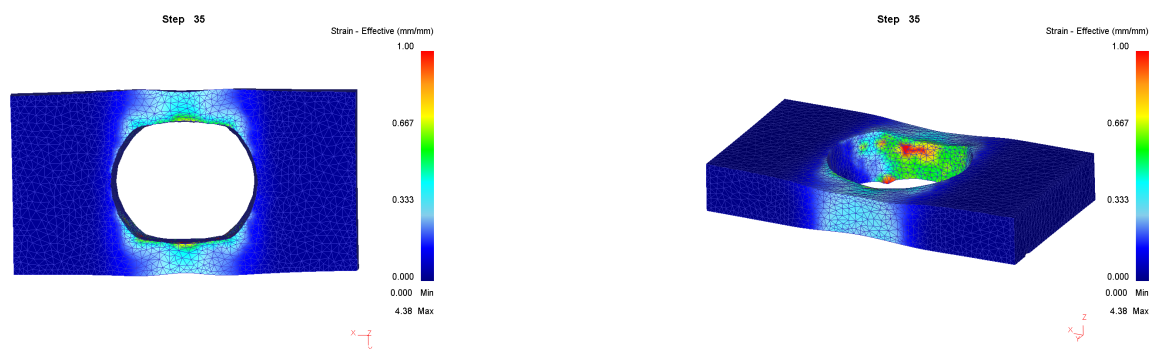
Grafen som er vist i Figur 4.12 viser last over tid gjennom testforløpet hvor kurven stiger opptil 18 kN og deretter avtar ned til rundt 12 kN før den igjen gjør et hopp og avtar igjen inhomogent.



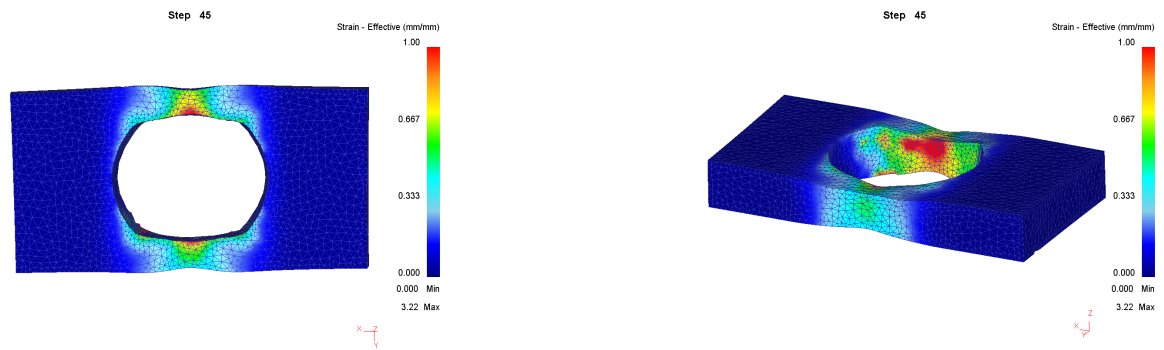
FIGUR 4.12: Dorens påførte presskraft på teststykket.

### Stor dortest

I resultatene for den store dortesten viser bildet til venstre i Figur 4.13 effektiv tøyning i området hvor materialet er tynt. Den effektive tøyningen ligger her på mellom 0,3-0,7 mm/mm. Bildet viser Step 35 og kan ses i graf Figur 4.15. I bildet til høyre ser man den effektive tøyningen fra et annet perspektiv hvor man kan se tøyningkonsentrasjoner i rødt i øvre sjikt av teststykket som følge av dorens koniske form. Her er den effektive tøyningen på over 1 mm/mm, med maksimumverdi 4,38 mm/mm. Figur 4.14 viser teststykket i Step 45 hvor man ser en tydelig innsnevring hvor et større område har en effektiv tøyning over 1 mm/mm, med maksimumverdi 3,22 mm/mm .

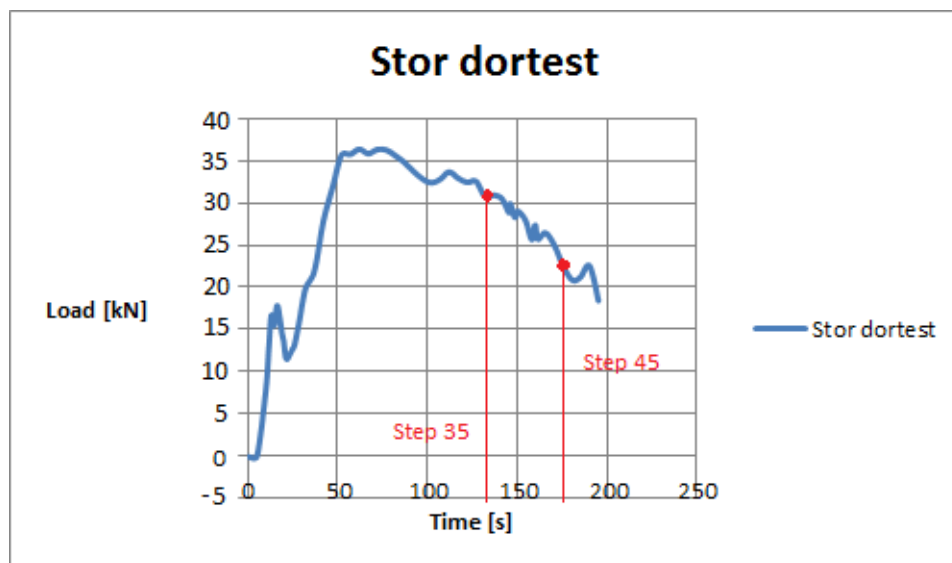


FIGUR 4.13: Effektiv tøyning i teststykket for Step 35 med skala opp til 1,0 mm/mm.



FIGUR 4.14: Effektiv tøyning i teststykket for Step 35 med skala opp til 1,0 mm/mm.

Grafen i Figur 4.15 viser last over tid under testforløpet hvor kurven stiger markant de første 50 sek. opptil 36 kN før den går over til en flat topp i 30 sek. før den avtar igjen. I løpet av den markante stigningen i begynnelsen inntreffer en kløft på mellom 11 og 17 kN.



FIGUR 4.15: Dorens påførte presskraft på teststykket.

#### 4.4.2 Diskusjon

Felles for dortestene er strekkfastheten viktig å determinere for å vite hvor mye materialet tåler før man kan forvente brudd. Sammenliknet med den idelle kraft-tøyningskurven fra Figur 2.8 kan man antyde at flytgrensene for liten og stor dortest er henholdsvis 3,8 og 17,5 kN hvor man i Figur 4.12 og 4.15 ser en tydelig avsats i kurven før de

fortsetter plastisk inntil strekkfastheten på toppen før de avtar igjen. Strekkfastheten er henholdsvis 18 og 37 kN.

For liten dortest hvor Step 24 befinner seg like før strekkfastheten, ser man at det er god plastisk tøyning som er realistisk ettersom differansen mellom strekkfasthet og flytegrense er rimelig stor, Figur 4.12. Step 32 befinner seg nede på den avtagende delen av kurven i punktet hvor kurven gjør et hopp. Her kan det spekuleres i om det vil oppstå brudd med tanke på at innsnevringen har en effektiv tøyning på over 0,5 mm/mm og at kurven avtar betydelig rett før den gjør et hopp.

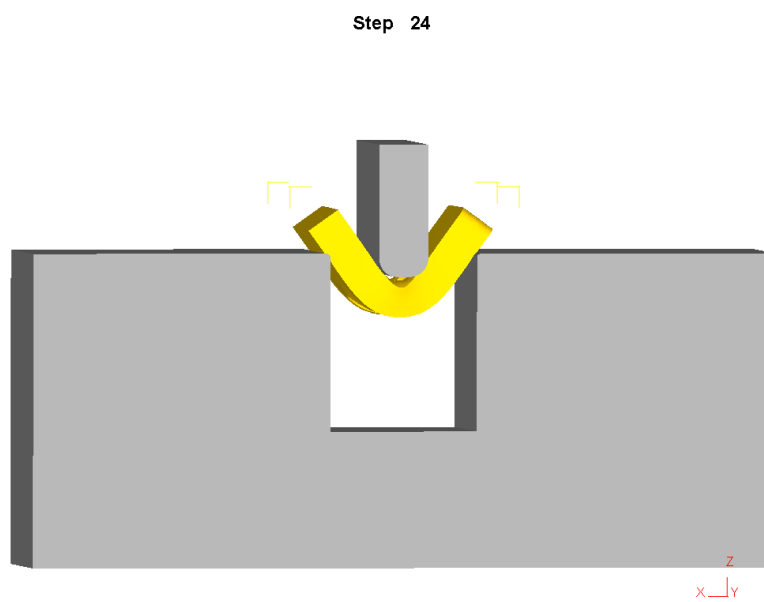
For stor dortest befinner begge Step'ene seg på den avtagende delen av kurven. Siden skalaen for effektiv tøyning er opptil 1,0 mm/mm, ser ikke tøyningen så alvorlig ut sammenlignet med liten dortest. Likevel kan man se tøyningkonsentrasjoner i innsnevringen på over 1,0 mm/mm i Figur 4.13 samt at doren tydelig har ekspandert hullet. Figur 4.13 viser en ytterligere innsnevring med større område av effektiv tøyning på over 1,0 mm/mm hvor deformasjonen på teststykket er så stor at det er rimelig å anta at bruddet har oppstått tidligere. Ettersom kurven 4.15 viser et søkk ved 100 sek. kan dette være et mulig bruddpunkt.

Grunnen til at man får ulik flytegrense og strekkfasthet for samme material, er på grunn av ulike dimensjoner for teststykkene. For stor dortest hvor dimensjonene er oppskalert, får man høyere verdier for flytegrense og strekkfasthet. I tillegg behøves langt høyere presskraft.

## 4.5 Bøyetest

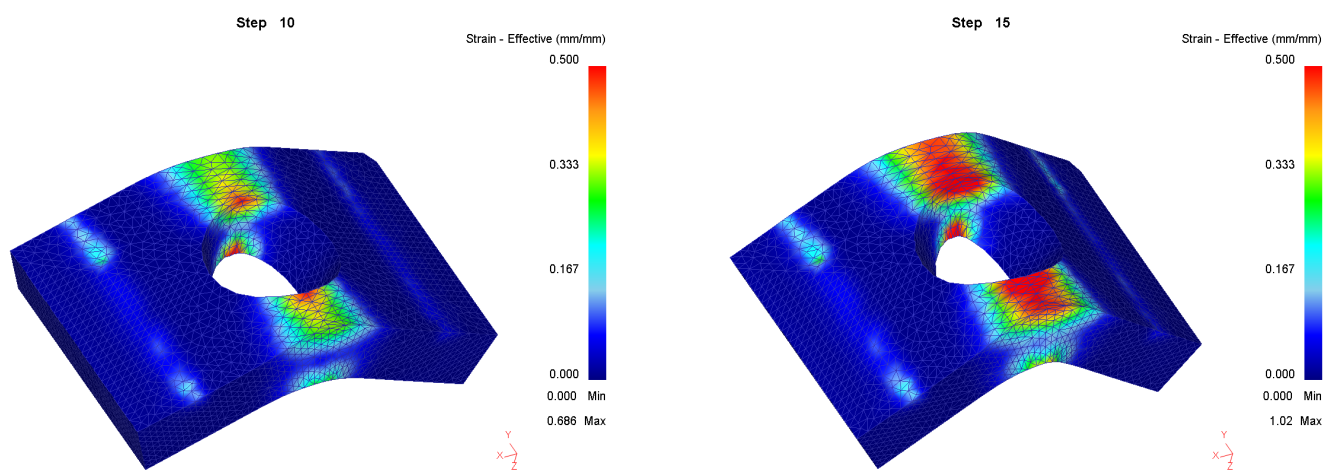
Det ble simulert bøyetesting i Deform for å se på deformasjonen under bøyingen av prøven og for å kunne sammenligne dette med prøvene testet i laboratoriet. Prøvene er de samme som for dortesten siden det viste seg at dortesten ikke var gjennomførbar i laboratoriet. Av den grunn er det et hull i prøven også for bøyetesten med samme mesh-oppløsning som for dortesten. Figur 4.16 visualiserer bøyetesten hvor et stempel presser prøven mellom to flater inntil den passer mellom de to flatene.



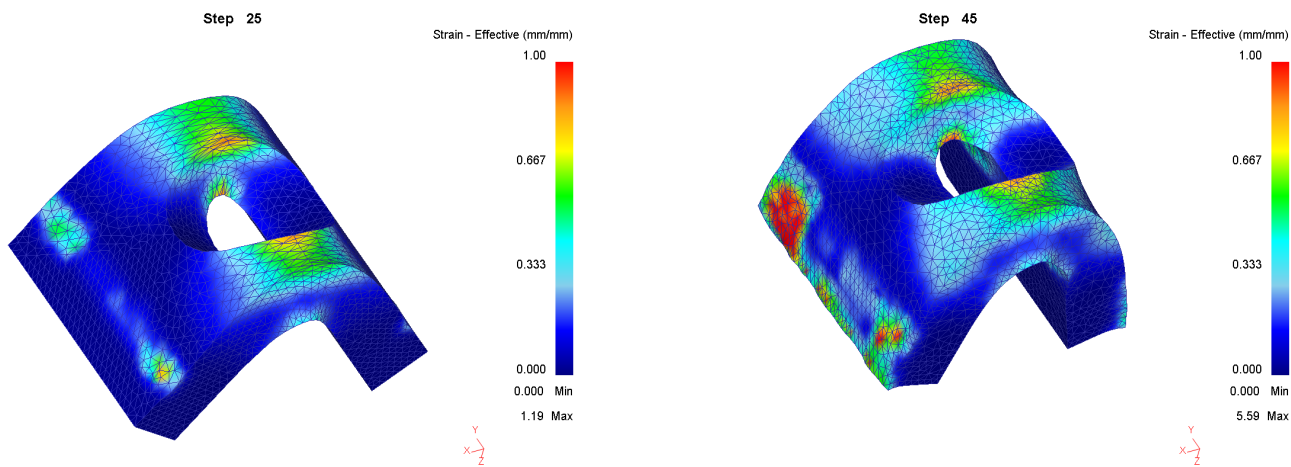


FIGUR 4.16: Visualisering av bøyetesten.

### 4.5.1 Resultater

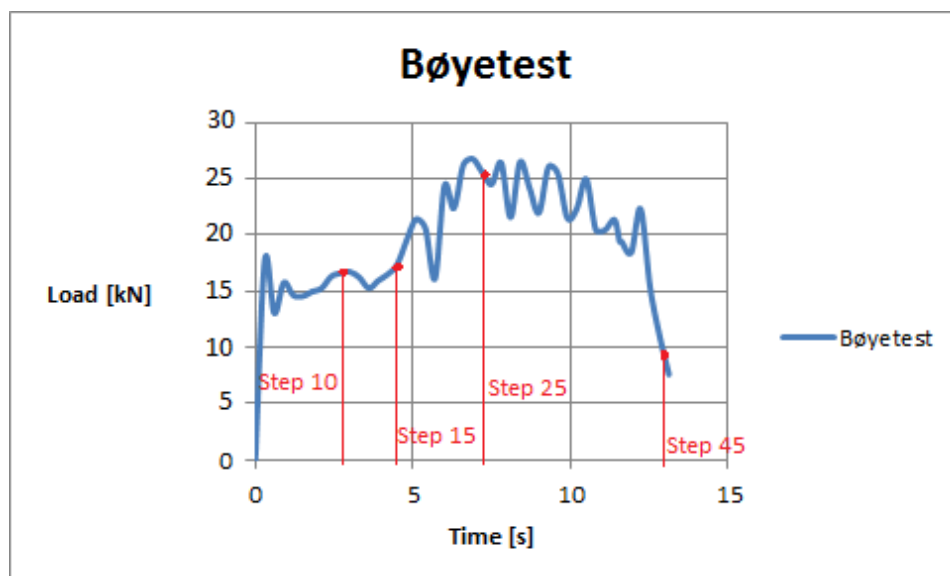


FIGUR 4.17: Effektiv tøyning i prøven under bøying i Step 10 og 15. Skalaen går opp til 0,5 mm/mm.



FIGUR 4.18: Effektiv tøyning i prøven under bøyning i Step 25 og 45. Skalaen går opp til 1,0 mm/mm.

Ovenfor vises resultatene av den bøyde prøven der man ser utviklingen av den effektive tøyningen i fire forskjellige steg, Figur 4.17 og 4.18. Figur 4.19 viser grafen last-tid over testforløpet der man ser hvor de forskjellige stegene befinner seg på kurven. I Figur 4.17 ser man av bildene at den effektive tøyningen starter på innsiden av hullet og øker over strekksiden. Den effektive tøyningen ligger på over 0,5 mm/mm for rød farge, med maksimumverdi 0,7 og 1,0 mm/mm. Figur 4.18 viser samme utvikling, men med større tøyning. Step 25 ligger i området for strekkfastheten ifølge grafen i Figur 4.19 og har en effektiv tøyning på rundt 1,0 mm/mm med maksimumverdi 1,19 mm/mm. Step 45 viser en ytterligere tøyning på strekksiden hvor maksimumverdien for effektiv tøyning er 5,6 mm/mm.



FIGUR 4.19: Påført presskraft under bøyetesten.

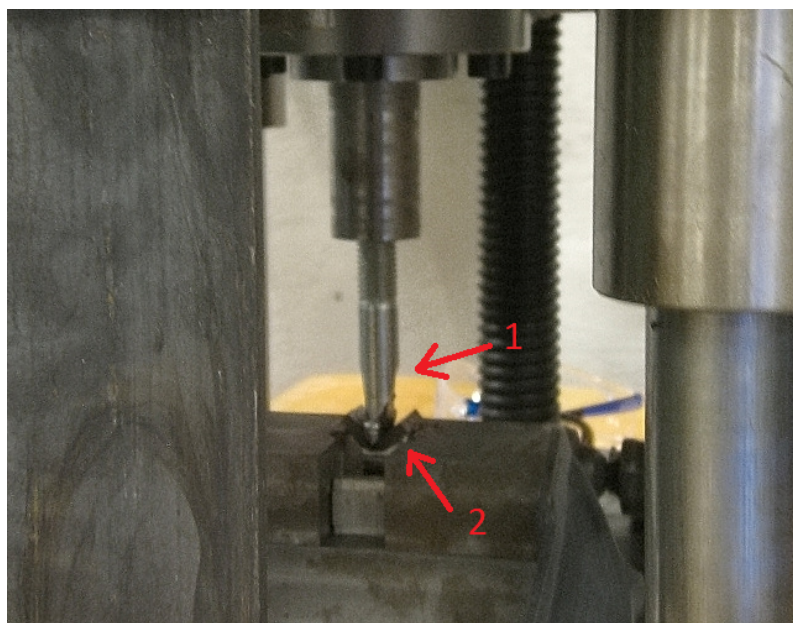
### 4.5.2 Diskusjon

Først og fremst kan det nevnes at grafen i Figur 4.19 ikke er slik som man skulle forvente fra en bøyetest på grunn av en veldig ujevn kurve. Ved sammenligning av den ideelle grafen fra Figur 2.8 kan man gå ut ifra at flytgrensen ligger på 18 kN på kurvens første topp og strekkfastheten ligger på litt over 25 kN. Grunnen til den ujevne grafen kan være på grunn av en primitiv materialmodell. Likevel ser bildene fra Figur 4.17 og 4.18 veldig realistiske ut med hensyn til tøyingsbilde og deformasjon. Det er sannsynlig at brudd vil oppstå etter Step 25 på grunn av strekkfastheten, og bruddet vil oppstå hvor tøyningen er størst, ved hullet på strekksiden.

# Materialtesting i laboratorium

## 4.6 Bøyetest

Bøyetesting har blitt utført i laboratoriet ved IPM som en erstatning for dorekspanstesten på grunn av at pressen ikke var sterk nok. Prøvene er de samme som for dortesten (prøver fra Rolls-Royce Marine, fra en støpt og en smidd tappskive) med samme dimensjon som den simulerte bøyetesten. To av prøvene for støpt tappskive, C-R-6 og C-R-5 har en smalere bredde enn de resterende og kan gi utslag i resultatene.



FIGUR 4.20: Viser stempelet (1) som presser prøven (2) slik at den deformeres.

De utskjærte prøvene ble klargjort for bøyning ved polering for å unngå spenningskonsentrasjoner i den røe overflaten under bøyningen. Det ble benyttet poleringsmaskin, se Figur 4.21, der man gjorde poleringen i 3 omganger; grov-, mellom- og finpolering. Poleringspapiret var av vannfast silikonkarbid hvor det ble benyttet P120, P240 og P800 rangert fra grovt til fint. Før poleringen ble alle prøvene merket med en luftdrevne rissepenn siden den originale tusjmerkingen ville bli polert bort. Ved ferdig polering, Figur 4.22,

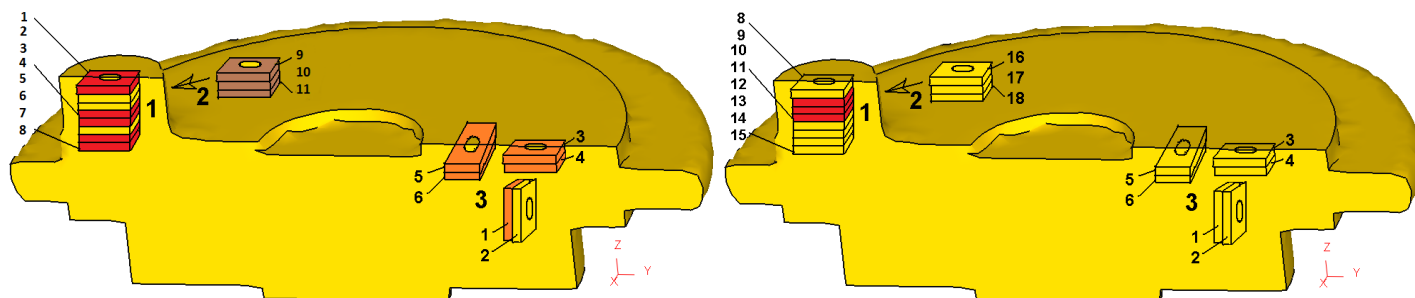
ble enkeltvis satt på riggen i pressen og bøyd. For å oppnå lav friksjon ble kobberfett smørt på alle anleggsflater, både på prøve og stempel.



FIGUR 4.21: Poleringsmaskinen har to roterende plater med poleringspapir av forskjellig fin/grovhet. Disse blir under drift tilført vann.



FIGUR 4.22: Et utvalg prøver ferdig polert og klar til bøyetesting.

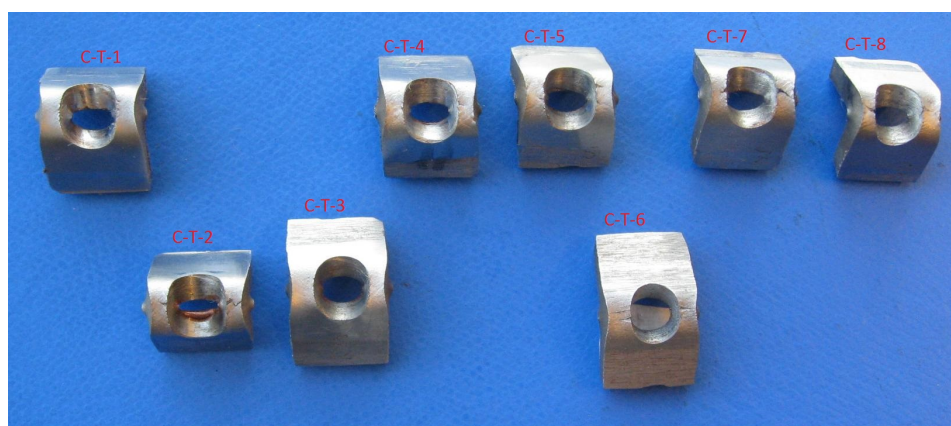


FIGUR 4.23: Tverrsnitt av tappskivene med plassering av prøvene. Venstre: Støpt tappskive. Høyre: Smidd tappskive

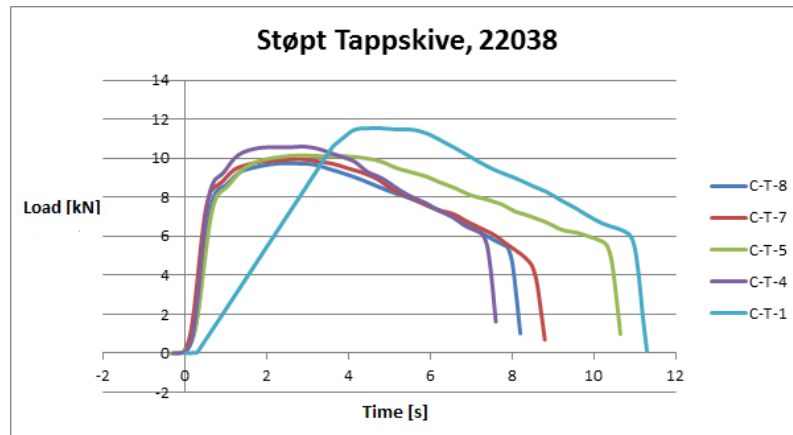
## 4.7 Resultater

### 4.7.1 Støpt tappskive

Som man kan se fra Figur 4.24 er det noe ulik deformasjon på prøvene. Den øverste rekken av prøver ble bøyetestet for seg, mens nederste rekken ble bøyetestet ved en tidligere anledning. Etersom øvre rekke av prøver representerer samme form og har blitt bøyd etter samme innstillinger, har disse blitt tatt med videre til sammenlikning i grafen i Figur 4.25.

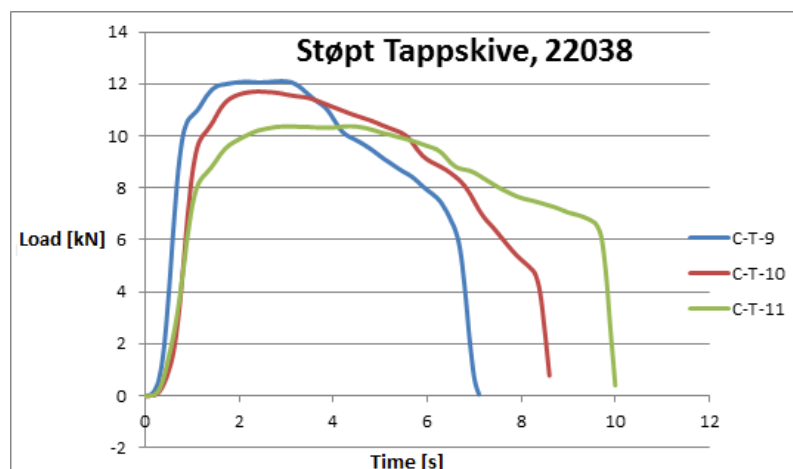


FIGUR 4.24: Et utvalg prøver etter endt bøyetesting fra tappen, Figur 4.23 venstre bilde. Prøve C-T-2 er for øvrig ytterligere bøyd i etterkant.



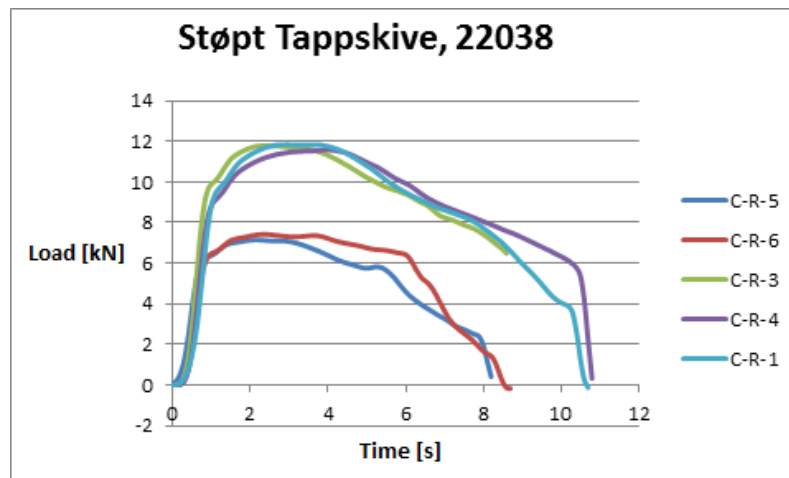
FIGUR 4.25: Graf over prøvene i tappen fra Figur 4.23 med rød farge.

Figur 4.25 viser kurvene for de fem prøvene som ligger i tappen markert med rødt i Figur 4.23. C-T-1 avviker fra de andre på grunn av at denne ble bøyd i tre omganger på grunn av for lav hastighet på stempelet. Av den grunn har den en slik fasong. Resterende kurver er veldig like, men har variasjon i maks last og tid. C-T-1 har høyest last med 11,6 kN og C-T-8 har lavest last med 9,7 kN. C-T-4 bøyes over kortest tid og C-T-1 bøyes over lengst tid.



FIGUR 4.26: Graf over prøvene ved siden av tappen fra Figur 4.23 med lilla farge.

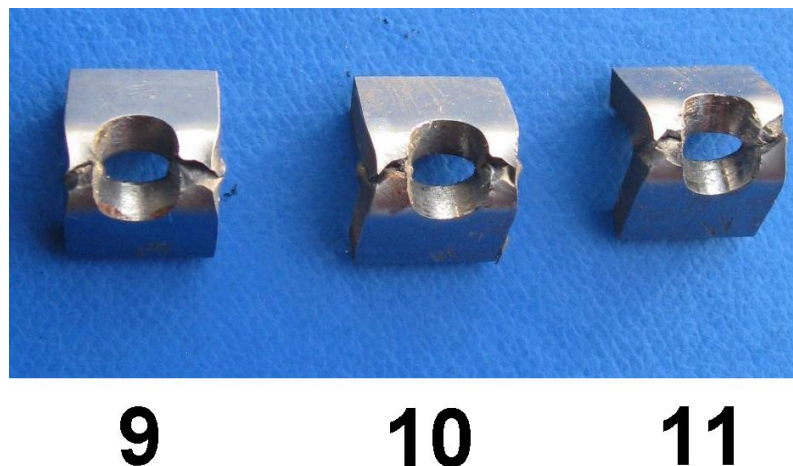
I Figur 4.26 ser man at C-T-9 har høyest last på 12 kN og bøyes over kortest tid og C-T-11 har lavest last på 10,5 kN og bøyes over lengst tid.



FIGUR 4.27: Graf over prøvene fra Figur 4.23 med oransje farge.

Figur 4.27 viser to ulike kurvegrupper. Den ene av dem består av C-R-5 og C-R-6 som har en smalere bredde. Denne gruppen har en maksimum last på 7,5 kN og bøyes over rundt 8 sekund. Den andre gruppen har veldig små variasjoner både i last og tid hvor maksimum last ligger på 12 kN og 11 sekund.

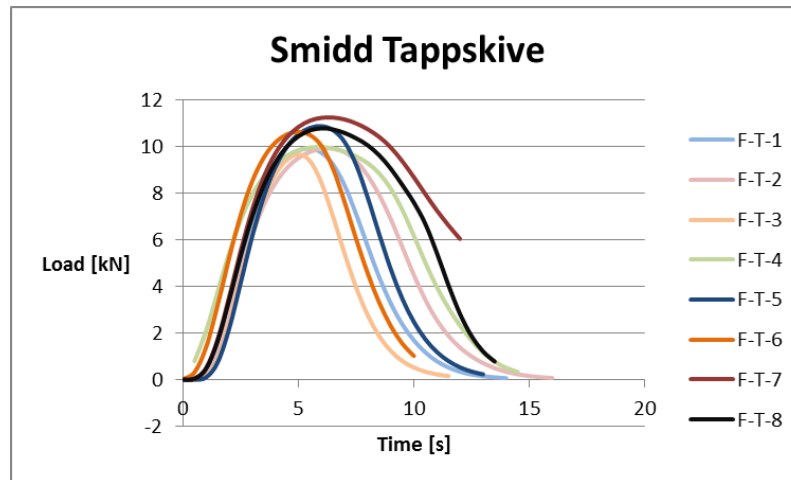
#### 4.7.2 Smidd tappskive



FIGUR 4.28: Et utvalg prøver i tappen etter endt bøyetesting fra Figur 4.23 høyre bilde område 1.

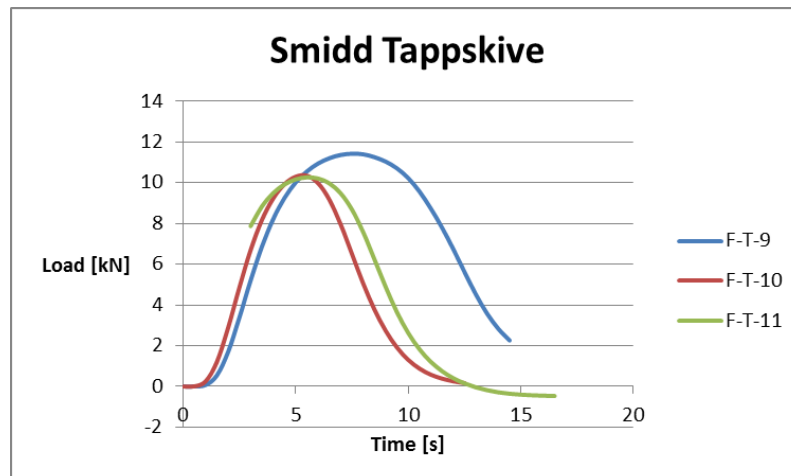
Figur 4.28 viser tre smidde prøver fra bøyetesting som er representative for de resterende smidde prøvene siden de har ganske likt utseende [16]. Man ser tydelig at sprekken har utviklet seg fra spenningskonsentrasjonene på strekksiden og at sprekken er ganske dyp.





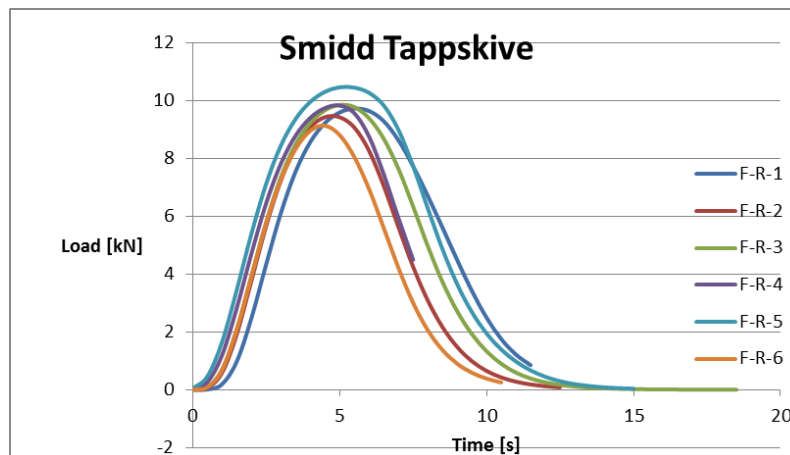
FIGUR 4.29: Graf over prøvene i tappen fra Figur 4.23 høyre bilde område 1.

Figur 4.29 viser grafen for prøvene som befinner seg i tappen til den smidde tappskiven. Kurvene har lyse og mørke farger for å lettere se forskjell på prøvene som går fra F-T-1 øverst til F-T-8 som er nederst i tappen. Man ser at F-T-3 har lavest maksimum last på 9,5 kN og F-T-7 har høyest på 11,2 kN. Felles for kurvene er at maksimumlasten øker nedover i godset. Avslutningen på kurvene avtas gradvis med unntak av F-T-7 som avslutter ved et tidligere stadium.



FIGUR 4.30: Graf over prøvene ved siden av tappen fra Figur 4.23 høyre bilde område 2.

Figur 4.30 viser grafen for prøvene som befinner seg ved siden av tappen hvor man kan se at F-T-9 som er den øverste prøven er større enn de resterende kurvene både i last og tid. Maksimumlasten for F-T-9 er på 11,5 kN og maksimumlasten for F-T-10 og F-T-11 er på 10,2 kN. Kurven til F-T-11 starter ved 7,9 kN siden dataloggingen ikke har vært med fra begynnelsen.



FIGUR 4.31: Graf over referanseprøvene fra Figur 4.23 høyre bilde område 3.

Figur 4.31 viser grafen til referanseprøvene til tappskivenen. Kurvene viser her en felles homogen kurvefasong med lastforskjell på 9 og 11 kN. Kurvene avtar gradvis ved slutten av bøyetesten med unntak av F-R-4 som slutter ved 8 sekund.

## 4.8 Diskusjon

### Støpt tappskive

Resultatene for den støpte tappskiven viser at høyeste last er påført de øverste prøvene i tappskiven og avtar for prøvene lenger ned i godset, se Figur 4.25 og 4.26. Forskjellen er størst for prøvene ved siden av tappen, Figur 4.26, hvor høyeste maksimumslast er på 12 kN og laveste er på 10,4 kN. For referanseprøvene er kurvene veldig like hverandre og representerer en homogen materialstruktur tatt i betraktning de to kurvegruppene, Figur 4.27.

Angående sprekkdannelse i prøvene varieres det mellom visuell sprekkdannelse og ankyndning til sprekkinitiering i området hvor tøyningen er størst som også stemmer med simuleringen i Deform fra Figur 4.18. Fra Figur 4.24 ser man at C-T-1 ikke har sprekkdannelse mens man ser sprekk i C-T-7 og C-T-8. Etersom styrken avtar nedover i godset kan sprekkdannelsen ha sammenheng med grovere materialstruktur som reduserer styrken. Sammenlikner man sprekkene i C-T-2 og C-T-7 er ikke sprekkene i førstnevnte prøve stor i forhold til hvor mye prøven er deformert. Med samme deformasjon for C-T-7 ville sprekkene antakelig vært vesentlig større på grunn av allerede utviklet sprekk. Siden sprekkstørrelsen for C-T-7 og C-T-8 ikke er nevneverdig stor, kan det antas at sprekkinitieringen begynner like før endt bøying og viser dermed en duktil oppførsel.

### Smidd tappskive

Resultatene for den smidde tappskiven viser at den påførte lasten er mindre på de øverste prøvene og større på prøvene lenger ned i godset, motsatt av tilfellet for den støpte tappskiven, se Figur 4.29. Lasten varierer mellom laveste og høyeste maksimumslast 9,5 og 11,2 kN. Figur 4.30 som representerer prøvene ved siden av tappen har derimot et avvik hvor den øvre prøven, F-T-9, har høyest last mens de øvrige to kurvene ligger på samme last. Dette avviket kan spekuleres i om at er misvisende da det ikke ligger noen god forklaring på hvorfor det er slik. Referanseprøvene fra Figur 4.31 viser en homogen kurvefordeling med mindre avvik hvor man kan anta en homogen materialstruktur.

Samtlige smidde prøver har en godt synlig sprekk som man ser i Figur 4.28. Disse har opptrådt i sonen hvor spenningskonsentrasjonene er størst, hvor Deform også viser størst eff. tøying, se Figur 4.18. Med hensyn til sprekkstørrelse og formen på kurvene, kan det antas at sprekkene initieres like etter maksimumslasten og vokser seg større ettersom bøyingen fortsetter. Lasten avtar gradvis ettersom prøvens tverrsnitt reduseres.

### Sammenlikning

Dersom man sammenlikner resultatene for den støpte og smidde tappskiven ser man at den smidde har generelt en lavere maksimum last enn den støpte. Videre er styrkefordelingen for den smidde optimal siden denne blir sterkere desto lenger ned i tappen man kommer i motsetning til den støpte som blir svakere. I følge referanseprøvene viser derimot begge metodene homogent materiale hvor de støpte prøvene viser minst avvik. De støpte prøvene tåler derimot større tøying ved sammenlikning av sprekkstørrelse og kurvefasong.

# Konklusjon

## Støping

Resultatene fra støpesimuleringen gav termiske krympedefekter med lokasjoner av makro og mikroporøsitet. Ettersom størrelsen på seksjonene for makroporøsitet har verdier på opptil 70% er det nødvendig å forebygge disse ved bruk av innvendige kjølekokiller i aktuelle områder for porøsiteten. Man vil med dette kjøle ned de isolerte varmesentrene og øke den termiske gradienten som i dette tilfellet ligger under kritisk verdi  $0,5^{\circ}C/mm$ . Dette vil gi bedre mating og eliminere/reducere makroporøsiteten. Selv om lokasjonene for makroporøsiteten ikke er kritisk med hensyn til tappen, kan man risikere sprekkdannelse ved utmatting på grunn av inhomogen materialstruktur.

Det er påvist mikroporøsitet i tre soner på tappskiven lokalisert midt mellom materne på randen av innerdiameteren. To av sonene har en konsentrasjon på 1,8 % og en på 0,6 %. Dette kommer av interdrentittisk mating hvor man har sett at fraksjonen for størkingen har skjedd raskere i sonene for mikroporøsiteten enn sonene nærmere materne. Lokasjonen for mikroporøsiteten er ikke kritisk med tanke på at de største påkjenningene oppstår i tappen. Derimot er det uheldig dersom mikroporøsitetens kjerne blir blottlagt etter maskinering som kan bidra til spenningskonsentrasjoner som kan utvikle utmattingssprekker.

I kritisk område ved tappens kjerv er faren for støpesprekker ubetydelig sett ut i fra verdiene på temperatur, kjølerate og termisk gradient, se Figur 3.20 og 3.21. Derimot kan det være fare for støpesprekker på kanten av ytter og innerdiameteren til tappskiven nær materne, se Figur 3.18 og 3.19. Disse sonene har kjølerate på rundt  $11^{\circ}C/s$ , termisk gradient  $5^{\circ}C/s$  og temperatur  $1300^{\circ}C$ .

## Partiellsmiing

Ved partiellsmiing vil man forbedre materialeegenskapene i det aktuelle området som her er rundt tappen. Stor effektiv tøyning ved smiing gir økt strekkfasthet og duktilitet samt kan eliminere/reducere porøsitet fra støpingen. Evalueringen av de forskjellige konseptene fra partiellsmiingen viser at konsept 3.1 utmerker seg. Her er det tatt hensyn til forholdet mellom påført presskraft, eff. tøyning og tøyningstilstand. Man vil ikke ha for høy presskraft

på grunn av økonomiske årsaker med hensyn til verktøystørrelse, energi og slitasje. Tabell 4.6 viser en presskraft på  $7,59MN$  og eff. tøyning på  $27,0mm/mm$  med et tøyingsbilde som viser størst tøyning i tappens kjerv som avtar innover både tappen og skiven. Til sammenligning går minste og største verdi på de forskjellige konseptene fra  $1,60MN$  til  $34,2MN$  for presskraft og fra  $1,29mm/mm$  til  $27,0mm/mm$  for eff. tøyning.

### Materialtester

Dortesten ble kun simulert i Deform ettersom pressen i laboratoriet ved IPM viste seg å være for svak til å ekspandere prøven. For liten og stor dortest var strekkfastheten henholdsvis  $18$  og  $36kN$ . Materialmodellen som er benyttet for simuleringen stammer fra en tidligere strekktest fra en smidd tappskive, Figur 4.5.

For bøyetesten gir deformasjonen fra simuleringen et realistisk bilde i forhold til resultatene fra laboratoriet. Bøyetestene viser motsatte materialegenskaper mellom støpt og smidd material i tappregionen. I tappen for de støpte prøvene avtar styrken desto lenger ned i godset prøvene ligger (fra  $12kN$  til  $10,4kN$ ) mens det motsatte skjer for de smidde prøvene hvor styrken øker (fra  $9,5kN$  til  $11,2kN$ ). Referanseprøvene viser derimot homogen materialstruktur for smidde og støpte prøver hvor de smidde har litt variasjon i forhold til støpt.

Mens samtlige smidde prøver har tydelig sprekkdannelse ser man at de støpte prøvene har sprekkdannelse på prøvene lenger ned i godset, se Figur 4.24. Sett ut ifra kurvefasong på støpte og smidde prøver samt sprekkstørrelse kan man anta at støpt material tåler mer last og tøyning før initiering av sprekk så sant det ikke forekommer uregelmessige defekter som porøsitet.

### Sammenlikning

MagmaSoft viser ingen støpedefekter i tappen, men på grunn av begrensninger i programmet kan det forekomme defekter som gassporøsitet. Siden de praktiske bøyetestene ikke gir store forskjeller i styrkeforholdet mellom støpt og smidd er det naturlig å si at støping kan være et fullgodt alternativ til smiing. På grunn av faren for uregelmessige defekter som gassporøsitet i støpte tappskiver, kan dette bekjempes ved påfølgende partiellsmiing hvor disse blir redusert ved knaing av materialet. Ettersom resultatene viste at styrken i støpegodset avtar innover i støpet, er man avhengig av at tøyingsbildet for partiellsmiingen når tilstrekkelig dypt i godset for å gi best mulig knaing av porøsiteten.

# Videre arbeid

## **Støpesimulering**

Løpsystemet har rom for optimalisering siden dette ikke fikk så mye oppmerksomhet i denne oppgaven. Siden Magmasoft ikke kan forutse gassporøsitet er det viktig med et godt løpsystem. For sonene med makroporøsitet kan man prøve å bruke kjølekociller for å bedre matingen.

## **Partiellsmiing**

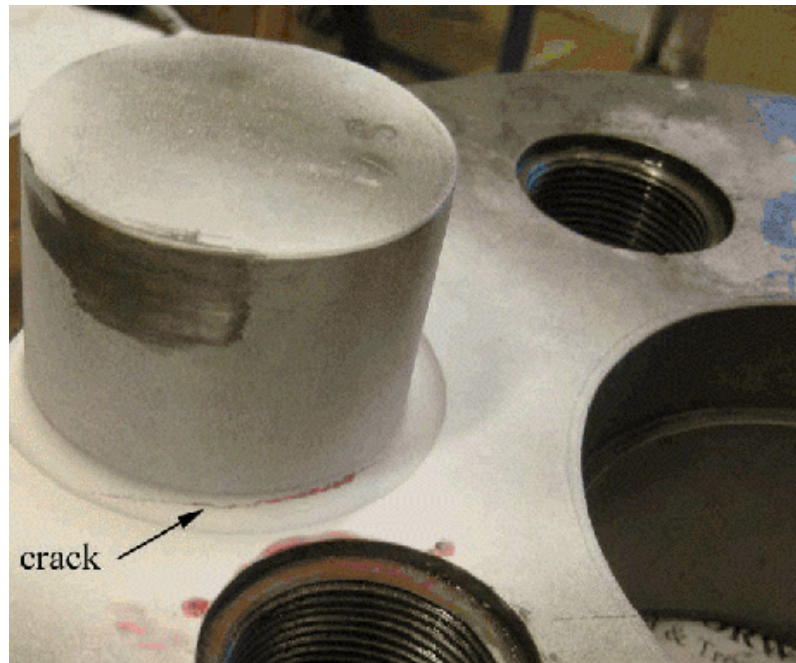
Se nærmere på partiellsmiing av asymmetrisk geometri, det vil si lik tappskiven. Det kan være en idé å se på kun oppvarming av tappen ved induksjon og gjøre en slik simulering i Deform.

## **Materialtesting**

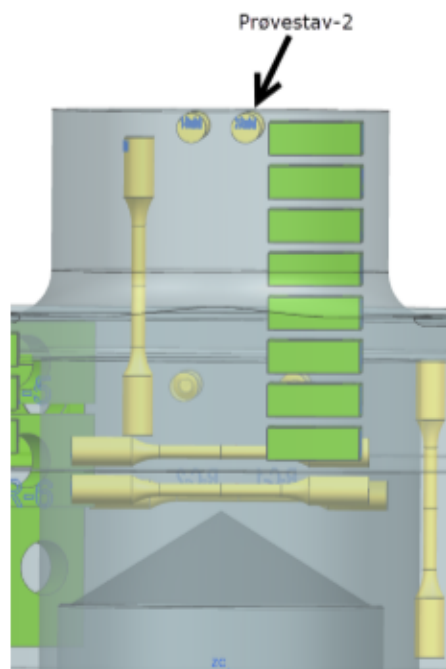
Strekktesting må gjøres siden strekkprøvene ikke var ferdig maskinert i det aktuelle tidsrommet.

Dortesten viste seg å ikke være gjennomførbar på grunn av for tykt gods på prøvene. Et alternativ kan være å prøve en kraigere presse. Hvis ikke må prøvene maskineres tynnere.

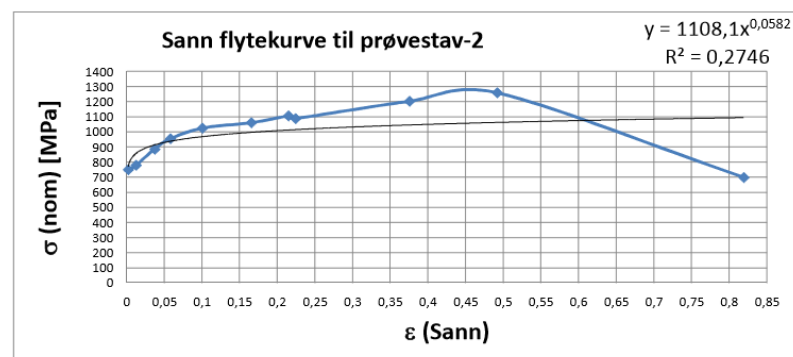
## Tilleggssdata



FIGUR 32: Sprekkdannelse i kjerv mellom tapp og skive. [18]



FIGUR 33: Viser plasseringen av prøvestaven som ble strekktestet og gav grunnlag for materialmodellen til simuleringen av materialtestene. [19]



FIGUR 34: Viser sann flytekurve fra prøvestaven under strekktestingen. [19]

Potensloven ble modifisert fra  $y = 1108,1 \times x^{0,582}$  til  $y = 1285 \times x^{0,1}$  siden siste punkt i grafen i Figur 34 skiller seg ut fra trenden til kurven.



**Ladle Assistant**

**Definition of the Pouring Rate**  
Specify the ladle and the calculation parameters to determine the pouring rate.

**Ladle Data**

Capacity:  kg

Ladle Diameter [D]:  mm

Nozzle Diameter [d]:  mm

Taper [alpha]:  °

**Calculation Parameters**

Casting and rigging system:  kg

Current amount of melt in ladle:  kg

Current part to be cast:

Distance from ladle to inlet [h]:  mm

Discharge coefficient:

Section area of inlet:  mm<sup>2</sup>

Est. section area of stream at inlet:  mm<sup>2</sup>

Calculated pouring time:  s

**Sketch**

**Inlet ID 1**

Time (s)	Volume Flow (cm <sup>3</sup> /s)
0.0	343.55
5.27	317.65
10.54	290.83
15.8	263.13
21.07	234.51
26.34	205.05
31.61	174.75
36.87	143.75
42.14	112.08
47.41	79.91

FIGUR 35: Bestemmelse av fylletid i Magmasoft ved hjelp av Pouring Rate.





**DATA SHEET**  
**C-25**  
General Engineering Steel Casting

Rev.5

**Chemical analysis**

Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
Min %	0.22		0.50			0.80	0.15	
Max %	0.29	0.60	0.80	0.025	0.030	1.20	0.25	0.40

**Comparable standards:**

EN 10293 G 26CrMo4 (W.nr. 1.7221 )  
 Norway SSA SCM 25  
 Sweden (SS 2225)  
 USA ASTM A148 Grade 90 – 60

**Applications:**

C-25 is a low alloy steel characterised by:

- High tensile strength
- Suitable for parts that are subject to temperatures up to 500 °C

**Mechanical properties:**

Yield Strength R.P 0.2 (MPA)	Tensile Strength RM (MPA)	Elongation 5 x D (%)	Charpy-V (RT - J)	Hardness (HB)
Min 450	Min 650	Min 14	27/31	200 – 260

**Heat treatment:**

Hardened at 840 – 900 °C, quenched in oil or water.  
 Solution annealed at 600 - 700 °C.

**Weldability:**

Good, preheat to 200 °C. Requires stress relief after welding.

**Pattern:**

Additional allowance for contraction: 2,5%

LP 28.05.2010

BMS Steel AS  
 Orstadveien 270  
 4353 Klepp Stasjon

Tlf. : 51 77 20 80  
 Fax : 51 77 20 81

FIGUR 37: Materialdata for legeringen C-25 benyttet for tappskiven hos BMS Steel. [6]



## MASTERKONTRAKT

- uttak av masteroppgave

### 1. Studentens personalia

Etternavn, fornavn <b>Myklebust, Bjørn Naustervik</b>	Fødselsdato <b>04. jan 1988</b>
E-post <b>bjornnm@stud.ntnu.no</b>	Telefon <b>91749545</b>

### 2. Studieopplysninger

Fakultet <b>Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi</b>	
Institutt <b>Institutt for produktutvikling og materialer</b>	
Studieprogram <b>Master i produktutvikling og produksjon</b>	Studieretning <b>Produktutvikling og materialer</b>

### 3. Masteroppgave

Oppstartsdato <b>01. sep 2014</b>	Innleveringsfrist <b>25. jan 2015</b>
Oppgavens (foreløpige) tittel <b>Optimale tilvirkningsprosesser for tappskiver av stål fremstilt ved kun støping, eller støping etterfulgt av varmsmiling</b>	
Oppgavetekst/Problembeskrivelse Se vedlegg.	
Hovedveileder ved institutt <b>Professor Henry Sigvart Valberg</b>	Medveileder(e) ved institutt <b>Morten André Langøy</b>
Merknader <b>1 uke ekstra p.g.a jul.</b>	

**4. Underskrift**

**Student:** Jeg erklærer herved at jeg har satt meg inn i gjeldende bestemmelser for mastergradsstudiet og at jeg oppfyller kravene for adgang til å påbegynne oppgaven, herunder eventuelle praksiskrav.

Partene er gjort kjent med avtalens vilkår, samt kapitlene i studiehåndboken om generelle regler og aktuell studieplan for masterstudiet.

Stavanger 4/9-2014  
Sted og dato

*Signe N. Nyhågen*  
Student

*Sture Valsby*  
Hovedveileder

Originalen lagres i NTNUs elektroniske arkiv. Kopi av avtalen sendes til instituttet og studenten.

Side 2 av 2

FIGUR 39: Masterkontrakt.

# Bibliografi

- [1] Metal forging. . URL <http://thelibraryofmanufacturing.com/forging.html>.
- [2] Manufacturing methods mae 4500. . URL <http://web.missouri.edu/~elgizawya/mae4500/Class%20Notes/Casting%20-%20CH7.pdf>.
- [3] Metal casting design. . URL [http://www.thelibraryofmanufacturing.com/metalcasting\\_troubleshooting.html#gsmd](http://www.thelibraryofmanufacturing.com/metalcasting_troubleshooting.html#gsmd).
- [4] Manufacturing processes - metal casting processes. . URL <http://www.engineershandbook.com/MfgMethods/casting.htm>.
- [5] Controllable pitch propeller kamewa ulstein cp propeller. 2012. URL <https://www.youtube.com/watch?v=U8AfsG2x0qk>.
- [6] Personlig besøk hos bms steel as. 2014.
- [7] Personlig besøk hos rolls-royce marine i ulsteinvik. 2014.
- [8] Stålservice AS. Strekkfasthet. URL <http://www.stalservice.no/subpages/page6.html>.
- [9] Bombay B. Ravi, Mecahnical Engineering Department-Indian Institute of Technology. *Metal Casting - Computer-Aided Design and Analysis*. Asoke K. Gosh, PHI Learning Private Limited 158 s., Rimjhim House, 111, Patparaganj Industrial Estate, Dehli-110092, 2013.
- [10] Magne Brekke. Prediction of the fatigue life of cast steel containing shrinkage porosity. 2009. URL <https://sml.sn1.no/tomografi>.
- [11] Dr.-Ing. Hans Bräunlich. Partial forging of cast components. URL [http://www.effra.eu/attachments/category/84/45\\_NMP-7\\_Braunlich\\_Fraunhofer\\_IWU\\_bilboard.pdf](http://www.effra.eu/attachments/category/84/45_NMP-7_Braunlich_Fraunhofer_IWU_bilboard.pdf).
- [12] John Campbell and Richard A. Harding. Solidification defects in castings. 1994. URL <http://www.alueurope.eu/talat/lectures/3207.pdf>.

- [13] Nova Precision Casting Corp. Solidification defects in castings. URL [novacast.us](http://novacast.us).
- [14] VICTOR DE LANGE DAVIS. *Støperiteknikk*. Tapir, 1970.
- [15] Deform. 2014. URL <http://www.deform.com/>, <http://www.deform.com/products/deform-3d/>.
- [16] Personlig e-post fra prof. Henry S. Valberg. 2014.
- [17] Personlig e-post fra prof. Morten A. Langøy. 2014.
- [18] Personlig e-post fra veileder prof. Henry S. Valberg. 2014.
- [19] Jonas Engebretsen. Masteroppgave. 2014.
- [20] RICHARD A. HARDIN and CHRISTOPH BECKERMANN. Effect of porosity on the stiffness of cast steel. 2007. URL <http://user.engineering.uiowa.edu/~becker/documents.dir/Stiffness2007.pdf>.
- [21] RICHARD A. HARDIN and CHRISTOPH BECKERMANN. Prediction of the fatigue life of cast steel containing shrinkage porosity. 2009. URL <http://user.engineering.uiowa.edu/~becker/documents.dir/fatiguepredictions.pdf>.
- [22] Daniel H. Herring. Grain size and its influence on materials properties. 2005. URL <http://www.heat-treat-doctor.com/documents/grainsize.pdf>.
- [23] Kjell Reiersen og Odd Solheim Johan Anderson, Eyolf Herø. *Produksjonsteknikk*. Gyldendal Norsk Forlag AS, 37 s., 2008.
- [24] Morten A. Langøy. Kompendium i støperiteknikk basert på victor de lange davies. page 99, 2010.
- [25] Magmasoft. Magma v5. URL [http://www.magmasoft.com/en/solutions/MAGMA\\_5.html?returnto=/en/index.html](http://www.magmasoft.com/en/solutions/MAGMA_5.html?returnto=/en/index.html).
- [26] Rolls-Royce Marine. 2014. URL <http://www.rolls-royce.com/marine/products/propulsors/propellers/index.jsp>.
- [27] Total Materia. Casting defects: Hot tearing. 2008. URL <http://www.keytometals.com/page.aspx?ID=CheckArticle&LN=EN&site=KTN&NM=204>.
- [28] AZO Materials. Aisi 4340 alloy steel. 2013. URL <http://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=6772>.
- [29] Matweb. Aisi type h13 hot work tool steel. 2014. URL [http://www.matweb.com/search/datasheet\\_print.aspx?matguid=e30d1d1038164808a85cf7ba6aa87ef7](http://www.matweb.com/search/datasheet_print.aspx?matguid=e30d1d1038164808a85cf7ba6aa87ef7).

- [30] A Complete Online Guide for Mechanical Engineer Mechanical Engineering. Bend tests on plates. URL <http://www.mechanicalengineeringblog.com/tag/bend-test/>.
- [31] Samtale med veileder prof. Henry S. Valberg. 2014.
- [32] Hasse Fredriksson og Ulla Åkerlind. *Materials Processing during casting*. John Wiley Sons Ltd, West Sussex PO19, England, 2006.
- [33] Metal Suppliers Online. Material property data. URL <http://www.supplieronline.com/propertypages/4340.asp>.
- [34] Tony Melkild og Janis Kandis Prof. Henry S. Valberg. Determining the weld quality in extrusionwelding.
- [35] J. G. Khan Rajesh Rajkolhe. Defects, causes and their remedies in casting process: A review. *International Journal of Research in Advent Technology*, 2:375–383, March 2014. URL <http://www.ijrat.org/downloads/march-2014/paper%20id-232014109.pdfVol.2>.
- [36] STAVANGER SCANA STEEL. Gs-25crmo4. URL [http://www.scana.no/sites/all/files/scm25\\_0.pdf](http://www.scana.no/sites/all/files/scm25_0.pdf).
- [37] D.M Stefanescu. *Computer simulation of shrinkage related defects in metal castings - a review*, pages 131–143, 2005.
- [38] Doru Michael Stefanescu. *Science and Engineering of Casting Solidification, Second Edition*. Springer Science + Buisness Media, 2009.
- [39] GraciousNgaile og Gangshou Shen Taylan Altan. Cold and hot forging. *Manas Shirgaoka.Process Design in Impression-Die Forging*, pages 159–181, 2004. URL <http://nsmwww.eng.ohio-state.edu/467.pdf>.
- [40] Henry S. Valberg. *Applied Metal Forming including FEM analycis*. Cambridge University Press. 476 s., Cambridge, 2010.