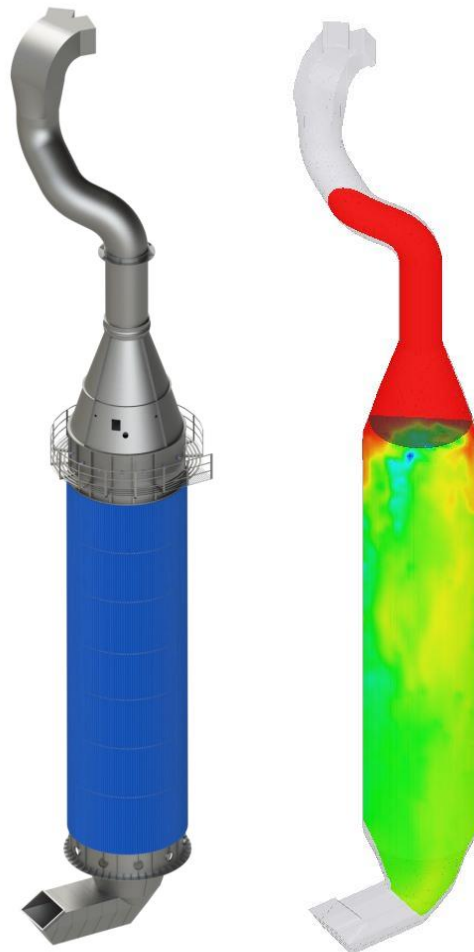


PRH612 Bacheloroppgave

Utbedring av gassfordeling og fordamping i kjøletårn ved Norcem Brevik



PRH612-MA-03-20

Fakultet for teknologi, naturvitenskap og maritime fag
Campus Porsgrunn

Emne: PRH612-1 20V Bacheloroppgave

Tittel: Utbedring av gassfordeling og fordamping i kjøletårn ved Norcem Brevik

Denne rapporten utgjør en del av vurderingsgrunnlaget i emnet.

Prosjektgruppe: MA-3-20

Tilgjengelighet: Åpen

Gruppedeltakere:

Christian Andersen
Fredrik Kasin Høibjerg
Are Larsen

Veileder:

Rajan K. Thapa

Prosjektpartner:

Norcem Brevik v/Arnstein Jakobsen

Godkjent for arkivering: _____

Sammendrag:

Norcem AS er en sementprodusent med to fabrikker i Norge. Denne rapporten er utført i samarbeid med Norcem Brevik og tar for seg driftsproblemer med et av kjøletårnene deres.

Rapporten gir en beskrivelse av hvordan produksjonen er lagt opp og hvordan kjøletårnet fungerer. Driftsproblemene blir presentert og analysert med simuleringverktøyet CPFD Barracuda. Data fra dette danner grunnlaget for å evaluere og forbedre prosessutstyr som fordeler gassen.

En ujevn gassfordeling i kjøletårnet gir dårlig fordamping av kjølevann og fører til søledannelse i bunn hvor støvet avsettes fra gassen. Årsaken til den ujevne fordelingen er ugunstig geometri med kun en spredeplate for gassfordeling. Årsakene og konsekvensene visualiseres og bekreftes med simuleringer. For å imøtegå problemene er det gjort simuleringer hvor doble spredeplater og styrefinner er benyttet. Disse simuleringene viser en forbedring som vil kunne redusere driftsproblemene og de økte vedlikeholdskostnader som følge av slitasje. I tillegg er det utformet en ny spredeplate som er dimensjonert og klar til simulering.

Basert på resultater i denne rapporten er det planlagt en artikkel, hvor abstrakt er sendt til SIMS-konferanse.

Course: PRH612-1 Bachelor's Thesis

Title: Improving gas distribution and evaporation in gas conditioning tower at Norcem Brevik

This report forms part of the basis for assessing the student's performance on the course.

Project group: MA-3-20

Availability: Open

Group participants:

Christian Andersen

Fredrik Kasin

Are Larsen

Supervisor:

Rajan K. Thapa

Project partner:

Norcem Brevik w/Arnstein Jakobsen

Approved for archiving: _____

Summary:

Norcem AS is a cement producer with two plants based in Norway. This report is done in partnership with Norcem Brevik and investigates operational problems regarding one of their conditioning towers.

The report gives a brief introduction on how the production line is arranged and how the conditioning tower works. Operational problems are presented and analyzed with use of simulation software Barracuda Virtual Reactor. These data lay the foundation for further improvement of process equipment, i.e. baffle plates.

An uneven gas distribution through the tower results in poor evaporation of cooling water and clogging in the lower parts of the tower where dust is separated from the gas. The cause of this uneven distribution is attributed challenging geometry and poor baffle performance. These causes are visualized and confirmed by simulations. To counteract these problems solutions have been found in adding a second baffle plate and guide vanes. Simulations of this show an improvement that will reduce the operational problems and maintenance costs due to increased wear. A new baffle design has been developed and is ready to analyze in Barracuda.

Based on the results in this report an article is being written for the SIMS-conference.

The University of South-Eastern Norway takes no responsibility for the results and conclusions in this student report.

Forord

Bachelorgruppen består av 3 studenter som går på linjen Maskinteknisk Design A-vei, ved Universitetet i Sørøst-Norge, campus Porsgrunn. Prosjektet er utført i 6., og siste semester. Rapporten er utarbeidet for vår samarbeidspartner Norcem Brevik, men egner seg godt for tilsvarende problemer, personer med interesse for maskintekniske problemstillinger og CFPD som simuleringsverktøy.

Vi vil gjerne takke Arnstein Jakobsen v/Norcem Brevik for oppgave og samarbeid underveis. Vi vil også rette en takk til Rajan Jaiswal for god støtte ved bruk av Barracuda Virtual Reactor.

Porsgrunn 25.05.2020

CA

Christian Andersen

Fredrik K. Høibjerg

Fredrik Kasin Høibjerg

Are Larsen

Are Larsen

Innholdsfortegnelse

Forord	5
Innholdsfortegnelse	6
1 .. Innledning.....	8
2 .. Teori	9
2.1 Prosessbeskrivelse	9
2.1.1 Råmelsproduksjon	9
2.1.2 Klinkerproduksjon	9
2.1.3 Sementproduksjon	10
2.2 Kjølertårn 2 Norcem Brevik	10
2.2.1 Hensikt og virkemåte	11
2.2.2 Dyser og vannbehov.....	11
2.3 Strømninger og hvordan påvirke dem.....	13
2.3.1 Flerfase strømninger.....	13
2.3.2 Strømningsrettere.....	13
3 .. Simulering.....	14
3.1 CPFD – Computational Particle Fluid Dynamics	14
3.2 3D-modellering	14
3.2.1 Underlag for modellering	14
3.2.2 Modellering	14
3.2.3 Eksportering av modell	15
3.3 Modellering i CPFD.....	15
3.3.1 Matematisk modell.....	15
3.3.2 Modell for drag-krefter	16
3.3.3 Gassfraksjoner i kjøletårn	18
3.3.4 Partikler	21
3.3.5 Grensebetingelser	23
3.4 Simuleringer og resultater	24
3.4.1 Kriterier.....	25
3.4.2 Modell 1 med 1 spredeplate.....	27
3.4.3 Modell 2 med 2 spredeplater	29
3.4.4 Modell 3 med 2 spredeplater og styrefinner	31
3.4.5 Modell 1 med vanninjeksjon	33
3.4.6 Modell 2 med vanninjeksjon	35
4 .. Endring av design	36
4.1 Trykktap over dagens spredeplate	36
4.2 Utvikling av ny spredeplate.....	36
4.2.1 Utforming	36
4.2.2 Styrkeberegning av ristplater.....	39
4.2.3 FEM-analyse i SolidWorks	42
4.2.4 Styrkeberegning av innfesting	42
4.2.5 Resultater og sammenlikning	47
5 .. Diskusjon	48

5.1 Prosesspåvirkning	48
5.2 Nytt ristdesign	50
6 ..Konklusjon	52
Referanser.....	53
Vedlegg	55

1 Innledning

Betong er et av våre viktigste byggematerialer. Norcem AS produserer årlig 1.6 millioner tonn sement ved sine to fabrikker i Norge. Fabrikken i Brevik har i alle år hatt fokus på teknologisk nyvinning og har derfor ligget langt fremme på effektiv og miljøvennlig sementproduksjon. Sementproduksjon er en energikrevende prosess og gjenbruk av restvarme er en viktig del av dette. Restvarme fra ovnsystemet benyttes til tørking av råmaterialer, og temperaturen må dermed kunne kontrolleres.

Ved Norcem Brevik gjøres dette med kjøletårn hvor gassen kjøles ned med vanntåke. Her er det utfordringer med søledannelse og gjengroing av kjøletårnets bunn. Dette hindrer støvavsetting og resulterer i økt slitasje og redusert kapasitet på produksjon.

Kjøletårnet er utformet som en sylinder, med en største diameter på 6 m. Gassen føres inn i toppen av tårnet gjennom en diffusor. I diffusoren reduseres gasshastigheten før gassen fordeles av en spredeplate. Under spredeplaten kjøles gassen ned ved vanninnsprøyting fra 16 dyser plassert jevnt rundt tårnets omkrets.

Det er i dag mistanke om at spredeplaten ikke håndterer dette på en tilfredsstillende måte, noe som resulterer i skjev gassfordeling. Det er derfor ønskelig å kartlegge de faktiske forholdene og se på mulige tiltak. Ved å benytte dataanalyser vil gruppen forsøke å kartlegge hvilke gasstrømmer som oppstår og hvordan tårn- og spredeplategeometrien påvirker denne. Dette vil gi et grunnlag for hvordan fordeling kan forbedres. Ved bruk av simuleringsverktøy skal det sees på hva slags endringer som bør gjøres og hvilke effekter dette vil ha. Det vil også legges vekt på å finne en ny løsning for spredeplaten som sikrer en bedre fordeling uten å skape store trykktap.

Gjennomføringen av prosjektet vil deles inn i 6 deler

- Innhenting av data fra Norcem og litteratur
- Bedriftsbesøk for å gjøre nødvendige målinger og se på anlegget
- Bygge en grunnmodell i SolidWorks
- Simulere grunnmodellen for å forstå hvordan driftsproblemene oppstår
- Videreutvikle dagens design slik at en bedre gassfordeling kan oppnås
- Utvikle og beregne ny ristplate

Gruppen vil benytte kunnskap tilegnet seg fra tidligere semester i utdanningen. Det vil også bli behov for relevant fagstoff, tekniske data fra Norcem og kompetanse på simuleringsverktøy fra universitetet.

Oppgaven er begrenset til punktene som er skrevet i oppgavebeskrivelsen, se vedlegg A. Fremdrift i rapporten er styrt i fremdriftsplanen, se vedlegg B.

Kapittel 2 tar for seg grunnleggende teori rundt sementproduksjon og kjøletårnets hensikt og virkemåte

Kapittel 3 tar for seg alt arbeidet og teorien relatert til utførte simuleringer

Kapittel 4 tar for seg endring av spredeplatens design og styrkeberegninger av ny løsning

Kapittel 5 tar for seg diskusjonen

Kapittel 6 tar for seg konklusjonen

2 Teori

For å kunne gjøre realistiske analyser og vurderinger av kjøletårnet er det behov for tilgang på tekniske data og kunnskap om disse. Det er på grunnlag av disse dataene modellene vil lages og simuleringer baseres. Betydningen av gode data er dermed essensiell.

Dette kapittelet vil ta for seg grunnleggende teori rundt sementproduksjon og mer inngående detaljer rundt kjøletårnet. Dette inkluderer fluidstrømmer og hvordan partikler påvirker disse. Andre viktige momenter vil være hvordan gassfordeling over tårnets tverrsnitt påvirkes og konsekvenser av skjevfordeling på fordampning av kjølevann.

2.1 Prosessbeskrivelse

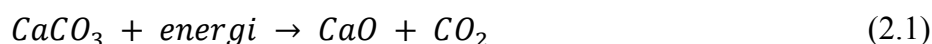
Sementproduksjonen i Brevik beskrives for å kunne danne et helhetlig bilde av problemet.

2.1.1 Råmelsproduksjon

Første trinn i produksjonen av sement er bryting av kalkstein. Ved Norcem Brevik gjøres dette i hovedsak under overflaten i gruver, men det hentes også stein fra dagbrudd på Bjørntvedt i Porsgrunn kommune og Verdal i Trøndelag. Kalksteinen males ned i en kulemølle sammen med forskjellige tilslag til et fint mel kalt råmel. Råmaterialene blir tørket under denne nedknusingen med varmgass fra ovnssystemet. Sammensetningen på råmelet danner grunnlaget for klinkertypen ovnen skal produsere.

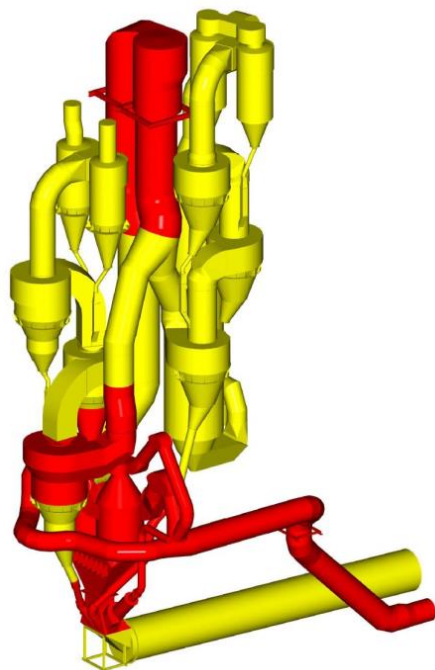
2.1.2 Klinkerproduksjon

Klinkerproduksjon gjøres ved forvarming og brenning av råmelet. Forvarmingen skjer motstrøms i gass fra en roterovn hvor det kalsinerte råmelet brennes ved 1400 °C. Forvarmingen gjøres over 3 sykklontrinn hvor temperaturen gradvis økes til ≈700 °C før råmelet kalsineres til ≈95 % (2.1). Etter kalsinering entrer råmelet 4. og siste sykklontrinn hvor temperaturen har økt til ≈870 °C.



Forvarmertårnet i Brevik består av 2 strenger med 4 sykklontrinn. Øverste sykklontrinn har 2 parallelle sykkloner for å øke støvutskillingsgraden før avgassen skal avkjøles, se Figur 2.1.

Etter forvarming og kalsinering brennes råmelet i en roterovn. Her restkalsineres råmelet og ønskede mineraler dannes. Dette er endoterme reaksjoner, og det tilføres energi i form av kull og alternative brensler. Når brenningen av råmelet er ferdig, er det dannet klinker som må kjøles ned for å bevare ønskede mineraler.



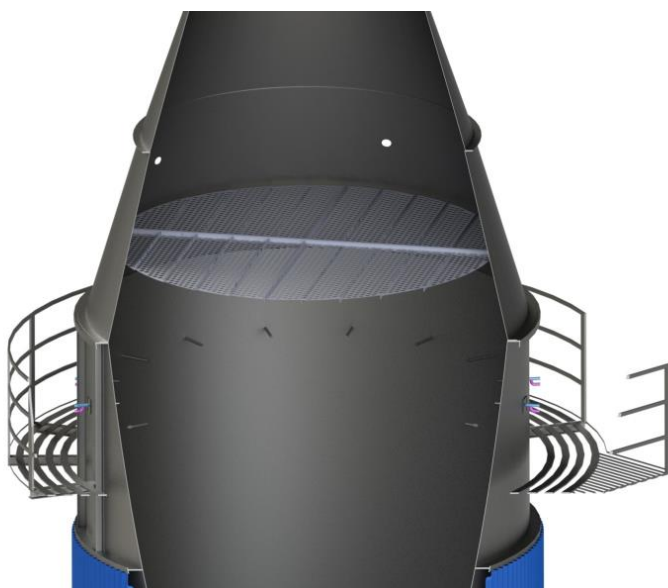
Figur 2.1 Forvarmertårn Norcem Brevik

2.1.3 Sementproduksjon

Den ferdige klinkeren males i rørmøller sammen med gips, flyveaske og kalkmel. Dette gir den ferdige sementen som går ut til kunden.

2.2 Kjøletårn 2 Norcem Brevik

Dette kapittelet gir leseren en beskrivelse av kjøletårnet og strømmingene som dannes under drift.



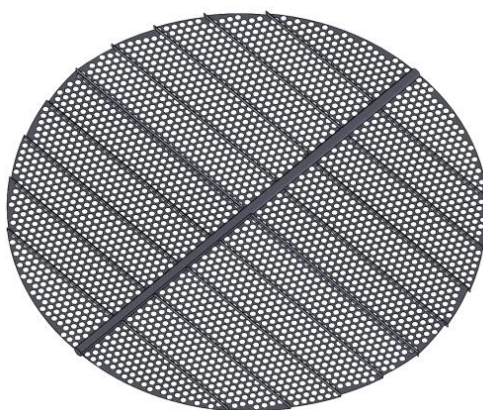
Figur 2.2 Kjøletårn 2 ristplate og dyser

2.2.1 Hensikt og virkemåte

Avgassen fra forvarmertårnet holder 380-410 °C og fra streng 2 benyttes denne til tørking av materialer i råmelproduksjonen. Dette krever en gasstemperatur fra 190-290 °C, avhengig av hva slags type råmel det produseres. Nedkjølingen vil også være avgjørende for etterfølgende prosessutstyr som ikke er dimensjonert for så høye temperaturer.

Gassen transporteres ut av forvarmertårnet og gjennom kjøletårnet ved hjelp av en radiell sentrifugalvifte, hovedventilator 2. Denne hastighetsreguleres etter behov og oftest ved endring i temperatur ut av kjøletårnet. Ventilatoren sørger for undertrykk i streng 2 av forvarmertårnet.

Avgassen entrer kjøletårnet igjennom en diffusor. Her økes tverrsnittet med følgende reduksjon i gasshastighet. I bunn av diffusoren sitter spredeplaten som skal fordele gassen over hele tverrsnittet. Dette er en 3 mm tykk stålplate perforert med 70 mm hull som fyller hele tårntverrsnittet.



Figur 2.3 Dagens spredeplate

1600 mm under hullplaten sitter vanddysene. Her injiseres kjølevann inn gjennom 16 hulkon dyser som en fin vanntåke. Vannmengden kan reguleres fra 0 til 30 m³/t for å oppnå ønsket temperatur mellom 170-290 °C.

2.2.2 Dyser og vannbehov

Kjøleanlegget består av flertrinns sentrifugalpumper som leverer vann ved 25-27 bar i dyse-lansene. Det benyttes spillback-dyser hvor en andel av vannet går i retur. Vann leveres ved maks trykk til et virvel-kammer i dysetuppen og vannmengden reguleres ved å strupe eller åpne ventilen som sitter på returledningen. På grunn av det konstante og relativt høye trykket i dysetuppen kan de beholde en god dråpestørrelsefordeling selv ved lave strømminger. Ved konstant trykk kan en turndown ratio på 20:1 oppnås. Det vil si en strømningsmengde med forhold 20:1. En ulempe ved slike dyser er endringen i spredningsvinkel ved endring i strømming. Reduseres vannmengden vil den aksielle hastigheten i dysen reduseres mens den tangentielle bevares, noe som gir en større spredningsvinkel. Fra minste til største vannmengde kan man se en variasjon på 50 % i spredningsvinkel. [1]

16 dyser står 22.5° i forhold til hverandre rundt tårnet slik at hele tverrsnittet dekkes. Dysenes spredning er 60° med en senterretning normalt på tårnmantelen. Inntil nylig ble antall dyser i drift samtidig basert på ønsket temperatur ut av kjøletårn. Dette er i dag endret, og alle dyser er i drift samtidig. Reguleringsløyfen må dermed håndtere et større strømningsintervall, men det vil være en bedre dekning av tårnets tverrsnitt.

Vannforbruket måles på tur- og returledningen. Differansen mellom dem er mengden som injiseres. Det er i tillegg utført beregninger av vannbehovet ved å balansere entalpien inn og ut av tårnet. Det er tatt utgangspunkt i en adiabatisk prosess hvor varmetapet gjennom veggene er lik 0. Spesifikk entalpi til en ideell gass er kun en funksjon av temperatur og kan beregnes med følgende formel

$$h_a = c_p \Delta t \quad (2.2)$$

Avgassen fra produksjonen inneholder en dampfraksjon så utregningen er forenklet slik at den tar utgangspunkt i en luftblanding med 9 % fuktighet. Temperatur på gass inn i tårnet er 427 °C og denne kjøles ned til 200 °C. Vanntemperaturen økes fra 8 °C til 190 °C og produserer overopphetet damp [2].

$$h = h_a + x h_w \quad (2.3)$$

h = Entalpi [kJ/kg]

h_a = Entalpi tørr luft [kJ/kg]

x = Fuktighetsratio

h_w = Entalpi vanndamp [kJ/kg]

$$h = c_{pa} t + x(h_g + c_{ps}(t_s - t_f)) \quad (2.4)$$

h = Entalpi [kJ/kg]

h_g = Entalpi mettet damp [kJ/kg]

c_{pa} = Varmekapasitet luft [kJ/kg°C]

t = Temperatur [°C]

x = Fuktighetsratio

c_{ps} = Varmekapasitet damp [kJ/kg°C]

t_s = Kokepunkt [°C]

t_f = Temperatur damp [°C]

Ved å løse for $\dot{m}_{v\text{tilført}}$ i formel (2.5), gitt temperatur inn og ut, og at fuktigheten ut er avhengig av \dot{m}_v , kan vannbehovet estimeres.

$$\dot{m}_g h_{g\text{inn}} + \dot{m}_{v\text{tilført}} h_{v\text{inn}} = (\dot{m}_g + \dot{m}_{v\text{tilført}}) \left(h_a + \frac{\dot{m}_v + \dot{m}_{v\text{tilført}}}{\dot{m}_g} h_w \right) \quad (2.5)$$

\dot{m}_g = Massestrøm gass [kg/s]

$h_{g\text{inn}}$ = Entalpi gass inn i tårn [kJ/kg]

$\dot{m}_{v\text{tilført}}$ = Mengde injisert H₂O [kg/s]

$h_{v\text{inn}}$ = Entalpi injisert vann [kJ/kg]

h_a = Entalpi tørr luft [kJ/kg]

\dot{m}_v = Massestrøm H₂O gass [kg/s]

h_w = Entalpi vanndamp [kJ/kg]

Dette gir et beregnet vannbehov på 3.6 kg/s, hvor det reelle forbruket er 4.3 kg/s. Det er i denne beregningen ikke tatt høyde for varmetap gjennom tårnets vegger, eller entalpien til den reelle gassblandingen. [2]

2.3 Strømninger og hvordan påvirke dem

2.3.1 Flerfase strømninger

Strømninger med både partikler og fluider kalles flerfase strømninger. Disse klassifiseres etter partikkelinnholdet og benevnes i litteratur [3] med dense, medium og dilute. Volumfraksjoner under 10^{-6} karakteriseres som dilute. Her vil ikke partiklene påvirke fluidstrømmen. Ved volumfraksjoner $10^{-6} < \theta < 10^{-3}$ vil partikler begynne å påvirke disse strømningene. Er fraksjonen over 10^{-3} må det tas spesielt hensyn til partikkel-partikkel kollisjoner. Dense strømning vil ha en fraksjon over 0.5 og her tas det hensyn til partikkel-partikkel friksjon og partikkel-vegg friksjon [3].

Hvordan strømninger beveger seg i kjøletårnet vil være avgjørende for virkningsgraden. Generelt så er det geometrien på innløpet som er avgjørende for dette. For å kompensere for ugunstig geometri er det installert en spredeplate for å fordele strømmen over hele tverrsnittet. En ideell effekt av denne vil være en nærmest uniform hastighetsfordeling over hele tverrsnittet. De radiale og tangentielle hastighetskomponentene må være lave nok til at partikler ikke transporteres ut til veggen av tårnet [4].

Ved en uniform fordeling vil man i mindre grad være avhengig av plasseringen til vanddysene, og fordamping kan skje over et større område. En høyere hastighet langs veggene gir likevel en større sikkerhet mot agglomerering av våte partikler [4]. Optimal fordamping avhenger også i stor grad av dråpestørrelser som igjen avgjør fordampingslengde. Ved å doble diameteren til en dråpe vil volumet firedobles. Dette forholdet mellom diameter og volum gjør størrelsesfordelingen svært avgjørende for et tilfredsstillende resultat.

Fordamping av vanddråper foregår ved at varme overføres til dråpeoverflaten ved konduksjon og konveksjon fra den varme gassen rundt. Dampen overføres så til gassen ved konveksjon og diffusjon. Denne prosessen er sterkt knyttet til hastighetsforskjellen mellom dråper og gass [1].

2.3.2 Strømningsretttere

I diffusorer vil det ofte oppstå strømningsseparasjon langs veggene som øker med økende vinkel på veggene. For å motvirke dette er spredeplater, perforerte hullplater, mye brukt. Disse virker ved å indusere et trykktap og dermed fordele strømmen [5]. Slike hullplater er svært krevende å modellere i større modeller grunnet deres små dimensjoner. En forenkling gjøres derfor ofte ved å indusere et trykktap gjennom et porøst medium, tilsvarende en tynn membran [6]. Denne metoden vil ikke fange opp de mikroskopiske endringene og virvelstrømmene som oppstår etter hvert hull i platen. Metoden vil også være avhengig av riktig porøsitet for å representere spredeplaten på en god måte.

Styrefinner kan benyttes i kanalbend hvor det oppstår separasjon og resirkulasjonssoner langs veggene. Her vil det oppstå en trykkdifferanse fra yttervegg til innervegg av bend, med det høyeste trykket langs ytterveggen. Dette medfører en høyere hastighet langs innerveggen i knekkpunktet og veggseparasjon etter bendet. Her dannes da en resirkulasjonssone som reduserer kanalens tverrsnitt, skaper et trykktap og en skjev hastighetsprofil [7].

Ved å justere plasseringen til styrefinnene kan et mer uniformt hastighetsfelt oppnås for strømmingen.

3 Simulering

Dette kapittelet tar for seg simuleringene som er gjort og hva som ligger bak disse. Leseren får vite hvilke metoder som er brukt og hvilken teori som ligger bak. Hvordan programvaren løser simuleringene matematisk er forklart i enkelhet, og det er oppgitt referanser for mer inngående beskrivelser. Resultatene fra modellene blir analysert og visualisert for å fremheve endringer og påvirkninger av disse.

3.1 CPFD – Computational Particle Fluid Dynamics

Simuleringer i denne rapporten er utført i Barracuda Virtual Reactor. Dette er programvare som er utviklet for å gjøre simuleringer av reaktorer med partikkel-fluid strømninger og partikkel-partikkel interaksjoner. Kjemiske reaksjoner kan beregnes i både partikkel- og gassfase. For å få gode resultater må det tas hensyn til [8]:

- Dragkrefter mellom partikler og fluid
- Partikkeltetthet
 - Små volumfraksjoner (<1 % volum)
 - Store volumfraksjoner helt opp til close-pack
- Hvordan partikler interagerer med vegger og hindringer
- Størrelsesfordeling på partiklene
- Varmeoverføring fra gass til partikler og motsatt

Alle resultater kan visualiseres og analyseres i medfølgende programvare, med mulighet for animasjoner og grafer. Data kan enkelt overføres til separate programmer som Microsoft Excel eller MatLab.

3.2 3D-modellering

For å lage en modell til gjennomføring av simuleringer i Barracuda er det benyttet SolidWorks. Dette er et CAD-program utviklet av Dassault Systèmes.

3.2.1 Underlag for modellering

Til å modellere kjøletårnet i riktig skala og med nødvendig detaljnivå er det brukt produksjonstegninger utlevert av Norcem. Det er benyttet tegninger for innløpskanal, kjøletårn og utløp ned til hovedventilator 2. Tegningene er håndtegnede fra perioden 1978 til 1986 og kvaliteten er variabel. Tegningene er utgangspunktet for modellen, men der hvor mål har manglet er det blitt gjort nye fysiske målinger ved bedriftsbesøk. Dette gjelder i hovedsak nedre del av tårnet med bunker og utløpskanal. Nye mål har gitt en feilmargin mot originale tegninger på 0.07 %.

3.2.2 Modellering

For å modellere tårnet riktig må det tas hensyn til hvordan Barracuda leser modellen. Barracuda leser kun massive deler av modellen som strømningsvei. Tårnet er dermed modellert som en massiv modell hvor spredeplater og dyserør er modellert som hulrom, se Vedlegg P. Begrensningen til omgivelsen er da bestemt av indre diameter til tårnmantelen.



Figur 3.1 SolidWorks modell

Modellen er tegnet etter høyrehåndsregelen slik at z-aksen er den vertikale aksen i modellen. For å sikre at dette er riktig ligger modellen i origo og er tegnet i positiv z-akse. Dette gjøres slik at aksene hvor gravitasjon virker skal samsvare mellom de to programmene.

Eneste forenklingen av modellen som er gjort er å utelate skruetransportøren i bunn da denne ikke vil påvirke strømningene i vesentlig grad.

3.2.3 Eksportering av modell

Modellen lagres i filformatet STL før den lastes inn i Barracuda. Dette formatet beskriver kun overflategeometrien ved å dele denne inn i passende triangler. Hvor detaljert en modell gjengis kan bestemmes med finheten til trianglene.

3.3 Modellering i CPF D

I dette kapittelet vil leseren få et innblikk i hvordan simuleringer er satt opp og type data som er satt inn i modellene. Barracuda Virtual Reactor er en omfattende programvare som gir brukeren mye predefinert data og mange muligheter for å tilpasse modellene. Det er brukt 3 modeller, en grunnmodell for å representere dagens design og to modeller med endringer.

3.3.1 Matematisk modell

I denne rapporten er det brukt en CPF D-modell (Computational Particle Fluid Dynamics), hvor alle simuleringer er kjørt i Barracuda Virtual Reactor 17. I denne programvaren løses gassfasen Eulerisk og partiklene modelleres ved Lagrange. Forskjellen på disse to metodene kan beskrives ved

- Lagrangian; følger en partikkel uavhengig av grid, og dens egenskaper beregnes i hvert punkt/tidssteg [9].
- Eulerian; kontrollvolum metoden. Her deles modellen opp i flere kontrollvolum, og det som går inn, må gå ut. Antall kontrollvolum bestemmes av størrelsen på grid'et man benytter. Likningene løses i hvert punkt av grid [9].

Gassfasen beskrives med Navier-Stokes masse-, impuls- og energilikning [10]. De beskriver hvordan trykk, hastighet, temperatur, viskositet og tetthet til en gass i bevegelse henger sammen. Likningene inneholder flere avhengige variabler, som hastighet og viskositet, som funksjon av 4 uavhengige variabler x , y , z , og t . Likningene er dermed partielle differensiallikninger [11].

Nabla-operatoren i likningene representerer gradienten og er en vektor av derivater langs hver akse. Eksempelvis ∇p , hvor gradienten forandrer en skalar, som her er trykket, til en vektor som peker i den retningen hvor endringen er størst [12].

$$\nabla p = \left(\frac{\partial p}{\partial x}, \frac{\partial p}{\partial y}, \frac{\partial p}{\partial z} \right) \quad (3.1)$$

$$\frac{\partial(\theta_f \rho_f)}{\partial t} + \nabla(\theta_f \rho_f \vec{v}_f) = 0 \quad (3.2)$$

Masselikningen (3.2) forteller oss at massen i kontrollvolumet er bevart. Det vil si det som går inn i volumet går ut igjen.

$$\frac{\partial(\theta_f \rho_f \vec{u}_f)}{\partial t} + \nabla(\theta_f \rho_f \vec{u}_f \vec{u}_f) = -\nabla p + \vec{F} + \theta_f \rho_f g + \nabla \theta_f \tau_f \quad (3.3)$$

θ_f = volumfraksjon

ρ_f = tetthet

\vec{u}_f = hastighet

p = trykk

g = tyngdekraften

τ_f = viskøs stress tensor

\vec{F} = impulsutveksling mellom gass/partikler

Impulslikningen (3.3) kan sees på som Newtons andre lov for fluider, hvor venstreside av likningen tilsvarer masse ganger akselerasjon, og høyresiden er interne og eksterne krefter som virker på fluidet

$$\frac{\partial(\theta_f \rho_f h_f)}{\partial t} + \nabla(\theta_f \rho_f h_f \vec{u}_f) = \varepsilon_f \left(\frac{\partial p}{\partial t} + \vec{u}_f * \nabla p \right) + \phi - \nabla(\varepsilon_f \vec{q}) + \dot{Q} + S_h + q_D \quad (3.4)$$

Energilikningen baseres på termodynamikkens 1.lov som sier at energi ikke kan forsvinne, bare gå over til en annen form. Venstresiden gir endring i indre energi, høyresiden varme tilført systemet og arbeid utført av systemet på omgivelsene.

Alle de avhengige variablene er inkludert i alle likningene. Dermed løser man alle fem likningene samtidig, sammen med tilstandslikningen. Partikkelimpuls beskrives med MP-PIC (Multiphase-particle in cell) metoden hvor partiklers bevegelse beskrives med vanlige differensiallikninger [13].

3.3.2 Modell for drag-krefter

Drag modellen angir krefter som virker på en partikkel fra et fluid. I simuleringer det valgt å bruke Gidaspow sin modell for både støv og vann. Denne modellen baseres på Wen & Yu og Ergun sine modeller. Wen & Yu sin modell er tilpasset strømninger med lave partikkelfraksjoner. Ergun sin modell er tilpasset store volumfraksjoner og vil i denne sammenhengen ikke bli anvendt av Barracuda.

På grunn av den lave støvfraksjonen vil kreftene som påvirker partiklene, beregnes på følgende måte. [8]

$$C_d = \begin{cases} \frac{24}{Re} \theta_f^{-2.65} & Re < 0.5 \\ \frac{24}{Re} (1 + 0.15Re^{0.687}) \theta_f^{-2.65} & 0.5 \leq Re \leq 1000 \\ 0.44 \theta_f^{-2.65} & Re > 1000 \end{cases} \quad (3.5)$$

C_d = Drag koeffisient

Re = Reynoldstall

θ_f = Fluid volumfraksjon

Hvor Reynoldstallet er beregnet ved å benytte formel (3.6).

$$Re = \frac{\rho_f d_p |\vec{u}_f - \vec{u}_p|}{\mu_f} \quad (3.6)$$

Re = Reynoldstall

d_p = Partikkeldiameter [m]

\vec{u}_f = Fluidhastighet [m/s]

\vec{u}_p = Partikkelhastighet [m/s]

μ_f = Fluid viskositet [Pa·s]

ρ_f = Fluidtetthet [kg/m³]

Det beregnede Reynoldstallet angir $Re < 0.5$ i Wen & Yu sin modell og gir en drag-koeffisient som er benyttet i drag-funksjonen i formel (3.7).

$$D = 0.375 C_d \frac{\rho_f |\vec{u}_f - \vec{u}_p|}{\rho_p d_p} \quad (3.7)$$

D = Dragfunksjon

ρ_f = Fluidtetthet [kg/m³]

ρ_p = Partikkeltetthet [kg/m³]

\vec{u}_f = Fluidhastighet [m/s]

\vec{u}_p = Partikkelhastighet [m/s]

d_p = Partikkeldiameter [m]

C_d = Dragkoeffisient

Kreftene som virker på en partikkel beregnes ved formel (3.8).

$$\vec{F}_p = m_p D(\vec{u}_f - \vec{u}_p) \quad (3.8)$$

\vec{F}_p = Kraft som virker på partikkel [N] D = Dragfunksjon

m_p = Partikkelens masse [kg] \vec{u}_f = Fluidhastighet [m/s]

\vec{u}_p = Partikkelhastighet [m/s]

Denne beregnede kraften inngår i Navier-Stokes impulslikning.

Fokuset i denne rapporten er likevel ikke de matematiske modellene, men de nevnes slik at videre studier kan gjøres ved behov eller eget ønske. Mer om dette kan finnes i litteratur [10, 14].

3.3.3 Gassfraksjoner i kjøletårn

Sammensetningen til avgassen fra syklontårnet består av flere fraksjoner, men hovedbestanddelene er nitrogen, karbondioksid, oksygen, vanddamp og karbonmonoksid. Volumfraksjonen av disse vil variere med hvilken type klinker som produseres, samt hvordan prosessen driftes. Hvilke typer brennstoff og mengder av disse vil være viktige faktorer. Sammensetningen som er brukt i denne rapporten er fra produksjon av Standard klinker og målt i forbindelse med en varmebalanse utført i 2018.

I Barracuda lagres hver fraksjon og opplysninger om hver enkelt gass legges inn enten manuelt eller fra et eget bibliotek. Når alle gassfraksjoner er lagt inn sitter man med en database over egenskaper og disse er benyttet i alle de 3 modellene. Viktige egenskaper som man definerer for hver fraksjon er [8]:

- **Molvekt**; vekten av et atom eller molekyl i gram
- **Standard formasjonsentalpi**; entalpiendringen etter dannelse av et mol av stoffet og dermed symbolet ΔH_f
- **Kritisk temperatur**; benyttes når fordamping skal simuleres. Kritisk temperatur angir en temperaturgrense for hvor en gass ikke lenger kan gjøres flytende ved trykk. For vann er denne 374.15 °C
- **Viskositet**; et mål på hvor tyktflytende et fluid er [Pa·s]
- **Varmekapasitet**; angir forholdet mellom tilført varme og resulterende temperaturendring.

$$c_p = \frac{\Delta Q}{\Delta T} \quad (3.9)$$

c_p = Varmekapasitet [kJ/kg°C]

ΔQ = Tilført varme [J]

ΔT = Temperaturendring [°C]

- **Termisk konduktivitet**; egenskap som angir materialet eller stoffets evne til å lede varme.

Flere av egenskapene er temperaturavhengige. Viskositet, varmekapasitet og termisk konduktivitet er derfor angitt ved bruk av polynomer som en funksjon av temperatur. Eksempelvis blir varmekapasitet estimert med følgende 4.grads polynom gjengitt i formel (3.1) [8].

$$c_p = a_0 + a_1T + a_2T^2 + a_3T^3 + a_4T^4 \quad (3.10)$$

c_p = Varmekapasitet [kJ/kg°C]

a_n = Koeffisienter

T = Temperatur [°C]

På samme måte defineres viskositet og termisk konduktivitet over et større temperaturintervall. Koeffisienter som er brukt i simuleringer er hentet fra Barracudas bibliotek [8].

Tabell 3.1 Polynomkoeffisienter

	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4
C_p	1 048.081	0.03670533	0.0001493014	7.22853e-07	4.181668e-10
λ	0.00039186	9.8143e-05	-5.0663e-08	1.5036e-11	0
μ	4.26064e-06	4.7525e-08	-9.8826e-12	0	0

Tettheten til forskjellige fraksjoner endres med temperatur og trykk. Ved å benytte ideell gasslov kan denne tettheten estimeres for alle trykk og temperaturer som oppstår i kjøletårnet.

$$\rho_{fraksjon} = \frac{pMV}{RT} \quad (3.11)$$

$\rho_{fraksjon}$ = Fraksjonstetthet [kg/m³]

MV = Molvekt [g/mol]

R = Gasskonstant 8.31446 [J/molK]

T = Temperatur [K]

p = Absolutt trykk [Pa]

Entalpi er på samme måte som tetthet en beregnet egenskap. Entalpi er et mål på varme i et system og defineres av et systems indre energi, trykk og volum

$$H = U + pV \quad (3.12)$$

H = Entalpi [kJ/kg]

U = Intern energi [J]

p = Trykk [Pa]

V = Volum [m³]

For å finne entalpi til en fraksjon ved en gitt temperatur integrerer vi varmekapasiteten (3.10) med hensyn til temperatur.

$$H(T) = \int_{T_1}^{T_2} c_p dT \quad (3.13)$$

H = Entalpi [kJ/kg]

c_p = Varmekapasitet [kJ/kg°C]

Alle de 3 grunnmodellene tar utgangspunkt i den samme sammensetningen av gasser. Her er de største fraksjonene inkludert, mens mindre fraksjoner som SO_x og HF ignoreres. I simuleringene holdes fraksjonene konstante selv om disse reelt sett vil variere med prosessen. Typiske forhold som vil skape variasjoner i sammensetningen, vil være mating av alternativt avfall til systemet. Dette brenselet har typisk en lavere brennverdi og et høyere fuktinnhold. Resultatet av dette er et økt innhold av vanddamp og karbonmonoksid i avgassen. Oksygeninnholdet vil falle som følge av økt oksygenbehov i forbrenningen. Verdier som er brukt er gjengitt i Tabell 3.1.

Tabell 3.2 Sammensetning avgass

Komponent	Volumfraksjon	Molvekt [g/mol]	Vol·Mv
N ₂	62.7%	28.0134	1756.44
CO ₂	23.5%	44.0095	1034.22
H ₂ O	9%	18.0152	162.14
O ₂	4.6%	31.9988	147.19
CO	2%	28.0101	56.02
Total molvekt avgass [g/mol]			3156.02

Barracuda benytter enten mol- eller massefraksjonen når grensebetingelsene angis. Volumfraksjonene må derfor omregnes. Molfraksjonen kan antas å være lik volumfraksjonen hvis man tar utgangspunkt i en ideell gass. Dette kan bevises ved å utlede formel (3.14) for ideell gasslov når man antar at alle gassene i blandingen er ideelle [15].

$$x_f = \frac{n_f}{\sum_{j=1}^k n_j} \quad (3.14)$$

$$x_f = \frac{\frac{pV_f}{RT}}{\sum_{j=1}^k \frac{pV_j}{RT}} \quad (3.15)$$

$$x_f = \frac{V_f}{\sum_{j=1}^k V_j} \rightarrow x_f = \frac{V_f}{V} \quad (3.16)$$

x_f = Molfraksjon gass f

R = Gasskonstant 8.31446 [J/molK]

p = Trykk [Pa]

V = Volum [m³]

n = Antall mol

T = Temperatur [K]

Molfraksjonen er videre benyttet til å finne massefraksjonen av de individuelle komponentene i avgassen ved formel (3.17) [8].

$$y_i = \frac{x_f n_f}{\sum_{j=1}^k x_j n_j} \quad (3.17)$$

x = Molfraksjon gass

n = Antall mol

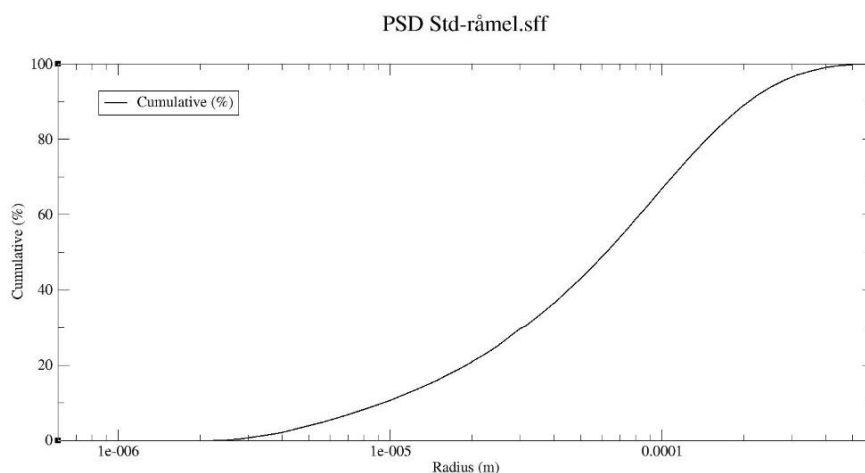
Ved å beregne alle fraksjonene som er brukt i simuleringene, oppnås resultatene som er gjengitt i Tabell 3.3.

Tabell 3.3 Massefraksjoner avgass

Komponent	Tetthet 673.15K	Molfraksjon	Massefraksjon
N ₂	0.503	0.627	0.565
O ₂	0.570	0.046	0.047
CO ₂	0.792	0.235	0.333
CO	0.673	0.02	0.002
H ₂ O	1.539	0.09	0.052

3.3.4 Partikler

I modellene er det lagt inn data på partiklene som inngår i simuleringen. Dette inkluderer partikkeltype, størrelsesfordeling, sfærisitet, partikkeltetthet og drag-modell. Det er brukt råmel som et utgangspunkt for partikkelparametere, selv om dette vil være en blanding av råmel, kalsinert råmel og askerest. Størrelsesfordeling som er brukt, er en gjennomsnittsfordeling over et år ved produksjon av Standard råmel.



Figur 3.2 Størrelsesfordeling STD-råmel

Støvbelastningen på kjøletårnet er gitt av utskillingsgraden til siste sykklontrinn i forvarmetårnet. Denne vil normalt ligge mellom 90-95 % som resulterer i en belastning på 6-11.5 t/t ved en produksjon på 115 t/t. Det er i tillegg utført målinger i forbindelse med varmebalanse og disse viser en støvbelastning på 10.5 t/t.

Partikler anses av Barracuda som harde ikke-porøse kuler, og tettheten angis dermed av vekten til en partikkel [8]. Denne tettheten skiller seg fra bulk tettheten ved at den ikke tar med luft mellom partikler. Close-pack er et begrep som forteller oss hvor tett partiklene kan pakkes og angir den høyeste fraksjonen av partikler som kan oppnås i et gitt volum. For råmel er denne antatt til 0.64. Formel (3.18) benyttes for å beregne den reelle tettheten for partiklene [8]

$$\rho = \frac{\rho_{bulk}}{\theta_{close-pack}} \quad (3.18)$$

ρ = Partikkeltetthet [kg/m³]

ρ_{bulk} = Bulk tetthet [kg/m³]

$\theta_{close-pack}$ = Close-pack fraksjon

Bulk tettheten til råmel avhenger i hovedsak av finheten til melet, og det er tatt utgangspunkt i 900 kg/m³. Dette gir en tetthet på 1406 kg/m³ for partiklene.

Mengden partikler som entrer systemet gjennom grensebetingelsene kan angis på 2 forskjellige måter, volum- og massefraksjon. Det er i hovedsak volumfraksjonen som er benyttet i simuleringer i denne rapporten. Beregning av volumfraksjonen er gjort ved å benytte formel (3.19) [8].

$$\theta_p = \frac{1}{S \left(\frac{\dot{m}_f}{\dot{m}_p} \right) \left(\frac{\rho_p}{\rho_f} \right) + 1} \quad (3.19)$$

θ_p = Volumfraksjon partikler

\dot{m}_f = Massestrøm fluider [kg/s]

ρ_p = Partikkeltetthet [kg/m³]

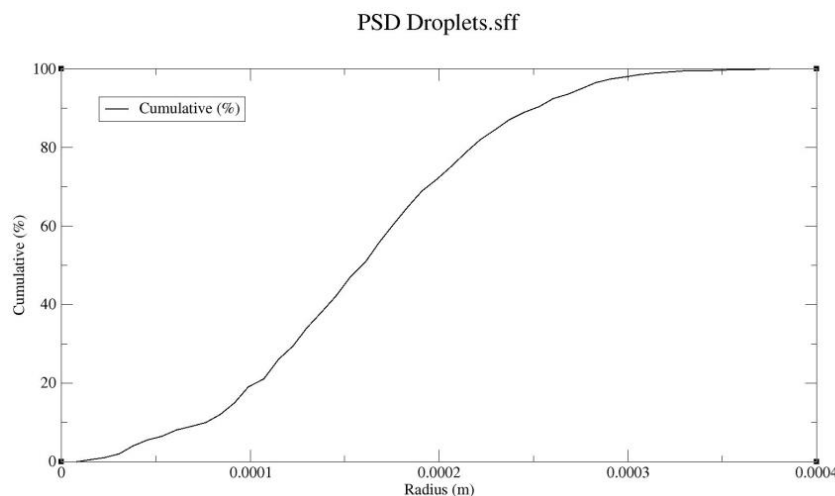
\dot{m}_p = Massestrøm partikler [kg/s]

ρ_f = Fluidtetthet [kg/m³]

S = Slip-faktor

Med utgangspunkt i lik hastighet på gass og partikler og en slip-faktor på 1, vil volumfraksjonen til partikler utgjøre $5.82e^{-6}$.

Ved innsprøytning av vann legges dette inn som en partikkeltype på lik måte som for råmel. En størrelsesfordeling på vanndråpene er mottatt fra Lechler GmbH og er spesifisert i alle modeller hvor det injiseres vann.



Figur 3.3 Størrelsesfordeling vanndråper

3.3.5 Grensebetingelser

For å angi strømninger inn og ut av kjøletårnet benytter man grensebetingelser med forskjellige egenskaper. De beskriver parameterne for hvordan fluider og partikler entrer og forlater kjøletårnet. Alle grensebetingelser må spesifiseres med område og retning for strømmer. I simuleringer av kjøletårnet er det benyttet tre typer grensebetingelser; strømning, trykk og injeksjon.

Strømningsgrense, eller Flow BC (Boundary Condition), benyttes i hovedsak for strømmer inn i kjøletårnet, men kan også benyttes for utløp. For alle modeller i denne rapporten er det benyttet de samme innløpsbetingelsene. Parametere som er spesifisert her er:

- Fluidstrømmer kan angis ved å benytte massestrøm eller hastighet.
 - Massestrøm [kg/s] fordeler strømningsmengden likt over hele flaten som angir betingelsen. Hastighet og volumstrøm kalkuleres basert på areal, massestrøm, trykk og temperatur.
 - En innløpshastighet kan angis for hele innløpsflaten. Da kalkuleres massestrøm basert på areal, hastighet, trykk og temperatur.
- Trykket er angitt for å kalkulere tettheten til fluidene ved innløpet.
- Temperaturen benyttes i beregning av tetthet og entalpien til fluidene. Entalpi beregnes kun ved termiske simuleringer.
- Fluidsammensetningen i innløpet defineres i grensebetingelsen ved å angi fraksjon av hvert fluid.
- Partikler angis med type og fraksjon. Hvis grensebetingelsen er et utløp, spesifiseres dette.

For utløp kan det benyttes en trykkbetingelse, eller Pressure BC, til å angi parameterne. Her spesifiseres de samme betingelsene som for Flow BC, men det er trykket som er det styrende parameteret. Dette betyr at hastighet og retning på fluider, kalkuleres ut ifra trykkforskjellen som en angitt i modellen. All strøm går fra høyt til lavt trykk.

Injeksjonsgrensen, Injection BC, kan benyttes for injeksjon av fluider, partikler og sporstoff. Injeksjonspunkter kan plasseres hvor som helst innenfor modellen og forenkler dette når grid ofte ikke fanger opp mindre deler som dyser. I kjøletårnet benyttes denne betingelsen for å angi vanddyser og injeksjon av sporstoff.

Plassering av hver dyse angis med x, y, og z-koordinater. Retningen er relativ til x-, y-, og z-aksene og er omgjort til vektorkomponenter. Her er det benyttet sfæriske koordinater som er beregnet ved bruk av formel (3.20) [12]. [8]

$$\begin{aligned} nx &= \cos \theta \sin \phi \\ ny &= \sin \theta \sin \phi \end{aligned} \quad (3.20)$$

$$nz = \cos \phi$$

nx, ny, nz = Vektorkomponent

θ = Asimutal vinkel

ϕ = Polar vinkel

I tillegg til retningen er det angitt en åpningsvinkel på dysene for å spesifisere kjeglen som skal dannes.

For vanninjisering må det benyttes flytende vann, angitt som partikler med en tilhørende størrelsesfordeling (Figur 3.3). Massestrømmen til hver enkelt dyse spesifiseres basert på den totale massestrømmen og et vektall. Formel (3.21) benyttes til dette [8].

$$\dot{m}_{v,k} = W_{v,k} \frac{\dot{m}_{p,inj}}{\sum_{i=1}^n W_{v,i}} \quad (3.21)$$

$\dot{m}_{v,k}$ = Massestrøm H₂O dyse k [kg/s]

$W_{v,k}$ = Spesifisert vekt ved dyse k

$\dot{m}_{p,inj}$ = Total massestrøm [kg/s]

$\sum_{i=1}^n W_{v,i}$ = Summasjon av spes vekt k

Til slutt angis vanntemperaturen i injeksjonspunktet.

For å visualisere strømningsbildet på en enkel måte er det lagt inn sporstoff på flere av simuleringene. Dette er partikler uten masse, impuls eller energi som strømmer fritt med fluidstrømmen. Antall partikler som injiseres, bestemmes ved å angi en tetthet som definerer antall virkelige partikler, delt på beregnede partikler [8].

3.4 Simuleringer og resultater

Dette kapittelet tar for seg hvordan simuleringer er satt opp i Barracuda og hvilke resultater som er hentet ut fra modellene. Leseren vil få en detaljert beskrivelse av modelloppsett og strømninger.

I forkant av alle simuleringer ble det installert fysiske målepunkter over og under spredeplate i kjøletårnet slik at differansetrykket kunne måles. Dette ble målt til 70 Pa ved prosessforhold tilsvarende de brukt i modellene.

$$\Delta P = \frac{1}{2} \rho K u^2 \quad (3.22)$$

ΔP = Målt differansetrykk [Pa]

ρ = Tetthet [kg/m^3]

K = Motstandsfaktor

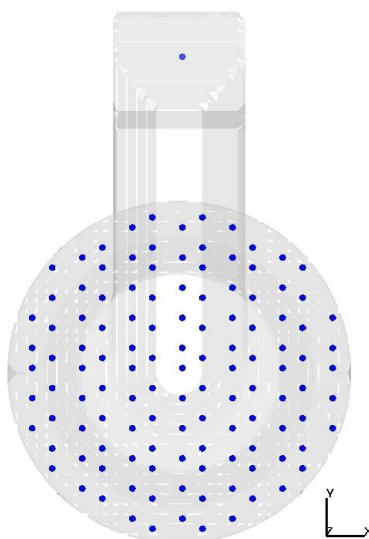
u = Gasshastighet [m/s]

Ved å benytte formel (3.22) er motstandsfaktoren beregnet for opprinnelig spredeplatedesign [8].

3.4.1 Kriterier

Hovedmålet er å forbedre gassfordelingen slik at en bedre fordamping av kjølevannet kan oppnås. For å kunne måle en forbedring er det satt kriterier til hastighetsdifferanser over tårntverrsnittet.

- Målinger må utføres over hele tverrsnittet, utenom et perifert område bak dyser. Dette området skal ikke overgå 10 % av det totale tverrsnittet.
- Horisontal avstand mellom målepunktene skal ikke være lenger enn 500 mm.
- Virvelstrømmer må ikke oppstå.
- Hastighetsavvik i målepunktene må ikke overgå +/- 30 % av kalkulert hastighet for gitt tverrsnitt. Det gir et tillatt avvik fra -2.26 til -4.12 m/s.
- Større avvik må ikke oppstå i mer enn 5 tilstøtende målepunkter, uavhengig om de oppfyller forrige punkt.
- Hastighetsavvik i den perifere sonen må ikke overstige +/- 50 % av kalkulert hastighet.
- Standardavviket for alle målepunktene må ikke overstige 18 %.



Figur 3.4 Transientpunkter

Målingene er utført i høyde med plassering av vanddyser, og er gjort med 119 transiente datapunkter. Dette er virtuelle målepunkter som ikke påvirker strømningene og kan benyttes for å måle de fleste parametere. Punktene er plassert i et nett hvor største avstand mellom 2 punkter er 500 mm. Alle punktene måler gasshastigheten i aksial retning.

Resultatene fra simuleringer av de forskjellige modellene oppsummeres hver for seg i de neste kapitlene. Alle målinger er startet etter stabil strømning i modellene er oppnådd. Dette skjer etter ≈ 10 sekunder og standardavviket er målt fra 20-35 sekunder. Det er beregnet ved å benytte formel (3.23) [16].

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum(x_i - \mu)^2}{n}} \quad (3.23)$$

σ = Standardavviket

x_i = Måleverdi

μ = Gjennomsnittsverdi

n = Populasjonsstørrelse

Ved å dividere standardavviket med gjennomsnittet av den samme populasjonen vil avviket kunne oppgis i prosent [16].

$$\sigma_{\%} = \frac{\sigma}{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i} 100 \quad (3.24)$$

$\sigma_{\%}$ = Standardavviket i prosent

σ = Standardavviket

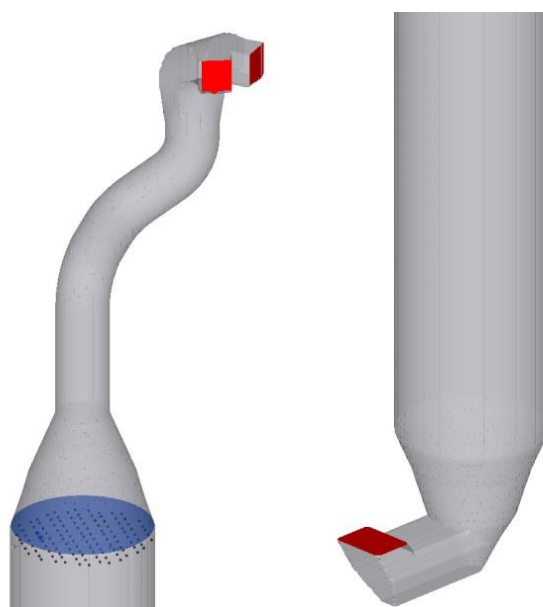
n = Populasjonsstørrelse

$\sum_{i=1}^n x_i$ = Summasjon av måleverdier

Hastighetsavvik i hvert enkelt transientpunkt er analysert fra 20-35 sekunder og avviket er gitt i m/s.

For å få et godt bilde av utviklingen til gassfordelingen i de forskjellige modellene er kriteriene vurdert i simuleringer uten vanninjeksjon. Hvilket forhold som er til stede og danner grunnlaget for en god fordamping blir da synliggjort. Effekten av vanninjeksjonen vil vurderes separat og sammenhengen mellom gassfordelingen og avkjølingen analyseres.

3.4.2 Modell 1 med 1 spredeplate



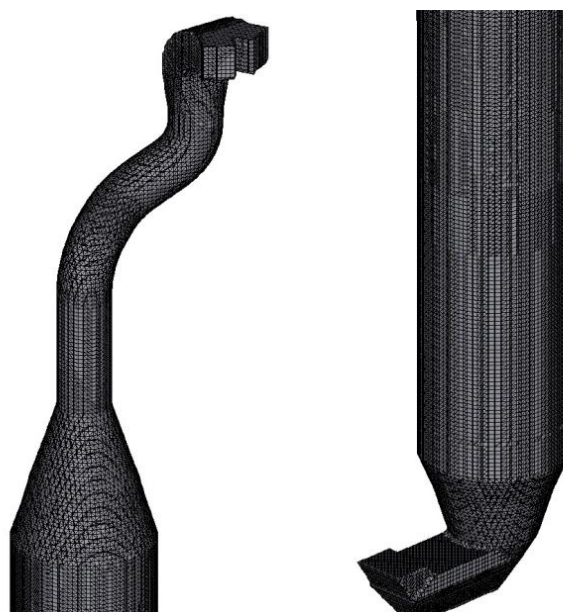
Figur 3.5 Modell 1 med grensebetingelser

Innledende simuleringer er gjort av hele tårnet uten støvbelastning og vanninnsprøyting. Man ønsker å danne et bilde av hvordan gassen strømmer i området over og rundt vandyser. Det er antatt at volumfraksjonen til støv er liten nok til at den ikke påvirker gasstrømmen i vesentlig grad. Simuleringen er satt opp med Flow BC inn- og utløpsbetingelser med lik massestrøm og temperatur.

Tabell 3.4 Grensebetingelser opprinnelig modell

	Trykk [Pa]	Temperatur [K]	Massestrøm [kg/s]
Innløp Flow BC	92 073	673.15	52.15
Utløp Flow BC	91 750	673.15	-52.15

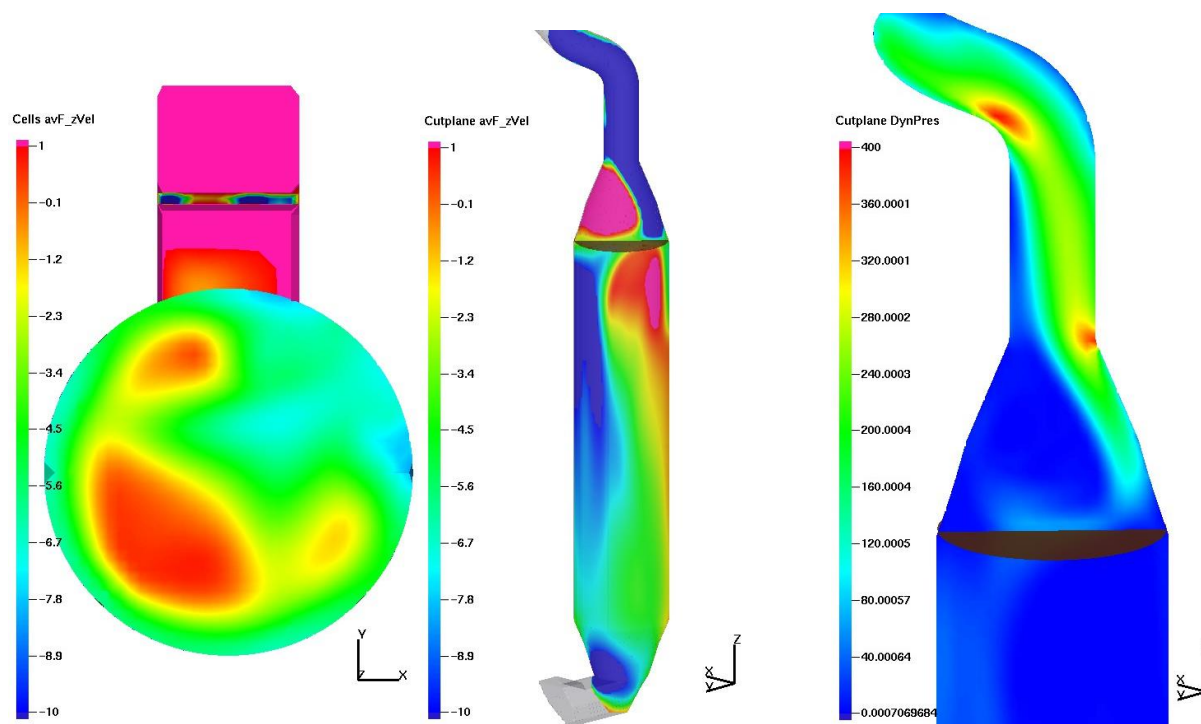
For å oppnå tilsvarende gasshastigheter som ved vanninnsprøyting er det gjort endringer i grensebetingelser for utløp. Dermed vil ikke trykket i utløpet, samsvare med virkelig verdi. Ved vanninnsprøyting vil det oppstå dampfase samtidig som gassen trekkes sammen på grunn av en temperaturreduksjon. Dette resulterer totalt i et mindre gassvolum som transporteres ut av tårnet. Simuleringen er kjørt isotermisk med lik massestrøm inn og ut, dermed er utløpstrykket økt fra 90 825 Pa til 91 750 Pa.



Figur 3.6 Grid med 1 million celler

Simuleringen er gjort fra utløp av øverste sykklontrinn til utløp av kjøletårn før hovedventilator. Modellen er delt opp i et grid på 1 million uniforme celler (Figur 3.6), noe som gir en cellestørrelse på 17 cm. Spreddeplaten som skal fordele gassen sitter 1.1 m opp i diffusoren og er modellert lik en porøs plate med en kalkulert motstand. I en slik plate vil ikke partikler kunne passere, og vi får kun et bilde av hvordan gassen beveger seg. Dette er gjort som en forenkling for å spare simuleringstid. For nåværende modell er simuleringstiden på 12 timer. En modellering av spreddeplaten med 3 mm tykkelse ville økt behovet for celler til flere milliarder og gitt en simuleringstid som er langt over det som er mulig i dette arbeidet.

Motstanden den porøse platen virker på fluidene med er basert på motstandsfaktor som er beregnet med formel (3.22). For denne modellen er faktoren 23.5.



Figur 3.7 Kontur grunnmodell

Resultater fra denne modellen viser store hastighetsvariasjoner over tårntverrsnittet. Figur 3.7 Kontur grunnmodell viser aksiell hastighet i XY-planet i nivå med vanddyser, aksiell hastighetsprofil i senter av tårnet og det dynamiske trykket i innløpet. Fra Figur 3.7 ses en tydelig skjevfordeling ned til spredeplaten, hvor gassen bremses opp før den trykkes over til motsatt side. De radielle hastighetene øker i negativ x-retning fram til veggen i diffusoren. Her endres retning på strømmingen, og den aksielle hastigheten blir positiv. Dette skyldes geometrien på kanalen fra øverste syklontrinn ned til diffusoren. Etter siste kanalbend oppstår veggseparasjon, og gassen presses over mot en side noe som fortsetter helt ned til spredeplaten. Her dannes en resirkulasjonssone som forsterker effekten av den skjeve gassfordelingen ytterligere. Følgelig blir gasshastigheten gjennom spredeplaten ujevn.

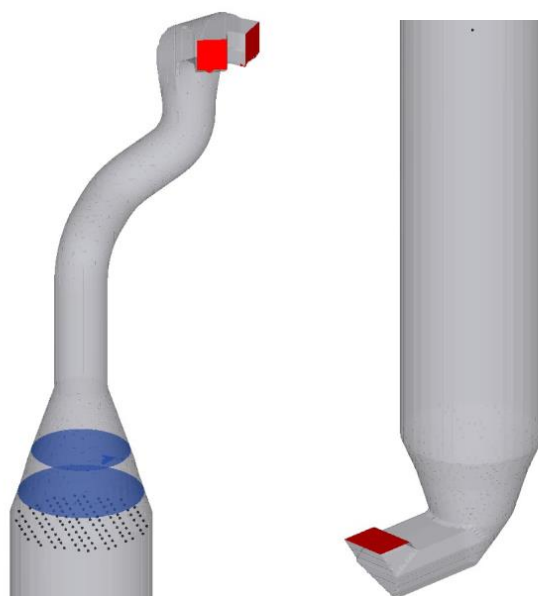
Som en konsekvens av dette oppstår det et stort resirkulasjonsområde og stillestående gasslommer under spredeplaten. I disse områdene vil fordamping av kjølevann være sterkt redusert. De radielle hastighetskomponentene langs x- og y-aksen overgår i flere områder den aksielle hastigheten. Dette vil føre kjølevann og partikler ut til tårnets vegger hvor disse kan agglomereres [4].

Resultatene fra simuleringer av opprinnelig design viser følgende

- Standardavviket til hastighetsprofilen i nivå med vanddysene er 65.13 %
- For enkeltmålinger varierer hastigheten fra 0.5 til -7.05 m/s
- Gjennomsnittet til hvert målepunkt viser 50 målinger hvor hastigheten er høyere enn -4.21 m/s
- 34 målepunkt har en snittverdi hvor hastigheten er lavere enn -2.26 m/s
- Totalt er 84 av 119 målinger utenfor det anbefalte området.

Trykket er målt med et transientpunkt plassert 5 m under spredeplaten i tillegg til trykket som er satt i inn- og utløpsbetingelsene. Dette viser et trykktap fra innløp til under spredeplate på 269 Pa og 59 Pa ned til utløp. Målingene representerer ikke de virkelige forholdene, fordi utløpstrykket er justert for hastighet, men kan benyttes i sammenlikning med andre simuleringer for å se endringer i trykktap.

3.4.3 Modell 2 med 2 spredeplater



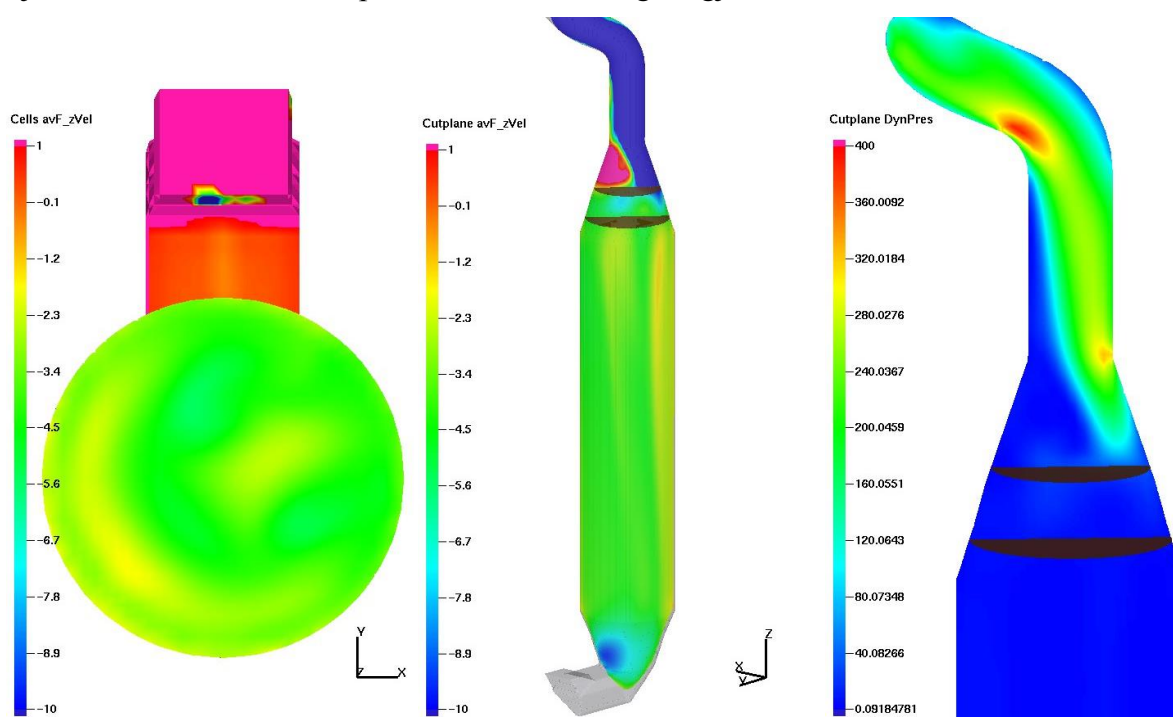
Figur 3.8 Modell 2 med grensebetingelser

I den andre modellen som er utviklet skjer gassfordeling over 2 spredeplater. Nedre plate står i samme posisjon som i grunnmodellen. Den øvre platen er løftet 1.95 m over den nedre. Platene er modellert på samme måte, som et porøst medium og motstandsfaktorer er beregnet for begge. Øvre plate har en motstandsfaktor på 4.63 og nedre på 23.5, noe som gir et likt trykktap. Gridinndeling er lik som forrige modell, med 1 million like celler. Se Figur 3.6.

Tabell 3.5 Grensebetingelser for modell 2

	Trykk [Pa]	Temperatur [K]	Massestrøm [kg/s]
Innløp Flow BC	92 073	673.15	52.15
Utløp Flow BC	91 750	673.15	-52.15

Det er benyttet Flow BC på inn- og utløp med lik temperatur og massestrøm. Simuleringen er kjørt isotermisk slik at temperatur ikke blir beregnet gjennom tårnet.



Figur 3.9 Kontur fra modell 2 med 2 spredeplater

Resultatene av å bruke 2 spredeplater viser en betydelig forbedring av gassfordelingen i XY-planet i høyde med vandysene. Figur 3.9 viser aksiell hastighet i nivå med vandysene, aksiell hastighetsprofil i senter av tårnet og det dynamiske trykket i innløpet. I modell 2 ser man fortsatt veggseparasjon etter siste kanalbend med følgende skjevfordeling ned over øvre spredeplate. Her dannes det en resirkulasjonssone som gir en ujevn gasshastighet gjennom øvre spredeplate. Gasshastigheten jevnes likevel ut i større grad mellom spredeplatene, og det oppstår ingen resirkulasjonssone under nedre spredeplate. De største avvikene ses i et sirkulært område på nordvest siden av tårnet. Her oppstår et felt hvor den aksielle gasshastigheten er redusert. De radiale hastighetskomponentene er i denne modellen langt mindre enn den aksielle hastigheten.

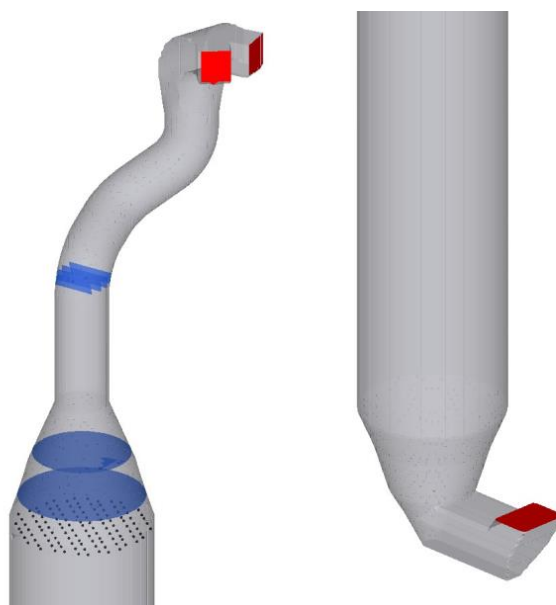
Følgende resultater er hentet fra denne modellen

- Standardavviket for hele tverrsnittet i denne modellen er på 21 %.
- For enkeltmålinger varierer hastigheten fra -1.76 til -5.52 m/s.

- Gjennomsnittet til hvert målepunkt gir 38 punkter hvor hastigheten er høyere enn -4.21 m/s.
- 5 målinger viser en snittverdi på hastighet lavere enn -2.26 m/s.
- Totalt er 43 av 119 målinger utenfor det anbefalte området

Trykktapet som oppstår fra innløpet og ned til målingen under spredeplatene er på 278 Pa.

3.4.4 Modell 3 med 2 spredeplater og styrefinner

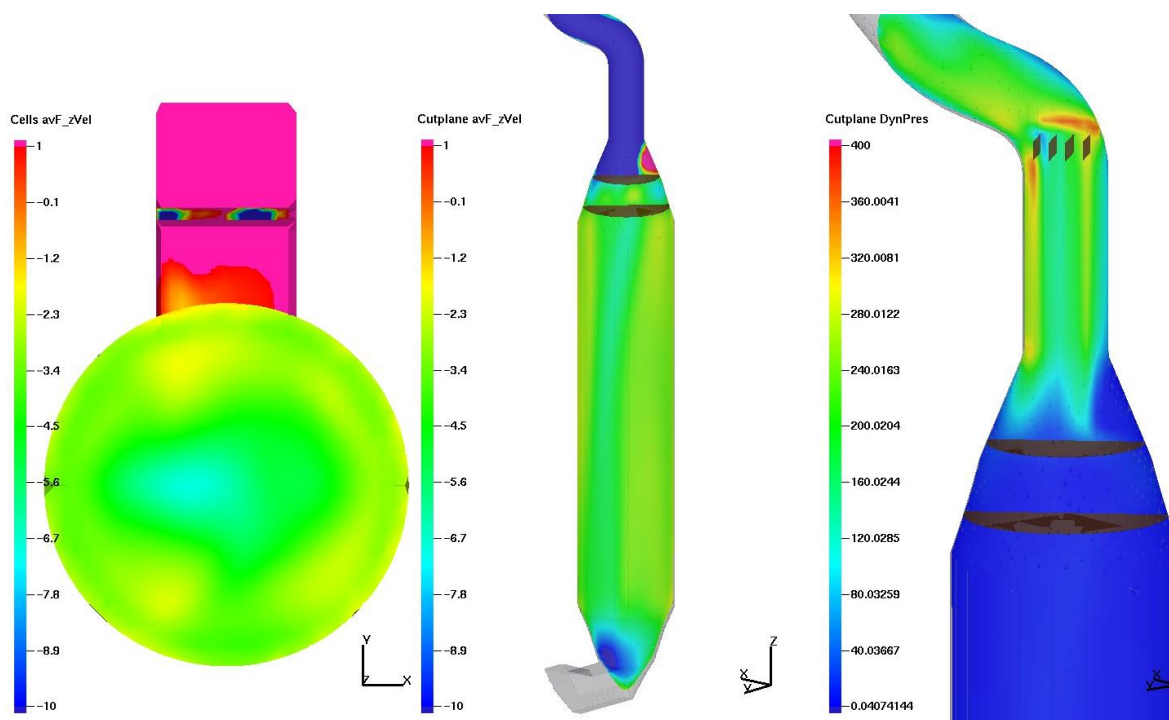


Figur 3.10 Modell 3 med grensebetingelser

I den tredje modellen er det lagt inn styrefinner etter siste bend for å rette strømmingen vertikalt. Styrefinnene er modellert som et porøst medium på samme måte som spredeplatene, men de har en høyere motstandsfaktor slik at de vil være ugjennomtrengelige for fluider og partikler. Hver enkelt plate har en høyde på 500 mm og krysser hele diameteren til kanalen. Totalt er det brukt 4 styrefinner og de står parallelt med lik avstand mellom hverandre. Gridstørrelse er lik grunnmodellen vist i Figur 3.6.

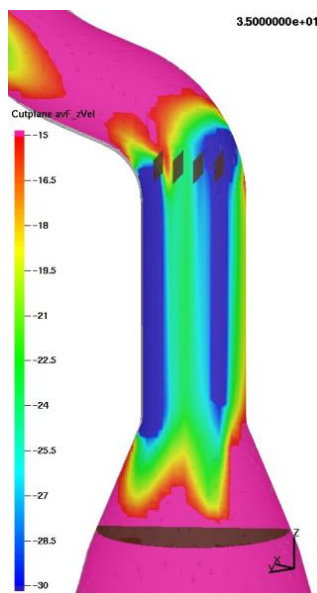
Tabell 3.6 Grensebetingelser for modell 3

	Trykk [Pa]	Temperatur [K]	Massestrøm [kg/s]
Innløp Flow BC	92 073	673.15	52.15
Utløp Flow BC	91 750	673.15	-52.15



Figur 3.11 Kontur fra modell 3 med spredeplater og styrefinner

Figur 3.11 viser aksiell hastighet i XY-planet i nivå med vanddyser, aksiell hastighetsprofil i senter av tårnet og det dynamiske trykket i innløpet. Styrefinnene retter strømmingen i innløpet vertikalt, og det oppstår ikke veggseparasjon. Det dannes derimot 4 strømningslag med forskjellige hastigheter som vist i Figur 3.12. Høyeste hastighet oppnås langs innerveggen etter kanalbend. Dette fører til en resirkulasjonssone på motsatt side over øvre spredeplate. En følge av dette er en høyere hastighet sentralt i tårnet og en forhøyet hastighet i det perifere området. Dette gir en noe ujevn hastighetsfordeling i XY-planet ved dysene. Det oppstår noen områder sentralt i tårnet med radielle hastigheter i negativ x-retning, mot nordsiden av tårnet.



Figur 3.12 Hastighetsprofil styrefinner

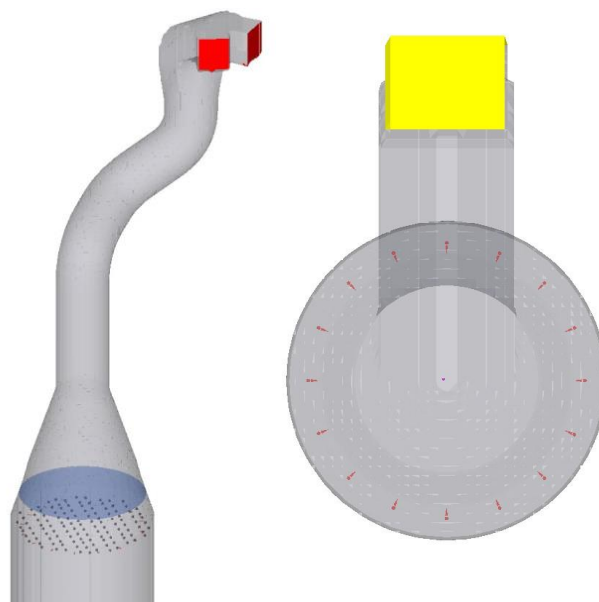
Følgende resultater er hentet fra denne modellen

- Standardavviket for hele tverrsnittet er 29.2 %

- I enkeltmålinger varierer hastigheten fra -1.88 til -6.77 m/s
- Gjennomsnittet til hvert målepunkt gir 33 punkter hvor hastigheten er høyere enn -4.21 m/s.
- 4 målinger viser en snittverdi på hastighet lavere enn -2.26 m/s.
- Totalt er 37 av 119 målinger utenfor det anbefalte området.

Trykktapet fra innløpet til under spredeplatene er i denne modellen på 279 Pa. Trykkpåvirkning fra styrefinner vil dermed være neglisjerbar.

3.4.5 Modell 1 med vanninjeksjon



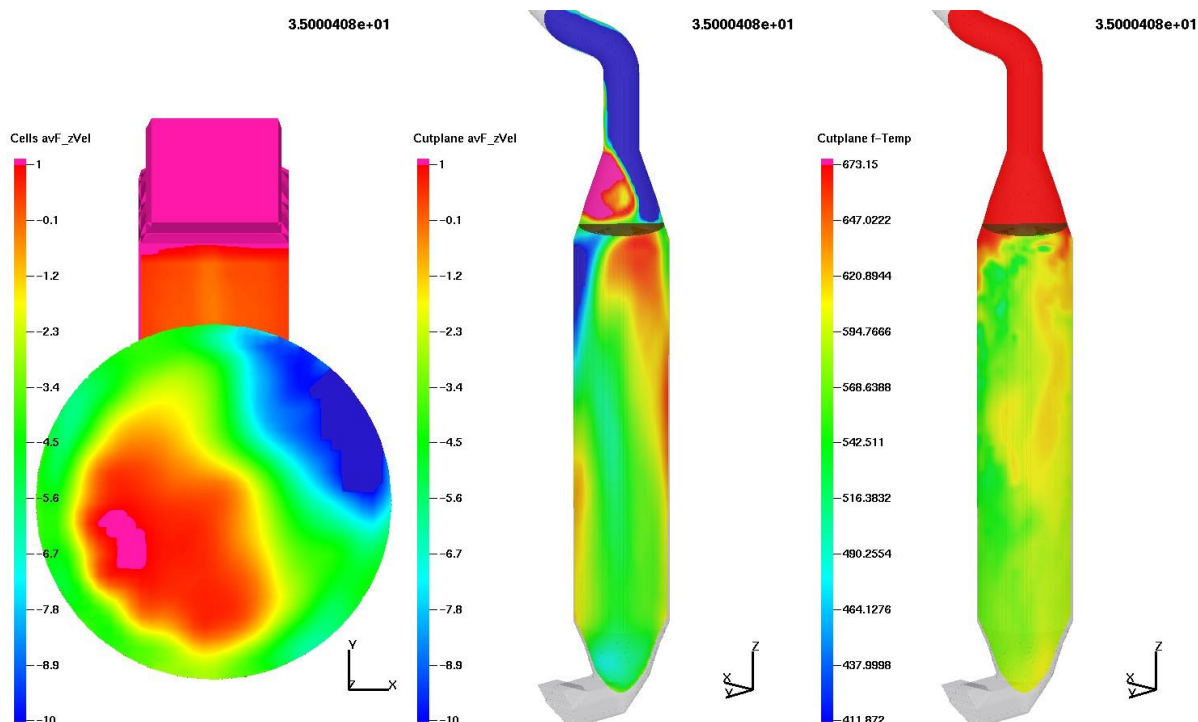
Figur 3.13 Modell 1 med vanninjeksjon grensebetingelser

Her er utgangspunktet opprinnelig tårndesign med en spredeplate tilsvarende modell 1 og ingen støvbelastning. Simuleringen er utført med vanninjeksjon gjennom 16 dyser med plassering lik dagens tårn. For å se hvordan temperaturen endrer seg gjennom tårnet er simuleringen kjørt termisk. Utløpstemperaturen blir da et resultat av vannmengden som injiseres. Utløpet er dermed angitt som et Pressure BC hvor temperatur og massestrøm ikke er fastsatt. Partikler passerer fritt ut av modellen i grensebetingelsen.

Tabell 3.7 Parametere vanninjeksjon

	Trykk [Pa]	Hastighet [m/s]	Massestrøm [kg/s]	Temperatur [K]
Innløp Flow BC	92 073	-	52.15	673.15
Utløp Pressure BC	90 725	-	-	-
Injection BC	-	18.65	3.74	281.15

Vann dysene står horisontalt med en åpningsvinkel på 60°. Den totale massestrømmen er likt fordelt på samtlige dyser. Størrelsesfordelingen til vandrdåpene er lagt inn og tilsvarer verdier som er mottatt fra Lechler. Størrelse på gridet er 1 million celler.



Figur 3.14 Konturer fra modell 1 med vanninjeksjon

Figur 3.14 viser hastighetsprofilen til gassen i aksiell retning, et aksielt hastighetsplan i senter av tårnet og gasstemperaturen gjennom senterplanet. Simuleringen er gjort på grunnmodellen av kjøletårnet med samme innløpsbetingelser. Det ses de samme tendensene som i grunnmodell uten vanninjeksjon. Gassen danner resirkulasjonszoner over og under ristplaten. Effekten av disse forsterkes av vanninjeksjonen, og hastighetsfordelingen viser et større sprik i målingene. Resirkulasjonszonen som oppstår under spredeplaten fører med seg kjølevann opp under spredeplaten, og det ses redusert fordamping i disse områdene. Oppholdstid for de største vann-dråpene overgår simuleringstiden på 35 sekunder. I området bak resirkulasjonszonen, nord-vest, ses en høyere volumfraksjon partikler som en følge av partikler som føres tilbake med gassen. De transporteres mot veggen av radielle hastigheter i et område som strekker seg fra undersiden av spredeplaten og 16 m ned. Av vandråper som føres med hastighetsfeltet sør-øst i tårnet, skjer ikke fullstendig fordamping av større partikler før disse forlater kjøletårnet.

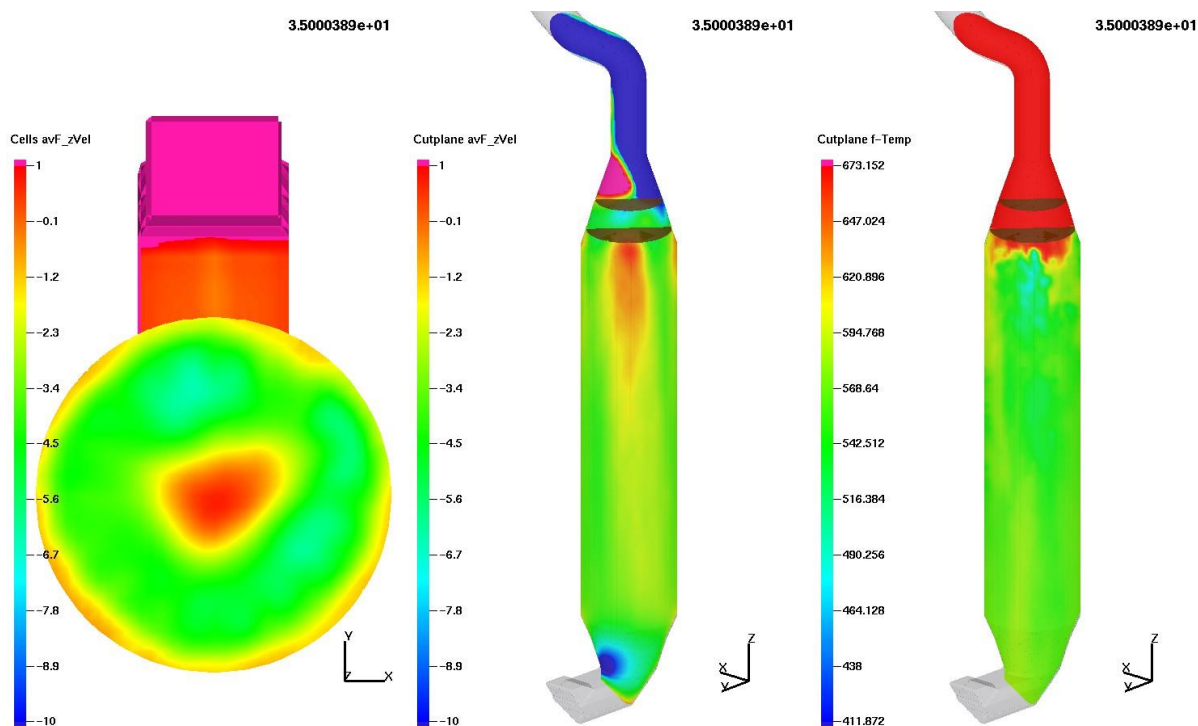
I utløpet måles en lavere hastighet enn simulering med kun gass. Dette er en konsekvens av redusert gassvolum som følge av temperaturreduksjonen. Til tross for redusert gashastighet ses et høyere trykktap fra innløp til målepunkt 5 m under spredeplaten.

Følgende resultater er hentet fra denne modellen:

- Standardavviket for hele tverrsnittet er 106 %
- I enkeltmålinger varierer hastigheten fra -12 til 18.3 m/s
- Gjennomsnittet til hvert målepunkt gir 53 punkter hvor hastigheten er høyere enn -4.21 m/s.
- 46 målinger viser en snittverdi på hastighet lavere enn -2.26 m/s.
- Totalt er 99 av 119 målinger utenfor det anbefalte området.

3.4.6 Modell 2 med vanninjeksjon

Her er modell 2 utgangspunkt for simuleringen. Vann injiseres i denne modellen på lik måte som i modell 1 med vanninjeksjon. Det er benyttet identiske grensebetingelser slik at effekten av 2 spredeplater kan vurderes.



Figur 3.15 Konturer modell 2 med vanninjeksjon

Figur 3.15 viser hastighetsprofilen til gassen i aksiell retning, et aksielt hastighetsplan i senter av tårnet og gasstemperaturen gjennom senterplanet. Det ses en mer uniform gassfordeling med svak oppadgående strømning sentralt i tårnet og langs veggene. Resirkulasjonen som oppstår, fører vandrdåper tilbake under ristplatene og langs veggene under diffusoren. Temperaturprofilen sentralt i tårnet viser jevnere temperatur som et resultat av gasshastigheten. Det gir en bedre fordamping av kjølevann og forekomsten av vannpartikler i utløpet er eliminert.

I utløpet måles en lavere hastighet enn simulering med kun gass. Dette er en konsekvens av redusert gassvolum som følge av temperaturreduksjonen. Til tross for redusert gasshastighet ses et høyere trykktap fra innløp til målepunkt 5 m under spredeplaten.

Følgende resultater er hentet fra denne modellen

- Standardavviket for hele tverrsnittet er 66 %
- I enkeltmålinger varierer hastigheten fra -10 til 6.2 m/s
- Gjennomsnittet til hvert målepunkt gir 52 punkter hvor hastigheten er høyere enn -4.21 m/s.
- 30 målinger viser en snittverdi på hastighet lavere enn -2.26 m/s.
- Totalt er 82 av 119 målinger utenfor det anbefalte området.

4 Endring av design

Dette kapitlet tar for seg utviklingen av en ny spredeplate hvor man ser på de maskintekniske utfordringene og beregner denne.

4.1 Trykktap over dagens spredeplate

I dag sitter en spredeplate 1100 mm over bunn av diffusor og er laget av 3 mm tykke stålplater som er perforert med hull 70 mm i diameter. Spredningen på hullene er 90 mm senter til senter og de er forskjøvet i forhold til hverandre. Det målte differansetrykket over denne spredeplaten blir brukt som et referansetrykk ved utvikling og beregning av ny plate.

Motstandsfaktoren K (3.22) avhenger av totalt åpent areal i spredeplaten, formen til spredeplaten og Reynoldstallet. Det antas at den originale spredeplaten perforeringer har skarpkantede åpninger. For denne modellen benyttes følgende formel [17]:

$$K = \left[0.707(1 - \bar{f})^{0.375} + 1 - \bar{f} \right]^2 \frac{1}{\bar{f}^2} \quad (4.1)$$

K =Motstandsfaktor

\bar{f} = Åpningsprosent

Koeffisienten for åpent areal beregnes på følgende måte:

$$\bar{f} = \frac{\text{Åpent areal av segment}}{\text{Totalt areal av segment}} \quad (4.2)$$

Ved å beregne motstandsfaktoren med hensyn til målt differansetrykk oppnås det et åpent areal på 25%. Det reelle arealet er 50 %.

4.2 Utvikling av ny spredeplate

Basert på dagens spredeplate vil en ny plate beregnes og dimensjoneres i dette kapitlet. Det målte trykktapet over dagens plate vil være utgangspunktet når åpningsprosent og motstand i den nye platen skal estimeres. Utgangspunktet til utformingen på denne vil være spredeplaten som er i bruk i kjøletårn 1 ved Norcem Brevik.

4.2.1 Utforming

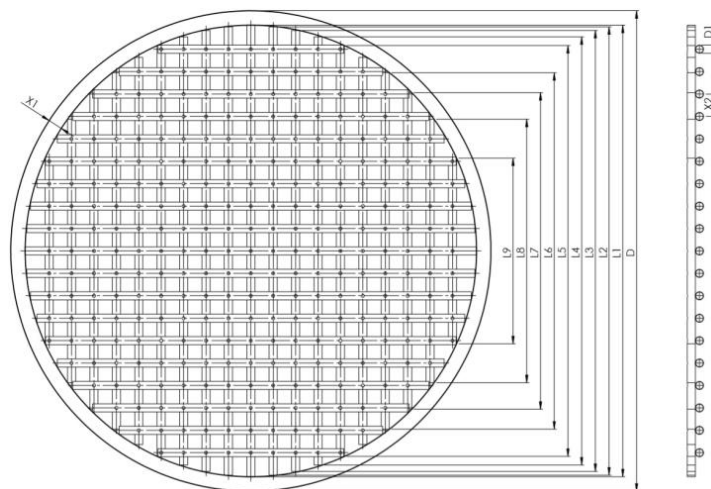
Ved å endre designet på dagens spredeplate er målet å oppnå en bedre fordeling av gassen uten at dette skal skape et unødvendig stort trykktap.

Simuleringer viser at én spredeplate, som dagens design, ikke klarer å fordele gassen tilfredsstillende. Denne spredeplaten er modellert med 50 % åpent areal. Det er derfor sett på hvordan åpningsprosenten kan påvirke trykktapet og fordelingen. For å oppnå dette er det lagt vekt på følgende

- Lavest mulig trykktap og god fordeling
- Minimere fare for oppbygning av materialer
- Konstruksjon som tillater innfesting av vibrator for fjerning av oppbygninger

- Enkel å produsere og vedlikeholde

Det er tatt utgangspunkt i en ristplate-løsning som er benyttet i kjøletårn 1. Her ligger to rader med rør over hverandre, i motsatt retning. Der dannes et rutenett mellom rørene, og man kan enkelt øke eller redusere åpent areal i risten. Det vil også være minimal risiko for materialoppbygning over rørene. Materialet som er brukt er AISI 304 rustfritt stål med en flytegrense på 215 MPa.



Figur 4.1 - Ristplatedesign

For enkelt å endre trykktapet over ristplaten er det utviklet et sett med beregninger. Dette er beregninger som automatisk tilpasser rørlengder og senteravstand for å oppnå et gitt trykktap. Formel (4.3) beregner rørlengder for hele ristplaten ved å angi hvilket n -rør man skal finne lengden på. Formelen er verifisert ved å beregne rørlengder brukt i eksisterende ristplate i kjøletårn 1. Se Vedlegg C for detaljer.

$$L_n = 2 \sqrt{\left(\frac{D - X_1}{2}\right)^2 - ((n - 1)X_2 + \left(\frac{D_1}{2}\right)^2} \quad (4.3)$$

L_n =Lengde på rør n

D =Tårndiameter [mm]

X_1 =Klaring rist/tårn [mm]

n =nummerering av rør

X_2 =Avstand senter-senter på rør [mm]

D_1 =Ytre diameter av rør [mm]

Videre er arealet av ristplaten kalkulert slik at åpningsprosenten kan finnes. Åpningsprosenten brukes i Idelchik's formel for å estimere trykktapet[17]. Åpningsprosenten i den nye ristplaten er beregnet ved først å finne antall overlapper (4.4) og areal av disse (4.5). Overlappene oppstår som følge av at rørene ligger over og under hverandre. Til slutt beregnes det åpne arealet av risten (4.6) slik at åpningsprosenten kan finnes.

$$n_{\text{overlapp}} = \sum_{i=1}^n 2 \frac{L_n X_2}{2} + 1 \quad (4.4)$$

n_{overlapp} = Antall overlapper pr lengde

L_n = Lengde på rør n [mm]

X_2 = Avstand senter-senter på rør [mm]

$$A_3 = n_{\text{overlapp}} 2 D_1 \quad (4.5)$$

A_3 = Overlappet areal [mm^2]

n_{overlapp} = Antall overlapper pr lengde

D_1 = Ytre diameter av rør [mm]

$$A_2 = \pi \frac{D^2}{4} - 2D_1 \left(\sum_{n=1}^n L_n \right) - A_3 \quad (4.6)$$

A_2 = Åpent areal [mm^2]

D = Tårndiameter [mm]

D_1 = Ytre diameter av rør [mm]

L_n = Lengde på rør n [mm]

A_3 = Overlappet areal [mm^2]

$$\bar{f} = \frac{A_2}{\pi \frac{D^2}{4}} \quad (4.7)$$

\bar{f} = Åpningsprosenten

A_2 = Åpent areal [mm^2]

D = Tårndiameter [mm]

Den beregnede åpningsprosenten benyttes i formel (4.8) for å finne riktig motstandsfaktor K . Formelen er utledet for ristplater hvor rør ligger over og under hverandre [17]. Trykktapet over ristplaten beregnes så med formel (4.9) innsatt verdier for K .

$$K = 1.28 \frac{1 - \bar{f}}{\bar{f}} \quad (4.8)$$

K = Motstandsfaktor

\bar{f} = Åpningsprosent

$$\Delta P = \frac{1}{2} \rho K v^2 \quad 4.9$$

ΔP = Trykktap [Pa]

K = Motstandsfaktor

ρ = Gassetthet [Kg/m³]

v = Gasshastighet [m/s]

Ved å benytte denne fremgangsmåten er det estimert et trykktap over ristplatene i kjøletårn 1 og kjøletårn 2. I tillegg til åpningsprosent og trykktap er det tatt hensyn til antall inndelinger i ristplaten. Dette er gjort ved å benytte et oddetall antall rørlengder i hver retning. Hensikten med dette er å sikre et senterrør for innfesting av vibrator. Vibratoren skal fjerne oppbygninger av materialer som måtte oppstå over ristplatene. Resultatene er gjengitt i Tabell 4.1.

Tabell 4.1 Beregnet trykktap for ristplater

	Kjøletårn 1		Kjøletårn 2	
Åpningsprosent	44.03%	45.40%	18.82%	20.18%
Trykktap [Pa]	11.19	39.42	29.54	73.56
Totalt trykktap [Pa]	50.61		103.1	

4.2.2 Styrkeberegning av ristplater

Styrkeberegning er utført på ristplate i kjøletårn 1 og ny plate for kjøletårn 2. Dette for å ha et sammenlikningsgrunnlag. Beregninger er gjort for hånd og med FEM-analyse i SolidWorks. Det er brukt like dimensjoner og lik materialtype i beregningene på disse ristplatene. Dette vil gi et godt sammenlikningsgrunnlag. Følgende data er brukt i de manuelle utregningene:

Tabell 4.2 Spesifikasjoner på rør

		Kjøletårn 1 44.03%	Kjøletårn 2 18.82%
D_1 [mm]	Rørdiameter	88.9	88.9
t [mm]	Rørtykkelse	3.2	3.2
ρ [kg/m ³]	Egenvekt stål	8000 [18]	8000 [18]
i	Festet i rør #	6	11

Det er to krefter som vil virke på ristplaten, egenvekt og drag-krefter fra gassen som passerer. Kreftene som virker på grunn av egenvekt er beregnet med formel (4.10). Drag-kreftene er så beregnet med formel (4.11) hvor ΔP er differansetrykket beregnet i formel (4.9).

$$F_W = L_{tot}\pi\left(\left(\frac{D_1}{2}\right)^2 - \left(\frac{D_1 - 2t}{2}\right)^2\right)\rho g \quad (4.10)$$

F_W = Kraft fra egenvekt [N]

L_{tot} = Total lengde på alle rør [mm]

D_1 = Ytre diameter av rør [mm]

t = Rørtykkelse [mm]

ρ = Ståltetthet [kg/m^3]

g = Gravitasjon [m/s^2]

$$F_D = \Delta P A_1 \quad (4.11)$$

F_D = Kraft fra drag [N]

ΔP = Trykktap [Pa]

A_1 = Lukket areal [mm^2]

Den samlede kraften som virker på ristplaten, kan regnes ut ved å benytte formel (4.12).

$$F_{tot} = F_W + F_D \quad (4.12)$$

F_{tot} = Total kraft [N]

F_W = Kraft fra egenvekt [N]

F_D = Kraft fra drag [N]

Total kraft er så benyttet for å finne krefter som virker per enhetslengde med rør. Her benyttes formel (4.13).

$$w = \frac{F_{tot}}{L_{tot}} \quad (4.13)$$

w = Krefter pr meter rør [N/mm]

F_{tot} = Total kraft [N]

L_{tot} = Total lengde på alle rør [mm]

Den største spenningen som oppstår rundt innfestingspunktene er estimert med formel (4.15) som er utledet fra formel (4.14). Her beregnes bøyespenningen med momentledd basert på en bjelke som er fastinnspent i begge ender.

$$\sigma_b = \frac{M_b y}{I_x} = \frac{w L^2}{12} \frac{y}{I_x} \quad (4.14)$$

σ_b = Bøyesspenning [MPa]

M_b = Bøyemoment [Nmm]

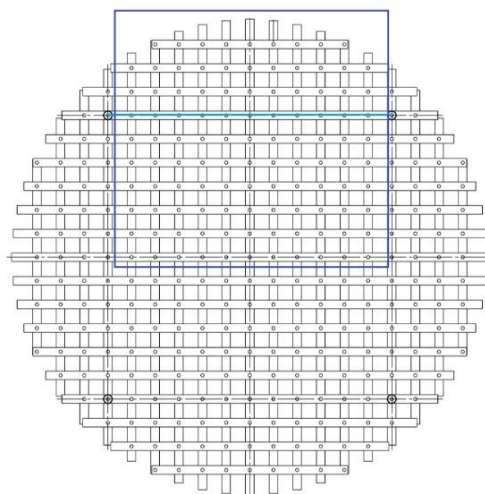
y = Avstand fra nøytralakse [mm]

I_x = Annet arealmoment [mm⁴]

w = Krefter pr meter rør [N/mm]

L = Arm [mm]

Det er gjort en forenklet antakelse for å beregne største spenning som oppstår i innfestingspunktet. Utfordringen med manuelle beregninger i dette tilfellet er hvordan spenningene forplanter seg gjennom risten. Rørene som går gjennom innfestingspunktene anses derfor som en fastinnspent bjelke og blir belastet av tverrgående rør fra senter av ristplaten og helt ut til ytterkant. Figur 4.2 illustrerer dette. Vertikale rør innenfor blå firkant belaster bjelken markert i lyseblå. Krefteene som virker, er da egenvekt av rør og dragkrefter som oppstår som følge av strømninger.



Figur 4.2 Estimering av spenninger i ristplate

$$\sigma_b = \frac{\left(\frac{w(2iX_2)^2}{12}\right) \left(\frac{D_1}{2}\right)}{\left(\frac{\pi}{64}(D_1^4 - (D_1 - 2t)^4)\right)} \quad (4.15)$$

σ_b = Bøyesspenning [MPa]

w = Totale krefter pr meter rør [N/mm]

X_2 = Senteravstand for rør [mm]

D_1 = Rørdiameter [mm]

n = Antall rør fra senter til innfesting

i = antall rør fra senter til festepunkt

Resultater av manuelle beregninger med formel (4.15) er gjengitt i Tabell 4.3.

Tabell 4.3 Resultater av manuelle beregninger

	Kjøletårn 1 44,03% åpen	Kjøletårn 2 18,82% åpen
L_{tot} [mm]	151 410	275 870
Vekt [kg]	1 044	1 901
σ_b [Mpa]	38.4	61.8
F_{tot} [N]	10 361	19 190

De manuelle beregningene gir en største spenning som er godt innenfor flytegrensen til materialet.

4.2.3 FEM-analyse i SolidWorks

For å gjøre nøyaktige estimater av ristplatene er det utført FEM-analyser i SolidWorks. Dette er en numerisk beregningsmetode som benyttes blant annet til å gjøre styrkeberegninger. Komponenten man ønsker å beregne deles opp i et grid hvor beregninger utføres for hvert punkt i gridet. Dette gir mer nøyaktig resultat i forhold til en analytisk løsning.

Ristplatene har en krevende utforming for beregninger og som følge av dette benyttes bjelkeelement metoden (også kalt 1D i rapporten). Dette betyr at SolidWorks gjør om hvert rør til en uendelig tynn linje, og gjør da beregninger på disse linjene. Til sammenligning har 3D-element for ristplatene omtrentlig 7 millioner frihetsgrader, når 1D-element har omtrent 8 000 frihetsgrader. Dette fører til at en simulering kan gjøres på noen få sekunder, i motsetning til et 3D-element hvor simuleringene ofte stopper grunnet manglende datakraft.

For simuleringene er det lagt inn AISI 304 stål. Det er gjort analyser på eksisterende ristplate i kjøletårn 1 og på ny ristplate for kjøletårn 2. Resultater fra disse simuleringene er gjengitt i Tabell 4.4. Detaljerte rapporter for FEM-analyse finnes i Vedlegg H-L.

Tabell 4.4 Resultater FEM-analyse

	Kjøletårn 1 44.03%	Kjøletårn 2 18.82%
Reaksjonskrefter [N]	10 057.7	19 740.3
Reaksjonsmoment [Nm]	0	0
Største spenninger [MPa]	19.494	34.384
Største forskyvning [mm]	0.560	1.003

FEM-analysen viser at konstruksjonen er godt innenfor flytegrensen til materialet for begge kjøletårnene. Se Vedlegg H og I for SolidWorks rapporter på ristplatene.

4.2.4 Styrkeberegning av innfesting

Plassering av de nye ristplatene i diffusoren avgjør innfestingen. Nedre ristplate er plassert 1100 mm over utløpet til diffusoren. Den øvre ristplaten er hevet 1950 mm over nedre plate.

Ristplatene må ha mulighet for bevegelse, og innfesting må være fleksibel. Ristene er derfor festet i diffusorveggen med 4 gjengestaver. Innfestingen til diffusoren er utført med braketter. De er sveiset fast i bærende konstruksjon hvor gjengestavene kan festes opp med mutter på oversiden. Den bærende konstruksjonen vil være HEB-120 S235 profiler. I selve ristplaten skjer innfestingen gjennom et krysningspunkt mellom to rør. Gjengestaven går gjennom risten og festes fra undersiden slik at konstruksjonen vil tåle de kreftene som virker på den. Alle komponenter og sveiser beregnet.

Bjelker med I tverrsnitt tar opp moment om sterk akse i flensene, mens skjærkraften tas opp av steget. Slik kan tverrsnittet ta opp en stor skjærkraft før det påvirker momentkapasiteten. Interaksjon mellom moment og skjærkraft kan derfor neglisjeres. Stegets slankhet er avgjørende for hvor stor skjærkraft som kan tas opp. Det er benyttet HEB120 S235 [19] bjelker for innfesting av rister. Denne profilen er valgt på grunnlag av eksisterende dimensjoner og vil få plass bak innkledning av tårnet. Bjelken har tverrsnittsklasse 1 etter NS-EN 1993-1-1 Tabell 5.2 [20]. Slankhet for steg og flens oppfyller klasse 1.

Bjelkens momentkapasitet og skjærkapasitet parallelt med steget er beregnet med henholdsvis formel (4.16) og formel (4.17).

$$M_{pl} = \frac{w_{pl,y} f_y}{\gamma_{M0}} \quad (4.16)$$

M_{pl} = Plastisk momentkapasitet [kNm] $w_{pl,y}$ = Plastisk tverrsnittsmodul [mm³]

f_y = Flytegrense [MPa] γ_{M0} = Materialfaktor [21]

$$V_{pl} = \frac{A_v \frac{f_y}{\sqrt{3}}}{\gamma_{M0}} \quad (4.17)$$

V_{pl} = Skjærkapasitet [kN] A_v = Skjærareal [mm²]

f_y = Flytegrense [MPa] γ_{M0} = Materialfaktor [21]

Bjelken er beregnet som fast innspent fordi den skal sveises i begge ender. Ved å dekomponere kreftene som oppstår fra innfestingen til ristplatene og beregne moment og skjærkraft, får vi resultatene gjengitt i Tabell 4.5. Lastfaktor for permanente laster på 1.35 er benyttet i beregningene [21].

Tabell 4.5 HEB120 Kapasitet

	Profilkapasitet	Oppnådd	Sikkerhetsfaktor
Moment [kNm]	36.9	11.6	3.18
Skjærkrefter [kN]	141	2.54	55.5

Brakettene er sveiset i HEB120 profilene som ligger utenfor diffusorveggen. Totalt er det 4 braketter som tar opp kreftene som virker på 1 ristplate. Dette inkluderer vekt og drag-krefter.

Spenningsene som oppstår i braketten og tilhørende sveiser er beregnet for å gi riktige dimensjoner. Braketter er maskinerte og har ingen sveiser. Se Vedlegg D for tegninger.

Innfesting av braketter til HEB-profiler gjøres med sveising rundt hele braketten. Sveiseberegninger er gjort for å verifisere a-mål på sveis. I henhold til standard er følgende betingelser satt for sveiser [22].

- Effektiv lengde: $l_{\text{eff}} \geq 30 \text{ mm}$ og $l_{\text{eff}} \geq 6a$
- Maksimalt a-mål bestemmes av platetykkelse $0.7t \geq a$

Kraften som virker i braketten dekomponeres til krefter i x- og y-retning, og spenninger som oppstår kan beregnes. Spenninger som oppstår som følge av krefter i x-retning finnes med formel (4.18) [23].

$$\sigma_N = \frac{F_x}{A_{\text{sveis}}} \rightarrow \sigma_L = \tau_L = \frac{\sigma_N}{\sqrt{2}} \quad (4.18)$$

σ_N = Normalspenning [MPa]

F_x = Kraft x-retning [N]

A_{sveis} = Areal sveis [mm^2]

τ_L = Skjærspenning normalt på sveis [MPa]

σ_L = Strekkspenning normalt på sveis [MPa]

De spenningsene som oppstår som følge av krefter i y-retning, vil være skjærkraft og bøyesspenninger [23]. Skjærkraft som oppstår i sveisene beregnes med formel (4.19).

$$\tau_{\parallel} = \frac{F_y}{2a(h+b)} \quad (4.19)$$

τ_{\parallel} = Skjærspenning parallelt med sveis [MPa] F_y = Kraft y-retning [N]

a = Sveisens aktive høyde [mm]

h = Høyde brakett [mm]

b = Bredder brakett [mm]

For å beregne bøyesspenningene som oppstår i de horisontale og vertikale sveisene deles beregningene inn i henholdsvis snitt A og B [24]. Annet arealmoment er en geometrisk avhengig størrelse som beregnes i forhold til en gitt akse [25]. Denne er beregnet for sveis med formel (4.20). I snitt A beregnes bøyesspenningen som oppstår i horisontale sveiser med formel (4.21). Den resulterende jevnføringsspenningen er da beregnet med formel (4.22).

$$I_{x\text{sveis}} = \frac{[(b+2a)(h+2a)^3 - bh^3]}{12} \quad (4.20)$$

$I_{x\text{sveis}}$ = Arealmoment om lokal x-akse [mm^3] a = Sveisens aktive høyde [mm]

b = Bredder brakett [mm]

h = Høyde brakett [mm]

$$\sigma_{bA} = \frac{M_b}{I_{Ix_{sveis}}} \left(\frac{h}{2} + a \right) \rightarrow \sigma_{bLA} = \tau_{bLA} = \frac{\sigma_{bA}}{\sqrt{2}} \quad (4.21)$$

σ_{bA} = Bøyspenning snitt A [MPa] M_b = Bøyemoment [Nmm]

I_{xsveis} = Arealmoment om lokal x-akse [mm³] a = Sveisens aktive høyde [mm]

$$\sigma_{jA} = \sqrt{(\sigma_L + \sigma_{bLA})^2 + 3(\tau_L + \tau_{bLA})^2} \quad (4.22)$$

σ_{jA} = Jevnføringsspenning snitt A [MPa] σ_{bLA} = Bøyespenning 90° på sveis A [MPa]

σ_L = Strekkspenning normalt på sveis [MPa] τ_L = Skjærspenning normalt på sveis [MPa]

τ_{bLA} = Bøyespenning 90° på sveis A [MPa]

I snitt B beregnes bøyespenningen mellom de horisontale sveisene med formel (4.23). Skjærspenningen som oppstår av krefter i y-retning tas opp av horisontale sveiser. Det er tatt med i formel (4.24) for beregning av jevnføringsspenningen i snitt B.

$$\sigma_{bB} = \frac{M_b}{I_{Ix_{sveis}}} \left(\frac{h}{2} \right) \rightarrow \sigma_{bLA} = \tau_{bLA} = \frac{\sigma_{bA}}{\sqrt{2}} \quad (4.23)$$

σ_{bB} = Bøyspenning snitt B [MPa] M_b = Bøyemoment [Nmm]

I_{xsveis} = Arealmoment om lokal x-akse [mm³] h = Høyde brakett [mm]

$$\sigma_{jB} = \sqrt{(\sigma_L + \sigma_{bLB})^2 + 3(\tau_L + \tau_{bLB})^2 + 3\tau_{||}} \quad (4.24)$$

σ_{jB} = Jevnføringsspenning snitt B [MPa] σ_L = Strekkspenning 90° på sveis [MPa]

σ_{bLB} = Bøyespenning 90° på sveis sn.B [MPa] τ_L = Skjærspenning 90° på sveis [MPa]

τ_{bLB} = Bøyespenning 90° på sveis sn.B [MPa] $\tau_{||}$ = Skjærspenning F_y [MPa]

Dette gir den største spenningen i sveiser på 10.1 MPa, noe som gir en sikkerhetsfaktor på 23.2. Alle sveiser er kontrollert ved å dele bruddgrensen til materialet på material- og korrelasjonsfaktor. Sveisene er godkjente. Det gjort forenklete beregninger på brakettene. Resultatene er sammenliknet med FEM-analyse utført i SolidWorks. Beregninger er utført ved å finne den resulterende spenningen som oppstår i sideveggene og bunnplaten i braketten. Spenningen

oppstår som følge av bøye- og skjærspenninger. Steiners formel er benyttet for å finne det totale arealmomentet. Resultater fra beregninger er gjengitt i Tabell 4.6.

Tabell 4.6 Resultater brakett

	Manuelle beregninger	SolidWorks
Jevnføringsspenning [MPa]	94.5	55.8

Det er benyttet M24 10.9 grovgjengede gjengestaver for innfesting av ristplatene. Se vedlegg E for tegning, og Vedlegg O for beregninger. De er utsatt for strekkrefter og vridning ved tiltrekking av muttere. Strekk- og torsjonsspenning er beregnet for å finne resulterende jevnføringsspenning [26]. Spenning som oppstår fra strekkrefter, er beregnet med formel (4.25). Torsjonsspenningen er funnet ved å benytte formel (4.26).

$$\sigma = \frac{F}{A_s} \quad (4.25)$$

σ = Strekkspenning [MPa]

F = Strekkrefter [N]

A_s = Spenningsareal [mm^2]

$$\tau_v = \frac{M_v}{W_p} = \frac{F \tan(\varphi + \varepsilon_1) r_m}{\frac{\pi}{16} d_1} \quad (4.26)$$

τ_v = Torsjonsspenning [MPa]

M_v = Torsjonsmoment [Nmm]

W_p = Polart treghetsmoment [mm^3]

F = Forspenning \approx Kraft [N]

φ = Gjengens stigningsvinkel [$^\circ$]

ε_1 = Friksjonsvinkel [$^\circ$]

r_m = Middelradius [mm]

d_1 = Basisdiameter [mm]

Den resulterende jevnføringsspenningen er beregnet ved å benytte formel (4.27) [26].

$$\sigma_j = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \quad (4.27)$$

σ = Strekkspenning [MPa]

τ_v = Torsjonsspenning [MPa]

Den resulterende spenningen i gjengestavene blir på 19.98 MPa for nedre ristplate i kjøletårn 2 med åpningsprosent på 18.82. Dette gir en sikkerhetsfaktor mot flytegrense på 15. For øvre ristplate i kjøletårn 2 oppnås en sikkerhetsfaktor på 23. Det er i tillegg utført beregninger på skjærspenning i mutter og gjengestav [26]. Hullflatetrykket som oppstår mellom mutter og braketten, er også beregnet [26]. Beregningen av disse spenningene gir resultater gjengitt i Tabell 4.7. Sammenstilling av gjengestav og brakett finnes i Vedlegg F.

Tabell 4.7 Resultater innfesting

	Verdi [MPa]
Skjærspenning i gjengen på stav	3.44
Skjærspenning i gjengen på mutter	2.97
Hullflatetrykk	9.48

4.2.5 Resultater og sammenlikning

Resultatene viser at egenvekt er den største kraften som virker på ristene. Det utgjør 93-99 % av den totale belastningen. Dette er uavhengig av åpningsprosent i ristplaten, gitt den lave gasshastigheten.

For å verifisere de manuelle beregningene og resultatene fra FEM-analysen benyttes sammenlikningsmetoden. Ristplaten i kjøletårn 1 med 44.03 % åpning er først analysert med hensyn på de største spenningene. Videre er spenningene i rist 2 med 18.82 % åpning beregnet. Fordi ristplaten i kjøletårn 1 er en utprøvd konstruksjon, vil tilsvarende resultater for rist 2 gi et godt grunnlag for vurdering.

Ved å sammenlikne reaksjonskreftene SolidWorks har regnet ut, stemmer dette godt overens med resultatene fra manuelle beregninger som er utført i kapittel 4.2.2, Tabell 4.3.

$$Differanse_{44.03\%} = \frac{F_{tot} - \text{Reaksjonskrefter}}{\text{Reaksjonskrefter}} = \frac{10312.4 - 10361.173}{10361.173} = -0.47\%$$

$$Differanse_{18.82\%} = \frac{F_{tot} - \text{Reaksjonskrefter}}{\text{Reaksjonskrefter}} = \frac{19761.7 - 19189.87}{19189.87} = 2.89\%$$

Resultatdifferansen viser 44.8 % i forhold til håndberegninger for kjøletårn 1. For kjøletårn 2 er differansen på 35.8 %.

$$Differanse_{44.03\%} = \frac{\sigma_b - \text{Største spenninger}}{\text{Største spenninger}} = \frac{19.5 - 36.0}{36.0} = -45.8\%$$

$$Differanse_{18.82\%} = \frac{\sigma_b - \text{Største spenninger}}{\text{Største spenninger}} = \frac{34.4 - 56.1}{56.1} = -38.7\%$$

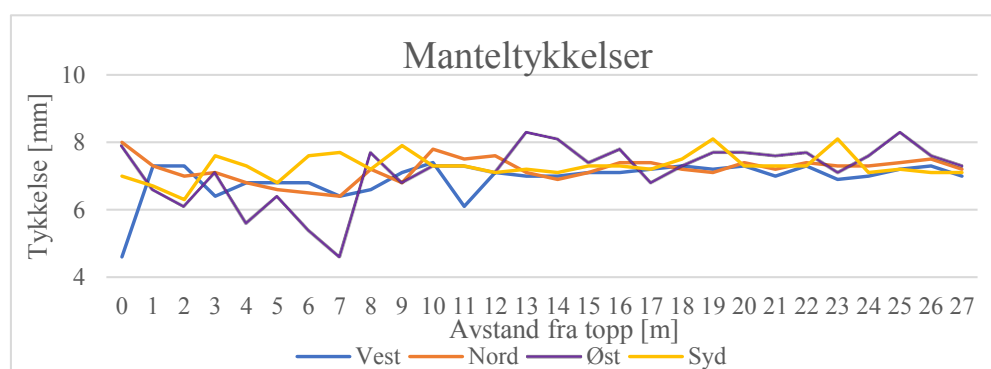
Differansene mellom håndberegningene og SolidWorks-simuleringene for kjøletårn 1 og 2 er henholdsvis 46.9 % og 38.7 %. Ved å ta utgangspunkt i de høyeste beregnede spenningene får vi en sikkerhetsfaktor på henholdsvis 5.7 og 3.7 for kjøletårn 1 og kjøletårn 2. En oversikt over parametere som er brukt i beregninger for ristplater og gjengestaver finnes i Vedlegg M-O

5 Diskusjon

Hovedmålet med denne rapporten var å kartlegge årsakene til driftsproblemene med kjøletårn 2 ved Norcem Brevik. Metodene som er brukt baserer seg i stor grad på bruk av simuleringsprogramvare samt fagpersoner innenfor området. Tidligere emner som fluidmekanikk og termodynamikk har vært nødvendige ved bruk av simuleringsprogramvare. Simuleringsarbeidet har vært tidkrevende. Totalt har det gått med over 450 timer til modellering, oppsett av simuleringer, gjennomføringer og analyse av resultater.

5.1 Prosesspåvirkning

Den første delen av arbeidet bestod av å utvikle en modell av dagens kjøletårn som ga troverdige resultater. For å verifisere resultatene er det benyttet flere metoder, deriblant sammenlikning av slitasje og partikkelansamlinger i tårnet med modellen. I 2015 utførte Norcem tykkelsesmålinger av tårnmantelen. Målingene ble utført i 4 punkter plassert symmetrisk rundt kjøletårnet og for hvert høydemeter. Målingene er kun utført på den sylindriske delen av kjøletårnet. Målingene synliggjøres i Figur 5.1. Ut fra målingene ser man en redusert tykkelse i området som strekker seg i retning fra øst-nord-vest de første 7 m.



Figur 5.1 Manteltykkelse

Fra tidligere utført vedlikehold og skifte av tårnmantel ser man en klar sammenheng mellom korrosjon, felter med lav gasshastighet og resirkulasjonssoner. Se Vedlegg G for beskrivelse av himmelretninger.

- I 2016 ble det skiftet 16 m² med mantel i området som strekker seg fra sørvest mot nord 7 m under diffusor.
- Under hovedrevisjon 2017 ble det skiftet store deler av mantel i området øst-nord-vest, 3 til 9 m under diffusor.
- I tillegg kommer nye huldannelser i 2020 i mantel mot nord. Også her i samme området, 6 til 8 m under diffusoren.

Støvansamlinger over spredeplaten kan også sees i sammenheng med gasshastigheten.

Det er gjort en estimering på vannbehov for å kjøle gassen fra 427-200 °C. Dette viser et behov på 3.6 kg/s, og det reelle forbruket ligger på 4.3 kg/s ved disse temperaturene. Ved å se på vandråpenes oppholdstid og dråpetemperaturen gjennom kjøletårnet ser man følgende tendenser

- Det oppnås ikke fullstendig fordamping av kjølevann og vannpartikler kan sees i kjøletårnets utløp. Vandråper transporteres dermed med gassen ut av tårnet enten i form av vandråper eller bundet til støvpartikler.

- Vanndråper transporteres tilbake i en resirkulasjonssone. Sonen snur under spredeplaten. Her ses det en lang oppholdstid på vanndråper. Fordamping er sterkt redusert.
- I området som strekker seg fra øst-nord-vest ser man radielle gasshastigheter som en følge av resirkulasjonssonen. Dette vil transportere støv og vann ut mot tårnets vegger [4]. Dette kan sees fra 15 m under diffusoren og oppstår i flere områder helt opp til spredeplaten.

Denne problematikken kan sees i sammenheng med historikken av korrosjonsskader i tårnmantel og problemer med søledannelse. Det kan forventes at kjølevann og støv vil agglomerere langs veggene som en konsekvens av resirkulasjonssonen og de radielle hastighetene [4]. Til slutt faller dette ned hvor det tetter utløpet av tårnet. Ufullstendig fordamping resulterer i et større vannbehov enn det som ville vært nødvendig for tilsvarende nedkjøling av gassen med en optimal fordeling. Det kan, basert på dette, verifiseres at modellen gir resultater som harmonerer med de faktiske forholdene i kjøletårnet. I det videre arbeidet er det fokusert på hvordan utfordringene kan forhindres ved å kontrollere gasstrømmen. Som et utgangspunkt for å måle forbedringen benyttes et nett av transiente datapunkter plassert i lik høyde med spredeplaten. Her måles den aksielle gasshastigheten.

I den modell 2 er det satt inn 2 spredeplater for å se hvordan dette påvirker fordelingen. Den tredje modellen beholder begge spredeplatene, men det er i tillegg satt inn styrefinner i innløpskanalen for å styre gassen aksielt. I begge disse modellene kommer det tydelig frem effekten av 2 spredeplater. Ved å sammenlikne data fra transientpunktene ser man følgende utvikling mellom modellene som er simulert uten vanninjeksjon.

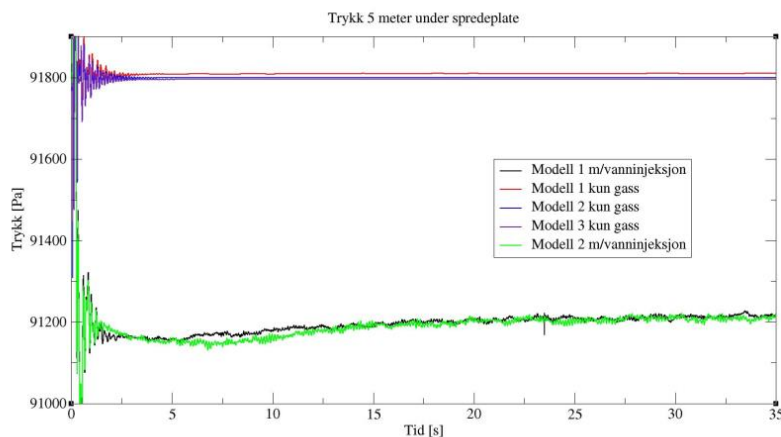
Tabell 5.1 Resultater uten vanninjeksjon

	Modell 1	Modell 2	Modell 3
Std.avvik [%]	65.15	21	29.2
Hast.avvik [m/s]	0.5 til -7.05	-1.76 til -5.52	-1.88 til -6.77
Punktavvik	84/119	43/119	37/119

Resultatene fra modell 2 viser en mer uniform hastighetsprofil og har det laveste standardavviket av de 3 modellene. Likevel er en tredjedel av målepunktene utenfor det anbefalte hastighetsavviket. For modell 3 hvor gassen rettes vertikalt med styrefinner ses et høyere standardavvik, men antall målepunkter utenfor området er lavere. Dette skyldes noen soner hvor hastighetsavviket er større enn i modell 2. Sonene kan ses i sammenheng med en hastighetsdifferanse som oppstår i innløpskanalen etter styrefinnene. En optimalisering av plasseringen av styrefinnene vil derfor være nødvendig. For å finne en optimal plassering av spredeplatene bør det gjøres flere simuleringer. Da kan plassering av nedre spredeplate vurderes i forhold til vanninjeksjon. Hvordan avstanden mellom ristene påvirker den endelige fordelingen, vil kunne sammenlignes, og det endelige resultatet bli bedre.

Trykktapet som oppstår gjennom spredeplatene er i simuleringene like store for begge platene. Motstandskoeffisienten som er brukt, er basert på det samme differansetrykket, men kompensert for gasshastighet. Det totale trykktapet vil derfor være større enn for dagens utforming med 1 spredeplate. Likevel ser vi at det målte reelle trykktapet utgjør en liten del av trykktapet over hele tårnet. Fra innløp til utløp er differansen på 1 300 Pa, mot 70 Pa differanse over spredeplaten. Den største usikkerhet rundt denne målingen er området den er utført i. Simuleringen av modell 1 viser at målingene er utført i grenseområdet til resirkulasjonssonen som oppstår.

Trykktapet er derfor beregnet etter modellene til Idelchik [17] og viser et teoretisk trykktap på 11 Pa. I det tilfellet hvor det målte trykktapet er for stort, ville vi sett en noe dårligere fordeling under spredeplatene som en følge av det reduserte trykktapet. Et reelt trykktap på 11 Pa ville gitt en forverring av gassfordelingen i forhold til 70 Pa. Simuleringene gir dermed ikke kunstig gode resultater som en følge av for høy motstandsfaktor. På grunnlag av dette anses det benyttede trykktapet på 70 Pa som akseptabelt.



Figur 5.2 Trykktap 5 m under spredeplate

Ved å sammenlikne trykktapet målt 5 m under spredeplaten i simuleringer med og uten vanninjeksjon styrkes antakelsene om spredeplatene, at disse ikke påvirker det totale trykktapet i stor grad. Her ses en økning i trykktap ved injeksjon av vann, fra ≈ 269 Pa uten til ≈ 859 Pa med. Dette tapet oppstår til tross for at gasshastigheten i tårnet har gått ned. En årsak til dette vil være at gassen må akselerere vannpartiklene i gassens strømningsretning. Det oppstår dragkrefter mellom vannpartikler og gass som fører til det økte trykktapet. Av Figur 5.2 ses det et nesten identisk trykk for modell 1 med enkel spredeplate, og modell 2 med 2 spredeplater med injeksjon av vann.

Vanninjeksjon påvirker dermed det totale trykktapet i begge modellene, men det forverrer også strømningsbildet. Hastighetsforskjellene under spredeplaten blir større, og standardavviket øker for modell 1 til 106 %, og 99 av 119 målepunkter viser hastigheter utenfor det anbefalte området. For modell 2 med vanninjeksjon er standardavviket på 66 %, mens 82 av 119 målepunkter er utenfor området. Målingene viser en forbedring av gassfordelingen også ved vanninjeksjon. Målingene gir likevel ikke et like godt bilde av fordelingen ved vanninjeksjon. Fordi målingene skjer i samme høyde som injeksjonen foregår, vil målingene forstyrres av vandysene.

I modell 2 med vanninjeksjon dannes det oppadgående strømninger langs veggene som en følge av veggseparasjon over nedre spredeplate. Resirkulasjon av vandrdåper ses i simuleringen og radielle hastigheter oppstår. Dette vil kunne føre til agglomerering av partikler langs veggene i fordampingssonen.

5.2 Nytt ristdesign

Den nye ristplaten er videreutviklet fra eksisterende ristplate i kjøletårn 1. Det er tatt utgangspunkt i modell 2 hvor standardavviket på hastighetsfordelingen var lavest. For at den nye ristplate skal møte kravene som er satt for kjøletårn 2, er det gjort en del endringer. Deriblant justering av rørenes senteravstand. Dette vil påvirke ristens åpningsprosent og dermed

trykktapet. Formlene i kapittel 4.2.1 er benyttet til å finne nødvendig senteravstand for rørene ved et trykktap på 100 Pa. En reduksjon fra 245 mm til 150 mm senteravstand vil være nødvendig, noe som medfører en høyere vekt på konstruksjonen. Denne vektøkningen nødvendiggjør nye beregninger for å kontrollere ristpaltens spenninger. Beregningene er utført med simuleringer i SolidWorks og manuelt for hånd. Fremgangsmåten ved manuelle beregninger kan gi usikkerheter grunnet forenklinger i hvordan kreftene overføres fra rør til rør. Dermed er beregninger gjort for kjøletårn 1 og kjøletårn 2 slik at det oppnås et sammenlikningsgrunnlag. Resultatene viser en differanse på 38-45 % mellom metodene, hvor de manuelle gir en høyest spenning og er de mest konservative. Med utgangspunkt i beregningene oppnås en sikkerhetsfaktor på 3.7. Dette tilsier at ristplaten vil håndtere belastningen den blir utsatt for.

Usikkerheten ved beregningene oppstår ved forenklingene som er gjort både ved manuelle beregninger og FEM-analysene. Et alternativ for å redusere vekten vil være å øke senteravstanden og rørdiametrene. Ved å gjøre dette kan åpningsprosenten beholdes uendret, men avstanden mellom åpningen i risten økes. Dette mistenkes å føre til mer turbulens under platen og gi en dårligere gassfordeling. En modell for å simulere effekten av ny design er satt opp, men tidsbehovet for en slik simulering blir for stort avslutningsvis.

6 Konklusjon

Resultater fra simulering av modell 2 viser at en bedre gassfordeling oppnås ved å benytte 2 spredeplater. Styrefinner som er benyttet i modell 3 kompenserer for ugunstig geometri i innløpet og styrer strømmingene i aksial retning ned mot øvre spredeplate. Med dette vil man oppnå en optimal gassfordeling med minimalt trykktap. Forbedringen som oppnås ved bruk av 2 spredeplater synliggjøres i simuleringer med vanninjeksjon. Her oppnås en fullstendig fordamping av vanndråper før kjøletårnets utløp. Dette vil forhindre avsetning av vanndråper og våte partikler i bunn av kjøletårnet. Resirkulasjon oppstår likevel langs veggen i fordampingssonen som en følge av veggseparasjon i nedre del av diffusor. Her oppstår radielle hastigheter som vil kunne transportere partikler ut til veggen. Videre arbeid bør derfor se på hvordan spredeplatenes plassering kan påvirke veggseparasjon og hvordan styrefinner kan benyttes for å redusere problemet. Hvordan vanddysenes plassering og injeksjonsvinkel kan påvirke trykktapet og aksielle hastigheter i kjøletårnet bør analyseres.

Nytt ristplatedesign er dimensjonert og beregnet for et bestemt trykktap. Styrkeberegninger er utført for hånd og med FEM-analyse i SolidWorks og viser at spenningene som oppstår er innenfor flytegrensen. Ristplaten kan dermed benyttes i kjøletårnet, men simuleringer må gjøres for å se hvordan ristplatene påvirker strømmingene og om det kalkulerede trykktapet er tilstrekkelig.

Referanser

- [1] A. H. Lefebvre, *Atomization and Sprays*. CRC Press Taylor & Francis Group, 1989.
- [2] EngineeringToolbox. "Engineering ToolBox Enthalpy of Moist Air." https://www.engineeringtoolbox.com/enthalpy-moist-air-d_683.html (accessed.
- [3] D. Schellander, *CFD Simulations of Particle Laden Flows*. Anchor Academic Publishing (in English), 2014.
- [4] N. F. Nielsen and L. Lind, "Applying CFD for Design of Gas Conditioning Towers With Swirling Flow," presented at the ASME 2002 Pressure Vessels and Piping Conference, Vancouver, 2002. [Online]. Available: https://www.researchgate.net/publication/267608708_Applying_CFD_for_Design_of_Gas_Conditioning_Towers_With_Swirling_Flow.
- [5] B. Sahin, A. J. Ward-Smith, and D. Lane, "The pressure drop and flow characteristics of wide-angle screened diffusers of large area ratio," (in English), *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1995. [Online]. Available: <https://ezproxy2.usn.no:2169/science/article/pii/016761059500018M>.
- [6] B. Y. Guo, F. Y. Hou, A. B. Yu, L. F. Li, and J. Guo, "Numerical modelling of the gas flow through perforated plates," *Chemical Engineering Research and Design*, 2012. [Online]. Available: <https://ezproxy1.usn.no:2109/science/article/pii/S0263876212004224>.
- [7] I. E. Idelchik, *Flow Resistance: A Design Guide for Engineers*. Taylor & Francis (in English), 2017.
- [8] *Barracuda Virtual Reactor User Manual*, Software User Manual CFPD-Software, 2019.
- [9] G. Falkovich, *Fluid Mechanics: A Short Course for Physicists*. Cambridge University Press, 2011.
- [10] R. K. Thapa, A. Frohner, G. Tondl, C. Pfeifer, and B. M. Halvorsen, "Circulating fluidized bed combustion reactor: Computational Particle Fluid Dynamic model validation and gas feed position optimization," 2015. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0098135416301661>.
- [11] N. Hall. "Navier-Stokes Equations." NASA. <https://www.grc.nasa.gov/WWW/k-12/airplane/nseqs.html> (accessed.
- [12] E. Kreyszig, *Advanced Engineering Mathematics* 10th ed. John Wiley & Sons (in English), 2011.
- [13] M. J. Andrews and P. J. O'Rourke, "The multiphase particle-in-cell (MP-PIC) method for dense particulate flows," *International Journal of Multiphase Flow*, 1996.
- [14] J. Lundberg and B. M. Halvorsen, "A review of some existing drag models describing the interaction between phases in a bubbling fluidized bed," *ResearchGate*, 2008.
- [15] K. A. Solen and J. N. Harb, *Introduction to Chemical Engineering: Tools for Today and Tomorrow*, 5th ed. Wiley, 2010.
- [16] G. G. Løvås, *Statistikk for Universiteter og Høgskoler*. Universitetsforlaget (in Norwegian), 2018, p. 218.

- [17] I. E. Idelchik, *Handbook of Hydraulic Resistance*. Bergell House Publishers Inc, 2007.
- [18] ThyssenKrupp. "Stainless Steel 304 " <https://www.thyssenkrupp-materials.co.uk/stainless-steel-304-14301.html> (accessed).
- [19] J. Johannessen, *Tekniske Tabeller*. Cappelen, 2007.
- [20] *EN1993-1-1 General Rules*, E. C. f. Standardization, 2005.
- [21] *EN1990 Basis of Structural Design*, E. C. f. Standardization, 2005.
- [22] *EN1993-1-8 Design of Joints*, E. C. f. Standardization, 2009.
- [23] R. C. J. K. M. Marshek, *Machine Component Design*. Wiley, 2017.
- [24] H. Johansen. "Sveiseforbindelser." Høgskolen i Gjøvik. http://www.ansatt.hig.no/henningj/materialteknologi/Skriftserien/SB_Sveiseforbindelser-Statisk_2012_nr.3.pdf (accessed).
- [25] Ø. Vollen, *Mekanikk for Ingeniører*. NKI-Forlaget (in Norwegian), 2010.
- [26] H. Johansen. "Styrkeberegning av Skrueforbindelser." Høgskolen i Gjøvik. [http://www.ansatt.hig.no/henningj/materialteknologi/Skriftserien/SB_Skrueforbindelser_2012_nr.2_\(endret_2014\).pdf](http://www.ansatt.hig.no/henningj/materialteknologi/Skriftserien/SB_Skrueforbindelser_2012_nr.2_(endret_2014).pdf) (accessed).

Vedlegg

Vedlegg A Oppgavebeskrivelse

Vedlegg B Fremdriftsplan

Vedlegg C Måltegning ristplate

Vedlegg D Måltegning brakett

Vedlegg E Måltegning gjengestav

Vedlegg F Sammenstillingstegning av brakett og gjengestav

Vedlegg G Skisse med himmelretninger

Vedlegg H SolidWorks rapport FEM-analyse nedre ristplate 44.03 % kjøletårn 1

Vedlegg I SolidWorks rapport FEM-analyse nedre ristplate 18.82 % kjøletårn 2

Vedlegg J SolidWorks rapport FEM-analyse øvre ristplate 20.18 % kjøletårn 2

Vedlegg K SolidWorks rapport FEM-analyse brakett

Vedlegg L SolidWorks rapport FEM-analyse gjengestav

Vedlegg M Excelberegninger tårn 1

Vedlegg N Excelberegninger tårn 2

Vedlegg O Excelberegninger gjengestav

Vedlegg P Modell for simulering

PRH612 Bacheloroppgave

Studieretning: Maskinteknisk Design

Prosjektgruppe: MA-03-2020

Tittel: Utbedring av gassfordeling og fordamping i kjøletårn ved Norcem
Brevik

Veileder: Rajan Kumar Thapa

Samarbeidspartner: Norcem

Prosjektets bakgrunn:

Ovnsavgass fra klinkerproduksjon holder 400°C og må kjøles før rensing. Til dette benyttes kjøletårn hvor vanntåke kjøler gassen ned til 180-280°C. Utfordringene ved Norcem Brevik er i dag en ujevn gassfordeling og dermed redusert fordamping av kjølevann. Dette fører til søledannelse og redusert støvavsetning i bunn av kjøletårn. Konsekvensen av dette er forhøyet støvbelastning på etterfølgende utstyr og økte vedlikeholdskostnader.

Målbeskrivelse for prosjektet:

Hovedmålet for dette prosjektet er å forbedre gassfordeling og fordamping av kjølevann i kjøletårnet. Prosjektet tar utgangspunkt i dagens design og årsakene til problemene vil kartlegges og synliggjøres med CPFD analyser. Gassfordeler må endres for å oppnå en bedre fordeling av gassen før vanninnsprøyting. Innsprøytingen skjer via 16 dyser som står normalt på gasstrøm og endringer her må undersøkes for en bedre fordamping.

Signatur

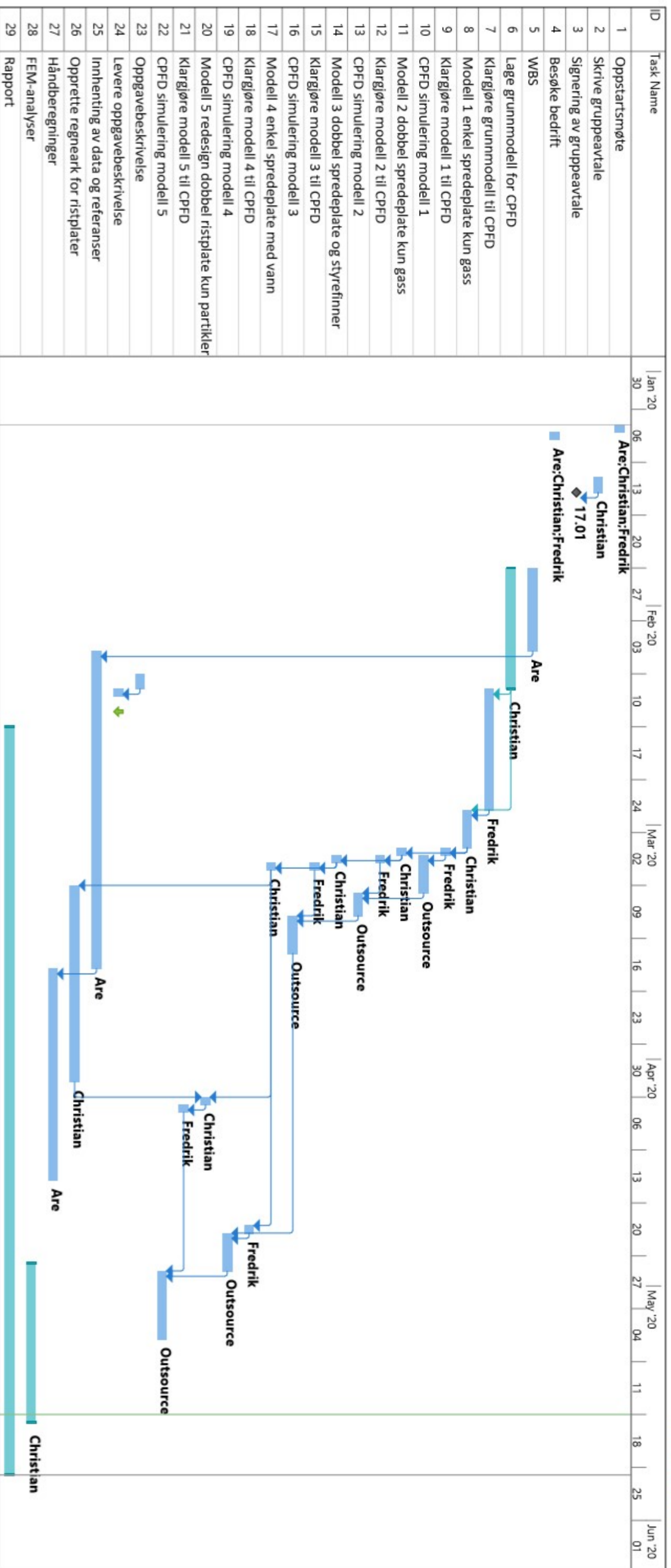
Veileder (dato og signatur):

14.02.2020



Studenter (dato og signatur (alle må signere)):

14.2.20 Fredrik Haan
14.2.20 Christian Andersen
14.2.20 Ake Larsen



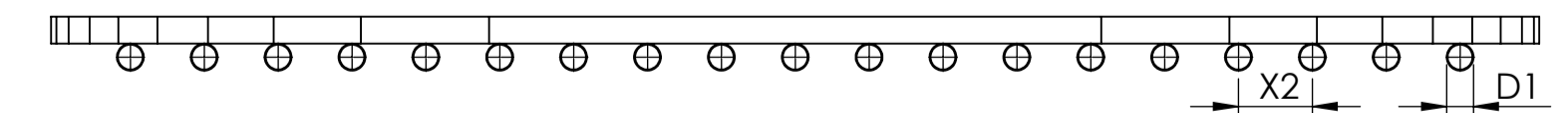
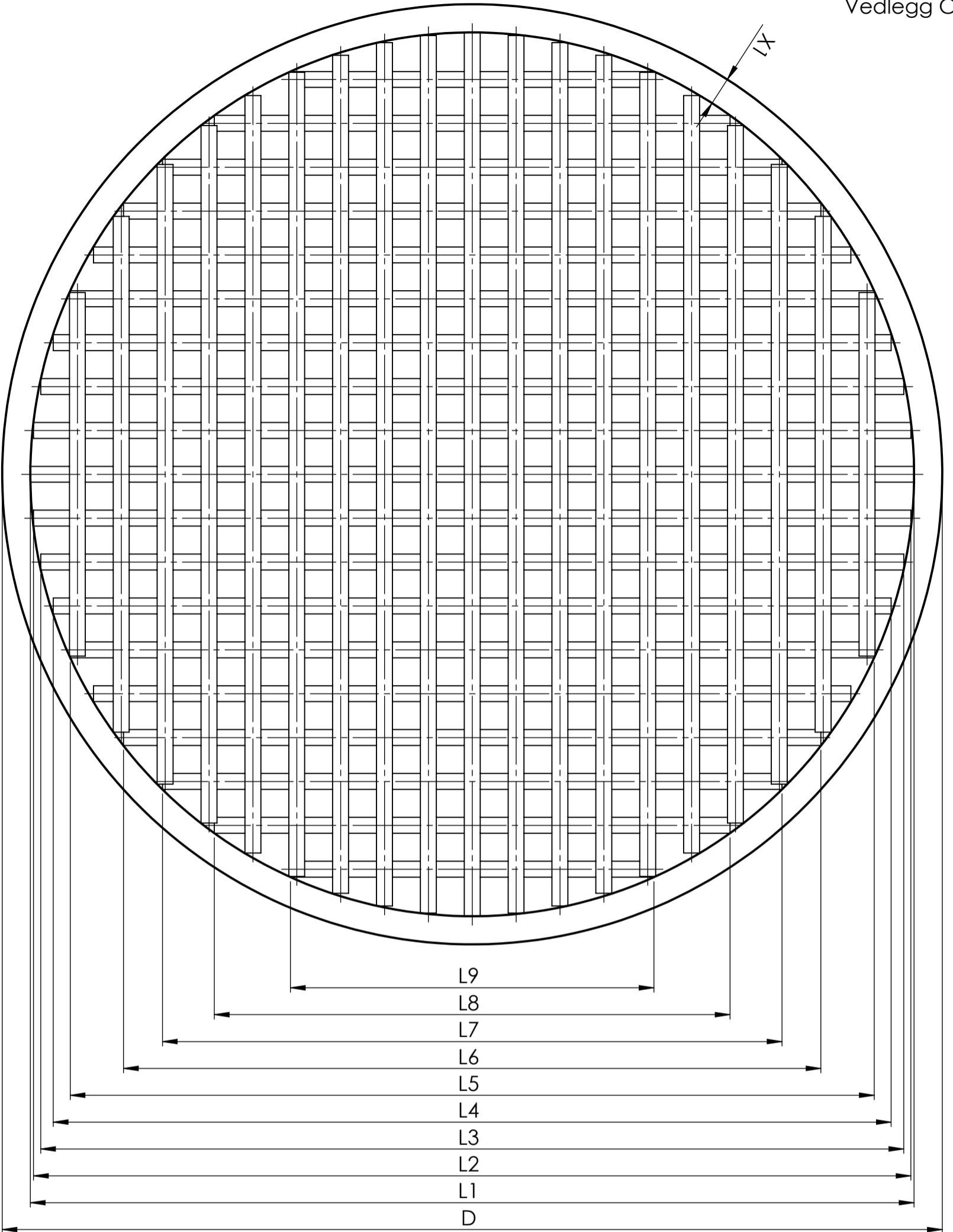
Project: Fremdriftsplan
Date: Mon 18:05:20

Task Legend:

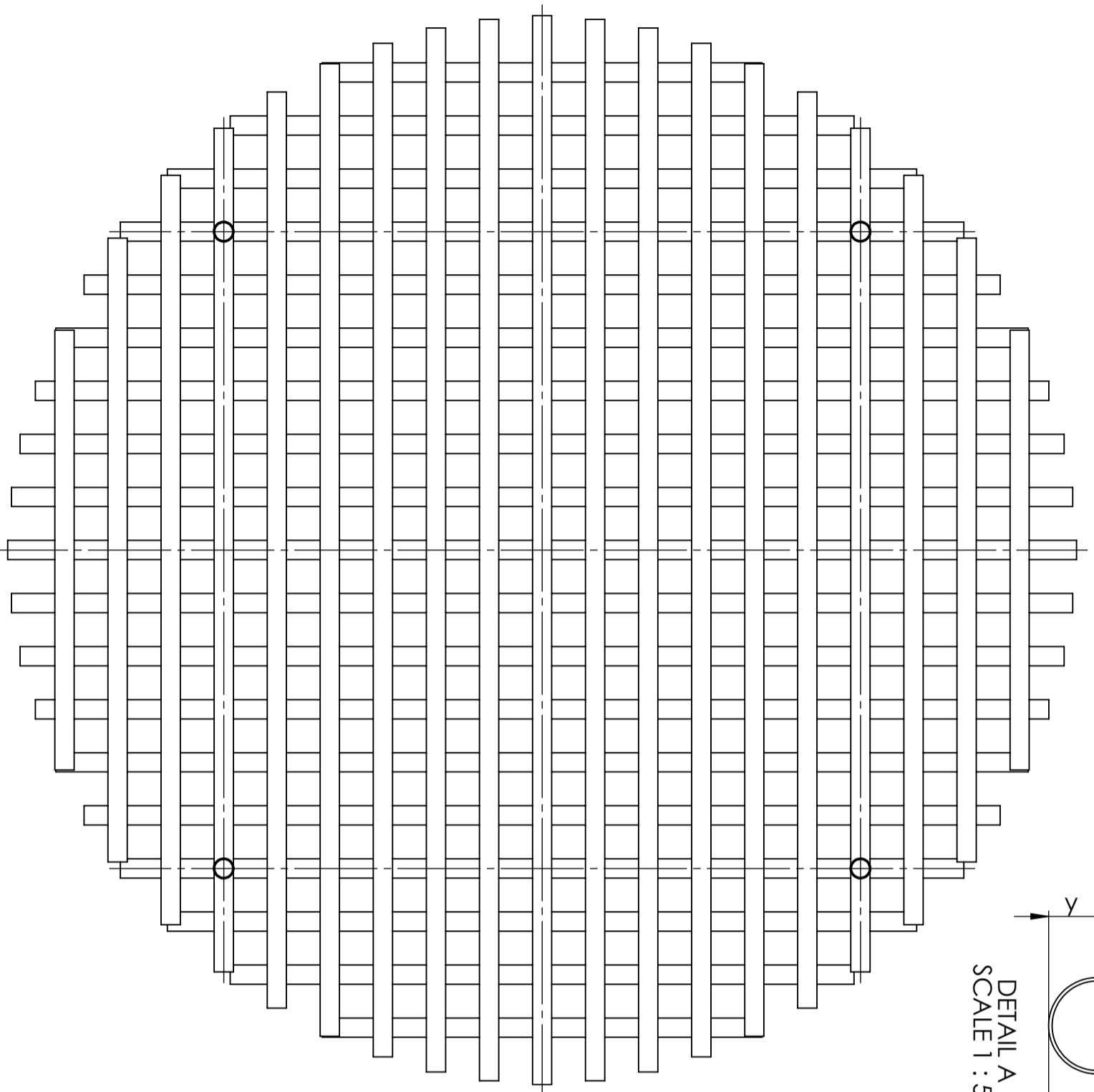
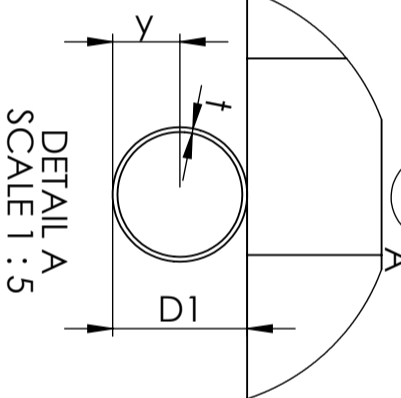
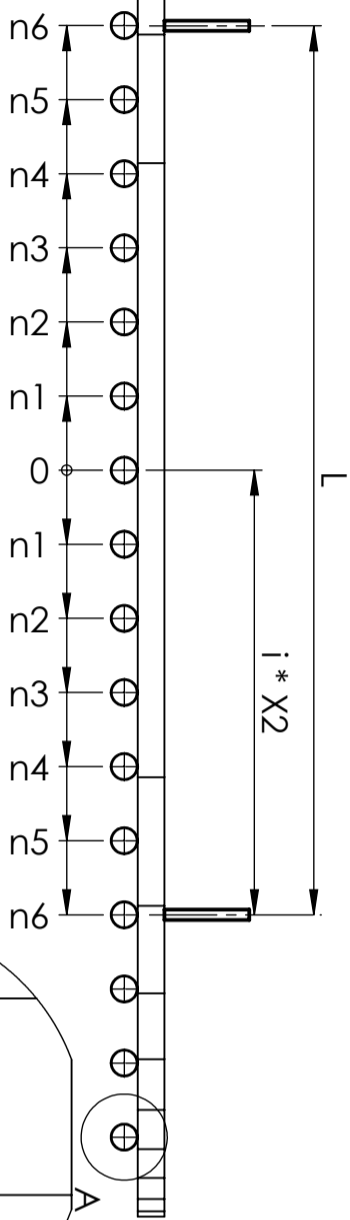
- Project Summary: Solid blue bar
- Inactive Task: Dotted blue bar
- Manual Task: Bar with vertical lines
- Start-only: Bar with vertical lines at the start
- Finish-only: Bar with vertical lines at the end
- External Milestone: Diamond symbol
- Deadline: Bar with a green arrow pointing to the end

Milestone Legend:

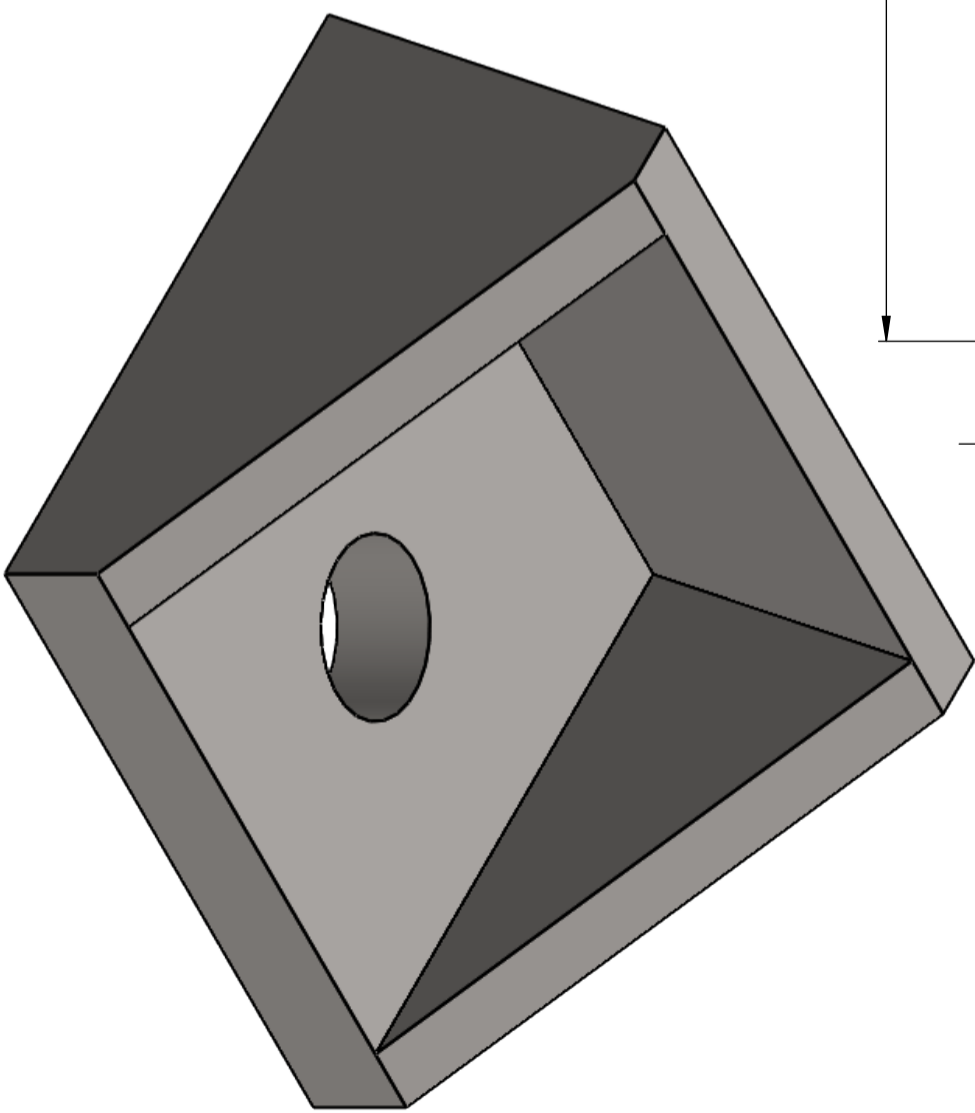
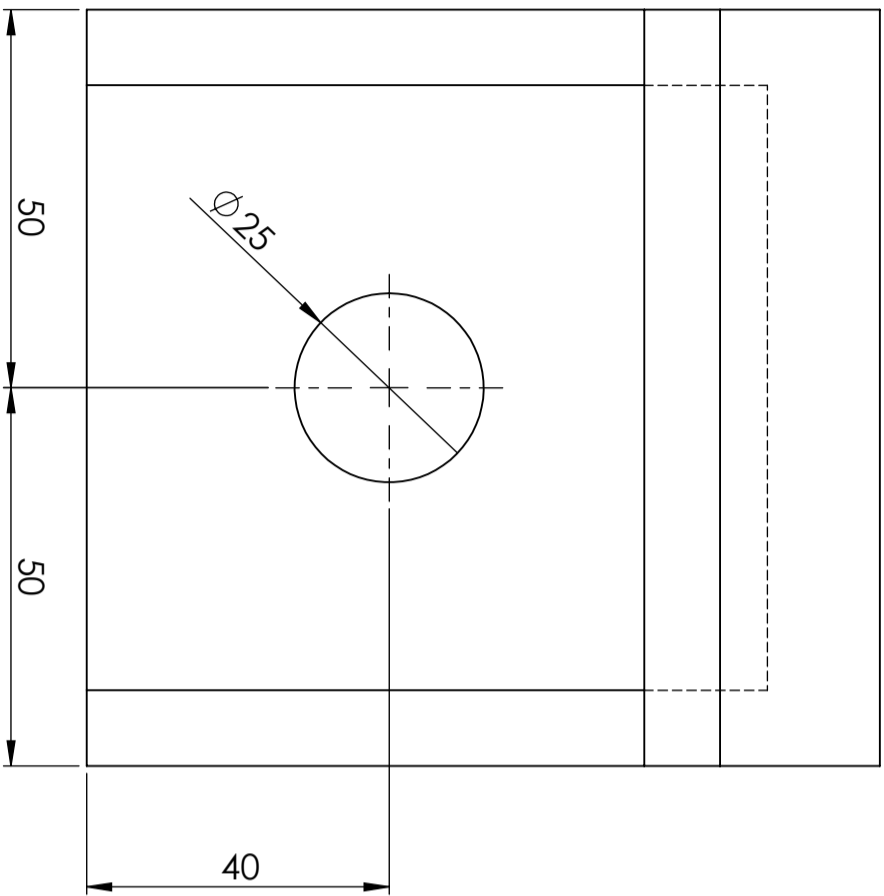
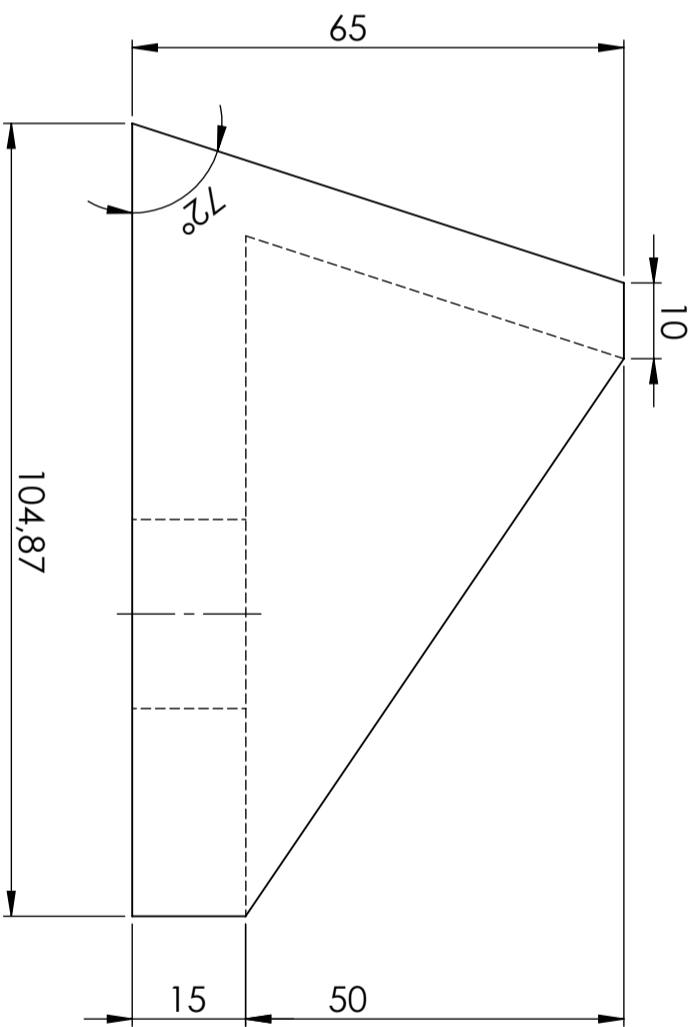
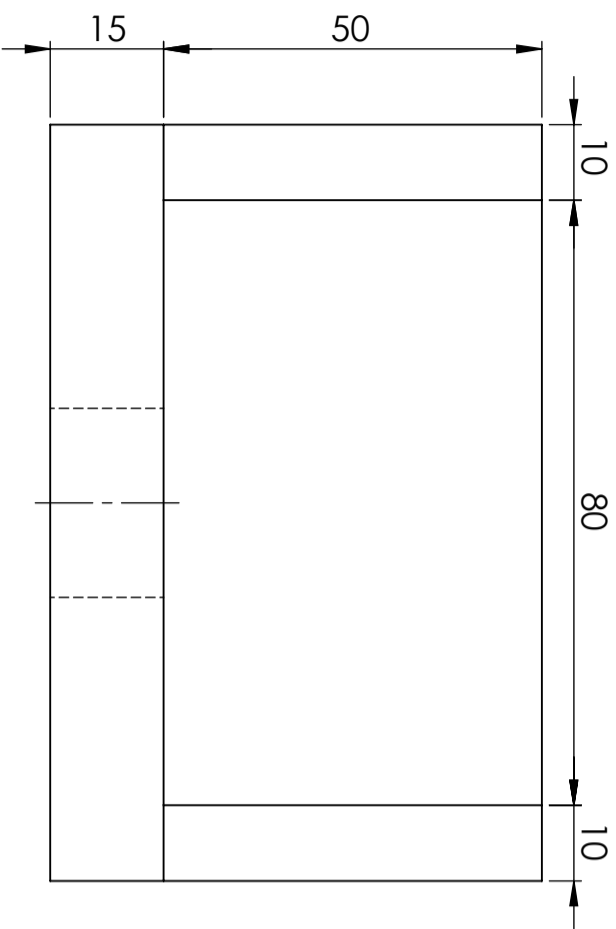
- Split Milestone: Diamond symbol
- Inactive Milestone: Diamond symbol with a vertical line
- Manual Summary: Bar with vertical lines
- Manual Summary Rollup: Bar with vertical lines and a diamond
- External Milestone: Diamond symbol
- Progress: Bar with a blue gradient
- Manual Progress: Bar with a blue gradient and vertical lines

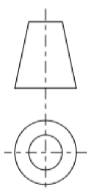


Title: Ristplate Ø4935				Document type: Part/assembly	
Description: Dimensjonsbeskrivelse av ristplate					
Date created: 07.05.2020	Author:	Approved by: n/d	Lang. en	Scale 1:25	Material: AISI 304
Date of issue: 22.05.2020	Studentnr.:	Department Fakultet for TNM fag, PEM			
					Sheet 1 / 2

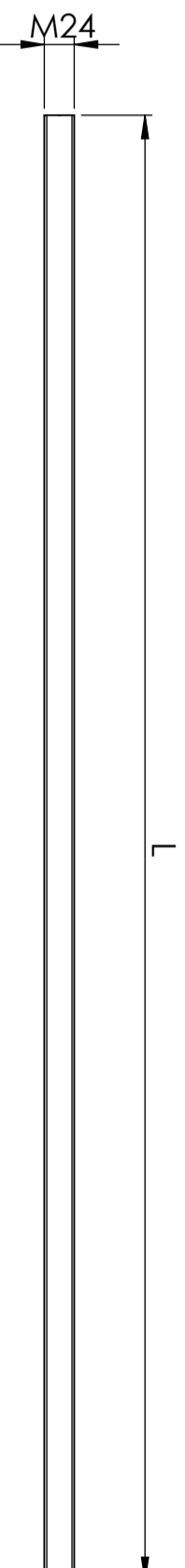


Title:		Risiplate Ø4935				Document type:		Part/assembly	
Description:		Dimensjonsbeskrivelse av risiplate		Lang. en		Scale 1:25			
Date created:	07.05.2020	Author:		Approved by:	n/d	Material:	AISI 304	Weight:	N/A kg
Date of issue:	22.05.2020	Studentnr.:		Department	Fakultet for TNM fag, PEM	Sheet	2 / 2		

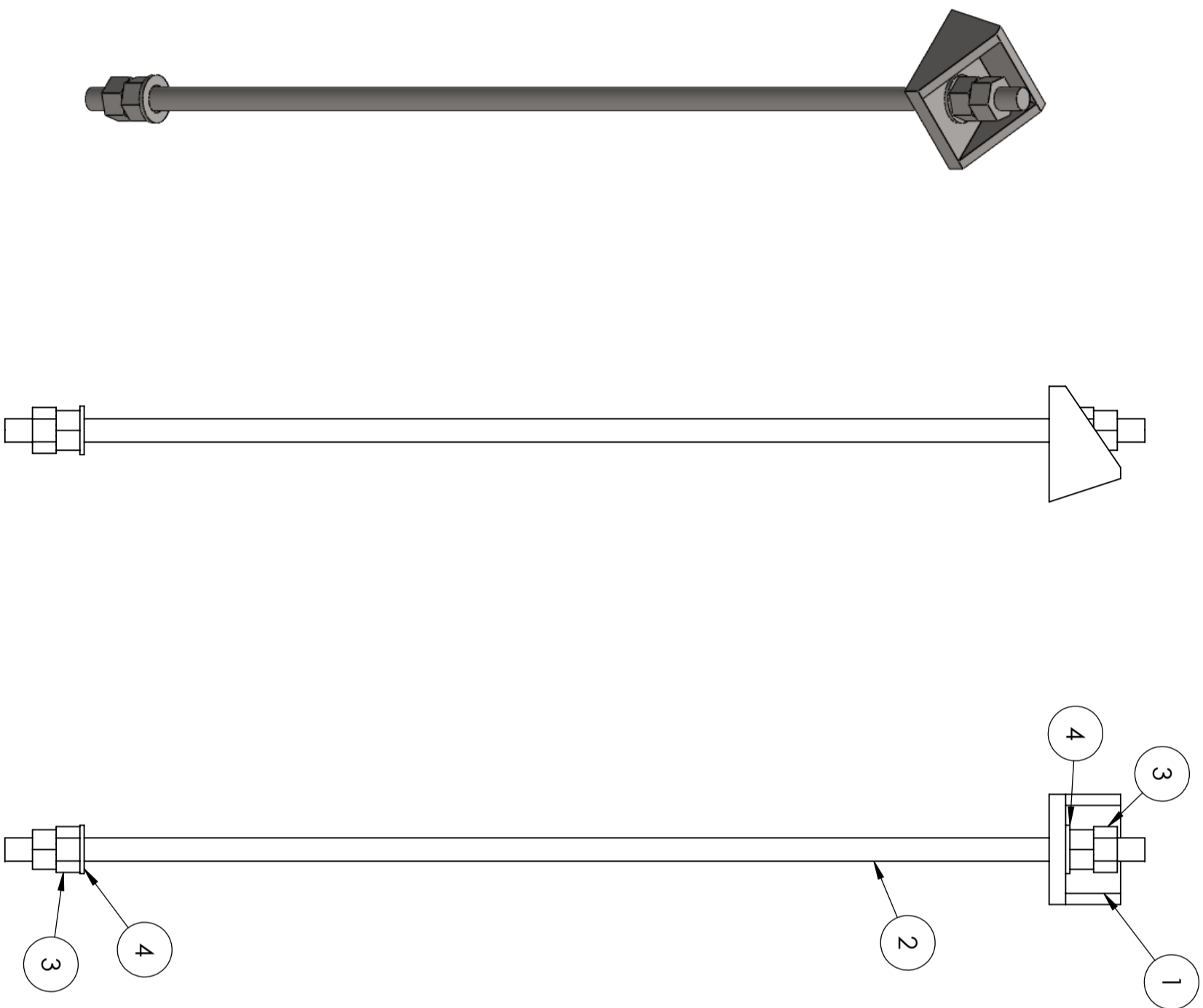


Title: Brakett				Document type: Part/assembly	
Description:		Lang. en		Scale 1:1	
Date created: 16.05.2020	Author:	Approved by: n/d	Material: AISI 304		Sheet 1 / 1
Date of issue: 22.05.2020	Studentnr.:	Department Fakultet for TMM fag, PEM	Weight: 1.93 kg		
		ISN Universitetet i Sørøst-Norge			

	L	Threads
Tårn 2 - 18.82%	1035	M24 course
Tårn 2 - 20.18%	1178	M24 course



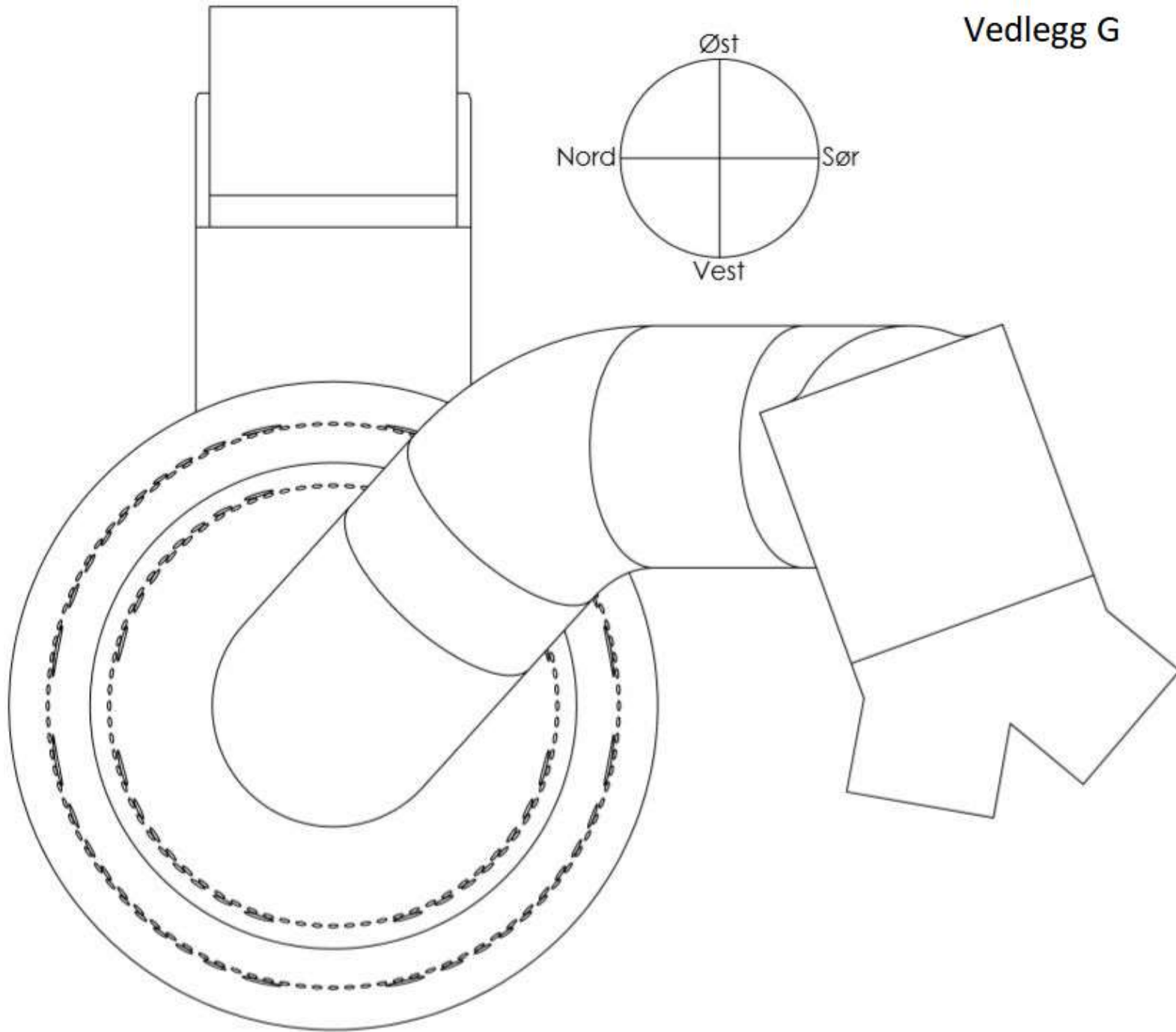
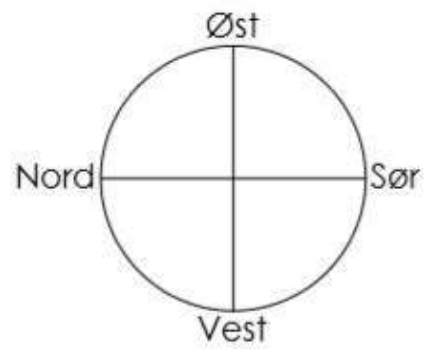
Title: Gjengestav				Document type: Part/assembly	
Description:		Lang. en	Scale 1:5	ISN Universitetet i Sørøst-Norge	
Date created: 16.05.2020	Author:	Approved by: n/d	Department Fakultet for TNM fag, PEM		Material: AISI 304
Date of issue: 22.05.2020	Studentnr.:			Weight: 2.92 kg	
					Sheet 1 / 1



ITEM NO.	PART NUMBER	QTY.
1	Brakett	1
2	Gjengestav M24	1
3	Mutter M24	4
4	Skive M24	2

Title:		Brakett og gjengestav		Document type:		Part/assembly	
Description:				Material:		Sheet	
Date created:	Author:	Approved by:	Lang. en	Scale 1:5		Weight:	1 / 1
16.05.2020	Studentnr.:	n/d	Department Fakultet for TNM fag, PEM	5.44 kg			
Date of issue:							
22.05.2020							

Vedlegg G

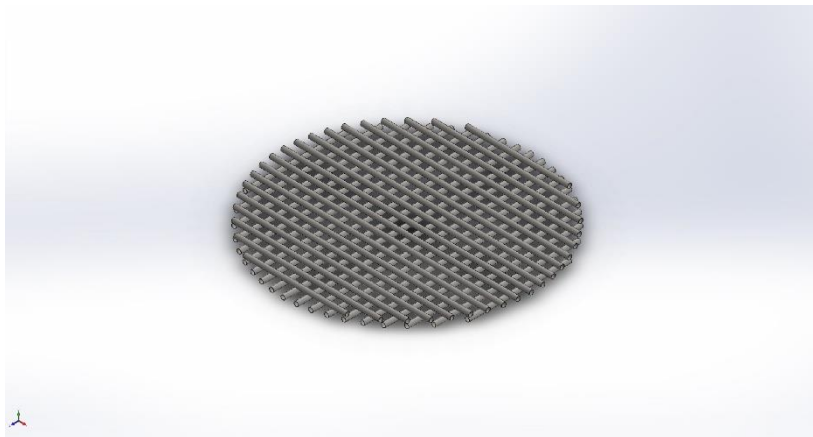


Simulation of Tårn 1 risteplate 44.03

Date: mandag 18. mai 2020
Designer: Solidworks
Study name: Static Simulation
Analysis type: Static

Table of Contents

Study Properties	2
Units	2
Material Properties	2
Loads and Fixtures.....	3
Mesh information	4
Resultant Forces	5
Study Results	6



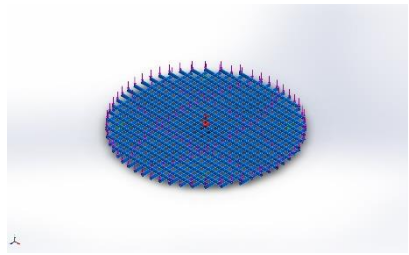
Study Properties

Study name	Static Simulation
Analysis type	Static
Mesh type	Beam Mesh
Solver type	FFEPlus
Inplane Effect:	Off
Soft Spring:	On
Inertial Relief:	Off
Incompatible bonding options	Automatic
Large displacement	Off
Compute free body forces	Off
Result folder	SOLIDWORKS document (C:\Users\Chris\USN\Bachelor - General\Solidworks\Risteplate)

Units

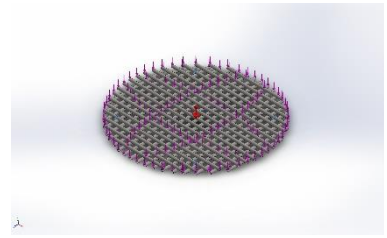
Unit system:	SI (MKS)
Length/Displacement	mm
Temperature	Kelvin
Angular velocity	Rad/sec
Pressure/Stress	N/m ²

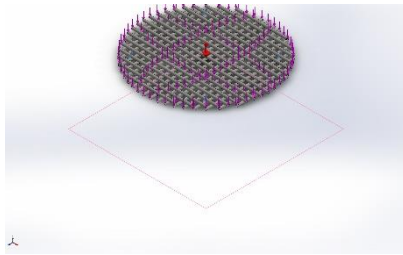
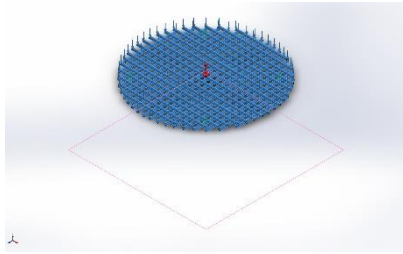
Material Properties

Model Reference	Properties
	<p>Name: AISI 304 Model type: Linear Elastic Isotropic Default failure criterion: Max von Mises Stress Yield strength: 2,06807e+08 N/m² Tensile strength: 5,17017e+08 N/m² Elastic modulus: 1,9e+11 N/m² Poisson's ratio: 0,29 Mass density: 8 000 kg/m³ Shear modulus: 7,5e+10 N/m² Thermal expansion coefficient: 1,8e-05 /Kelvin</p>



Loads and Fixtures

Fixture name	Fixture Image	Fixture Details
Fixed-2		Entities: 4 Joint(s) Type: Fixed Geometry

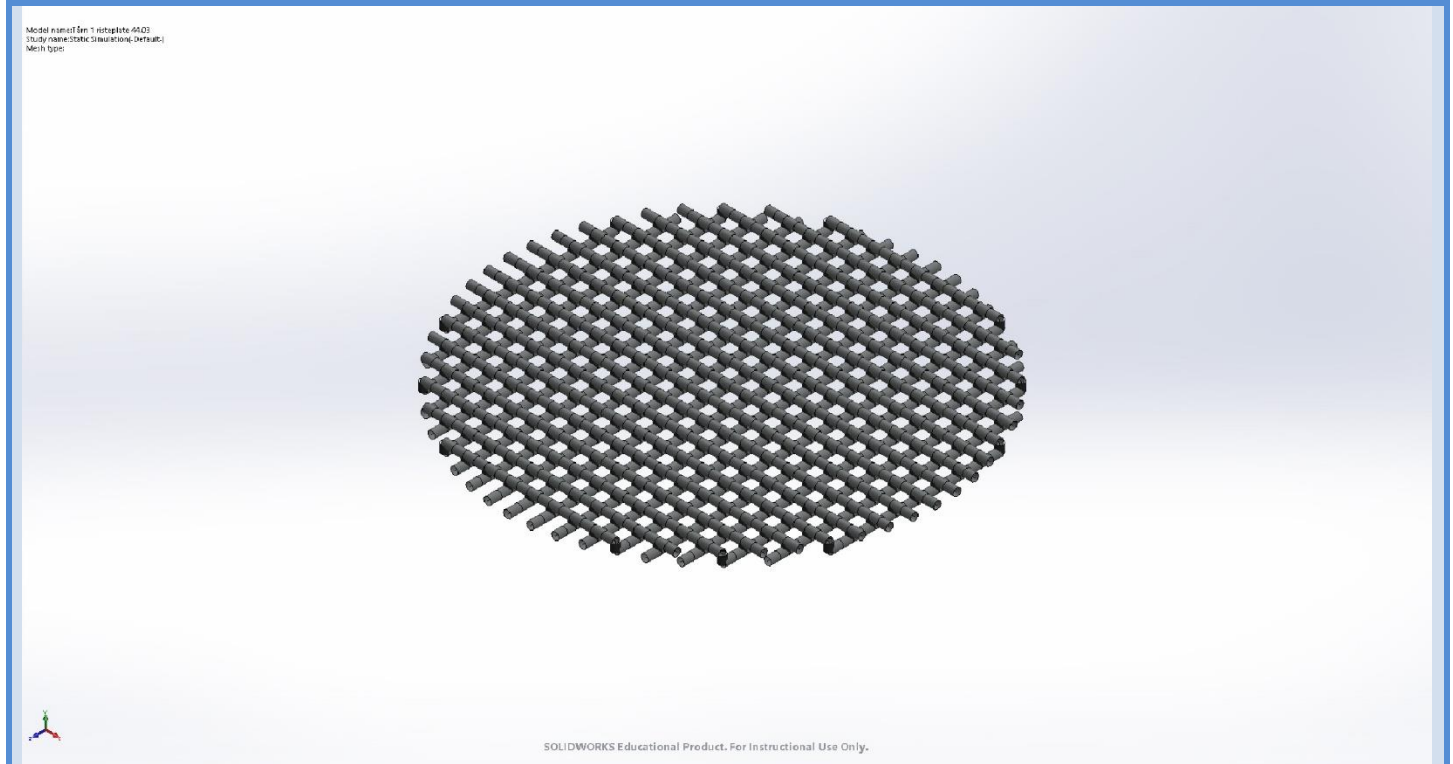
Load name	Load Image	Load Details
Gravity-1		Reference: Top Plane Values: 0 0 -9,81 Units: m/s ²
Force-1		Entities: 1 plane(s), 38 Beam (s) Reference: Top Plane Type: Apply force Values: ---; ---; -0,82 N/m Moments: ---; ---; --- N·m/m

Mesh information

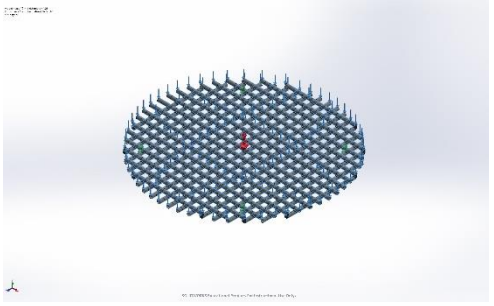
Mesh type	Beam Mesh
-----------	-----------

Mesh information - Details

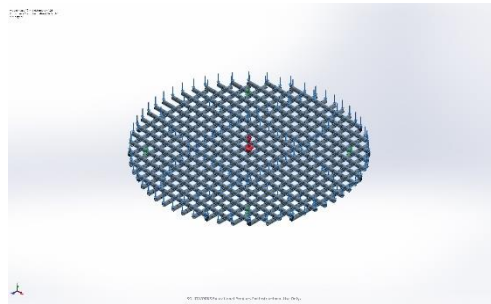
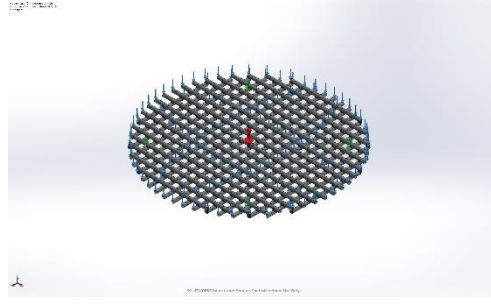
Total Nodes	1308
Total Elements	1537
Time to complete mesh(hh:mm:ss):	00:00:03
Computer name:	



Mesh Control Information:

Mesh Control Name	Mesh Control Image	Mesh Control Details
Control-2		Entities: 38 Beam (s) Units: mm Size: 15 Ratio: 15



<p>Control-3</p>		<p>Entities: 38 Beam (s) Units: mm Size: 20 Ratio: 20</p>
<p>Control-4</p>		<p>Units: mm Size: 10 Ratio: 10</p>

Resultant Forces

Reaction forces

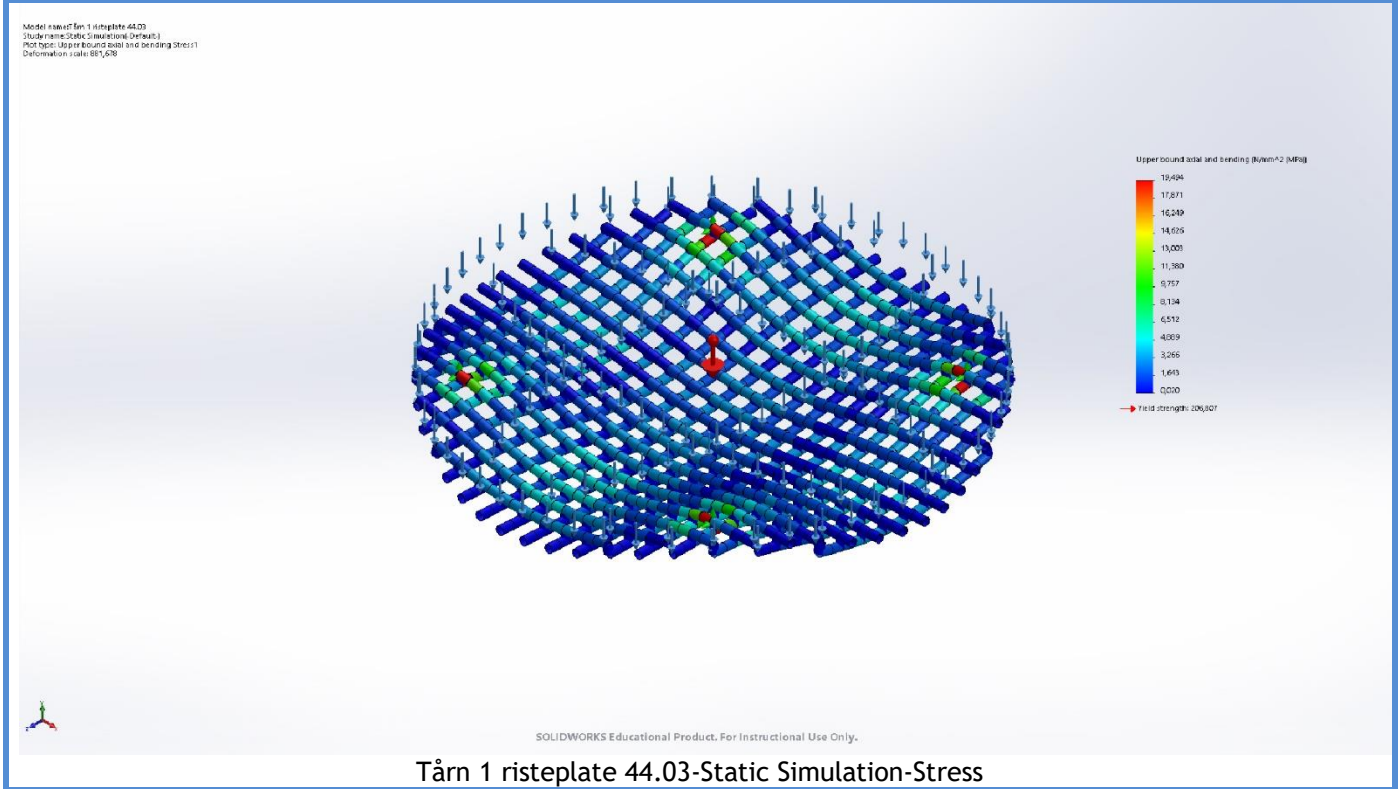
Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N	6,10352e-05	10 312,4	0,00012207	10 312,4

Reaction Moments

Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N.m	-0,000183105	-1,52588e-05	-0,000183105	0,000259399

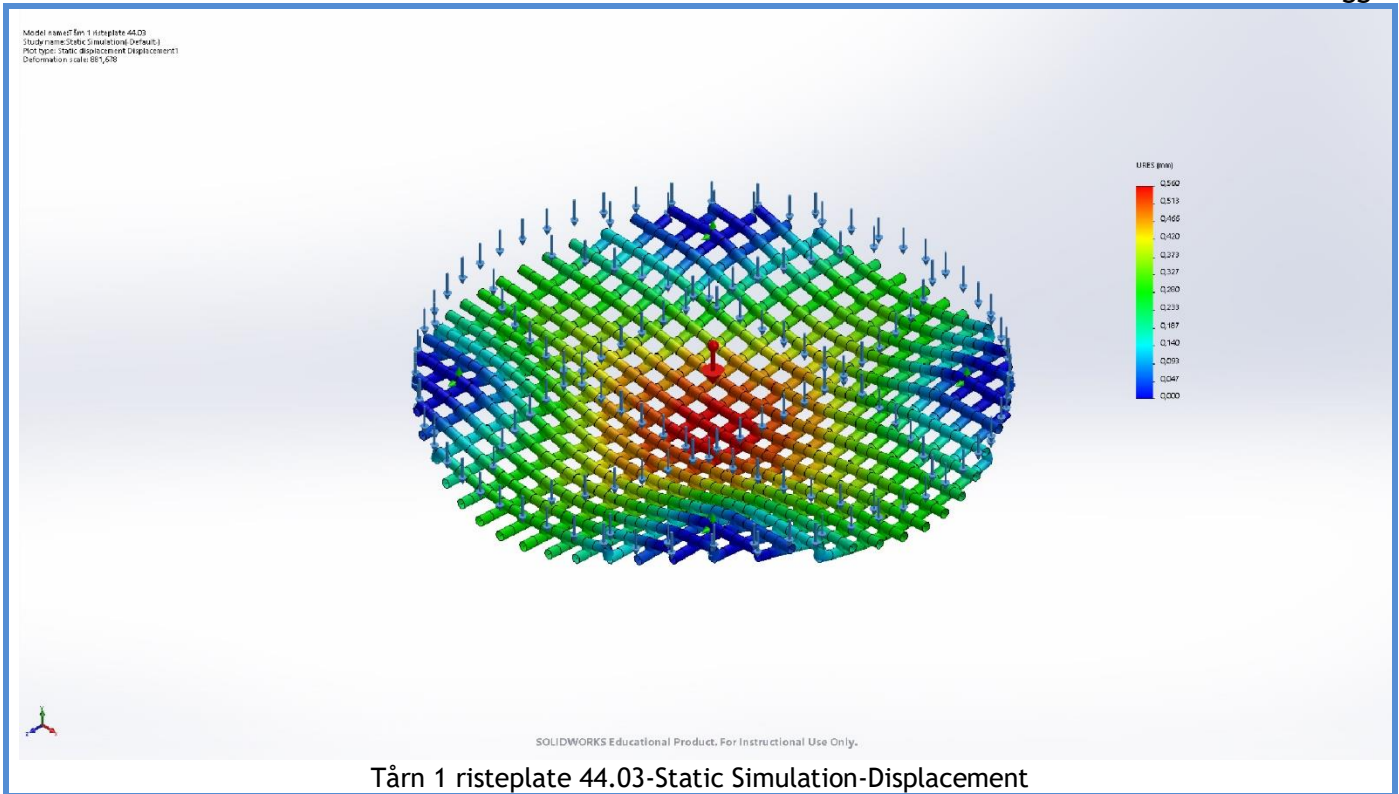
Study Results

Name	Type	Min	Max
Stress1	Upper bound axial and bending	0,000 N/mm ² (MPa) Element: 1233	19,494 N/mm ² (MPa) Element: 364



Name	Type	Min	Max
Displacement1	URES: Resultant Displacement	0,000 mm Node: 355	0,560 mm Node: 1209



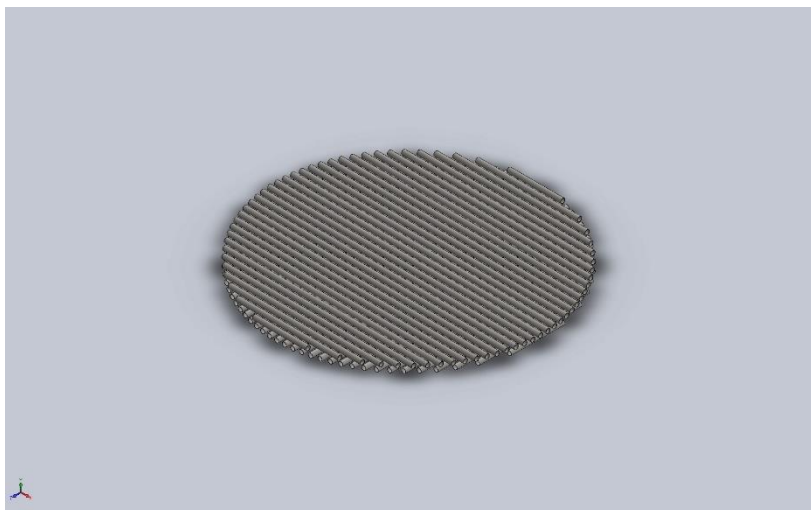


Simulation of Tårn 2 risteplate 18.82

Date: lørdag 16. mai 2020
Designer: Solidworks
Study name: Static Simulation
Analysis type: Static

Table of Contents

Study Properties	2
Units	2
Material Properties	2
Loads and Fixtures.....	3
Mesh information	4
Resultant Forces	5
Study Results	6



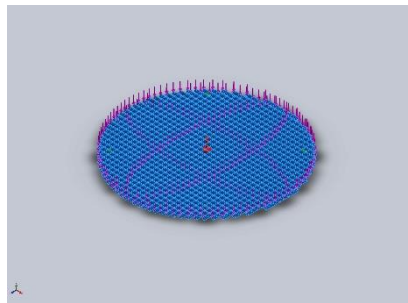
Study Properties

Study name	Static Simulation
Analysis type	Static
Mesh type	Beam Mesh
Solver type	FFEPlus
Inplane Effect:	Off
Soft Spring:	Off
Inertial Relief:	Off
Incompatible bonding options	Automatic
Large displacement	Off
Compute free body forces	On
Result folder	SOLIDWORKS document (C:\Users\Chris\USN\Bachelor - General\Solidworks\Risteplate)

Units

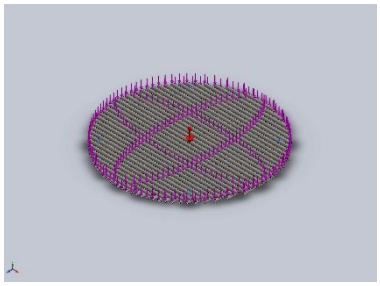
Unit system:	SI (MKS)
Length/Displacement	mm
Temperature	Kelvin
Angular velocity	Rad/sec
Pressure/Stress	N/m ²

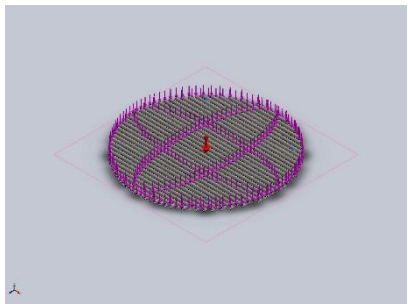
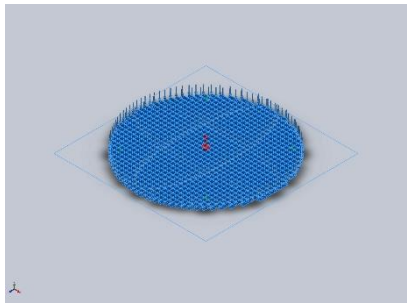
Material Properties

Model Reference	Properties
	<p>Name: AISI 304 Model type: Linear Elastic Isotropic Default failure criterion: Max von Mises Stress Yield strength: 2,06807e+08 N/m² Tensile strength: 5,17017e+08 N/m² Elastic modulus: 1,9e+11 N/m² Poisson's ratio: 0,29 Mass density: 8 000 kg/m³ Shear modulus: 7,5e+10 N/m² Thermal expansion coefficient: 1,8e-05 /Kelvin</p>



Loads and Fixtures

Fixture name	Fixture Image	Fixture Details
Fixed-1		Entities: 4 Joint(s) Type: Fixed Geometry

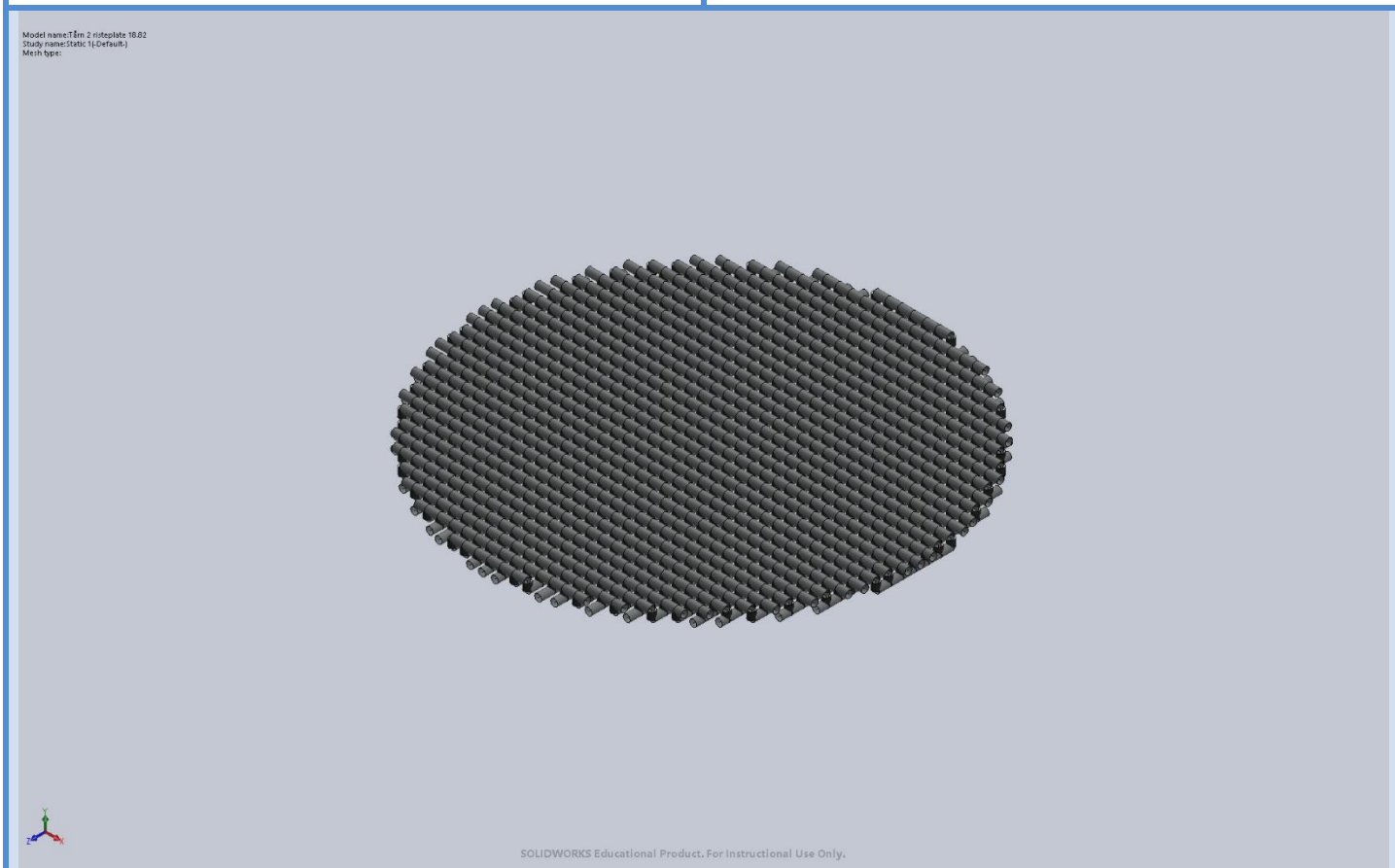
Load name	Load Image	Load Details
Gravity-1		Reference: Top Plane Values: 0 0 -9,81 Units: m/s ²
Force-1		Entities: 1 plane(s), 70 Beam (s) Reference: Top Plane Type: Apply force Values: ---; ---; -1,95 N/m Moments: ---; ---; --- N·m/m

Mesh information

Mesh type	Beam Mesh
-----------	-----------

Mesh information - Details

Total Nodes	2044
Total Elements	2853
Time to complete mesh(hh:mm:ss):	00:00:03
Computer name:	



Resultant Forces

Reaction forces

Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N	0,00463867	19 740,3	-0,00585938	19 740,3

Reaction Moments

Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N.m	0,000244141	0,000633001	-0,00012207	0,000689345

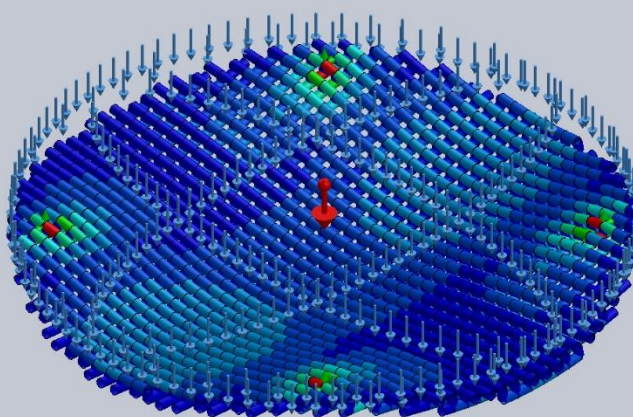
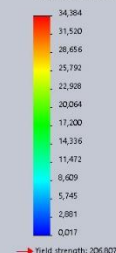


Study Results

Name	Type	Min	Max
Stress1	Upper bound axial and bending	0,000 N/mm ² (MPa) Element: 1905	34,384 N/mm ² (MPa) Element: 508

Model name: Tårn 2 risteplate 18.82
 Study name: Study1
 Plot type: Upper bound axial and bending Stress1
 Deformation scale: 526,114

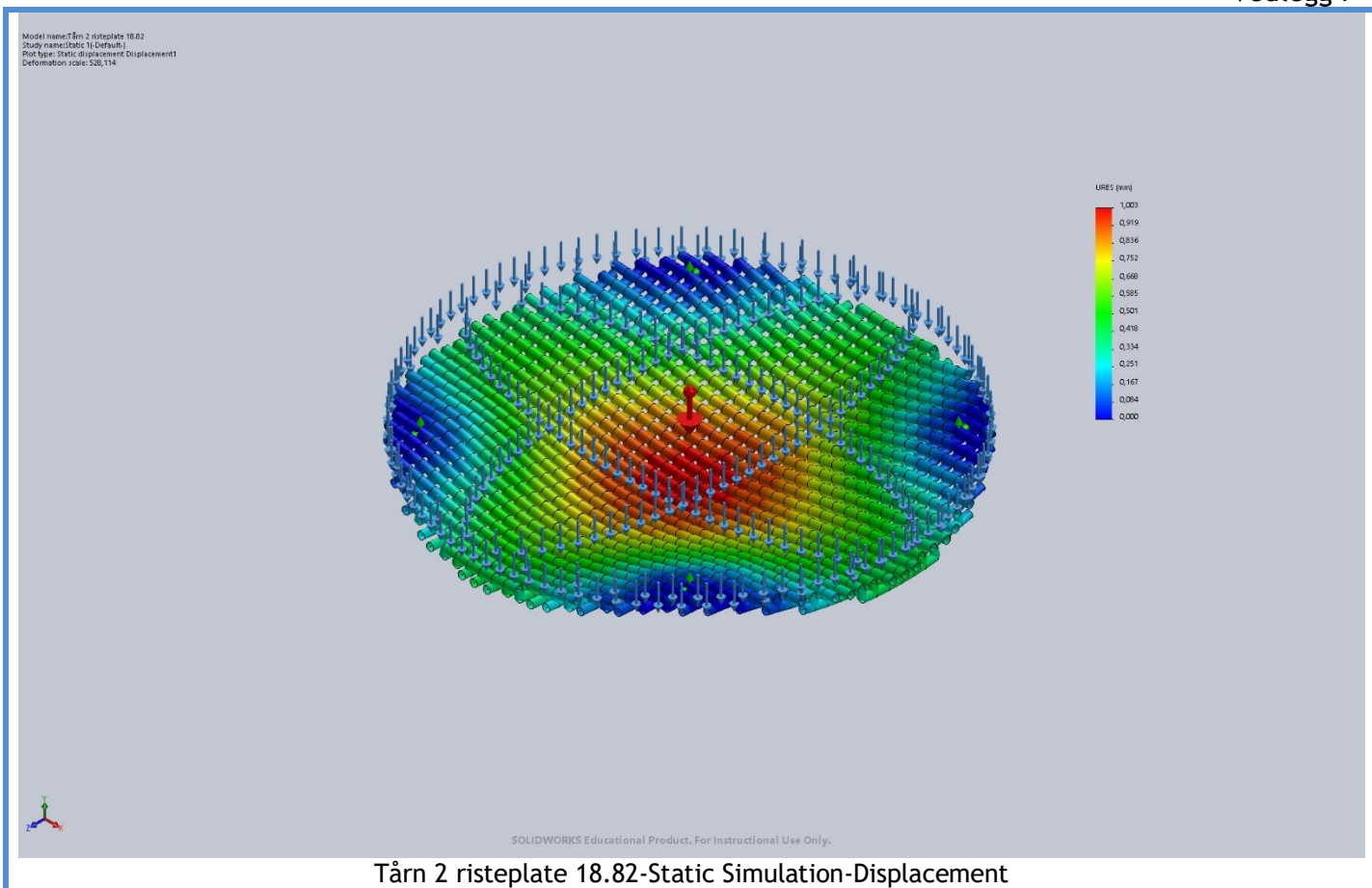
Upper bound axial and bending (N/mm² (MPa))



Tårn 2 risteplate 18.82-Static Simulation-Stress

Name	Type	Min	Max
Displacement1	URES: Resultant Displacement	0,000 mm Node: 513	1,003 mm Node: 1919



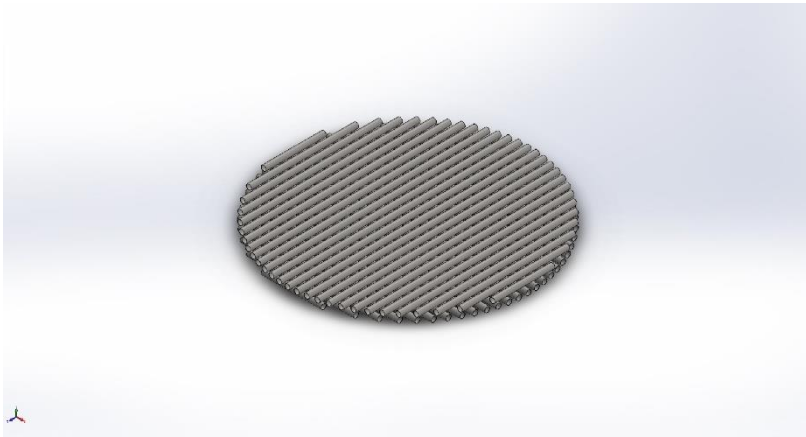


Simulation of Tårn 2 risteplate 20.18

Date: lørdag 16. mai 2020
Designer: Solidworks
Study name: Static Simulation
Analysis type: Static

Table of Contents

Study Properties.....	2
Units.....	2
Material Properties	2
Loads and Fixtures	3
Mesh information.....	4
Resultant Forces.....	4
Study Results.....	5



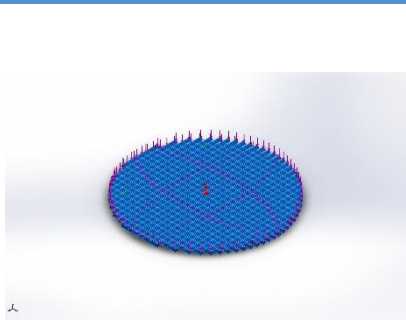
Study Properties

Study name	Static Simulation
Analysis type	Static
Mesh type	Beam Mesh
Solver type	FFEPlus
Inplane Effect:	Off
Soft Spring:	Off
Inertial Relief:	Off
Incompatible bonding options	Automatic
Large displacement	Off
Compute free body forces	On
Result folder	SOLIDWORKS document (C:\Users\Chris\USN\Bachelor - General\Solidworks\Risteplate)

Units

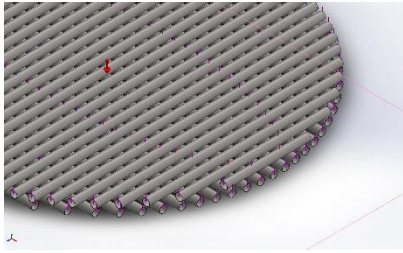
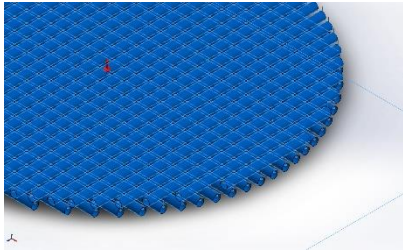
Unit system:	SI (MKS)
Length/Displacement	mm
Temperature	Kelvin
Angular velocity	Rad/sec
Pressure/Stress	N/m ²

Material Properties

Model Reference	Properties
	<p>Name: AISI 304 Model type: Linear Elastic Isotropic Default failure criterion: Unknown Yield strength: 2,06807e+08 N/m² Tensile strength: 5,17017e+08 N/m² Elastic modulus: 1,9e+11 N/m² Poisson's ratio: 0,29 Mass density: 8 000 kg/m³ Shear modulus: 7,5e+10 N/m² Thermal expansion coefficient: 1,8e-05 /Kelvin</p>

Loads and Fixtures

Fixture name	Fixture Image	Fixture Details
Fixed-1		<p>Entities: 4 Joint(s) Type: Fixed Geometry</p>

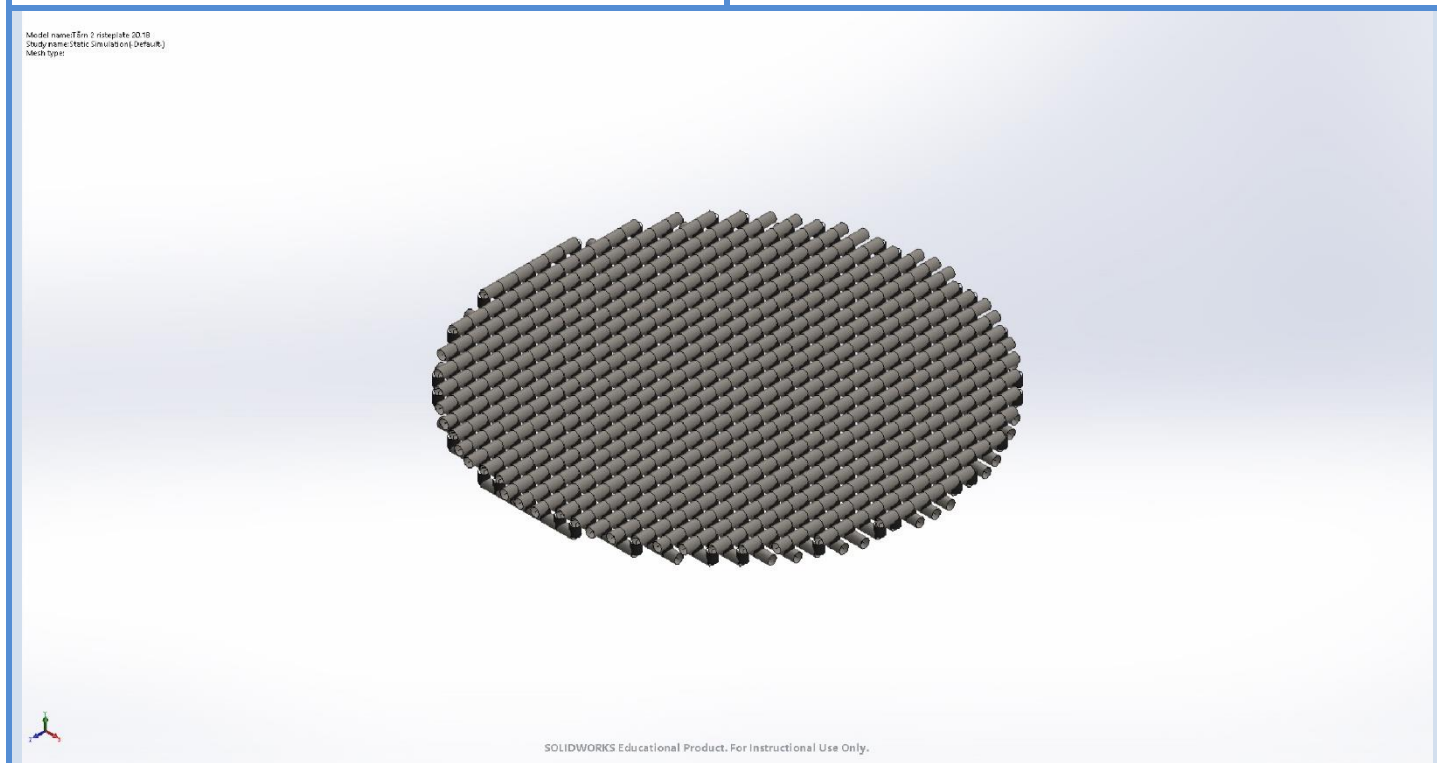
Load name	Load Image	Load Details
Gravity-1		<p>Reference: Top Plane Values: 0 0 -9,81 Units: m/s²</p>
Force-1		<p>Entities: 1 plane(s), 54 Beam (s) Reference: Top Plane Type: Apply force Values: ---; ---; -4,6058 N/m Moments: ---; ---; --- N·m/m</p>

Mesh information

Mesh type	Beam Mesh
-----------	-----------

Mesh information - Details

Total Nodes	1260
Total Elements	1729
Time to complete mesh(hh:mm:ss):	00:00:02
Computer name:	



Resultant Forces

Reaction forces

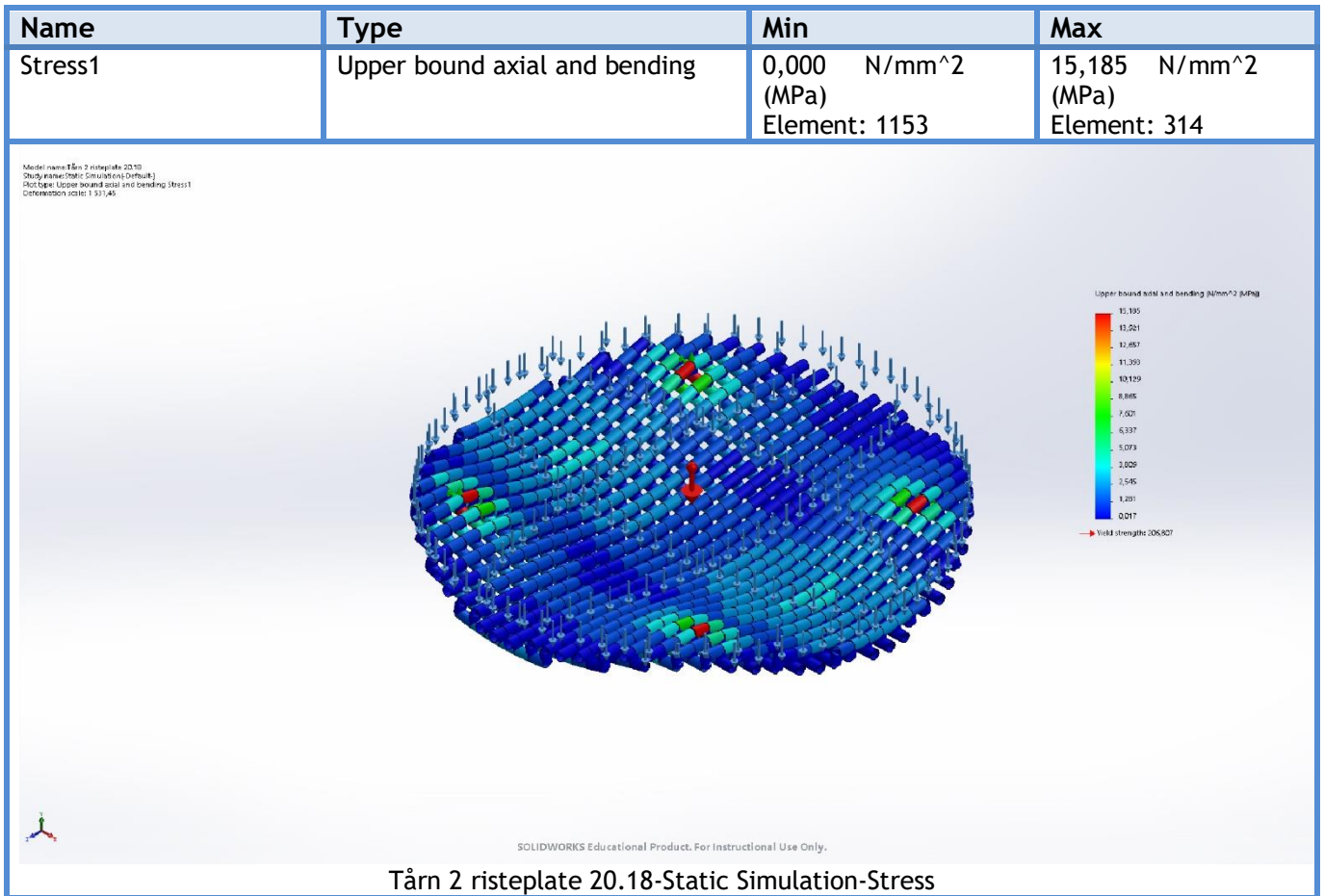
Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N	0,000244141	12 356,2	-0,000488281	12 356,2

Reaction Moments

Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N.m	9,15527e-05	1,71661e-05	-122,409	122,409

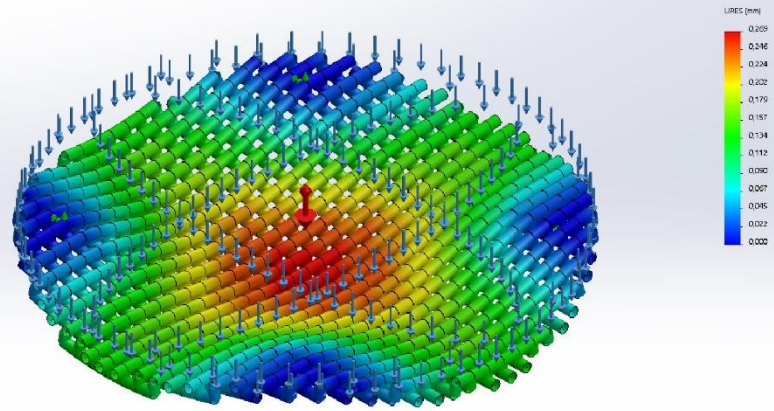


Study Results



Name	Type	Min	Max
Displacement1	URES: Resultant Displacement	0,000 mm Node: 335	0,269 mm Node: 1163

Model name: Tårn 2 risteplate 20.18
Study name: Static Simulation (Default)
Plot type: Static displacement, Displacement
Directional scale: 1.31145



SOLIDWORKS Educational Product. For Instructional Use Only.

Tårn 2 risteplate 20.18-Static Simulation-Displacement

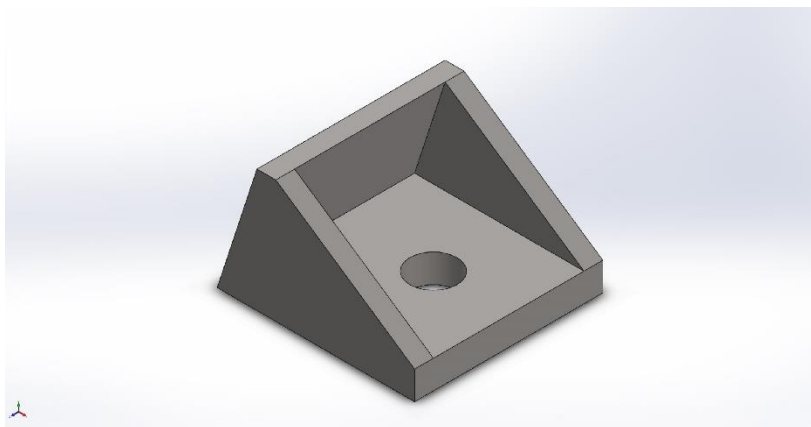


Simulation of Brakett

Date: lørdag 16. mai 2020
Designer: Solidworks
Study name: Static Simulation
Analysis type: Static

Table of Contents

Study Properties	2
Units	2
Material Properties	3
Loads and Fixtures.....	4
Mesh information	5
Resultant Forces	6
Study Results	7



Study Properties

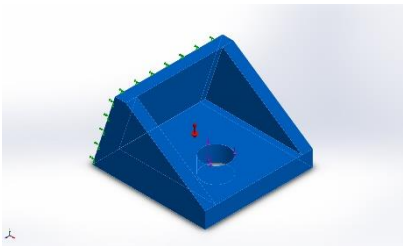
Study name	Static Simulation
Analysis type	Static
Mesh type	Solid Mesh
Thermal Effect:	On
Thermal option	Include temperature loads
Zero strain temperature	298 Kelvin
Include fluid pressure effects from SOLIDWORKS Flow Simulation	Off
Solver type	FFEPlus
Inplane Effect:	Off
Soft Spring:	Off
Inertial Relief:	Off
Incompatible bonding options	Automatic
Large displacement	Off
Compute free body forces	On
Friction	Off
Use Adaptive Method:	Off
Result folder	SOLIDWORKS document (C:\Users\Chris\USN\Bachelor - General\Solidworks\Innfestning)

Units

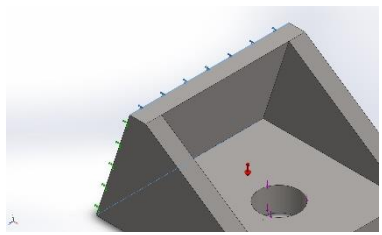
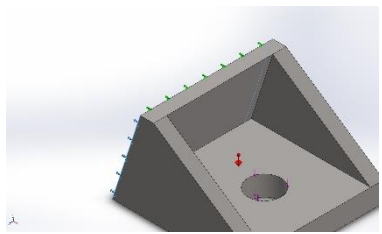
Unit system:	SI (MKS)
Length/Displacement	mm
Temperature	Kelvin
Angular velocity	Rad/sec
Pressure/Stress	N/m ²

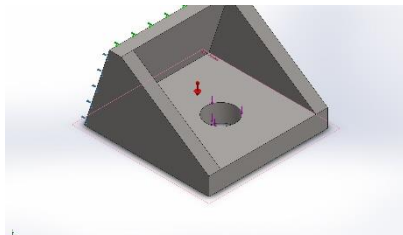
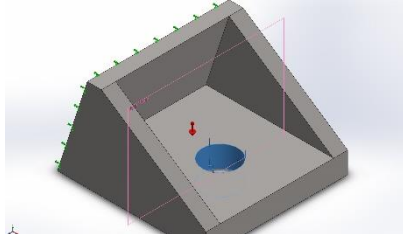


Material Properties

Model Reference	Properties	Components
	<p> Name: AISI 304 Model type: Linear Elastic Isotropic Default failure criterion: Unknown Yield strength: 2,06807e+08 N/m² Tensile strength: 5,17017e+08 N/m² Elastic modulus: 1,9e+11 N/m² Poisson's ratio: 0,29 Mass density: 8 000 kg/m³ Shear modulus: 7,5e+10 N/m² Thermal expansion coefficient: 1,8e-05 /Kelvin </p>	<p>SolidBody 1(Boss-Extrude7)(Brakett)</p>
Curve Data:N/A		

Loads and Fixtures

Fixture name	Fixture Image	Fixture Details		
Fixed-1		<p>Entities: 2 edge(s) Type: Fixed Geometry</p>		
Resultant Forces				
Components	X	Y	Z	Resultant
Reaction force(N)	2 314,27	3 343,36	7,27561	4 066,2
Reaction Moment(N.m)	0	0	0	0
Fixed-2		<p>Entities: 2 edge(s) Type: Fixed Geometry</p>		
Resultant Forces				
Components	X	Y	Z	Resultant
Reaction force(N)	-2 364,11	1 586,62	-13,7032	2 847,2
Reaction Moment(N.m)	0	0	0	0

Load name	Load Image	Load Details
Gravity-1		<p>Reference: Top Plane Values: 0 0 -9,81 Units: m/s²</p>
Force-1		<p>Entities: 1 face(s), 1 plane(s) Reference: Right Plane Type: Apply force Values: ---; -4 797,47; --- N</p>



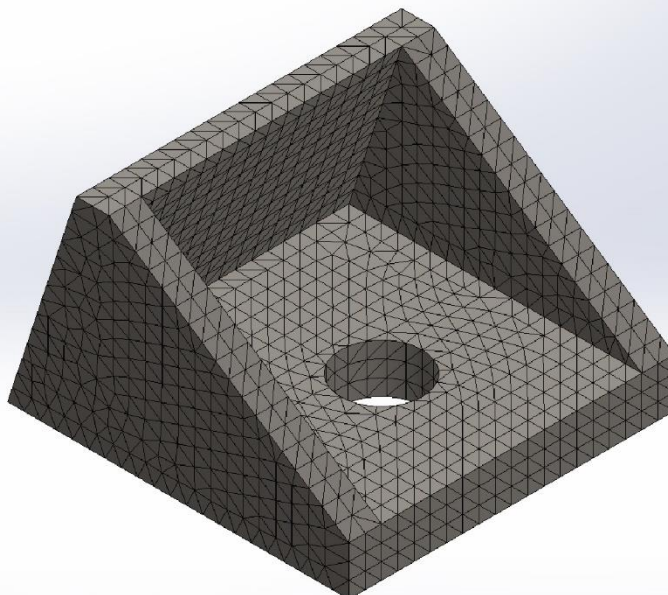
Mesh information

Mesh type	Solid Mesh
Mesher Used:	Standard mesh
Automatic Transition:	Off
Include Mesh Auto Loops:	Off
Jacobian points	4 Points
Element Size	5,0019 mm
Tolerance	0,250095 mm
Mesh Quality Plot	High

Mesh information - Details

Total Nodes	21732
Total Elements	13429
Maximum Aspect Ratio	3,7933
% of elements with Aspect Ratio < 3	99,8
% of elements with Aspect Ratio > 10	0
% of distorted elements(Jacobian)	0
Time to complete mesh(hh:mm:ss):	00:00:01
Computer name:	

Model name: Brakett
 Study name: Brakett Simulation (Default)
 Mesh type: Solid Mesh



SOLIDWORKS Educational Product. For Instructional Use Only.



Resultant Forces

Reaction forces

Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N	0,190178	4 816,38	-0,048111	4 816,38

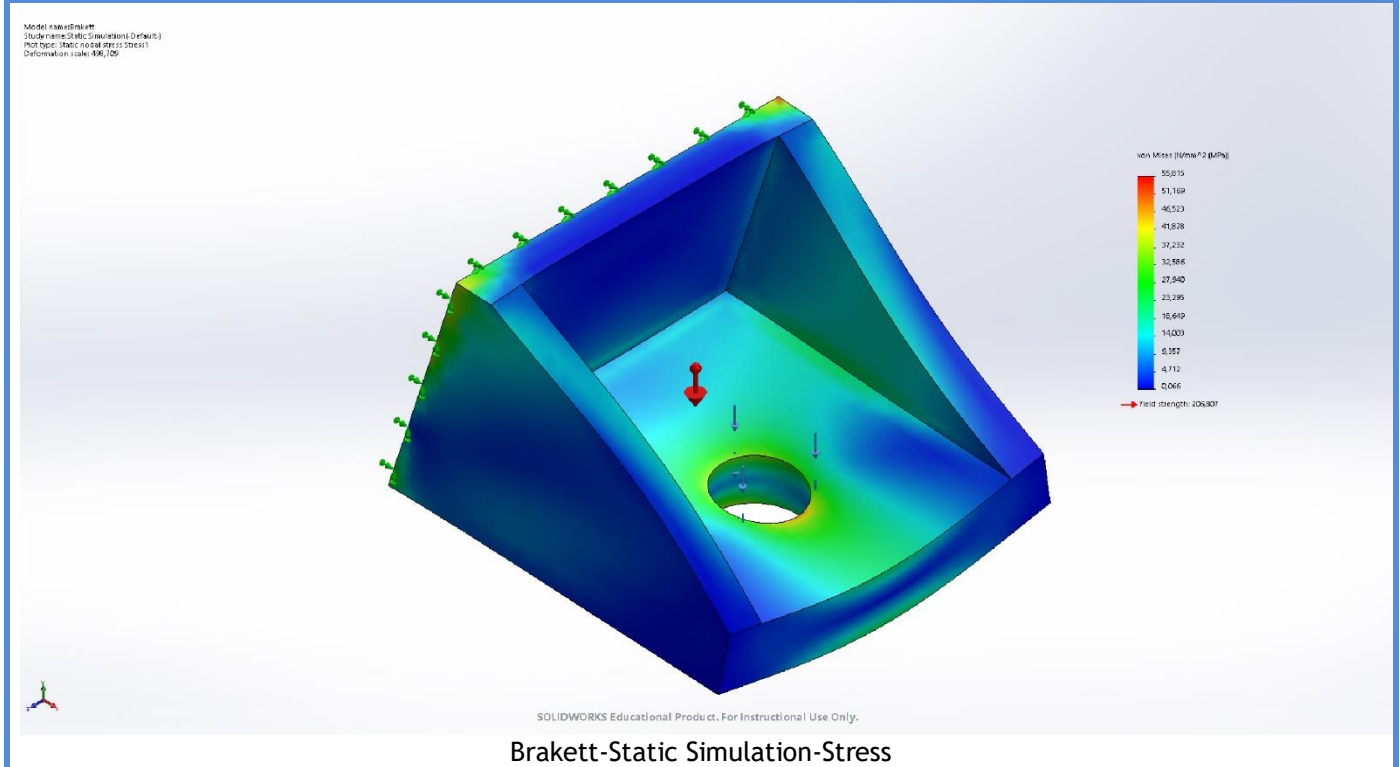
Reaction Moments

Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N.m	0	0	0	0



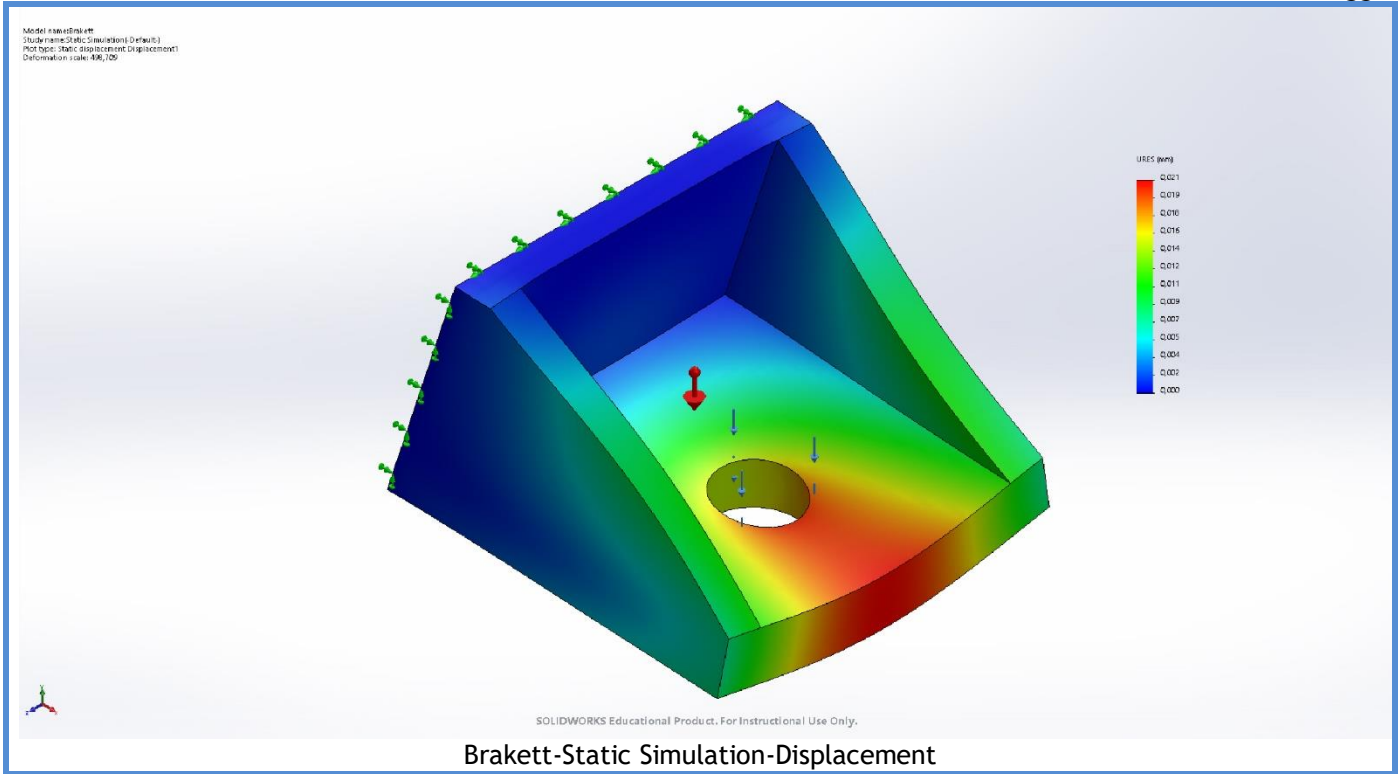
Study Results

Name	Type	Min	Max
Stress1	VON: von Mises Stress	0,066 N/mm ² (MPa) Node: 16195	55,815 N/mm ² (MPa) Node: 15740

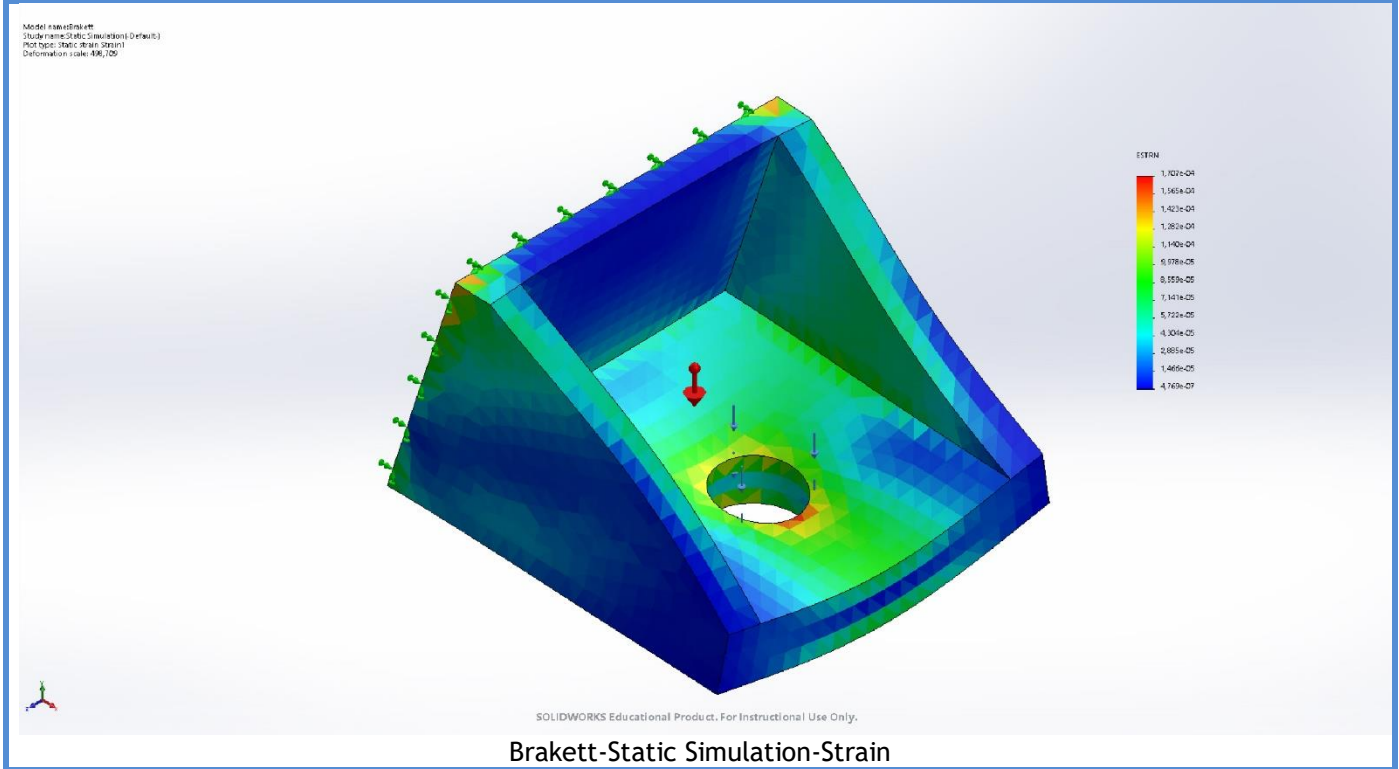


Name	Type	Min	Max
Displacement1	URES: Resultant Displacement	0,000 mm Node: 568	0,021 mm Node: 16162





Name	Type	Min	Max
Strain1	ESTRN: Equivalent Strain	4,769e-07 Element: 10694	1,707e-04 Element: 5497



Simulation of Gjengestav

Date: lørdag 16. mai 2020
Designer: Solidworks
Study name: Static Simulation
Analysis type: Static

Table of Contents

Study Properties	2
Units	2
Material Properties	3
Loads and Fixtures.....	4
Mesh information	5
Resultant Forces	6
Study Results	7



Study Properties

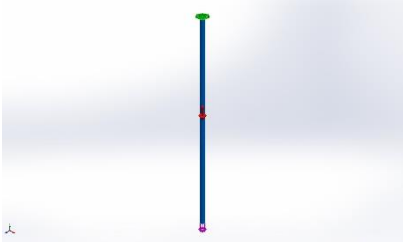
Study name	Static Simulation
Analysis type	Static
Mesh type	Solid Mesh
Thermal Effect:	On
Thermal option	Include temperature loads
Zero strain temperature	298 Kelvin
Include fluid pressure effects from SOLIDWORKS Flow Simulation	Off
Solver type	FFEPlus
Inplane Effect:	Off
Soft Spring:	Off
Inertial Relief:	Off
Incompatible bonding options	Automatic
Large displacement	Off
Compute free body forces	On
Friction	Off
Use Adaptive Method:	Off
Result folder	SOLIDWORKS document (C:\Users\Chris\USN\Bachelor - General\Solidworks\Innfestning)

Units

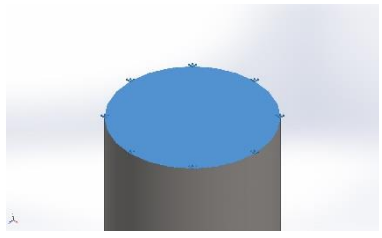
Unit system:	SI (MKS)
Length/Displacement	mm
Temperature	Kelvin
Angular velocity	Rad/sec
Pressure/Stress	N/m ²

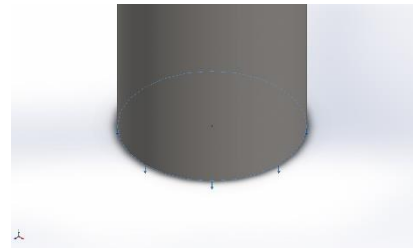
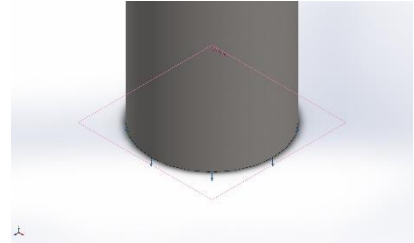


Material Properties

Model Reference	Properties	Components
	<p> Name: AISI 304 Model type: Linear Elastic Isotropic Default failure criterion: Unknown Yield strength: 2,06807e+08 N/m² Tensile strength: 5,17017e+08 N/m² Elastic modulus: 1,9e+11 N/m² Poisson's ratio: 0,29 Mass density: 8 000 kg/m³ Shear modulus: 7,5e+10 N/m² Thermal expansion coefficient: 1,8e-05 /Kelvin </p>	<p>SolidBody 1(Boss-Extrude1)(Gjengestav)</p>
Curve Data:N/A		

Loads and Fixtures

Fixture name	Fixture Image	Fixture Details		
Fixed-1		Entities: 1 face(s) Type: Fixed Geometry		
Resultant Forces				
Components	X	Y	Z	Resultant
Reaction force(N)	0,0518761	4 825,83	0,0376091	4 825,83
Reaction Moment(N.m)	0	0	0	0

Load name	Load Image	Load Details
Force-1		Entities: 1 face(s) Type: Apply normal force Value: -4 797,47 N
Gravity-1		Reference: Top Plane Values: 0 0 -9,81 Units: m/s ²



Mesh information

Mesh type	Solid Mesh
Mesher Used:	Standard mesh
Automatic Transition:	Off
Include Mesh Auto Loops:	Off
Jacobian points	4 Points
Element Size	8,9022 mm
Tolerance	0,44511 mm
Mesh Quality Plot	High

Mesh information - Details

Total Nodes	4375
Total Elements	2028
Maximum Aspect Ratio	2,5442
% of elements with Aspect Ratio < 3	100
% of elements with Aspect Ratio > 10	0
% of distorted elements(Jacobian)	0
Time to complete mesh(hh:mm:ss):	00:00:01
Computer name:	



Resultant Forces

Reaction forces

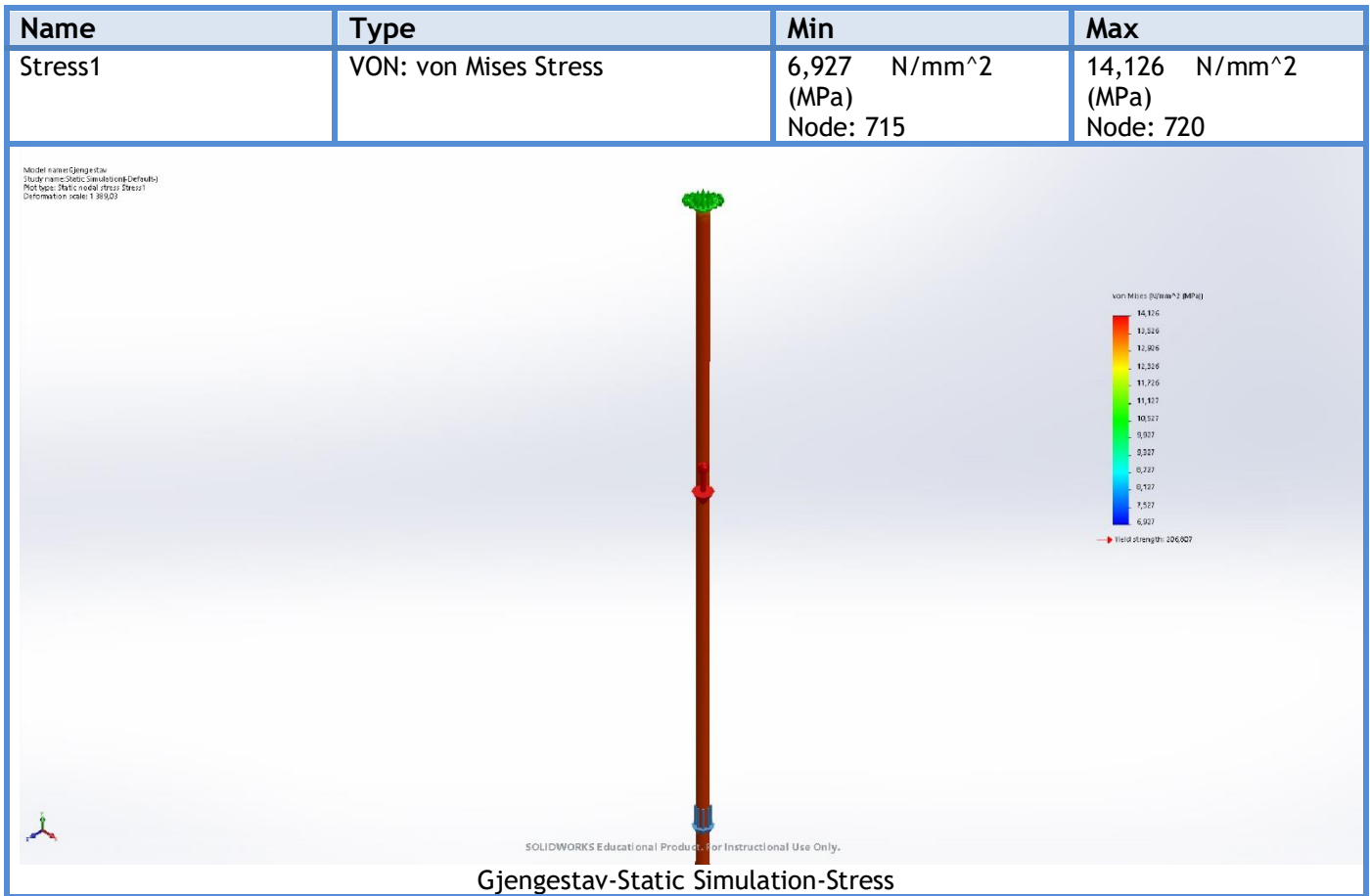
Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N	0,0518761	4 825,83	0,0376091	4 825,83

Reaction Moments

Selection set	Units	Sum X	Sum Y	Sum Z	Resultant
Entire Model	N.m	0	0	0	0



Study Results

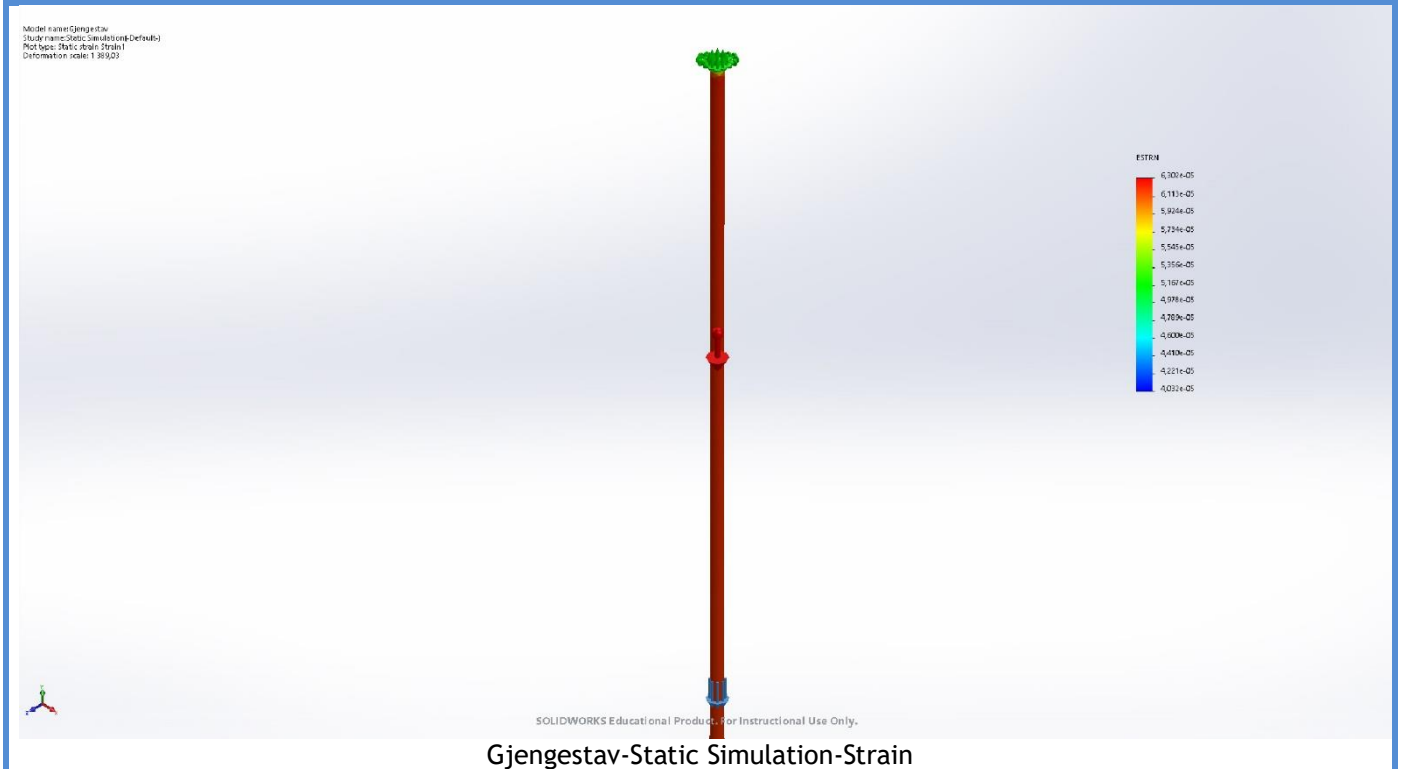


Name	Type	Min	Max
Displacement1	URES: Resultant Displacement	0,000 mm Node: 1	0,075 mm Node: 3545





Name	Type	Min	Max
Strain1	ESTRN: Equivalent Strain	4,032e-05 Element: 15	6,302e-05 Element: 17



Liten plate 45,4% kjøletårn 1			
Diameter	3610	mm	3,61 m
Bevegelse av plate	40	mm	0,04 m
Avstand center-center	245	mm	0,245 m
Rørdiameter	88,9	mm	0,0889 m
Overlapper	86	stk	15 rør
	1	3530	1 3,53 m
	2	3480	2 6,96 m
	3	3365	2 6,73 m
	4	3165	2 6,33 m
	5	2875	2 5,75 m
	6	2455	2 4,91 m
	7	1815	2 3,63 m
	8	280	2 0,56 m
	9	0	0 0 m
	10	0	0 0 m
Total areal	10235387,41	mm ²	10,23539 m ²
Lukket areal	5588812,8	mm ²	5,588813 m ²
Åpent areal	4646574,605	mm ²	4,646575 m ²
%	45,40 %	åpent	54,60 % lukket
Gasstetthet	0,5069		kg/m ³
Massestrøm	52,15		kg/s
Motstandsfaktor	1,54		
Gasshastighet	10,05		m/s
Trykktap	39,42		Pa
Krefter på plate pga gasshastighet	220,33		N

Stor plate 44,03% kjøletårn 1			
Diameter	5015	mm	5,015 m
Bevegelse av plate	40	mm	0,04 m
Avstand center-center	245	mm	0,245 m
Rørdiameter	88,9	mm	0,0889 m
Overlapper	162	stk	19 rør
	1	4935	1 4,935 m
	2	4900	2 9,8 m
	3	4820	2 9,64 m
	4	4680	2 9,36 m
	5	4490	2 8,98 m
	6	4230	2 8,46 m
	7	3895	2 7,79 m
	8	3460	2 6,92 m
	9	2880	2 5,76 m
	10	2030	2 4,06 m
Total areal	19752940,52	mm ²	19,752941 m ²
Lukket areal	11055353,81	mm ²	11,055354 m ²
Åpent areal	8697586,714	mm ²	8,6975867 m ²
%	44,03 %	åpent	55,97 % lukket
Motstandsfaktor	1,63		
Gasshastighet	5,21		m/s
Trykktap	11,19		Pa
Krefter på plate pga gasshastighet	123,67		N
Totalt trykktap begge plater	50,60856828	Pa	72,30 %
Trykktap i tårn i dag	70	Pa	100,00 %

Vedlegg M

Liten plate 45,4% kjøletårn 1			
Innfestning på rør #	4		
Avstand center til rør 4	980 mm	0,98	m
Y	44,45 mm	0,04445	m
Ix	7,92E-07 m ⁴		
Krefter av vekt	5192,791525 N	67,61	N/m
Krefter pga drag	220,3250865 N	2,87	N/m
Totale krefter	5413,116612 N	70,48	N/m
Moment vekt	21,64564662 Nm		
Moment drag	0,918403703 Nm		
Moment total	22,56405032 Nm		
Sigma b max vekt	1,70E+07 Pa	17,01	Mpa
Sigma b max drag	7,22E+05 Pa	0,72	Mpa
Sigma b max total	1,77E+07 Pa	17,73	Mpa
Analyse resultater reaksjonskrefter	N/A	N	
Analyse resultater total stress	N/A	Mpa	
Differanse Maks krefter	N/A		
Differanse Stress	N/A		

Stor plate 44,03% kjøletårn 1			
Innfestning på rør #	6		
Avstand center til rør 6	1470 mm	1,47	m
Y	44,45 mm	0,04445	m
Ix	7,921E-07 m ⁴		
Krefter av vekt	10237,50735 N	67,61	67,6145
Krefter pga drag	123,6657173 N	0,82	2,86882
Totale krefter	10361,17307 N	68,43	70,4833
Moment vekt	48,70270489 Nm		
Moment drag	0,588312636 Nm		
Moment total	49,29101753 Nm		
Sigma b max vekt	3,83E+07 Pa	38,26	Mpa
Sigma b max drag	4,62E+05 Pa	0,46	Mpa
Sigma b max total	3,87E+07 Pa	38,73	Mpa
Analyse resultater reaksjonskrefter	10057,7	N	
Analyse resultater total stress	19,494	Mpa	
Differanse Maks krefter	-2,93 %		
Differanse Stress	-49,66 %		

Vedlegg N

Liten plate 20,18% kjøletårn 2			
Diameter	4159,13	mm	4,16 m
Bevegelse av plate	40	mm	0,04 m
Avstand center-center	150	mm	0,15 m
Rørdiameter	88,9	mm	0,0889 m
Overlapper	304	stk	27 rør
	1	4115	1 4,115 m
	2	4100	2 8,2 m
	3	4060	2 8,12 m
	4	3995	2 7,99 m
	5	3910	2 7,82 m
	6	3800	2 7,6 m
	7	3660	2 7,32 m
	8	3485	2 6,97 m
	9	3280	2 6,56 m
	10	3030	2 6,06 m
	11	2725	2 5,45 m
	12	2340	2 4,68 m
	13	1830	2 3,66 m
	14	1025	2 2,05 m
	15	0	0 0 m
	16	0	0 0 m
	17	0	0 0 m
	18	0	0 0 m
Total areal	13586102,02	mm ²	13,5861 m ²
Lukket areal	10843815,16	mm ²	10,84382 m ²
Åpent areal	2742286,866	mm ²	2,742287 m ²
%	20,18 %	åpent	79,82 % lukket
Gasstetthet	0,5069		kg/m ³
Massestrøm	52,15		kg/s
Motstandsfaktor	5,06		
Gasshastighet	7,57		m/s
Trykktap	73,56		Pa
Krefter på plate pga gasshastighet	797,68		N

Stor plate 18,82% kjøletårn 2			
Diameter	5340	mm	5,34 m
Bevegelse av plate	40	mm	0,04 m
Avstand center-center	150	mm	0,15 m
Rørdiameter	88,9	mm	0,0889 m
Overlapper	452		35 rør
	1	5295	1 5,295 m
	2	5285	2 10,57 m
	3	5255	2 10,51 m
	4	5205	2 10,41 m
	5	5140	2 10,28 m
	6	5055	2 10,11 m
	7	4950	2 9,9 m
	8	4825	2 9,65 m
	9	4675	2 9,35 m
	10	4505	2 9,01 m
	11	4305	2 8,61 m
	12	4070	2 8,14 m
	13	3805	2 7,61 m
	14	3485	2 6,97 m
	15	3110	2 6,22 m
	16	2650	2 5,3 m
	17	2045	2 4,09 m
	18	1075	2 2,15 m
Total areal	22396099,87	mm ²	22,3961 m ²
Lukket areal	18182184,19	mm ²	18,182184 m ²
Åpent areal	4213915,676	mm ²	4,2139157 m ²
%	18,82 %	åpent	81,18 % lukket
Motstandsfaktor	5,52		
Gasshastighet	4,59		m/s
Trykktap	29,54		Pa
Krefter på plate pga gasshastighet	537,07		N
Totalt trykktap begge plater	103,0987326	Pa	147,28 %
Trykktap i tårn i dag	70	Pa	100,00 %

Vedlegg N

Liten plate 20,18% kjøletårn 2			
Innfestning på rør #			8
Avstand center til rør 8	1200 mm	1,2 m	
Y	44,45 mm	0,04445 m	
Ix		7,92E-07 m ⁴	
Krefter av vekt	11710,15058 N	67,61 N/m	
Krefter pga drag	797,6785131 N	4,61 N/m	
Totale krefter	12507,82909 N	72,22 N/m	
Moment vekt	32,45494703 Nm		
Moment drag	2,210784031 Nm		
Moment total	34,66573106 Nm		
Sigma b max vekt	2,55E+07 Pa	25,50 Mpa	
Sigma b max drag	1,74E+06 Pa	1,74 Mpa	
Sigma b max total	2,72E+07 Pa	27,24 Mpa	
Analyse resultater reaksjonskrefter		12356,2 N	
Analyse resultater total stress		15,185 Mpa	
Differanse Maks krefter		-1,21 %	
Differanse Stress		-44,25 %	

Stor plate 18,82% kjøletårn 2			
Innfestning på rør #			11
Avstand center til rør 11	1650 mm	1,65 m	
Y	44,45 mm	0,04445 m	
Ix		7,9E-07 m ⁴	
Krefter av vekt	18652,80466 N	67,61 N/m	
Krefter pga drag	537,0661526 N	1,95 N/m	
Totale krefter	19189,87081 N	69,56 N/m	
Moment vekt	61,36013423 Nm		
Moment drag	1,766729015 Nm		
Moment total	1136,283538 Nm		
Forventet max stress vekt	6,2E+07 Pa	61,98 Mpa	
Forventet max stress drag	1,8E+06 Pa	1,78 Mpa	
Forventet max stress total	6,4E+07 Pa	63,77 Mpa	
Analyse resultater reaksjonskrefter		19740,3 N	
Analyse resultater total stress		34,384 Mpa	
Differanse Maks krefter		2,87 %	
Differanse Stress		-46,08 %	

Vedlegg O

Bolt: M24 x 3 10.9		
Diameter	24 mm	10 X.9
Pitch	3 mm	9 10.Y
Antall bolter	4 stk	H 2,60
Su	1000 Mpa	Strekkfasthet
Sy	900 MPa	Flytegrense
n	3	Sikkerhetsfaktor
Sigma tillat	300 MPa	Spenning tillat
g	9,81 m/s ²	Gravitasjon
d1	20,75 mm	Diameter
d2	22,05 mm	Midt diameter
d3	20,32 mm	Lille diameter
ds	21,19 mm	Spenningsdiameter
rm	11,03 mm	Middelradius
Epsilon 1	2,48 °	Stigningsvinkel gjenge
My	0,2	
Alpha	30	
Phi	13,00 °	Friksjonsvinkel
As	352,50 mm ²	Spenningsareal

Vedlegg O

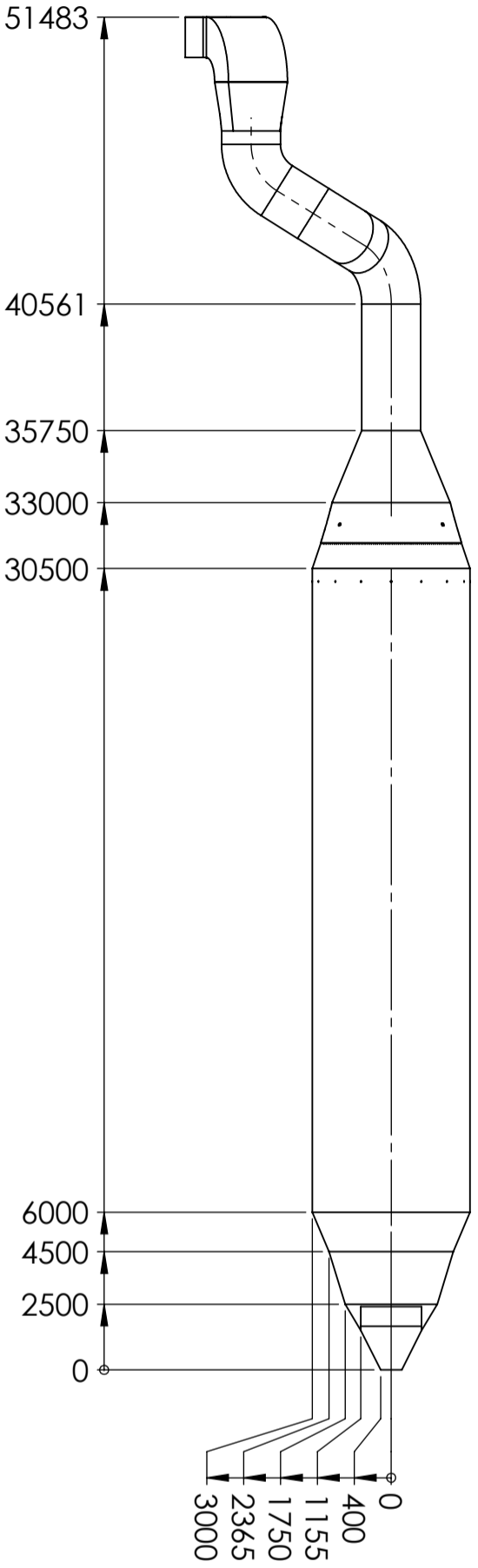
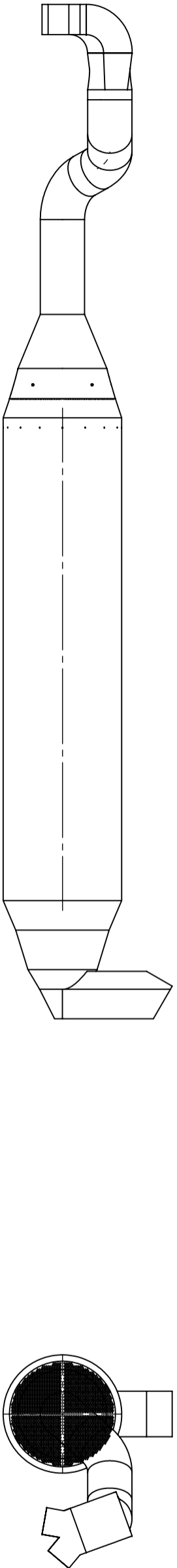
Liten plate i tårn 1				
Lenge	76800	mm	76,800	m
Diameter	88,9	mm	0,0889	m
Tykkelse	3,200	mm	0,003	m
Areal	861,550	mm ²	0,001	m ²
Volum	66167068,364	mm ³	0,066	m ³
Egenvekt	8000,000	kg/m ³		
Vekt	529	kg		
Krefter av vekt	5192,792	N	67,61	N/m
Krefter pga drag	220,325	N	2,87	N/m
Totale krefter	5413,117	N	70,48	N/m
F	1353,279	N per bolt		
Strekkspenning	3,839	MPa		
Tiltrekningsmoment	4133,309	Nmm		
Torsjon	2,355	MPa		
Jevnføringspenning	5,602	Mpa	OK	
Sikkerhet	53,553			

Stor plate i tårn 1				
Lenge	151410	mm	151,410	m
Diameter	88,9	mm	0,0889	m
Tykkelse	3,200	mm	0,003	m
Areal	861,550	mm ²	0,001	m ²
Volum	130447341,419	mm ³	0,130	m ³
Egenvekt	8000,000	kg/m ³		
Vekt	1044	kg		
Krefter av vekt	10237,507	N	67,61	N/m
Krefter pga drag	123,666	N	0,82	N/m
Totale krefter	10361,173	N	68,43	N/m
F	2590,293	N per bolt		
Strekkspenning	7,348	MPa		
Tiltrekningsmoment	7911,510	Nmm		
Torsjon	4,508	MPa		
Jevnføringspenning	10,723	Mpa	OK	
Sikkerhet	27,978			

Vedlegg O

Liten plate i tårn 2				
Lenge	173190	mm	173,190	m
Diameter	88,9	mm	0,0889	m
Tykkelse	3,200	mm	0,003	m
Areal	861,550	mm ²	0,001	m ²
Volum	149211908,463	mm ³	0,149	m ³
Egenvekt	8000,000	kg/m ³		
Vekt	1194	kg		
Krefter av vekt	11710,151	N	67,61	N/m
Krefter pga drag	797,679	N	4,61	N/m
Totale krefter	12507,829	N	72,22	N/m
F	3126,957	N per bolt		
Strekkspenning	8,871	MPa		
Tiltrekningsmoment	9550,639	Nmm		
Torsjon	5,442	MPa		
Jevnføringspenning	12,944	Mpa	OK	
Sikkerhet	23,176			

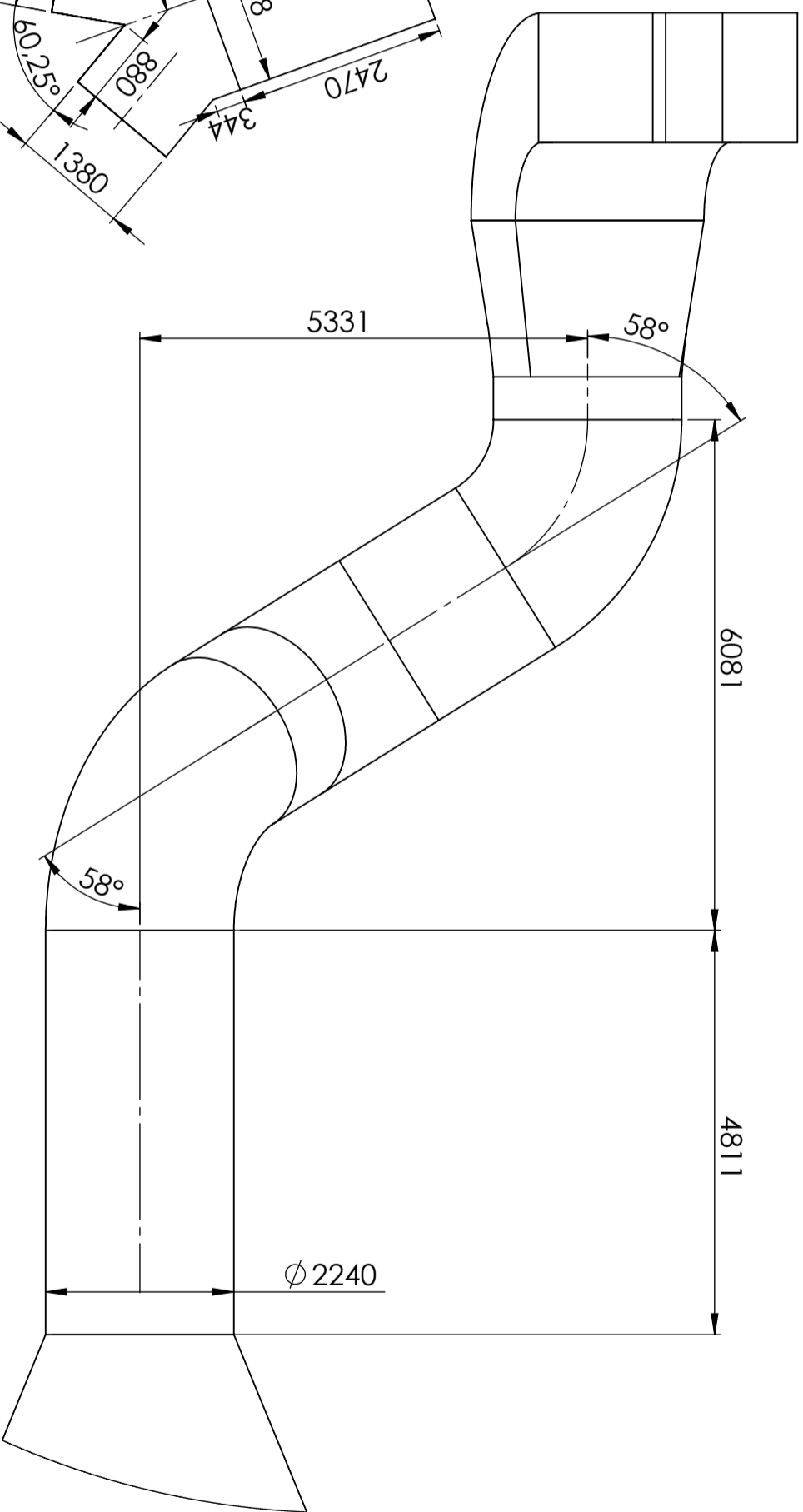
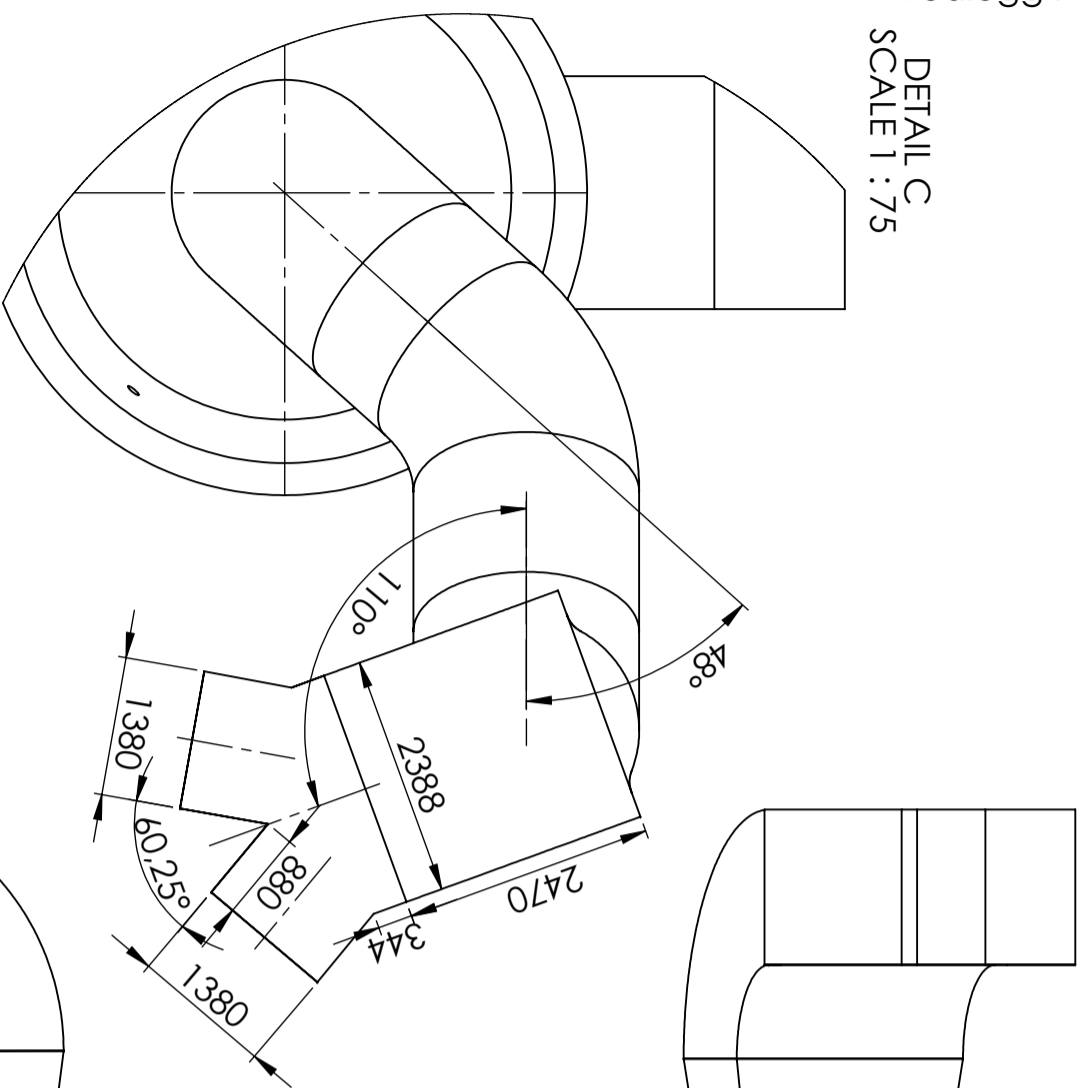
Stor plate i tårn 2				
Lenge	275870	mm	275,870	m
Diameter	88,9	mm	0,0889	m
Tykkelse	3,200	mm	0,003	m
Areal	861,550	mm ²	0,001	m ²
Volum	237675900,384	mm ³	0,238	m ³
Egenvekt	8000,000	kg/m ³		
Vekt	1901	kg		
Krefter av vekt	18652,805	N	67,61	N/m
Krefter pga drag	537,066	N	1,95	N/m
Totale krefter	19189,871	N	69,56	N/m
F	4797,468	N per bolt		
Strekkspenning	13,610	MPa		
Tiltrekningsmoment	14652,864	Nmm		
Torsjon	8,350	MPa		
Jevnføringspenning	19,859	Mpa	OK	
Sikkerhet	15,106			



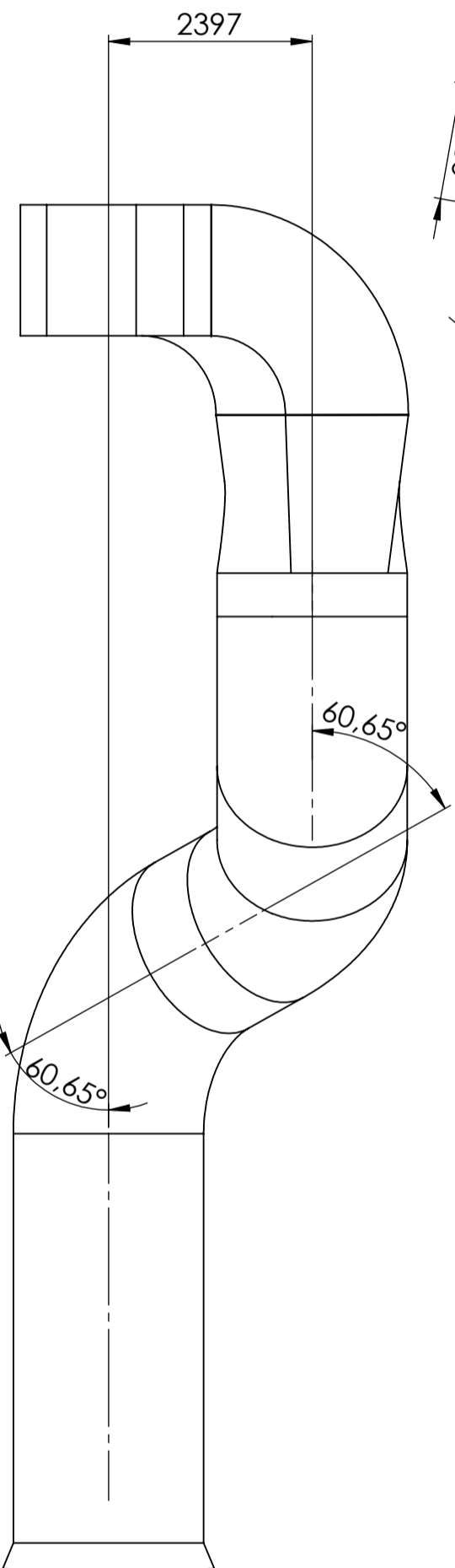
Title: Full modell V3		Document type: Part/assembly	
Description: Model for analysis - Only purpose to simulate gass-/particle flow inside tower		Lang. en	Scale 1:250
Date created: 14.02.2020	Author: n/d	Approved by: n/d	
Date of issue: 22.05.2020	Studentnr.:	Department Fakultet for TNM fag, PEM	Material: Weight:
		Sheet 1 / 5	



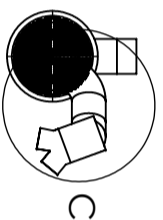
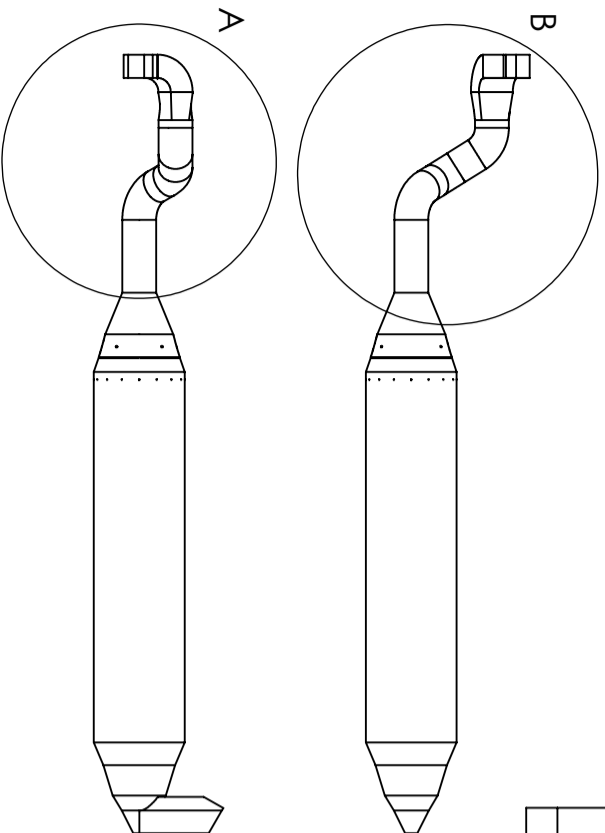
Vedlegg P
 DETAIL C
 SCALE 1 : 75



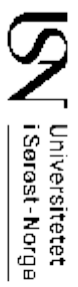
DETAIL B
 SCALE 1 : 75



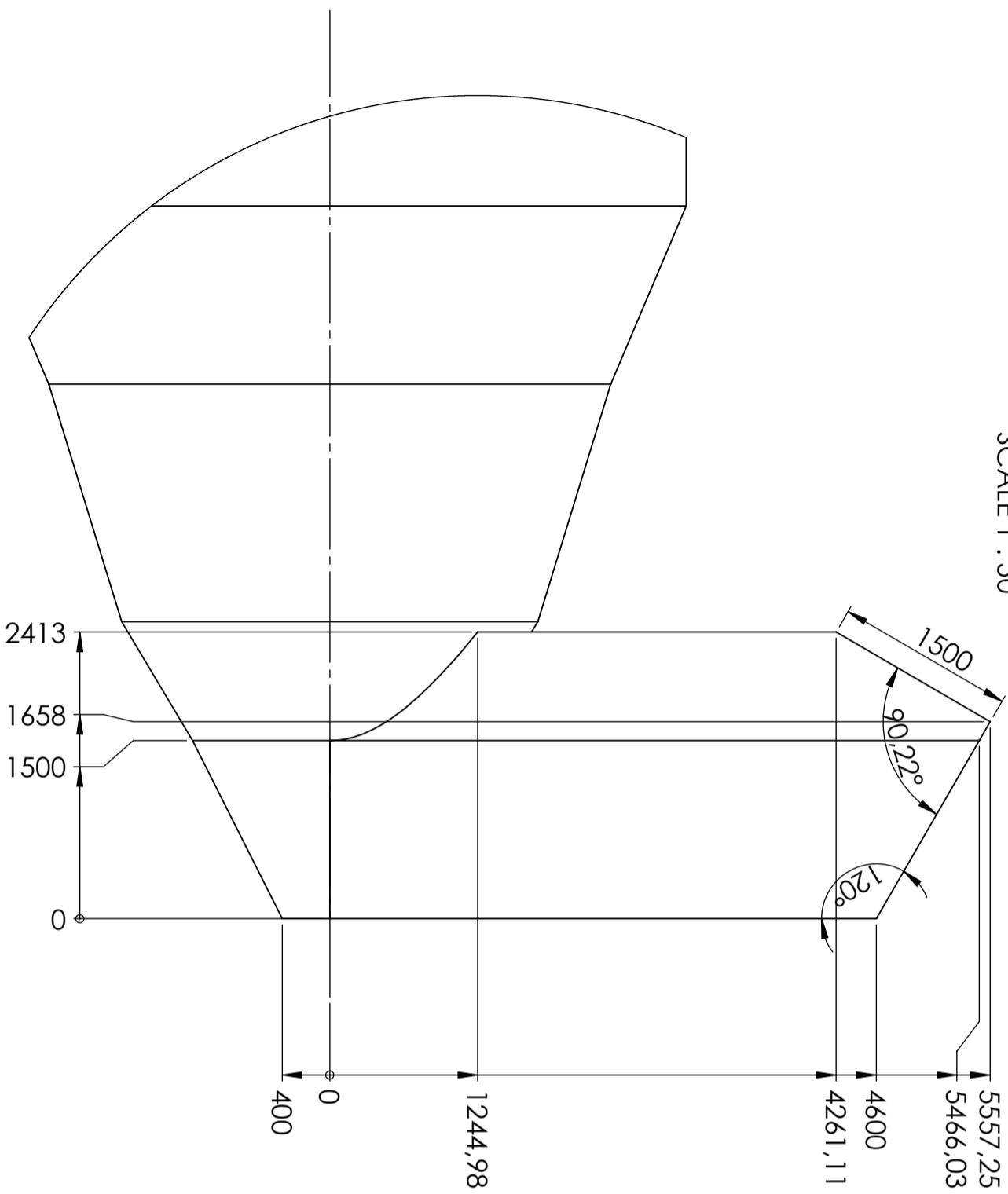
DETAIL A
 SCALE 1 : 75



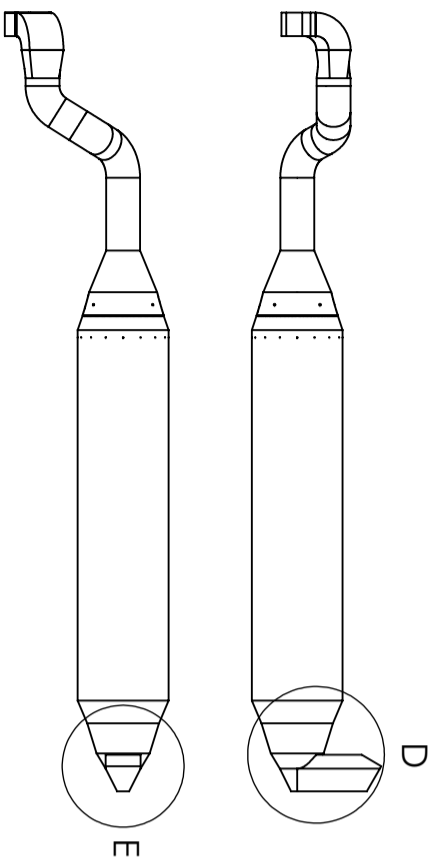
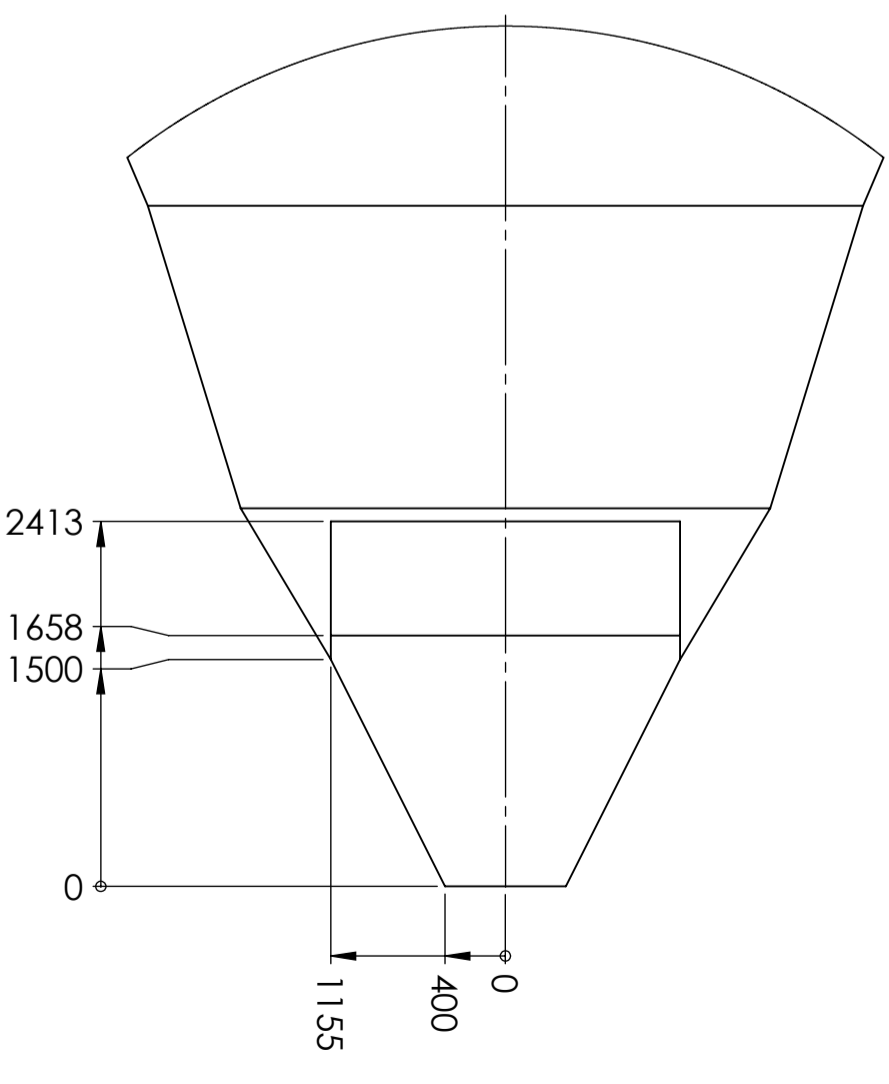
Title: Full modell V3		Document type: Part/assembly	
Description: Model for analysis - Only purpose to simulate gass-/particle flow inside tower			
Date created: 14.02.2020	Author:	Approved by: n/d	Lang. en
Date of issue: 22.05.2020	Studentnr.:	Department Fakultet for TNM fag, PEM	Scale 1:500
Material:		Weight:	
Sheet		2 / 5	



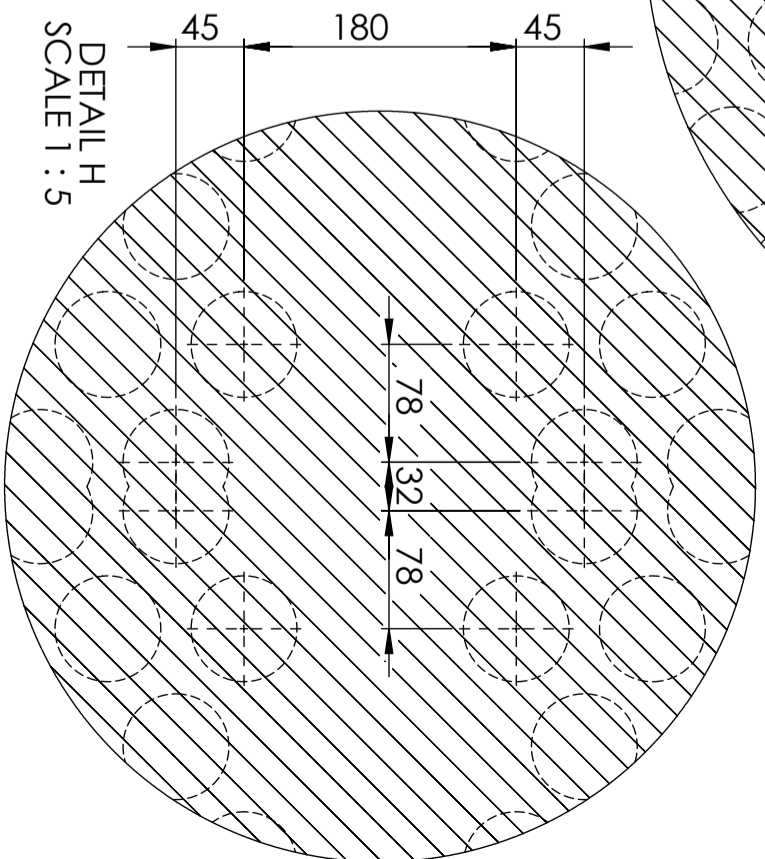
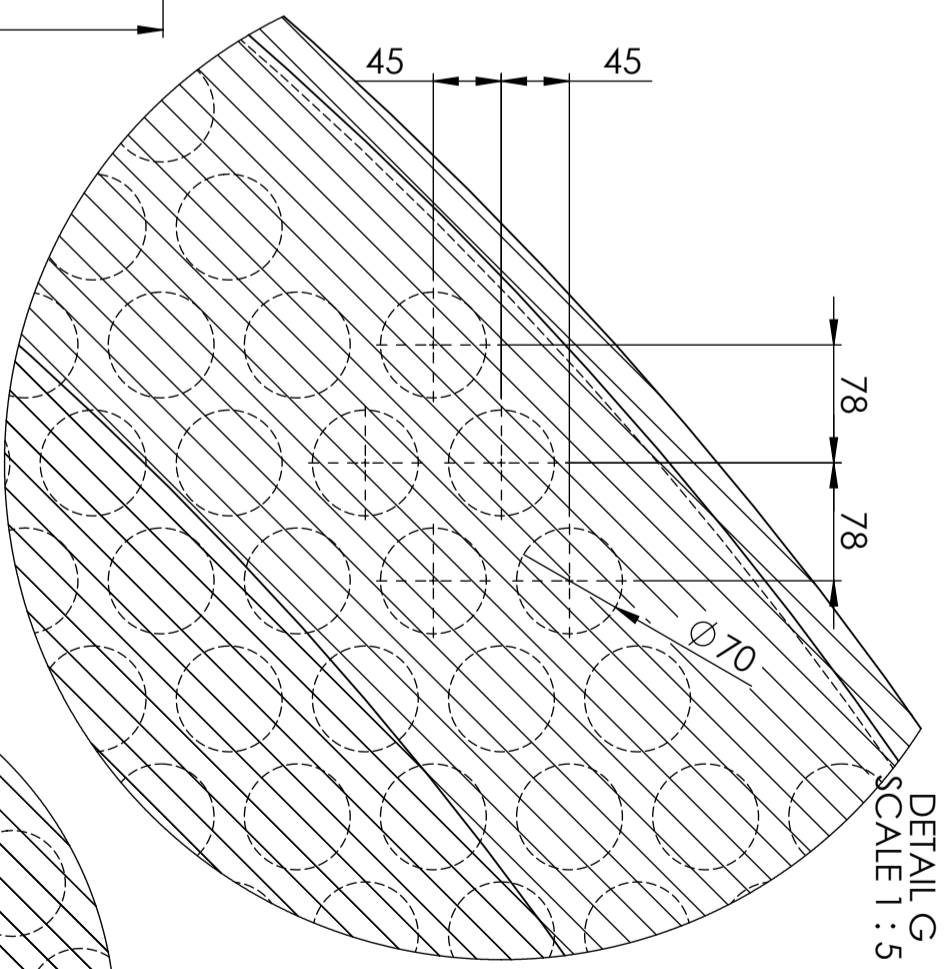
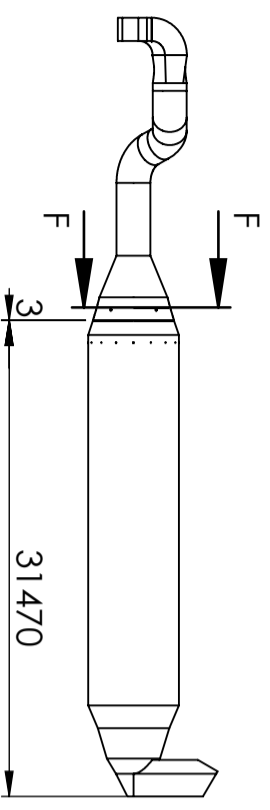
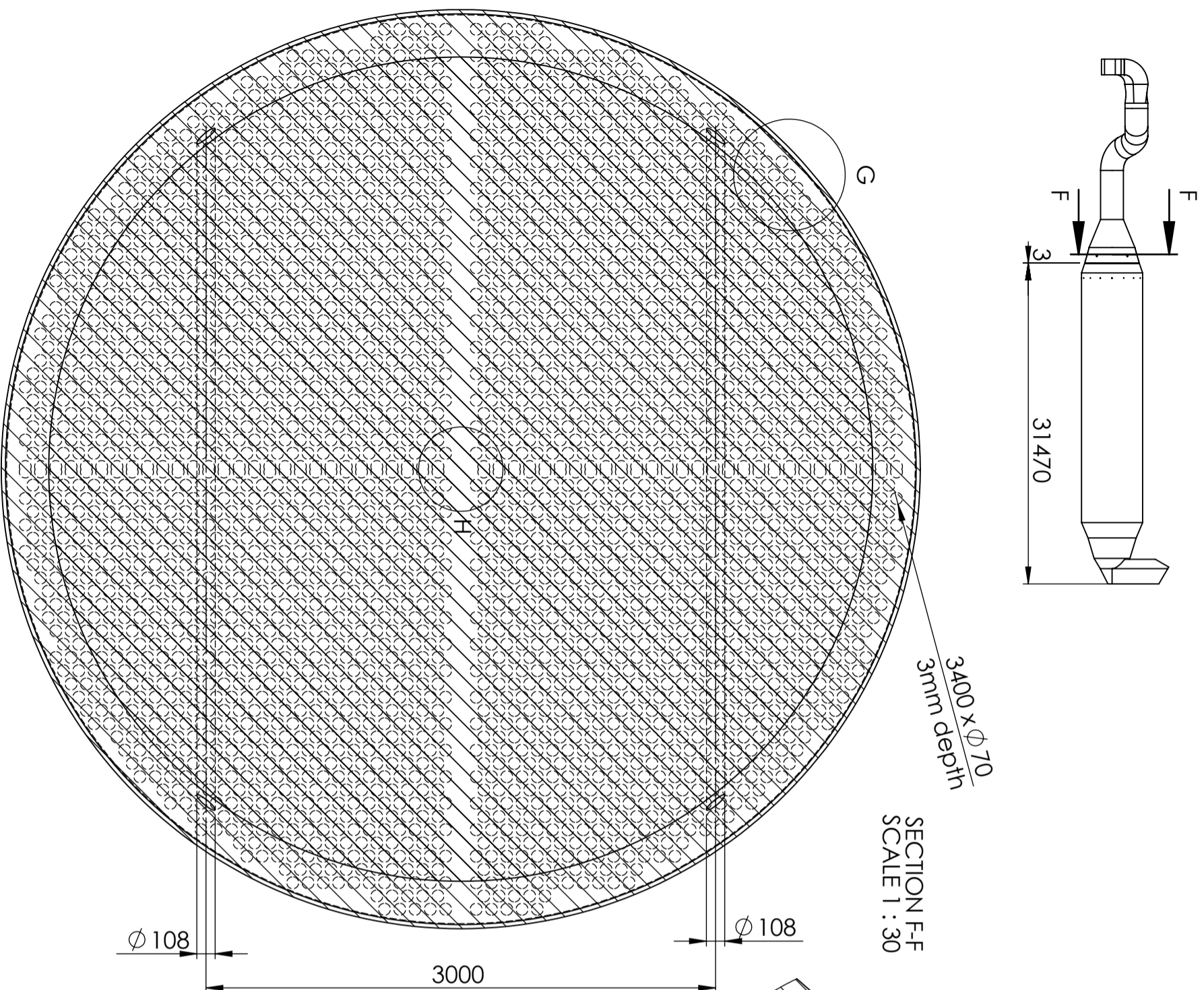
DETAIL D
SCALE 1 : 50



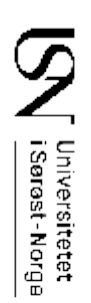
DETAIL E
SCALE 1 : 50

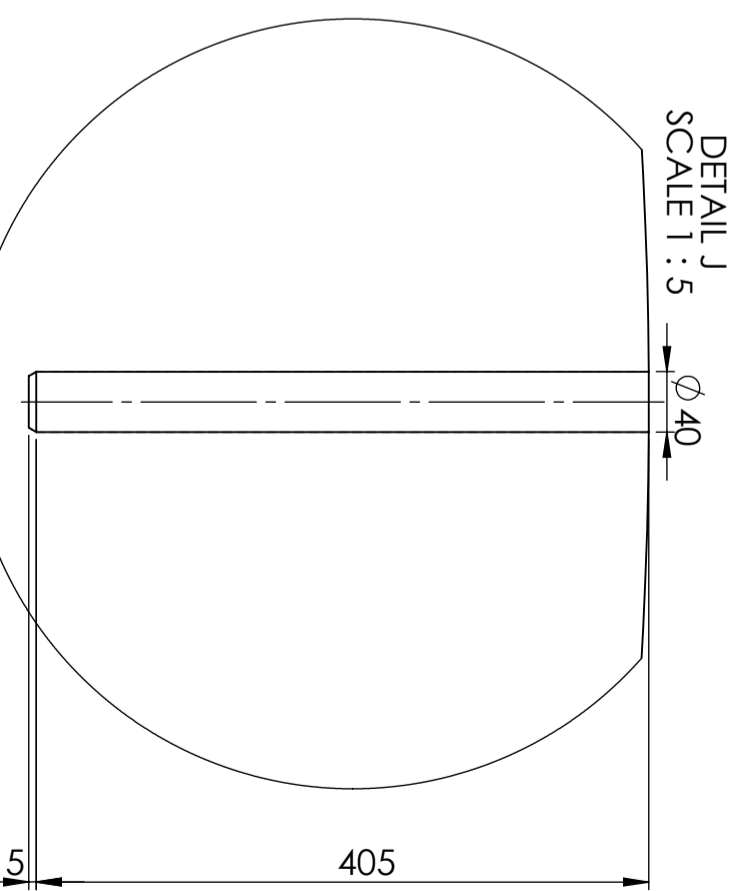
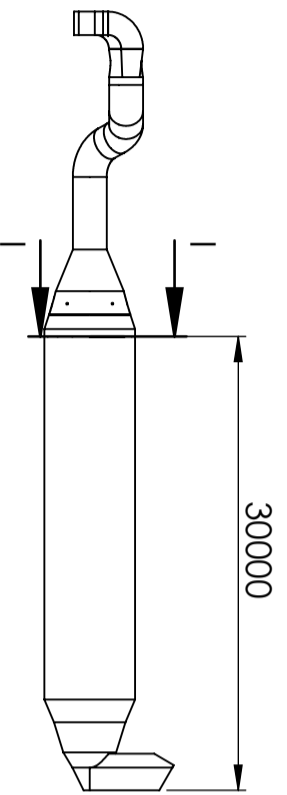
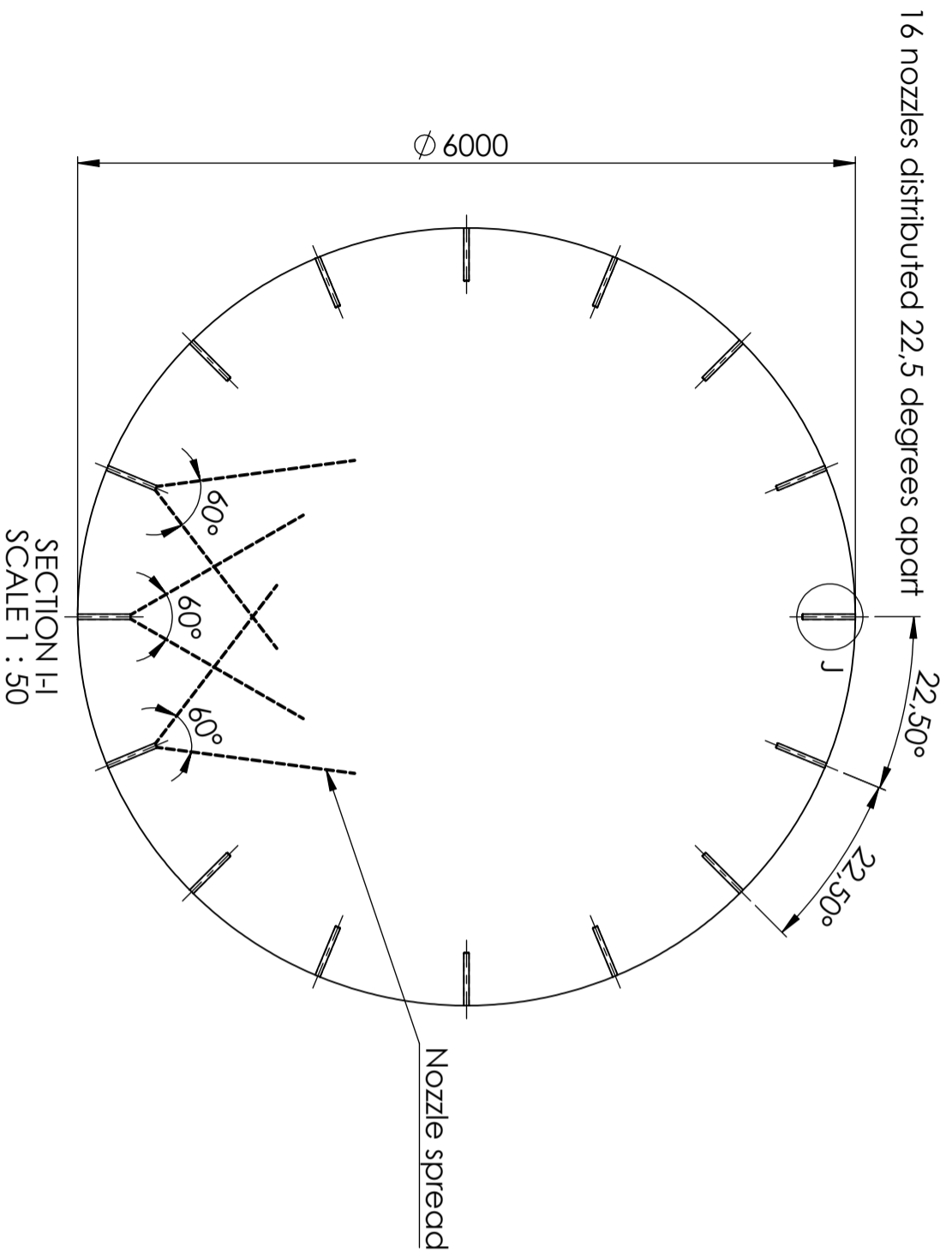



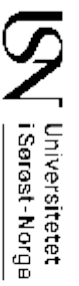
Title: Full modell V3				Document type: Part/assembly	
Description: Model for analysis - Only purpose to simulate gass-/particle flow inside tower					
Date created: 14.02.2020	Author:	Approved by: n/d	Lang. en	Scale 1:500	Material: ISN Universitetet i Sørøst-Norge
Date of issue: 22.05.2020	Studentnr.:	Department Fakultet for TNM fag, PEM		Weight:	
					Sheet 3 / 5



Title: Full modell V3		Document type: Part/assembly	
Description: Model for analysis - Only purpose to simulate gass-/particle flow inside tower			
Date created: 14.02.2020	Author:	Approved by: n/d	Lang. Scale en 1:500
Date of issue: 22.05.2020	Studentnr.:	Department Fakultet for TNM fag, PEM	Material: Weight:
		Material: Weight:	
		Sheet 4 / 5	





Title: Full modell V3				Document type: Part/assembly	
Description: Model for analysis - Only purpose to simulate gass-/particle flow inside tower		Lang. en	Scale 1:500		
Date created: 14.02.2020	Author:	Approved by: n/d	Department Fakultet for TMM fag, PEM		Material:
Date of issue: 22.05.2020	Studentnr.:			Weight:	Sheet 5 / 5