



Passivitetsbasert slug-regulering

Geir Tvetene Kristiansen

Undervannsteknologi

Innlevert: juni 2014

Hovedveileder: Olav Egeland, IPK

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk

MASTEROPPGAVE

Våren 2014

for stud. techn. Geir Tvetene Kristiansen

Passivitetsbasert slug-regulering

I denne oppgaven skal slug-regulering i flerfase rørstrømning undersøkes. Av spesiell interesse er regulatorstruktur i form av valg av sensorer og aktuatorer, og om det er hensiktsmessig å utnytte passivitetsegenskaper til systemet.

1. Simuler et system med flerfase rørstrømning hvor det er en bunnventil og en toppventil for aktuelle inngangsverdier og valider modellen ved å undersøke om resulterende strømningsforløp er konsistent med de fysiske egenskapene til systemet.
2. Analyser hvilke passivitetsegenskaper systemet har.
3. Undersøk ytelsen til ulike regulatorstrukturer i simuleringer, og vurder om passivitetsbaserte løsninger er hensiktsmessige.

Oppgaveløsningen skal basere seg på eventuelle standarder og praktiske retningslinjer som foreligger og anbefales. Dette skal skje i nært samarbeid med veiledere og fagansvarlig. For øvrig skal det være et aktivt samspill med veiledere.

Innen tre uker etter at oppgaveteksten er utlevert, skal det leveres en forstudierapport som skal inneholde følgende:

- En analyse av oppgavens problemstillinger.
- En beskrivelse av de arbeidsoppgaver som skal gjennomføres for løsning av oppgaven. Denne beskrivelsen skal munne ut i en klar definisjon av arbeidsoppgavenes innhold og omfang.
- En tidsplan for fremdriften av prosjektet. Planen skal utformes som et Gantt-skjema med angivelse av de enkelte arbeidsoppgavenes terminer, samt med angivelse av milepæler i arbeidet.

Forstudierapporten er en del av oppgavebesvarelsen og skal innarbeides i denne. Det samme skal senere fremdrifts- og avviksrapporter. Ved bedømmelsen av arbeidet legges det vekt på at gjennomføringen er godt dokumentert.

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

Materiell som er utviklet i forbindelse med oppgaven, så som programvare eller fysisk utstyr er en del av besvarelsen. Dokumentasjon for korrekt bruk av dette skal så langt som mulig også vedlegges besvarelsen.

Eventuelle reiseutgifter, kopierings- og telefonutgifter må bære av studenten selv med mindre andre avtaler foreligger.

Hvis kandidaten under arbeidet med oppgaven støter på vanskeligheter, som ikke var forutsett ved oppgavens utforming og som eventuelt vil kunne kreve endringer i eller utelatelse av enkelte spørsmål fra oppgaven, skal dette straks tas opp med instituttet.

Oppgaveteksten skal vedlegges besvarelsen og plasseres umiddelbart etter tittelsiden.

Innleveringsfrist: 10. juni 2014.

Besvarelsen skal innleveres i 1 elektronisk eksemplar (pdf-format) og 2 eksemplar (innbundet), ref. rutinebeskrivelse i DAIM. Det vises til <http://www.ntnu.no/ivt/master-siv-ing> for ytterligere informasjon om DAIM, uttak, kontrakt, gjennomføring og innlevering.

Ansvarlig faglærer / hovedveileder:

Professor Olav Egeland

E-post: olav.egeland@ntnu.no

Telefon: 73597112

**INSTITUTT FOR PRODUKSJONS-
OG KVALITETSTEKNIKK**



Per Schjølberg
førstemanuensis/instituttleder



Olav Egeland
Ansvarlig faglærer

Sammendrag

Denne oppgaven beskriver arbeidet som er utført i forbindelse med masteroppgaven ved Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk ved NTNU, våren 2014. Oppgaven presenterer en dynamisk modell for flerfase rørstrømning som strekker seg fra inngangen av en rørledning og avsluttes med et stigerør, samt en utløpsventil plassert ved toppen av stigerøret. Flerfasestrømningen er i denne oppgaven tenkt en olje- og gassinntasjon, og fasene er derfor olje og gass. Ved flerfasestrømning kan det oppstå slugs eller støtvis strømning. Slugs kan beskrives ved at enten olje eller gass strømmer i lengre perioder ut gjennom utløpsventilen og inn på et mottaksanlegg. En slik slug-periode kan eksempelvis vare i en halv time og det er ikke ønskelig å måtte dimensjonere mottaksanleggene store nok til å kunne ta imot disse.

Slug-problematikken kan løses ved å regulere utløpsventilen basert på trykk- og eller strømningmålinger. I denne oppgaven blir begge metodene testet. Den første metoden som testes ut er en trykkregulering. Her benyttes modellens inngangstrykk som måling når et referansetrykk er valgt. Den andre metoden er en kaskaderegulering hvor en trykkreferanse er valgt og inngangstrykket måles. Pådraget fra trykkreguleringen skaleres først om og brukes som referanseverdi for strømningreguleringen som måler strømningen ved toppen av stigerøret. Her er strømningreguleringen den indre og trykkreguleringen den ytre sløyfen.

Det er utført en analyse som viser hvilke passivitetsegenskaper systemet har. Analysen ble brukt til å avgjøre hvilken regulatorstruktur som var hensiktsmessig å bruke. Det ble valgt å bruke PI-regulering ved både trykk- og strømningreguleringen. Simuleringer i MATLAB viser at kaskade gir et bedre resultat enn trykkregulering. I dette er det lagt vekt på hvor lavt trykk det er mulig å ha på inngangen, og likevel ha et stabilt system. Resultatene støtter opp under konklusjonene i tidligere arbeid med kaskaderegulering av ventil, og at analysen i dette arbeidet forhåpentligvis kan bidra til en bedre forståelse av samspillet mellom fysiske egenskaper og regulatorer.

Oppgaven regnes per innleveringsdato, juni 2014 som ferdig fra kandidaten sin side. Det er likevel mulig å følge oppgaven videre som et prosjekt- og eller masteroppgave om veileder og studenter ønsker dette.

Summary

This report describes the work that is done related this Master's Thesis for Department of Production and Quality Engineering at NTNU, spring 2014. The thesis present a simplified dynamical model for multiphase within the pipeline and up the riser and out through the outlet valve. The multiphase flow is divided into two phases, oil and gas. When there is multiphase flow, slugs may arise. Slugs is the phenomenon when the flow of oil and gas starts to pulsate, causing unwanted load on the pipeline, riser and the outlet valve. The duration of these pulses in flow may vary, and may for example last for half an hour. Since slugs may last that long and lead to a bigger volume of flow than the receiving facility can accept, implementation of a new method is required.

The slug challenge can be solved by controlling the outlet valve based on either pressure or flow measurements. Both these methods are tested in this thesis. In the first method, the pressure controller is tested. The controller measure the inlet pressure and compare this to a reference value. In the second method, the cascade controller is tested, which consists of one pressure and one flow controller. The output from the pressure controller is scaled, and used as a reference value for the flow controller. The reference value to the flow controller is compared to the actual flow on top of the riser. In the cascade controller the flow is the inner, and the pressure is the outer loop.

An analysis of the systems passivity property is done. The results from the analysis indicated which flow controller that was most appropriated to use for this system. Two PI - controllers were chosen, one to controll the pressure, and one for flow. Simulations in MATLAB shows that the cascade controller gives better results than the pressure controller. This statement is based on a comparison of how low inlet pressure the system can tolerate, and still be stabilized by the controller. The results supports conclusions taken in earlier studies with cascade controller of a choke, and hopefully the analysis in this report may give an better understanding of the interactions between the physical properties of the system and controller.

By the delivery date, June 2014 this Master's Thesis is by the candidate consider to be finished. But if the tutor want to take the project further on, it is assumed to be enough work for either a Specialization project or a Master's Thesis, or both.

Forord

Denne rapporten beskriver arbeidet jeg har utført i forbindelse med min masteroppgave for Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk ved NTNU, våren 2014. Arbeidet er utført i nært samarbeid med veileder Olav Egeland.

Det har vært en særdeles lærerik prosess å undersøke slug-regulering ved denne flerfase rørstrømningsmodellen. Gjennom prosjektet har jeg fått en dypere innsikt i prosessen og i hvilken grad endringer i en del av modellen påvirker modellen på en helt annen plass. Det var meget interessant å studere hvilke passivitetsegenskaper systemet har. Da særlig det at simuleringer viste at trykkresponsen ved toppen av stigerøret står i sterk kontrast med typisk gasstrømning. Et resultat som det gjør denne oppgaven enda mer mer givende å jobbe med og gledelig å levere inn.

Første del av prosjektet bestod i å sette seg inn i oppgaven, avgrense omfanget og sette en fremdriftsplan for prosjekteringen for å nå dit jeg ville innen fristen som var satt. Selv føler jeg de læringsbaserte målene er meget godt oppnådd. Fremdriftsplanen som ble satt er fulgt gjennom hele prosjektet og møter med veileder er holdt jevnlig.

Jeg vil rette en stor takk til Olav Egeland som har bidratt med enestående kompetanse, og som ved flere anledninger har hjulpet meg på rett kurs og kommet med gode råd og førsteklasses teknisk innsikt.

Tidligere er en forstudierapport levert. Denne ble levert til veileder per mail 4. februar.

Geir Tvetene Kristiansen

Juni 2014, Trondheim

Innhold

1	Introduksjon	1
2	Bakgrunn	3
2.1	Offshore produksjon	4
2.2	Utfordringer ved strømning	9
2.3	Støtvis strømning	12
2.4	Støtvis strømning i stigerør	14
2.5	Reguleringsteori	16
2.6	Passivitetsteori	17
2.7	Nullpunkt i høyre halvplan	18
3	Dynamisk modell av flerfasestrømning	19
3.1	Introduksjon	19
3.2	Beskrivelse av modellen	21
3.2.1	Forenklinger i modellen	23
3.2.2	Innstrømning	24
3.2.3	Rørledning	24
3.2.4	Stigerør	27
3.2.5	Strømning ved bunn av stigerør	28
3.2.6	Fasefordelingen ved utløpet	29
3.2.7	Utstrømning	30
3.2.8	Regulatorer	30
4	Passivitetsanalyse	35
4.1	Introduksjon	35
4.2	Passivitet	35
4.3	Massestrøm gjennom utløpsventilen	36

5	Simuleringer	37
5.1	Introduksjon	37
5.2	Simuleringer uten tilbakekobling	38
5.3	Simuleringer ved trykkregulering	42
5.4	Simuleringer ved kaskaderegulering	47
5.5	Inversrespons i trykket ved toppen av stigerøret	53
5.6	Inversrespons for systemet uten tilbakekobling	60
6	Diskusjon	65
7	Konklusjon	67
8	Videre arbeid	69
	Referanseliste	71
	Vedlegg A - Forstudierapport	74

Figurliste

2.1	Figuren illustrerer et hydrokarbonreservoar (Mørk, 2012)	5
2.2	Figuren illustrerer et undervannsprosesseringsystem og baserer seg på figur 4.1 i (Grieb et al., 2008)	7
2.3	Figuren illustrerer en separator som skiller tre faser: vann, olje og gass	9
2.4	Figuren illustrerer et passivt system i en lukket sløyfe styrt av en PID- regulator	18
3.1	Figuren illustrerer et rørledning - stigerørsystem hvor olje og gass strømmer fritt. Figuren er basert på på figur 2.1 i (Jahanshahi, 2013)	22
3.2	Figuren illustrerer et rørledning - stigerørsystem hvor oljenivået er høyere enn rørdiameteren og sperrer for gasstrømningen. Figuren er basert på på figur 2.1 i (Jahanshahi, 2013)	22
3.3	Figuren illustrerer stående svingninger i pådraget fra regulatoren	33
3.4	Figuren illustrerer stående svingninger i P1	34
5.1	Figuren illustrerer et uregulert system med sprang i ventilåpning fra 4% til 5%	39
5.2	Figuren illustrerer et uregulert system med sprang i ventilåpning fra 12% til 13%	40
5.3	Figuren illustrerer et uregulert system med sprang i ventilåpning fra 14.9% til 15.9%	41
5.4	Figuren illustrerer hvor trykk måles ved trykkreguleringen. Figuren baserer seg på fig. 3 i (Godhavn et al., 2005)	42
5.5	Figuren illustrerer det trykkregulerte systemet	43

5.6	Figuren illustrerer trykkregulering ved bruk av innjustering etter Ziegler-Nichols tommelfingerregler	44
5.7	Figuren illustrerer trykkregulering ved bruk av etterjustering av Ziegler-Nichols parametere	45
5.8	Figuren illustrerer hvor lav trykkreferanse reguleringen klarer å stabilisere	46
5.9	Figuren illustrerer hvor trykk og strømming måles ved kaskadereguleringen. Figuren baserer seg på fig. 3 i (Godhavn et al., 2005)	47
5.10	Figuren illustrerer kaskaderegulering med strømnings- og trykkregulering	48
5.11	Figuren illustrerer hvordan kaskadereguleringen regulerer ved sprang i inngangstrykket	49
5.12	Figuren illustrerer at kaskadereguleringen klarer å holde utstrømningen konstant ved ulike trykk på inngangen til systemet	50
5.13	Figuren illustrerer at kaskadereguleringen klarer å stabilisere et referansetrykk ned til og med $P_{ref} = 1.24 \cdot 10^5 \text{Pa}$	51
5.14	Figuren viser ventilåpningen ved kaskadereguleringen med sprang i trykkreferansen som vist i figur 5.11	51
5.15	Figuren illustrerer inversresponsen som oppstår i P_{2t}	54
5.16	Figuren illustrerer z_1 ved et positivt sprang i P_{ref}	55
5.17	Figuren illustrerer Q_{out} ved et positivt sprang i P_{ref}	56
5.18	Figuren illustrerer A_l og A_g ved et positivt sprang i P_{ref}	57
5.19	Figuren illustrerer α_{Lt} ved et positivt sprang i P_{ref}	58
5.20	Figuren illustrerer α_{Lmt} ved et positivt sprang i P_{ref}	59
5.21	Figuren illustrerer spranget i z_1 fra 12% til 13%	60
5.22	Figuren illustrerer trykkresponsen i P_1 og P_{2t} ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%	61
5.23	Figuren illustrerer responsen i Q_{out} ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%	62
5.24	Figuren illustrerer endringer i A_g og A_l ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%	63
5.25	Figuren illustrerer endringen i α_{Lt} ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%	64
5.26	Figuren illustrerer endringen i α_{Lmt} ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%	64

Tabelliste

3.1	En oversikt over tilgjengelige målinger i modellen . . .	23
3.2	Ziegler-Nichols innstillinger for regulatorparametere . .	34

Kapittel 1

Introduksjon

I olje- og gassindustrien i dag er det mulig å transportere olje og gass i samme samme rørledning. Ved å betrakte olje og gass som to ulike faser, kan man definere strømning av olje og gass for flerfase eller flerfasestrømning. På denne måten slipper man å sende de ulike fasene i separate rør, og man trenger mindre materialer til selve rørledningene, men også i form av færre ventiler, sensorer for å nevne noen av de mest essensielle delene. Flerfasen strømmer fra reservoaret opp gjennom brønnen, videre langs havbunnen i en rørledning før det strømmer opp stigerøret til en utløpsventil og inn på et mottaksanlegg. Det er fordelaktig å ha en stabil strømning av flere grunner. Ved stabil strømning er det enklere å beregne nødvendig rørtykkelse i og med at trykket er stabilt ved stabil strømning. Det vil også føre til at mindre behov for et stort og kostbart mottaksanlegg som skal ta imot dersom slugger oppstår i og med at volumstrømmen kontrolleres. En slug er en propp av enten olje eller gass, og blir videre beskrevet i kapittel 2.3.

Da rørledningen ligger langs havbunn og følger dens topografi, vil det være både stigning og helning i rørets lengderetning. Det viser seg å være nødvendig å kontrollere væskenivået, da særlig der røret har hatt en helning, og begynner å stige. Her kan det oppstå problemer. Oljen har som nevnt en større densitet enn gass, som kan lede til at olje begynner å samles opp ved et slikt bunnpunkt. Det er derfor nødvendig å regulere nivået slik at det ikke overstiger et kritisk nivå i rørledningen. Da rørledningen ofte ligger på store dybder er det ikke alltid mulig å innstallere nivååmålere langs rørene på havbunn. Det er likevel mulig å måle trykket ved toppen av brønnen. Trykket ved toppen av brønnen er inngangstrykket til den modellen som blir brukt

i dette prosjektet. Tilsvarende gjelder for strømmingen. Det er gjort en forenkling ved å anta at inngangstrykket og innstrømningsratene av olje og gass er konstante. Resultatene i dette arbeidet støtter opp under konklusjonene i arbeidet til Godhavn et al. (2008).

Kontroll av rørstrømning er en sentral problemstilling for undervannsproduksjonssystemer for olje og gass, og i dette prosjektet blir det presentert en dynamisk modell for rørstrømningsproblemer. Det blir utført en analyse av hvilke passivitetsegenskaper systemet har. Dette har det ikke vært fokusert på tidligere på et slikt system. Videre vurderes det om det er hensiktsmessig med passivitetsbaserte løsninger til valg av regulatorstruktur.

Hittil er det gitt en kort introduksjon av dagens utfordringer og løsninger. Videre presenteres teori og en grundigere bakgrunn for utførelse av prosjektet. Deretter presenteres systemet mer detaljert i metodekapittelet. På den måte kan leseren på en enkel og grei måte forstå prosjektet omfang og avgrensninger, og hvorfor det er valgt å gjøres på den måten det har blitt gjort. I siste del av prosjektrapporten gjør kandidaten rede for resultatene som er oppnådd, og diskuterer rundt disse, før det til slutt blir satt en konklusjon.

Kapittel 2

Bakgrunn

Det globale energiforbruket øker hurtig. Dette er delvis grunnet en industrialisering av enorme industriprodusenter som India og Kina. Sistnevnte har i perioden 1990-2010 hatt en gjennomsnittlig økonomisk vekst på 10.4 prosent (Conti, 2013). Dette medfører enorme krav til økt tilgang til energi. På grunnlag av dette rettes det nå fokus på å oppdage og utvikle nye metoder for å utvinne energi, slik som vind- og vannkraft. Men selv om det settes av midler til å utvikle nye og mer effektive energikilder, regnes fremdeles fossilt brennstoff som den viktigste energikilden vi har i dag. Noe den også antas å være, i alle fall i de nærmeste årene som kommer.

I oljebransjen er det også ressursbegrensninger, og det jobbes stadig med å utvikle nye metoder for å kunne utvinne olje og gass mer kostnadseffektivt. Nyere metoder som er utviklet har blant annet gjort det mulig å utvinne fra oljeskifer som tidligere ikke har vært økonomisk lønnsomt.

De første olje- og gassfeltene som ble oppdaget var lett tilgjengelig og relativt enkle å produsere fra. Denne typen blir ofte omtalt som "easy oil", men denne perioden er i stor grad over. Feltene er i dag enten tømt og forlatt, eller på god vei til å bli det. For å kunne fortsette produksjon i disse feltene, samt for å kunne starte produksjon fra nye reservoar kreves det nyere og mer avansert teknologi. En av de større og hetere innovasjonene innen olje- og gassproduksjon er å legge rørledningene som transporterer olje og gass langs havbunn og helt inn til land, og ikke opp til en plattform ved havoverflaten. Disse rørledningene vil i mange tilfeller være opptil flere kilometer lange. Her sendes produksjon av olje og gass i et og samme rør. Når mer

enn et medium strømmer i samme rør, slik som olje og gass, kalles det flerfasestrømning. Når produksjon av flerfasestrømningen skal sendes i samme rørledning langs havbunn mot land, er det særdeles viktig å ha kontroll på strømmingen. Det har derfor blitt utviklet og forsket på hvordan man kan sikre stabil strømning, og unngå problematikk med slugging eller lignende.

2.1 Offshore produksjon

I grove trekk kan man dele offshore produksjon inn i seks deler, hvilke er:

- Reservoaret
- Undervanns oljebrønner
- Undervannsprosessering
- Rørledning
- Stigerør
- Separator

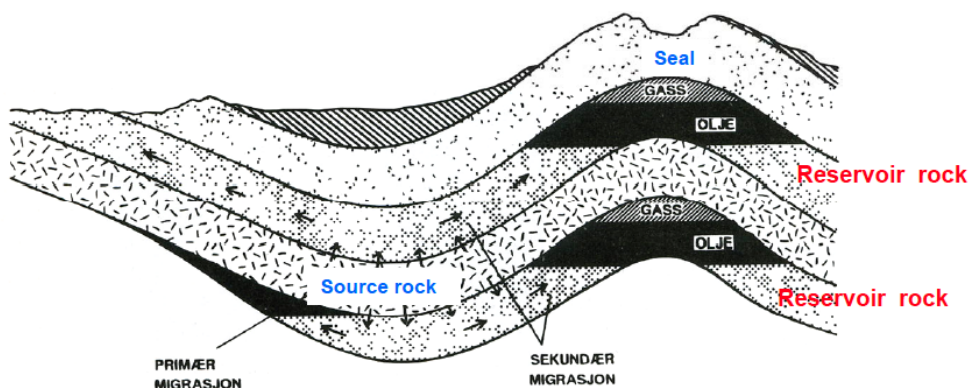
Hver av disse seks delene blir presentert og forklart i de neste avsnittene.

Reservoaret

Et reservoar kan dannes i en bergart av sedimentær opprinnelse. Hovedtypene av de sedimentære bergartene er sandstein, kalkstein og skifer. Disse bergartene er porøse, det vil si at de har små hulrom i seg. Når de porøse bergartene omgis av impermeable bergarter, blir hydrokarbonene værende i hulrommene der de er. Avhengig av hvilket trykk og temperatur som omgir hydrokarbonene, kan det over tid dannes det olje eller gass. I et reservoar med hydrokarboner, vil tyngdekraften påvirke massen. Dette resulterer at gassen som er det letteste mediet finnes i det øvre sjiktet, mens vannet som er det tyngste mediet finnes i det nedre sjiktet. I mellom disse to sjiktene finner man oljen, som har en tetthet i mellom gass og vann (Mørk, 2012). Dette illustreres i figur 2.1.

For at et hydrokarbonreservoar skal kunne nyttes, må følgende ligge til rette:

- Det må være rett bergart, med hulrom hvor petroleum kan akkumuleres.
- Bergarten må være så porøs at den kan oppbevare petroleum i kommersielle mengder.
- Permeabiliteten må være slik at petroleumen kan strømme mot produksjonsbrønnen.



Figur 2.1: Figuren illustrerer et hydrokarbonreservoar (Mørk, 2012)

Undervanns oljebrønner

Det man kaller en oljebrønn tar i hovedsak for seg all boring, uavhengig av plassering, man utfører med den hensikt å finne og utvinne petroleums hydrokarboner. En oljebrønn har som navnet tilsier, som hovedoppgave å produsere olje til kommersiell virksomhet. Selv om hovedmålet er å produsere olje, kommer det alltid både gass og vann ut av reservoaret. Andelen av gass og vann er vanligvis økende etter hvert som reservoaret produserer. Når det nærmer seg slutten av reservoarets lønnsomme levetid er det i hovedsak gass og vann som produseres.

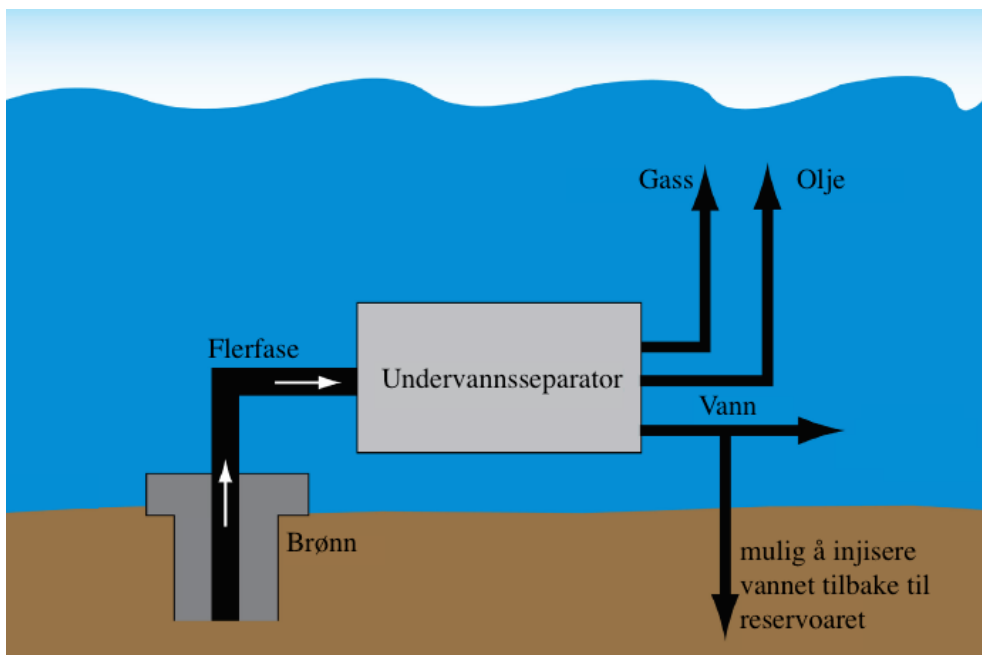
Videre skiller man mellom oljebrønner som produserer på land og de som produserer under vann. Selv om de to metodene i hovedsak er

det samme, er det flere essensielle faktorer som skiller dem fra hverandre. En undervanns oljebrønn plasseres på en template, som er en havbunnsramme, hvor oljebrønnen kan bores og vedlikeholdes. Vedlikeholdet utføres da fra havoverflaten hvor mannskap styrer ROVER. En ROV er en undervannsrobot som kan fjernstyres. Den er utstyrt med motor og propell slik at den kan styres, samt kamera og operative armer slik at operatøren kan se hva som bør gjøres og utføre dette. Templaten beskytter også oljebrønnene fra passerende gjenstander som kan føre til uønskede skader. I grunnere farvann er fiskere som sleper trålene etter båten en trussel, uten templaten kunne trålene hektes seg fast i oljebrønnen og ødelagt denne. Brønnen plasseres slik at den kan hektes både til videre rørledninger, og til nødvendig hydraulikk og kontrollenhet. De to sistnevnte styres fra en hydraulisk kraftenhet, HPU, denne er plassert på overflaten og har som hensikt å sørge for at det er tilstrekkelig med hydraulisk trykk til å styre ventilene på havbunn. Signalene sendes ved hjelp av en avansert kabel, en umbilical, som sikrer kraftforsyning samt kontroll- og kommunikasjonssignaler mellom havoverflaten og havbunn.

Tilfeller hvor gass, olje og vann strømmer ut av reservoaret og helt opp til overflaten drevet av formasjonstrykket i reservoaret, kaller vi naturlig strømmende brønner. Dette er tilfellet for de fleste reservoar i startfasen, hvor reservoartrykket er høyt. Dersom dette ikke er tilfelle, er det utviklet flere metoder for å likevel kunne produsere fra brønnen. Deriblant gassløft, oppvarming av brønnen, og det kan også plasseres en eller flere pumper på havbunnen (Jahanshahi, 2013).

Undervannsprosessering

Det plasseres en undervannsprosesseringsenhet på havbunn som har som hensikt å skille ut vannet fra flerfasestrømningen fra reservoaret. Vannet sendes så tilbake til reservoaret. Denne prosessen blir illustrert i figur 2.2. Fordelene med å gjøre dette er at man sender kun olje og gass videre fra brønnen, som er de kommersielle aspektene ved hele produksjon. Ved å sende vannet tilbake til reservoaret vil reservoartrykket holde seg bedre, og dermed vil man kunne produsere fra reservoaret, med lønnsomhet, over en lengre tidsperiode. Dette har stor påvirkning på lavtrykksreservoar (Grieb et al., 2008).



Figur 2.2: Figuren illustrerer et undervannsprosesseringsystem og baserer seg på figur 4.1 i (Grieb et al., 2008)

Undervannsrørledning

Rørledningene ligger langs havbunn med hensikt å transportere olje og gass. Noen av rørene skal transportere flerfasestrømningen fra reservoaret til land, noen brukes til å injisere vann tilbake i reservoaret, mens andre brukes til å transportere olje og eller gass mellom plattformer og undervanns manifolder. Ved utforming av rørledningene må man ta hensyn til hvilket trykk og dybde de kommer til å produsere ved. Det er viktig å designe undervannsrørledningene solide nok til å tåle produksjon i den tiden de er tiltenkt, men de er kostbare og det er derfor ønskelig å finne et optimum, for så å legge til en designfaktor.

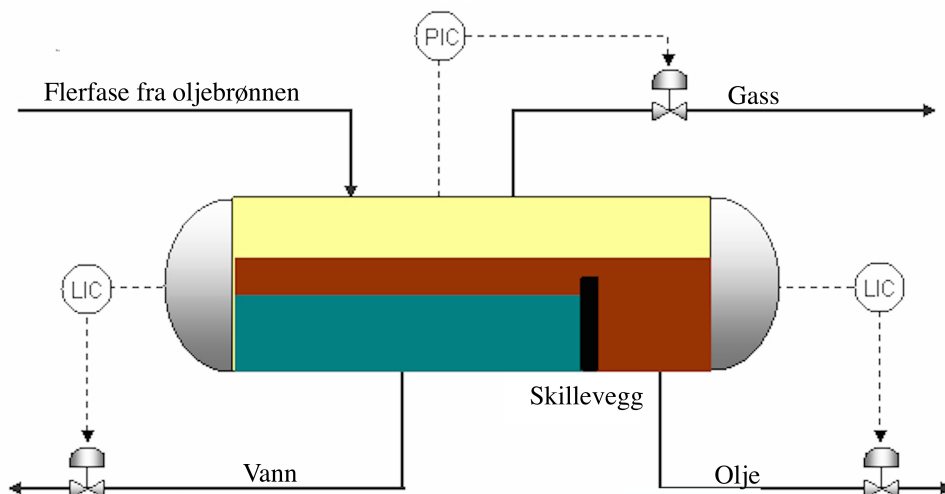
Stigerør

Stigerør er rørledninger som transporterer produktet fra havbunn og opp til plattform eller annen enhet som laster strømmingen enten det er hydrokarboner, injeksjonsfluid, kontrollvæske eller gass til gassløft. Stigerørene kan deles inn i to hoveddeler, stive- eller fleksible stigerør.

De stive stigerørene er enkle å designe, men kan kun brukes mot en enhet som står i ro. Fleksible stigerør tåler både horisontale og vertikale bevegelser, og er ypperlig egnet dersom det skal transporteres til et flytende anlegg.

Separator

Separatoren er en tank med et innløp på den ene siden og tre utløp på den andre siden, og blir illustrert i figur 2.3. Flerfasen strømmer fra stigerøret inn til separatoren. Tankens diameter er mye større enn på stigerøret, noe som senker strømningshastigheten betraktelig. Hensikten er å separere flerfasestrømmingen inn i tre komponenter, gass, olje og vann. Ved at farten senkes betydelig, og innholdet påvirkes av gravitasjon, vil de tyngste partiklene skille seg ut mot bunn, og de lettere mot toppen. Dette fører til at vann havner i bunn, olje i midten og gass på toppen i separatoren. Størrelsen på tanken må designes etter hvilke strømningsrater man beregner det vil være i løpet av reservoarets levetid.



Figur 2.3: Figuren illustrerer en separator som skiller tre faser: vann, olje og gass

Det skilles mellom tofase- og trefaseseparator. Tofaseseparatoren skiller gass fra væskekomponenter, mens trefaseseparatoren som illustreres i figur 2.3, også skiller væsken inn i olje og vann. Da utløpsventilen til både olje og vann er plassert på bunn av separatoren, monteres det opp en skillevegg, mellom de to nedre utløpsventilene. Hensikten er at oljen skal strømme over skilleveggen, mens vannnivået skal kontrolleres slik at det ikke overstiger høyden på skilleveggen. Vann- og oljenivået kontrolleres ved å måle trykket de belastes. På den måten vil man kunne hindre de to uheldige scenarioene:

- Vann renner over skilleveggen, og blander seg med oljen
- Oljenivået stiger, slik at oljen kommer i gassventilen

2.2 utfordringer ved strømning

I dette delkapitlet legges det frem hvilke utfordringer olje- og gassbransjen står ovenfor ved transportering av nettopp olje og gass i rørledninger og stigerør. Meningen med dette er å sikre, på best mulig

måte, at væskestrømmen transporteres sikkert og kostnadseffektivt. Det at man nå produserer fra dypere vann, større avstander fra land, ved store dybder og lavt trykk, har ført til utfordringer man ikke stod ovenfor tidligere (Jahanshahi, 2013).

Arbeidet med å sikre strømning inkluderer aspekter fra flere fagfelt og man kan dra nytte av så godt som alle typer ingeniørdisipliner. Man må kunne håndtere forekomster av fast materie, deriblant:

- Gasshydrater
- Asfalten
- Voks
- Avleiring

Dersom man ikke har kontroll på disse forekomstene vil de faste stoffene kunne blokkere rørledningen, og på den måten hindre strømning. Da får man et uønsket stopp i produksjon. Kostnaden på et stopp i produksjon, planlegging og utføring av aksjon for å rette opp feilen, blir fort skyhøy. Av den grunn er dette en område det fokuseres på. Hver av disse utfordringene blir presentert og forklart i de neste avsnittene.

Gasshydrater

Hydratdannelse i rørledninger er en av utfordringene man møter i olje- og gassindustrien. Denne utfordringen skyldes at gasshydrater er krystallinske materialer, hvor vannet lager en form for gitter eller rammestruktur og gassmolekyler fyller opp hulrommene inne i strukturen. Hulrommene kan enten fylles av én type gass, eller en blandingsgass. Dersom dette er tilfellet, er det mulig for hydratdannelse om følgende faktorer er tilfellet:

- Vann og gass er tilstede
- Høyt trykk
- Lav temperatur (typisk lavere enn 5 °C)

Hele prosessen skjer i to steg, krystallasjonen og krystallveksten. I den første delprosessen dannes det første stabile hydratkryсталlet.

Den andre delprosessen omfavner resten. Dersom hydrat dannes, vil det dannes pluggen i røret som hindrer olje og gass å strømme forbi. Dermed stopper produksjon, noe som medfører økonomiske tap, skade på utstyr og i verste fall på personell.

Det finnes ulike metoder for å forhindre at hydrat dannes. I noen tilfeller tilsettes det kjemikalier i mediet som virker dempende på hydratdannelse. Det er også mulig å isolere rørledningen, slik at temperaturen blir høyere enn der hydrat vanligvis dannes.

Selv om det gjøres preventive tiltak for å forhindre hydratdannelse, er det likevel viktig å ha mulighet til å fjerne pluggen om den likevel skulle oppstå. Fjerning av hydratpluggen kan gjøres på flere måter. Det har blant annet det vist seg effektivt å senke trykket i rørledningen. En annen metode er å bruke elektrisitet til å varme opp pluggen, slik at den løsner (Solbraa, 1999).

Asfaltener

Når råolje er ved atmosfærisk trykk består den i hovedsak av tre deler:

- Oljer
- Harpiks
- Asfaltener

Av disse tre er det asfaltener som er tyngst. Asfaltener defineres vanligvis etter hvor løselige de er. De kjennetegnes av en søtaktig lukt. Dersom det er endringer i trykk, temperatur eller sammensetning av væsken under produksjon, har asfaltene en tendens til å falle til bunn som bunnfall. Asfaltener som skilles ut har en tendens til å svekke produksjonsraten, blant annet ved at det blir høyere viskositet i væsken og at det blir emulsjon mellom olje og vann. Emulsjon mellom to væsker vil si at de ikke lenger er homogent blandet (Goual, 2012).

Avleiring

Avleiringene består i hovedsak av uorganiske salter, slik som karbonater og sulfater av barium, strontium og kalsium. De kan dannes der det er saltholdig vann, og oppstår ved endringer i trykk og temperatur. Det kan også dannes avleiringer dersom det oppstår en blanding av to ukompatible væsker. Problemene kan oppstå på følgende områder:

- Under boring og brønnkomplettering
- Under ferdigstilling av nye injektorer
- Under produksjon
- Under behandling av brønnstrømmen
- Ved blandet produksjon (for eksempel ved produksjon fra ulike reservoarer)

Dersom avleiring oppstår i rørledningen, vil strømningskapasiteten reduseres, og i verste fall vil det dannes en plugg, slik det kunne med hydrattdannelse. Det er derfor ønskelig å forstå hvordan og hvorfor slike formasjoner kan oppstå. Statoil har tatt patent på en ny avleiringshemmer, OSI, som utføres etter at brønnen er ferdigstilt og før den settes i produksjon (Statoil, 2009).

Korrosjon

Dersom rørledningen ikke beskyttes mot korrosjon vil den begynne å korrodere. Dette gjelder enten den hadde blitt begravd i jord, eller om den ligger på havets bunn. Når det gjelder materialvalg til rørledningene, er det viktig å ta hensyn til hvilke omgivelser som er tilstede. Faktorer som spiller inn er temperatur, hvilken løsning som skal strømme inne i røret og hvilket miljø som befinner seg utenfor rørledningen.

Karbonstål er et av de materialene som ofte blir brukt i rørledninger. En av hovedgrunnene til dette skyldes nok at det er et relativt billig materiale. En ulempe med karbonstål er at man trenger korrosjonsbeskyttelse. Utfører man tilstrekkelig beskyttelse og følger opp dette, vil man forlenge rørledningenes produserbare levetid. Ulempen er at det er relativt kostbart.

2.3 Støtvis strømming

Kunnskap og teknologi har gjort det mulig å transportere flerfase av hydrokarboner i samme rør. Denne løsningen er ganske gunstig for leverandør, da man ikke lenger er nødt til å transportere strømmingen opp til plattform for å bli separert. På den andre siden blir det fort mer utfordrende å beregne strømmingens oppførsel, og det blir flere faktorer

å ta hensyn til. Dette skyldes blant annet at væsken og gassen har ulik tetthet. Dette medfører at de to mediene har ulik friksjon mot rørveggen. I tillegg strømmer væsken og gassen med ulik hastighet. Ved stigning i røret vil gassen som er det letteste mediet strømme hurtigere enn væsken. Ved nedoverhelling derimot, har det tyngste mediet en tendens til å strømme hurtigst. Slike sammenhenger trenger man ikke å ta hensyn til i like stor grad ved enfasestrømning. Støtvis strømning kjennetegnes av at det oppstår perioder hvor væske fyller hele rørtverrsnittet. På den måten hindres gassen å strømme forbi. Dette kan skje av følgende grunner:

- Ujevn havbunn: væske har en tendens til å hope seg opp der det er en liten stigning. Dette kan resultere i at gassen hindres å strømme forbi.
- Operasjonelle hendelser: eksempelvis kan det oppstå støtvis strømning dersom en PIG rengjør innerveggen i rørledningen, og dermed blokkerer strømmingen.
- Ulik tetthet på fasene: ved lange stigerør kan den ulike tettheten føre til at det oppstår områder med kun gass.
- Ulik hastighet på fasene: i horisontale rørledninger kan det oppstå korte perioder med kun væske på grunn av ulik hastighet mellom væskefasen og gassfasen i røret.
- Støtvis strømning i stigerør: denne typen kan oppstå i inngangspartiet til et vertikalt stigerør ved at væskefasen blokkerer hele rørtverrsnittet. Da vil det bygge seg opp et voldsomt trykk bak denne væskepluggen. Når gasstrykket bak pluggen overstiger gravitasjonstrykket på væsken, vil væsken begynne å bevege seg oppover stigerøret. Denne type støtvis strømning kan innebære veldig lange perioder med kun væske eller kun gass, og bør derfor unngås.

Støtvis strømning kan føre til store variasjoner i både trykk og strømningsrater. Dette er uheldig både med tanke på sikkerhet på system og personell, men også fordi en ustabil strømning har en tendens til å redusere den totale produksjonsraten (Jahanshahi, 2013).

2.4 Støtvis strømning i stigerør

Støtvis strømning ble i forrige avsnitt nevnt som en av hoveddelene innen det å sørge for sikker strømning i rørledninger. Denne utfordringen anses så viktig at den i dette delkapitlet vil forklares mer i detalj, det vil legges vekt på dagens løsninger og hvordan man kan regulere dette på en kostnadseffektiverende måte.

Steg for steg

Muligheten for støtvis strømning i stigerør øker dersom rørledningen har et lite fall inn mot selve stigerøret. Som nevnt i tidligere avsnitt har da væske en tendens til å samle seg, og blokkere for gasstrømning. Videre bygger det seg opp en gasstrykk bak denne ”væskepluggen”, som til slutt blir så stort at det løfter væskepluggen opp stigerøret. Dette kan beskrives stegvis på følgende måte:

- Væske hopper seg opp fra det laveste punktet i rørledningen som synker inn mot stigerøret.
- Så lenge kreftene som holder igjen væsken er større enn kreftene fra gasstrykket på som bygger seg opp bak væskepluggen, vil væsken fortsette å hope seg opp i dette punktet.
- Når trykkfallet over pluggen er stort nok vil gasstrykket begynne å løfte væsken oppover i stigerøret.
- Når all væsken har blitt løftet ut av stigerøret, blir strømningshastigheten bak pluggen så lav, at væske trekker seg tilbake mot det laveste punktet og begynner å hope seg opp på nytt.

Dette kan i noen tilfeller resultere i varige støtvis strømninger, hvor man i de verste tilfellene opplever at det kun produseres væske i opp til en halv time. Slike tilfeller er uønsket, og det finnes løsninger. Heldigvis er det ikke alltid det resulteres i varige støt. Dette avhenger av strømningsrater, rørledningens spesifikasjoner, dimensjonering av toppventilen og så videre. Det er utviklet egne kart til dette. I disse kan man lese av om hvilken grad av støtvis strømning man kan forvente å få, basert på sammenhengen mellom strømningshastighetene på væsken og gassen (Jahanshahi, 2013).

Eksisterende løsninger

Det finnes flere metoder for å håndtere strømning som kommer støtvis. Metoder som er mye brukt er:

- Slug-catcher
- Ventil på toppen av stigerør
- Gassinjeksjon ved bunn av stigerør
- Undervannsseparasjon av flerfasen

En "slug-catcher" er en slags mottakstank som brukes for å stabilisere strømmingen, før man kan sende strømmingen videre inn på mer følsomt utstyr. Slike enorme tanker er meget kostbare og krever vedlikehold og tilsyn.

Plassering av en ventil på toppen av stigerøret kan være nyttig for å ha muligheten til å styre strømmingen ut av stigerøret. Ulempen ved å redusere åpningen er at produksjonsraten minker, samt at baktrykket i brønnen øker.

Gassinjeksjon ved bunnen av stigerøret er en nyttig metode for å unngå de store støtvide strømmingene. Ved å tilføre gass ved bunnen av stigerøret vil det være tilstrekkelig trykk til å løfte væsken, og eventuelle væskeplugg opp stigerøret. Denne metoden hjelper dermed ikke mot enkelte støt, men mot de store varige støtene, som utgjør en risiko i andre deler av systemet.

Undervannseparasjon av flerfasen innebærer at det plasseres en separator på havbunn, for så å transportere fasene i separate rørledninger eller stigerør. Dette løser utfordringen, men er kostbart.

Regulering av støtvis produksjon

Blant forskere på væskedynamikk er det en form for enighet om at karakteristikken til strømningsregimer er gitt av visse naturlover. For å endre dynamikken må man dermed endre rørstørrelsen, temperatur eller lignende. Men dette kan løses ved å benytte tilbakekoblingskontroll, ved at denne endrer dynamikken fra ustabil til stabil produksjon. På denne måten kan man endre grensene slik at man får en ustabil strømning, men likevel unngår støtvide slugger, ved tilfeller hvor man

ville opplevd støtvis produksjon av væske og gass dersom man ikke hadde brukt tilbakekoblingskontrollen.

Denne måten å unngå støtvis strømming har blitt gjort siden 1996 (Goual, 2012). Metoden er dermed godt utprøvd, og har vist seg å være effektiv (Godhavn et al., 2008).

2.5 Reguleringsteori

I dette prosjektet undersøkes ulike regulatorstrukturer for å sørge for slug-regulering. Det er valgt å benytte to regulatorer i serie, såkalt kaskaderegulering. De settes slik at utgangen fra den ene regulatoren gir referansen inn på den andre regulatoren. Hensikten med å bruke en slik kaskadereregulering er at man kan kontrollere/ regulere flere størrelser samtidig (Bjørvik and Hveem, 2010).

Ulike regulator typer benytter én eller flere av følgende funksjoner: Proporsjonalforstekning, P, Integral-, I, og derivatvirkning, D. De ulike regulator typene som er i bruk i industrien er:

- P-regulator
- PI-regulator
- PD-regulator
- PID-regulator

En regulator fra inngangssignal til utgangssignal u , er for en PID-regulator gitt av følgende sammenheng:

$$u = K_p \left(e + \frac{1}{T_i} \int_0^t e dt + T_d \frac{de}{dt} \right) + u_o \quad (2.1)$$

Hvor avviket e beregnes ved å trekke målingen y fra referanseverien r :

$$e = r - y \quad (2.2)$$

Hvor pådraget er består av bidragene:

$$u = u_p + u_i + u_d + u_o \quad (2.3)$$

og blir:

$$u = K_p \left(e + \frac{1}{T_i} \int_0^t e dt + T_d \frac{de}{dt} \right) + u_o \quad (2.4)$$

Hvor da proporsjonalpådraget, u_p er:

$$u_p = K_p e \quad (2.5)$$

Pådraget fra integralvirkninga, u_i er gitt av:

$$u_i = K_p \frac{1}{T_i} \int_0^t e \, dt \quad (2.6)$$

Pådraget fra derivatdelen, u_d er:

$$u_d = K_p T_d \frac{de}{dt} \quad (2.7)$$

2.6 Passivitetsteori

Et system med pådrag $u(t)$ og måling $y(t)$, har en lagringsfunksjon $V(t) \geq 0$ med initiell verdi $V(0)$. Systemet kan da sies å være passivt dersom

$$V(T) \leq V(0) + \int_0^T y(t)u(t) \, dt \quad (2.8)$$

for alle $T \geq 0$ og alle pådrag $u(t)$. Den tidsderiverte av lagringsfunksjonen V er gitt av:

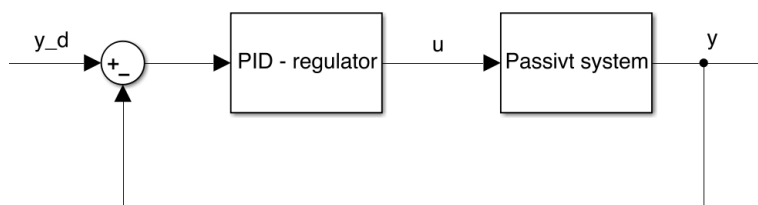
$$\dot{V} = u(t)y(t) - g(t), \quad \text{hvor } g \geq 0 \quad (2.9)$$

Hvis lagringsfunksjonen V er lik energien i systemet, så vil $g(t)$ være et energitap i systemet. Energitapet i dette systemet skyldes blant annet friksjon mellom fasene og røret.

$$y(s) = h(s)u(s) \quad (2.10)$$

Et passivt system som vises i figur 2.4 med pådrag u og måling y vil være stabilt i lukket sløyfe hvis det blir styrt av en PID- regulator

$$u = -h_{PID}(s)(y_d - y) \quad (2.11)$$



Figur 2.4: Figuren illustrerer et passivt system i en lukket sløyfe styrt av en PID- regulator

2.7 Nullpunkt i høyre halvplan

Et system med nullpunkt $s = \omega_b$ i høyre halvplan kjennetegnes ved såkalt inversrespons i sprangresponsen. Dette betyr at ved et sprang i pådraget $u(t)$ vil responsen $y(t)$ først gå i motsatt retning av den stasjonære responsen. Et nullpunkt i høyre halvplan gir negativ fase på 90° i $h(j\omega)$ samtidig som det vil bidra til at amplituden til $|h(j\omega)|$ får en endring på $(+1)$ i asymptotisk helning. For at systemet skal kunne stabiliseres med en PID- regulator

$$u(s) = -h_{PID}(s)y(s) \quad (2.12)$$

må helningen til amplituden $|L(j\omega)|$ i sløyfetransferfunksjonen være (-1) omkring kryssfrekvensen ω_c . Dette betyr at kryssfrekvensen ω_c må være mindre enn frekvensen ω_b for nullpunktet, hvilket betyr at båndbredden til et system med nullpunkt i høyre halvplan er begrenset av ω_b .

Videre vil et system som i ligning (2.10) med nullpunkt i høyre halvplan ikke kunne være passivt untatt hvis det ikke har noen poler, som i praksis ikke er relevant for slug-problemet. Dette betyr at passivitetsbasert regulering ikke kan benyttes for systemer med nullpunkter i høyre halvplan.

Kapittel 3

Dynamisk modell av flerfasestrømning

I dette kapitlet blir en dynamisk modell av flerfasestrømning beskrevet. Flerfasestrømning kjennetegnes av at flere medier strømmer i det samme røret. I dette tilfellet består flerfasestrømningen av olje og gass, da modellen simulerer et nedskalert offshore produksjonsanlegg for olje og gass.

Den dynamiske modellen tar for seg dynamikken i et rørledning til stigerørsystem, og hvordan støtvis rørstrømning kan utarte seg her. Når man skal simulere et slikt system er det viktig å velge ut hvilke parametere som er nødvendige og hvilke som kan forenkles eller sløyfes, uten at det fører til en mer upresis modell enn hva som kan tillates. For å kunne gjøre dette på en god måte krever det innsikt og erfaring fra systemet eller lignende system. Sett i lys av at man skal regulere modellen, er det å foretrekke at den har færrest mulig variable. Modellen som presenteres i dette delkapitlet baserer seg på ”new simplified four-state model” i (Jahanshahi, 2013), og ligningene i følgende delkapitler er hentet fra denne doktorgradsavdlingen. Resultater fra denne modellen ble i (Jahanshahi, 2013) sammenlignet med OLGA simulatoren, og vist seg å gjenspeile dynamikken på en tilfredsstillende måte.

3.1 Introduksjon

Det faktum at støtvis produksjon oppstår i rørledninger og stigerør blir ansett som et alvorlig problem og man jobber med å kontrollere dette. Grunnen til at problemet oppstår i de nevnte områdene skyldes

at en blanding av olje og gass sendes i de samme rørene fra havbunn opp til overflaten. Fenomenet blir ofte kalt støtvis stigerørstrømning og karakteriseres av store endringer i strømning og trykkvariasjoner.

Den støtvide strømningen kan føre til store påkjenninger på utstyret som tar imot denne strømningen ved overflaten. Av den grunn er det viktig og ønskelig å fjerne disse uregelmessighetene i strømningen inn på dette utstyret. For å få bukt med dette har man tradisjonelt sett strupet ventilen på toppen av stigerøret, på engelsk kalt choking. På den måten hindrer man at utstyret ikke utsettes for strømninger det ikke er designet for å tåle. Ulempen med å strupe denne ventilen er at denne metoden har en tendens til å senke produksjonsratene fra reservoaret, særlig fra reservoar hvor trykket er lavt i forhold til i et gjennomsnittlig reservoar. Av den grunn er det blitt mer fokus på å bruke automatisk regulering for å unngå støtvide strømninger. Man bruker da ventilen på av stigerøret som en manipulerbar variabel, med trykket i stigerøret som en kontrollert variabel. På den måten åpner eller lukker ventilen seg automatisk avhengig av hvilket trykk det er i stigerøret. Ved å bruke automatisk regulering på rett måte, er det mulig å kunne ha stabil flerfase rørstrømning ved et lavere inngangstrykk til systemet, enn uten automatisk regulering. I et virkelig produksjonsanlegg betyr det at man med automatisk regulering kan produsere olje og gass fra et reservoar lenger enn hva som ville vært tilfellet om man ikke hadde automatisk regulering av ventilen på toppen av stigerøret.

Videre fokus i dette kapittelet er å presentere den dynamiske modellen. Modellen blir delt opp i innstrømning, rørledning, bunn av stigerør, stigerør, utstrømning, toppventil og regulator. Innen hvert av disse fokusområdene presenteres dynamikken ved bruk av de tilhørende ligningene. Modellen som presenteres består av fire tilstander og baserer seg på flere nyttige funksjoner fra flere andre modeller. Kritiske verdier som er nyttige å måle er:

- Kritisk ventilåpning, hvor mye kan ventilen åpne før støtvis strømning oppstår.
- Kritisk periodetid, hvilken frekvens svingningene i trykk og strømning har, dersom de oppstår.
- Kritisk amplitude på trykk- og strømningssvingningene.
- Hvordan prosessen responderer ved en endring i ventilåpningen, gitt at man er i et stabilt område.

- Stasjonært trykk og strømningsrate.

3.2 Beskrivelse av modellen

I denne modellen som presenterer en forenklet utgave av dynamikken i flerfaserørstrømning i rørledning - stigerør er det fire differensiallikninger som beskriver dynamikken og hvordan de påvirker hverandre. De fire likningene er som følger:

$$\frac{dm_{g,p}}{dt} = w_{g,in} - w_{g,rb} \quad (3.1)$$

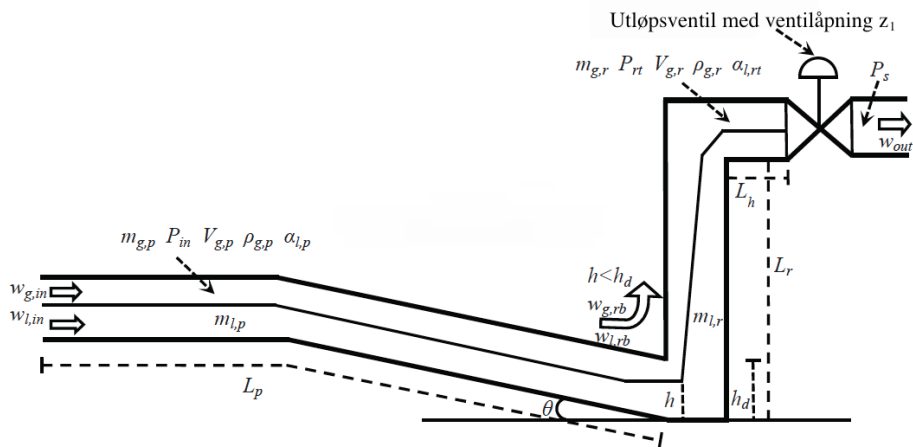
$$\frac{dm_{l,p}}{dt} = w_{l,in} - w_{l,rb} \quad (3.2)$$

$$\frac{dm_{g,r}}{dt} = w_{g,rb} - w_{g,out} \quad (3.3)$$

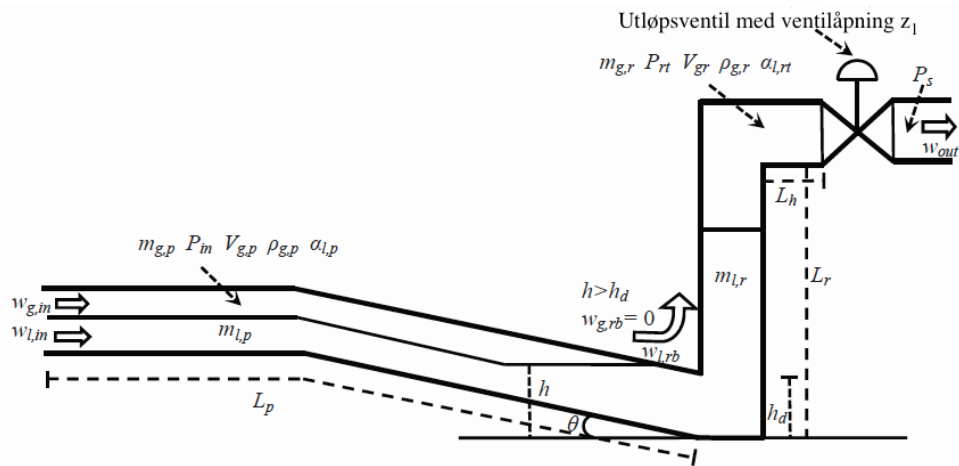
$$\frac{dm_{l,r}}{dt} = w_{l,rb} - w_{l,out} \quad (3.4)$$

De fire tilstandene i denne modellen er:

- $m_{g,p}$: gassens masse i rørledning [kg]
- $m_{l,p}$: væskens masse i rørledning [kg]
- $m_{g,r}$: gassens masse i stigerøret [kg]
- $m_{l,r}$: væskens masse i stigerøret [kg]



Figur 3.1: Figuren illustrerer et rørledning - stigerørsystem hvor olje og gass strømmer fritt. Figuren er basert på på figur 2.1 i (Jahanshahi, 2013)



Figur 3.2: Figuren illustrerer et rørledning - stigerørsystem hvor oljenivået er høyere enn rørdiameteren og sperrer for gasstrømningen. Figuren er basert på på figur 2.1 i (Jahanshahi, 2013)

Tabell 3.1: En oversikt over tilgjengelige målinger i modellen

$w_{g,in}$	Masseinstrømning av gass til rørledningen
$w_{l,in}$	Masseinstrømning av væske til rørledningen
w_{in}	Masseinstrømning til rørledningen
P_{in}	Trykk ved inngangen til rørledningen
P_{rb}	Trykk ved bunn av stigerøret
P_{rt}	Trykk ved toppen av stigerøret
P_0	Trykk på utsiden av ventilen
ΔP	Trykkfallet over utløpsventilen, $(P_{rt} - P_0)$
$\rho_{g,r}$	Densiteten til gass ved toppen av stigerøret
Q_{out}	Volumstrømning på utløpet
w_{out}	Massestrømning på utløpet
ρ_m	Densiteten til flerfasen på toppen av stigerøret
$\alpha_{l,t}$	Volumandel av væske på toppen av stigerøret

Figur 3.1 illustrerer et system bestående av rørledning - stigerør, og inkluderer viktige parametere. Fra venstre ser man den horisontale delen, som representerer rørledningen. Videre heller rørledningen noe nedover, dette er for å ta med problematikken hvor væske kan samles opp i det laveste punktet og danne en slags propp eller plugg slik det illustreres i figur 3.2. Dette ble forklart inledningsvis i kapittel 1. Deretter er det den vertikale delen, som representerer stigerøret. Til høyre for dette i figuren er det en horisontal rørledning hvor en topside ventil er plassert. Her styres og justeres ventilen og flerfasen strømmer ut av dette systemet. Når flerfasen strømmer ut av dette systemet, strømmer det videre til et mottaksanlegg enten på land, eller offshore. Men dette er ikke fokusområde i dette prosjektet, og blir dermed utelatt.

3.2.1 Forenklinger i modellen

Det er foretatt noen forenklinger ved design og simulering av denne modellen. Disse er:

- Konstant gass- og væskeinnstrømning. Denne modellen benytter ikke brønntrykk, og dermed ikke strømning fra brønnen som inngangsparametere. I stedet er innstrømningen satt konstant.

- Væsken er antatt inkompressibel. Væskens tetthet er antatt å være den samme i hele modellen. I et virkelig system vil væskens tetthet være noe større ved høyere trykk enn for eksempel ved toppen av stigerøret.
- Ved beregning av hvor stort trykkfallet blir i rørledningen, blir kun væskefasen tatt hensyn til.
- Simuleringene kjøres uten støy. I et virkelig produksjonssystem vil det være støy i systemet, som vil føre til endringer i trykk og strømning.

3.2.2 Innstrømning

Den første delen av systemet presenterer innstrømningskarakteristikken til den dynamiske modellen. Innstrømningen er delt opp i gassinnstrømning $w_{g,in}$ og væskeinnstrømning $w_{l,in}$. Innstrømningsraten er i dette prosjektet som nevnt under “forenklinger i modellen”, både for gass- og væskeinnstrømning, satt konstant.

3.2.3 Rørledning

Delsystemet som presenterer rørledningen er noe mer avansert enn det delsystemet som presenterer innstrømningen. Her beregnes viktige parametere som væske- og gassnivå i rørledningen, samt trykkfallet i rørledningen og gassens densitet. Væskens densitet antas å være konstant, som nevnt under “forenklinger i modellen”. Viktige parametere her er:

Væskens volumandel, α_l , i rørledningen finnes av følgende formel:

$$\alpha_l = \frac{\frac{\alpha_l^m}{\rho_l}}{\frac{\alpha_l^m}{\rho_l} + \frac{1-\alpha_l^m}{\rho_l}} \quad (3.5)$$

Her er ρ_l væskens densitet, og α_l^m væskens masseandel.

Væskens gjennomsnittlige masseandel er gitt av innstrømningsratene, $w_{g,in}$ og $w_{l,in}$ som er satt konstante og har benevnningen $\frac{kg}{s}$:

$$\bar{\alpha}_{l,p}^m = \frac{w_{l,in}}{w_{l,in} + w_{g,in}} \quad (3.6)$$

Det er nå mulig å beregne væskens gjennomsnittlige volumandel i rørledningen:

$$\bar{\alpha}_{l,p} = \frac{\bar{\rho}_{g,p} w_{l,in}}{\bar{\rho}_{g,p} w_{l,in} + \rho_l w_{g,in}} \quad (3.7)$$

Hvor gassens densitet, $\bar{\rho}_{g,p}$, blir beregnet fra det nominelle inngangstrykket, $P_{in,nom}$ ved å benytte idealgassloven:

$$pV = nRT \quad (3.8)$$

Ved å sette inn

$$n = \frac{m}{M} \quad (3.9)$$

Kan man løse ut for gassens densitet i rørledningen:

$$\bar{\rho}_{g,p} = \frac{P_{in,nom} M_g}{RT_p} \quad (3.10)$$

Hvor M_g er gassens molare masse og R er en gasskonstant og T_p er gassens temperatur i rørledningen.

Tversnittet av rørledningen, A_p , kan finnes når man vet diameteren i rørledningen, D_p ved forholdet:

$$A_p = \frac{\pi}{4} D_p^2 \quad (3.11)$$

Ut ifra A_p kan man finne volumet av rørledningen, $V_p = A_p L_p$. Hvor L_p er lengden av rørledningen. Ved å anta at væske- og gassandelen er likt fordelt i hele rørledningen kan man beregne væskens totale masse i rørledningen, $\bar{m}_{l,p}$:

$$\bar{m}_{l,p} = \rho_l V_p \bar{\alpha}_{l,p} \quad (3.12)$$

Væskeni vået i rørledningens laveste punkt, \bar{h} er en svært viktig parameter, og denne kan beregnes ved:

$$\bar{h} = K_h h_d \bar{\alpha}_{l,p} \quad (3.13)$$

hvor K_h er en korreksjonsfaktor for fintuning av modellen. h_d er rørledningens loddrette høyde ved bunn av stigerør, da tatt fallvinkelen inn mot stigerørets bunn tatt i betraktning. $h_d = \frac{D_p}{\cos \theta}$, hvor da θ er fallvinkelen.

Væskeni vået i rørledningen, h kan finnes av sammenhengen mellom væskeni vået i det laveste punktet og væskens masse i rørledningen, $m_{l,p}$, som er en av modellens fire tilstander:

$$h = \bar{h} + \frac{m_{l,p} - \bar{m}_{l,p}}{A_p(1 - \bar{\alpha}_{l,p})\rho_l} \sin \theta \quad (3.14)$$

For å beregne gassens densitet i rørledningen, $\rho_{g,p}$, trenger man å vite hvor stort volumet av gass er i rørledningen, $V_{g,p}$:

$$V_{g,p} = V_p - \frac{m_{l,p}}{\rho_l} \quad (3.15)$$

Dermed er gassens densitet i rørledningen:

$$\rho_{g,p} = \frac{m_{g,p}}{V_{g,p}} \quad (3.16)$$

Og det er nå mulig å beregne inngangstrykket til rørledningen, P_{in} , ved å bruke ideell gasslov:

$$P_{in} = \frac{\rho_{g,p}RT_p}{M_g} \quad (3.17)$$

Trykktapet i rørledningen grunnet friksjon, ΔP_{fp} kan beregnes på følgende måte:

$$\Delta P_{fp} = \frac{\bar{\alpha}_{l,p}\lambda_p\rho_l\bar{U}_{sl,in}^2 L_p}{D_p} \quad (3.18)$$

Ved denne beregningen trenger man friksjonstallet i rørledningen, λ_p :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_p}} = -1.8 \log_{10} \left(\left(\frac{\epsilon}{D_p} \right)^{1.11} + \frac{6.9}{Re_p} \right) \quad (3.19)$$

Ved beregning av rørledningens friksjonstall, brukes viskositeten, μ , som er en konstant verdi og Reynholdstallet, Re_p . Reynholdstallet som kan beregnes fra:

$$Re_p = \frac{\rho_l \bar{U}_{sl,in} D_p}{\mu} \quad (3.20)$$

Hvor $\bar{U}_{sl,in}$ er væskens overflatehastighet i rørledningen:

$$\bar{U}_{sl,in} = \frac{4w_{l,in}}{\pi D_p^2 \rho_l} \quad (3.21)$$

3.2.4 Stigerør

I dette delsystemet presenteres viktige parametere i stigerøret. Det har flere likhetstrekk med delsystemet til rørledningen. Her blir i hovedsak beregnet fire parametere, hvilke er:

- P_{rt} : Trykket i toppen av stigerøret
- $\rho_{g,r}$: Gassens densitet i stigerøret
- $\bar{\rho}_{m,r}$: Flerfasens gjennomsnittlige densitet i stigerøret
- ΔP_{fr} : Trykkfallet i stigerøret grunnet flerfasens friksjon

Stigerørets volum defineres som summen av volumet av den vertikale rørdelen, med lengde L_r og den horisontale delen på toppen av stigerøret, med lengde L_h på følgende måte:

$$V_r = A_r(L_r + L_h) \quad (3.22)$$

Her er tverrsnittet, A_r :

$$A_r = \frac{\pi}{4} D_r^2 \quad (3.23)$$

Volum av gass i stigerøret, $V_{g,r}$ er:

$$V_{g,r} = V_r - \frac{m_{l,r}}{\rho_l} \quad (3.24)$$

Hvor volumet av væske er det resterende volumet i stigerøret. Gassens densitet i stigerøret, $\rho_{g,r}$ er:

$$\frac{m_{g,r}}{V_{g,r}} \quad (3.25)$$

Trykket på toppen av stigerøret, P_{rt} finnes av:

$$P_{rt} = \frac{\rho_{g,r} R T_r}{M_g} \quad (3.26)$$

Gjennomsnittlig væskeandel i stigerøret beregnes ved:

$$\bar{\alpha}_{l,r} = \frac{m_{l,r}}{V_r \rho_l} \quad (3.27)$$

Beregner gjennomsnittlig densitet på flerfasen:

$$\bar{\rho}_{m,r} = \frac{m_{g,r} + m_{l,r}}{V_r} \quad (3.28)$$

Trykktapet i stigerøret grunnet friksjon, ΔP_{fr} beregnes på følgende måte:

$$\Delta P_{fr} = \frac{\bar{\alpha}_{l,r} \lambda_r \bar{\rho}_{m,r} \bar{U}_m^2 (L_r + L_h)}{D_r} \quad (3.29)$$

Ved denne beregningen trenger man friksjonstallet i rørledningen, λ_r :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_r}} = -1.8 \log_{10} \left(\left(\frac{\epsilon}{D_r} \right)^{1.11} + \frac{6.9}{Re_r} \right) \quad (3.30)$$

Hvor strømningens Reynholdstall i stigerøret er gitt av følgende sammenheng:

$$Re_r = \frac{\bar{\rho}_{m,r} \bar{U}_m D_r}{\mu} \quad (3.31)$$

Hvor igjen flerfasestrømningens overflateshastighet, \bar{U}_m er gitt av:

$$\bar{U}_m = \bar{U}_{sl,r} + \bar{U}_{sg,r} \quad (3.32)$$

$$\bar{U}_{sl,r} = \frac{w_{l,in}}{\rho_l A_r} \quad (3.33)$$

$$\bar{U}_{sg,r} = \frac{w_{g,in}}{\rho_{g,r} A_r} \quad (3.34)$$

3.2.5 Strømning ved bunn av stigerør

Væskens massestrøm ved bunn av stigerøret blir beregnet ved en ventilligning. Ventilligningen benytter væskearealet i rørledningen, A_l som er gitt av:

$$A_l = A_p - A_g \quad (3.35)$$

og trykkfallet

$$\Delta P_l = P_{in} - \Delta P_{fp} + \rho_l g h - P_{rt} - \bar{\rho}_{m,r} g L_r - \Delta P_{fr} \quad (3.36)$$

Ventilligningen som gir væskens massestrøm er som følger:

$$w_{l,rb} = K_l A_l \sqrt{r h o_l \Delta P_l} \quad (3.37)$$

Gassens massestrøm ved bunn av stigerøret avhenger veldig av hvor høyt væskeniivået er. Det er to relevante tilfeller. Det første er dersom væskeniivået ved bunn av stigerøret blir høyere enn rørledningens

loddrette høyde ved bunnpunktet, altså at $h_d \geq h$, vil væsken blokkere gassen, noe som fører til at gassens massestrøm blir lik null:

$$w_{g,rb} = 0, \quad h \geq h_d \quad (3.38)$$

Det andre tilfellet er dersom $h_d < h$. Da vil massestrømmen av gass strømme fra rørledningen til stigerøret med massestrømningsraten $w_{g,rb}$ som antas å være gitt ved en ventilkarakteristikk gitt av ligningen:

$$w_{g,rb} = K_g A_g \sqrt{r h \rho_{g,p} \Delta P_g}, \quad h < h_d \quad (3.39)$$

I denne ventilkarakteristikken er ΔP_g gitt av:

$$\Delta P_g = P_{in} - \Delta P_{fp} - P_{rt} - \bar{\rho}_{m,r} g L_r - \Delta P_{fr} \quad (3.40)$$

Tverrsnittet hvor gassen kan strømme fritt, A_g , er ved en forenkling gitt av ligningen:

$$A_g = A_p \left(\frac{h_d - h}{h_d} \right)^2, \quad h < h_d \quad (3.41)$$

Dersom væskenivået er høyere enn den loddrette høyden ved bunn av stigerøret:

$$A_g = 0, \quad h \geq h_d \quad (3.42)$$

3.2.6 Fasefordelingen ved utløpet

I denne modellen benyttes det en forenklet modell for å beregne hvor stor andel av utstrømningen som er væske og gass. Denne forenklingen baserer seg på at det i hovedsak er gravitasjon som påvirker flerfasen, og at forholdet mellom trykket i stigerøret er omvendt lineært med volumandelen av væske i stigerøret, $\bar{\alpha}_{l,r}$. Antar at gjennomsnittlig volumandel av væske i stigerøret er

$$\bar{\alpha}_{l,r} = \frac{\alpha_{l,rb} + \alpha_{l,rt}}{2} \quad (3.43)$$

Hvor volumandelen av væske ved bunn av stigerøret er gitt av

$$\alpha_{l,rb} = \frac{A_l}{A_p} \quad (3.44)$$

Ved å kombinere de to siste ligningene og løse ut for volumandel av væske på toppen av stigerøret, $\alpha_{l,rt}$, får man:

$$\alpha_{l,rt} = 2\bar{\alpha}_{l,r} - \alpha_{l,rb} = \frac{2m_{l,r}}{V_r \rho_l} - \frac{A_l}{A_p} \quad (3.45)$$

3.2.7 Utstrømning

Massestrømningsraten av flerfasen på utgangen, w_{out} , er gitt av følgende ventilligning:

$$w_{out} = K_{pc} z \sqrt{\rho_{rt} \max(P_{rt} - P_0, 0)} \quad (3.46)$$

Her er K_{pc} er ventilkonstanten, z er ventilåpningen, hvor $0 < z < 1$. Dette tilsvarer en ventilåpning fra stengt (0 prosent åpning) til helt åpen (100 prosent åpning). P_0 er trykket på utgangen av ventilen, som er satt til atmosfærisk trykk, $1 \text{ bar} = 101325 \text{ Pa}$. På den måten vil trykkfallet over ventilen være $P_{rt} - P_0$. Denne ventilen tolerer kun strømning én vei. Massestrømmen av væske kan da beregnes som følger:

$$w_{l,out} = \alpha_{l,rt}^m w_{out} \quad (3.47)$$

Dermed blir masseutstrømningen av gass:

$$w_{l,out} = (1 - \alpha_{l,rt}^m) w_{out} \quad (3.48)$$

Hvor væskens masseandel ved toppen av stigerøret, $\alpha_{l,rt}^m$, er gitt av følgende ligning:

$$\alpha_{l,rt}^m = \frac{\alpha_{l,rt} \rho_l}{\alpha_{l,rt} \rho_l + (1 - \alpha_{l,rt}) \rho_{g,r}} \quad (3.49)$$

Densiteten til flerfasen ved toppen av stigerøret, ρ_{rt} er gitt av ligningen:

$$\rho_{rt} = \alpha_{l,rt} \rho_l + (1 - \alpha_{l,rt}) \rho_{g,r} \quad (3.50)$$

3.2.8 Regulatorer

I dette prosjektet blir det sett på ulike regulatorstrukturer for å sørge for slug-regulering. Resultatene av disse simuleringene vises i senere kapitler. Det er valgt å sette to regulatorer i serie, en form for kaskaderegulering, slik det vises i figur 5.10. Regulatoren til venstre i figuren er en **trykk-regulator** (*pressure controller, PC*). Regulatoren til høyre i figuren er en **strømnings-regulator** (*flow controller, FC*).

Regulering av inngangstrykket

Trykkregulatoren bruker referansetrykket vist ved P_{b-sp} , og måler trykket ved inngangen til rørledningen, vist ved P_b . Avviket som sendes inn på regulatoren er:

$$e_1 = P_{b-sp} - P_b \quad (3.51)$$

Det totale pådraget i denne regulatoren blir beregnet:

$$u_1 = Kp_1 e_1 + Kp_1 \frac{1}{T_{i1}} \int_0^t e dt + Kp_1 T_{d1} \frac{de}{dt} \quad (3.52)$$

Hvor Kp_1 er regulatorens proporsjonalforsterkning, T_{i1} er regulatorens integrasjonstid og T_{d1} er regulatorens derivasjonstid.

Pådraget skaleres slik at det er i harmoni med ønsket strømning, nemlig strømningsreferansen Q_{sp} . Denne skaleringsfaktoren er funnet ved å lese av ventilåpningen på 11.26 %, som svarer til den rette strømningen, $0.47 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$ på følgende måte:

$$u_{1s} = u_1 \frac{0.47}{0.1126} \quad (3.53)$$

Hvor u_{1s} er det skalerte pådraget fra trykkreguleringen.

Regulering av strømning

Ved å sende det skalerte pådraget fra trykkregulatoren inn på strømningsregulatoren som referanse, kan regulatoren beregne avviket mellom ønsket og virkelig strømning, e_2 :

$$e_2 = Q_{SP} - Q_P \quad (3.54)$$

Da kan strømningregulatorens pådrag, u_2 beregnes:

$$u_2 = Kp_2 e_2 + Kp_2 \frac{1}{T_{i2}} \int_0^t e dt + Kp_2 T_{d2} \frac{de}{dt}, \quad 0 < u_2 < 100 \quad (3.55)$$

Hvor Kp_2 er regulatorens proporsjonalforsterkning, T_{i2} er regulatorens integrasjonstid og T_{d2} er regulatorens derivasjonstid. Pådraget fra strømningsregulatoren skaleres ned, og brukes til å styre ventilåpningen, z , på topside-ventilen.

Ventil på utløpet

Regulatorens pådrag kan endre verdi fra 0 til 100% i løpet av en gjennomkjøring i programmet. En så rask endring er ikke reelt for en virkelig ventil. Ventilen vil bruke noe tid på å åpne og lukke seg. Det implementeres derfor en ventilkonstant T_z . Denne vil typisk være noen sekunder. Følgende ventilligning er valgt:

$$z = \frac{u_2}{100} + dz \quad (3.56)$$

Hvor dz er endring i ventilåpning, og er gitt av formelen:

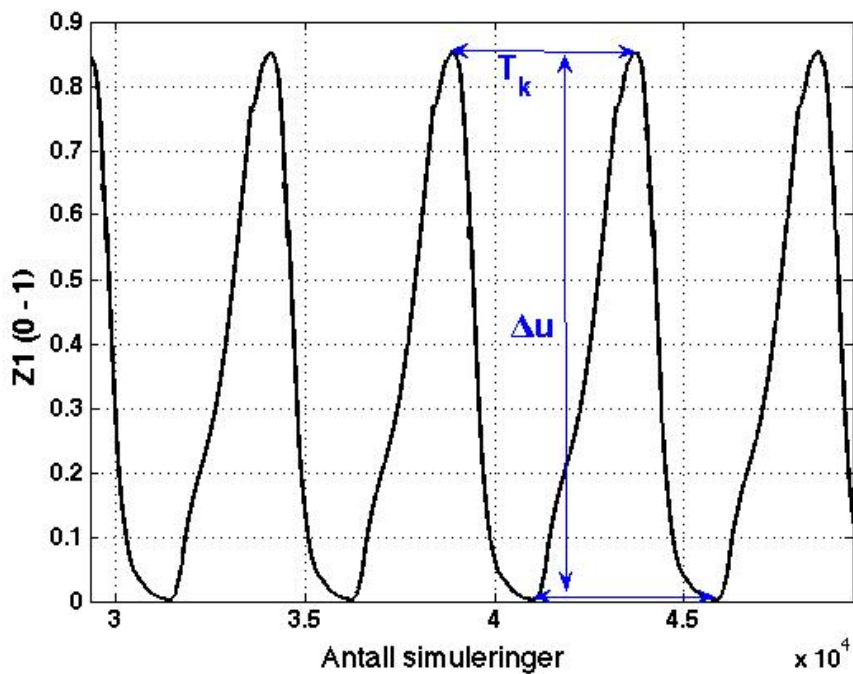
$$dz = \frac{1}{T_z} \left(\frac{u_2}{100} - \frac{u_{2\text{forrige}}}{100} \right) \quad (3.57)$$

Metode for å finne kritisk forsterkning og periode-tid

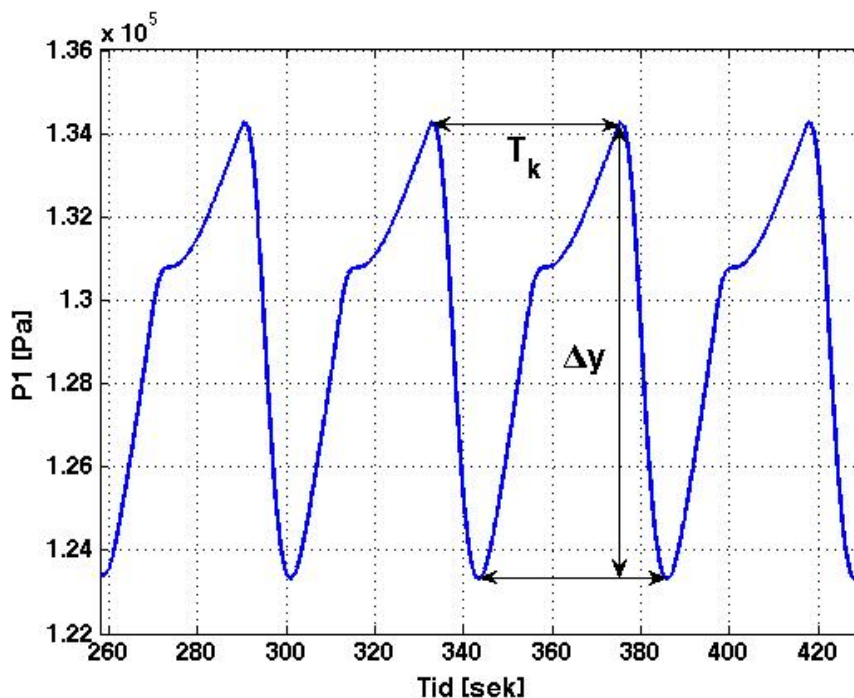
Det er som nevnt ønskelig å finne gode regulatorparametere for å regulere på en måte som er effektiv og ikke sliter unødige på utstyret. Det finnes flere metoder man kan nytte til å finne disse parameterne. I dette prosjektet er Ziegler-Nichols metode valgt. Denne metoden går ut på å sette regulatoren som en ren proporsjonalregulator. Dette gjøres som nevnt ved å sette integraltiden veldig stor, for eksempel 1000 sekunder, og derivatvirkningen lik null. Deretter øker man proporsjonalforsterkninga til man har stående svingninger på prosessverdien. Når man har fått stående svingninger, finner man kritisk periodetid, T_k , som da er periodetiden på svingningene eller oscillasjonene. Periode-tiden vil være den samme for pådraget. Man kan også finne kritisk forsterkning, K_k på følgende måte:

$$K_k = \frac{\text{topp} - \text{til} - \text{bunn} - \text{for} - \text{paadrag}}{\text{topp} - \text{til} - \text{bunn} - \text{for} - \text{prosessverdi}} \frac{4}{\pi} \quad (3.58)$$

Dette illustreres i figur 3.3, hvor *topp-til-bunn-for-pådrag* har notasjon Δu . I figur 3.4 finnes kritisk periodetid, T_k og *topp-til-bunn-for-prosessverdi* som har notasjon Δy .



Figur 3.3: Figuren illustrerer stående svingninger i pådraget fra regu-
latoren



Figur 3.4: Figuren illustrerer stående svingninger i P1

Neste steg er å justere de kritiske verdiene, slik at verdiene er tilpasset den regulatorstrukturen man ønsker å bruke. Ziegler-Nichols justeringstabell for valg av regulatorparametere vises i tabell 3.2:

Tabell 3.2: Ziegler-Nichols innstillinger for regulatorparametere

Regulatortype	K_p	T_i	T_d
P	$0.5 \cdot K_k$		
PD	$0.65 \cdot K_k$		$0.12 \cdot T_k$
PI	$0.45 \cdot K_k$	$0.85 \cdot T_k$	
PID	$0.65 \cdot K_k$	$0.5 \cdot T_k$	$0.12 \cdot T_k$

Kapittel 4

Passivitetsanalyse

4.1 Introduksjon

Som en del av prosjektet blir det her utført en passivitetsanalyse. Analysen blir utført i forhold til strømningsregulatoren på utløpet. Her er det mulig å utføre en passivitetsanalyse, da det er mulig å måle pådrag u og måling y på samme sted i systemet. Dette er for eksempel ikke tilfellet for trykkregulatoren, som har trykket ved inngangen til rørledningen som måling og gir strømningsreferansen for utløpet. Kapittelet er basert på (Egeland, 1993).

4.2 Passivitet

I systemer med dynamikk som baseres på strømningsmodeller vil ofte energibalansen være den sentrale balanseligningen, og dette har klare implikasjoner for passivitetsbetraktninger. Ved analyse av passivitet vil da typiske kombinasjoner av pådrag og måling være trykk p som måling og volumstrøm q som pådrag siden effekten til trykkarbeidet ved ventilen vil være $P = pq$ hvis p er trykk ved ventilen og q er volumstrøm ved ventilen. Alternativt, hvis systemet har termisk strømning som dominerende fenomen kan måling være spesifikk entalpi $h = c_p T$, og pådraget være massestrømmen w siden $P = hw$ vil være den termiske effekten som skyldes strømningen (Egeland and Gravdal, 2003).

Det viser seg at dynamikken for det aktuelle flerfasesystemet ikke egner seg for en enkel passivitetsanalyse basert på energibalanser. En indikasjon på dette er at den dynamiske modellen er basert på masse-

balanser, og at systemet er antatt å være isotermt. Videre er det interessant at transferfunksjonen fra ventilåpningen z_1 til trykket p_{rt} på toppen av riseren har en inversrespons som viser at systemet har nullpunkt i høyre halvplan. Dette står i sterk kontrast til typisk gasstrømning hvor det ved kollokasjon av trykk p og volumstrøm q kan antas at transferfunksjonen fra q til p er passiv, siden qp vil være effekten forbundet med trykkarbeidet som utføres av volumstrømmen q .

I modellen for slugdynamikk er fokuset i stedet på massebalanser, og det antas at systemet er isotermt. Dette betyr ut fra ideell gasslov

$$p = \rho RT \quad (4.1)$$

at trykket p er proporsjonalt med tettheten ρ siden temperaturen er konstant. Siden massebalanser er det sentrale, kan masse være eneste naturlig valg av lagringsfunksjon V . Den tidsderiverte av massen på grunn av strømning er da $(d/dt)m = w = \rho q$.

4.3 Massestrøm gjennom utløpsventilen

I modellen for strømningen ut av ventilen er massestrømmen modellert som

$$w_{\text{out}} = C_{v1} f(z_1) \sqrt{\rho_{rt} \max(P_{rt} - P_s, 0)} \quad (4.2)$$

Dette betyr at det er massestrømmen som styres av ventilpådraget z_1 , og ikke volumstrømmen q . Ventilfunksjonens $f(z_1)$ er strengt voksende, og det antas i modellen at $f(z_1) = z_1$ slik at

$$w_{\text{out}} = C_{v1} z_1 \sqrt{\rho_{rt} \max(P_{rt} - P_s, 0)} \quad (4.3)$$

Siden C_{v1} er en positiv konstant og $\sqrt{\rho_{rt} \max(P_{rt} - P_s, 0)} \geq 0$ betyr dette at w_{out} som funksjon av z_1 oppfyller sektorulineariteten

$$w_{\text{out}} \geq k z_1 \quad (4.4)$$

hvor $k \geq 0$ er en positiv konstant. Dette betyr at systemet med pådrag z_1 og måling w_{out} er passivt. Det kan dermed stabiliseres av en passiv PI-regulator.

Massestrømmen gjennom utløpsventilen kan illustreres ved en figur som vist i figur 6.5 i (Egeland, 1993), hvor kun 1. kvadrant er i bruk.

Kapittel 5

Simuleringer

5.1 Introduksjon

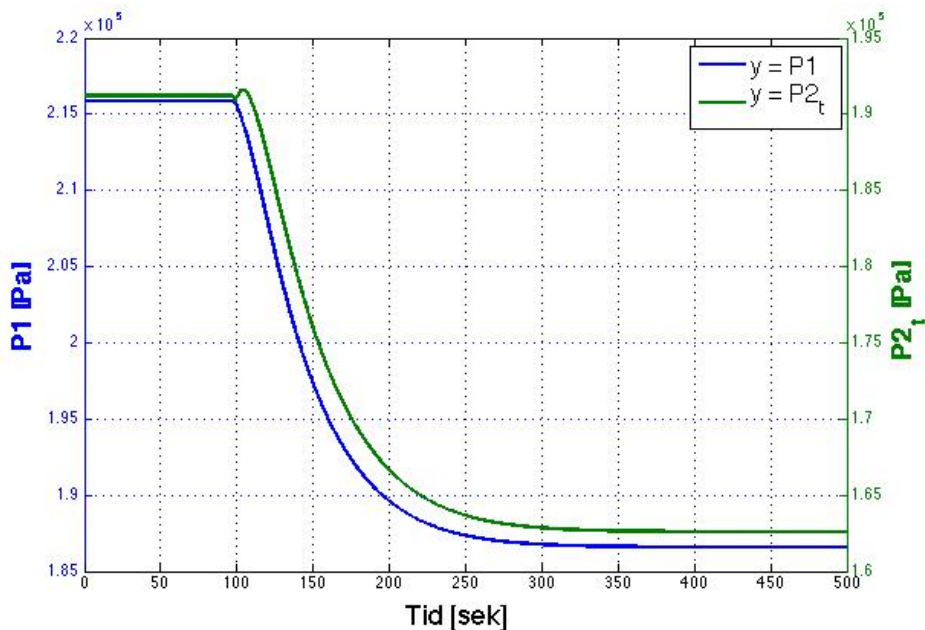
I dette kapitlet resultater fra simuleringer av slugdynamikk og regulatorløsninger. Resultatene viser hvordan systemet responderer på et sprang i ventilåpningen z_1 eller i trykkreferansen P_{ref} . Resultatkapitlet er bygget opp slik at det uregulerte systemet presenteres først. Det illustreres hvor modellen er stabil, hvor trykket oscillerer før det stabiliserer seg, og hvor trykket blir ustabil. Videre presenteres resultater ved trykkregulering. Her vises det hvordan regulatorparametrene blir valgt, og hvor modellen er i sitt stabile og ustabile område. Deretter presenteres den endelige kaskadereguleringen som består av to PI-regulatorer i serie. Resultatene fra de tre ulike metodene sammenlignes i forhold til hvor lavt inngangstrykk de tolererer før systemet blir ustabil, og hvilken ventilåpning dette gir. Alle figurer som viser trykk, viser absolutt trykk i Pascal.

Til slutt i kapitlet presenteres resultatene fra inversresponsen som oppstår i trykket ved toppen av stigerøret. Det illustreres hvilke parametre som inngår i dette og hvordan de blir påvirket.

5.2 Simuleringer uten tilbakekobling

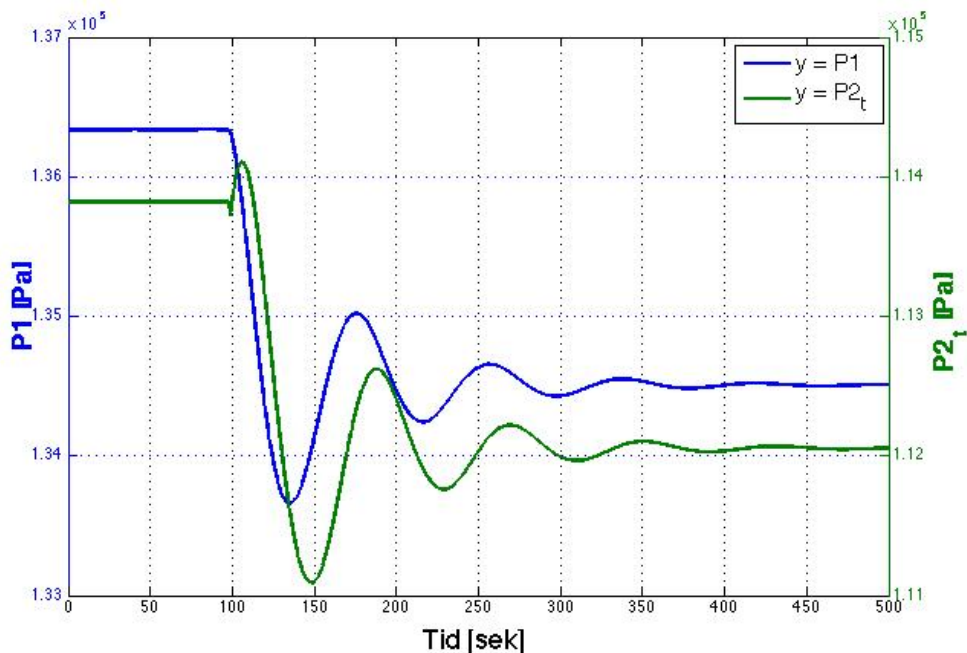
I dette delkapittelet presenteres resultatene av simuleringene av modellen uten noen form for regulering innkoblet. Dette blir gjort for å vise i hvilket område modellens dynamikk er i sitt stabile område, og hvor det går over i ustabil område. Her settes ventilen på utløpet til en fast åpning, for eksempel 5%. Denne måten å løse slug-problematikken er billig, da man ikke trenger regulatorer og tilhørende måleutstyr. Men den vil føre til redusert produksjon fra reservoaret.

Ved å kjøre et sprang etter i ventilåpningen, z_1 , fra 4% til 5% kan man av figur 5.1 se at trykket i rørledningen, P_1 og trykket ved toppen av stigerøret, P_{2t} faller henholdsvis fra omtrent $2.16 \cdot 10^5$ Pa og $1.91 \cdot 10^5$ Pa til henholdsvis $1.87 \cdot 10^5$ Pa og $1.63 \cdot 10^5$ Pa. Trykket stabiliserer seg på ny og det er ingen tegn til ustabilitet. Spranget skjer etter 100 sekunder. Den blå kurven viser trykket P_1 , mens grønn kurve viser P_{2t} . Disse fargekodene gjelder for alle figurene i kapittel 5.2. En fysisk egenskap man burde merke seg i figur 5.1 er den transiente responsen i P_{2t} ved spranget. Her oppstår det en **inversrespons**, en egenskap som blir beskrevet i kapittel 5.5. Dette fenomenet vil man se i alle videre figurer av P_{2t} ved sprang i trykkreferansen P_{ref} .



Figur 5.1: Figuren illustrerer et uregulert system med sprang i ventilåpning fra 4% til 5%

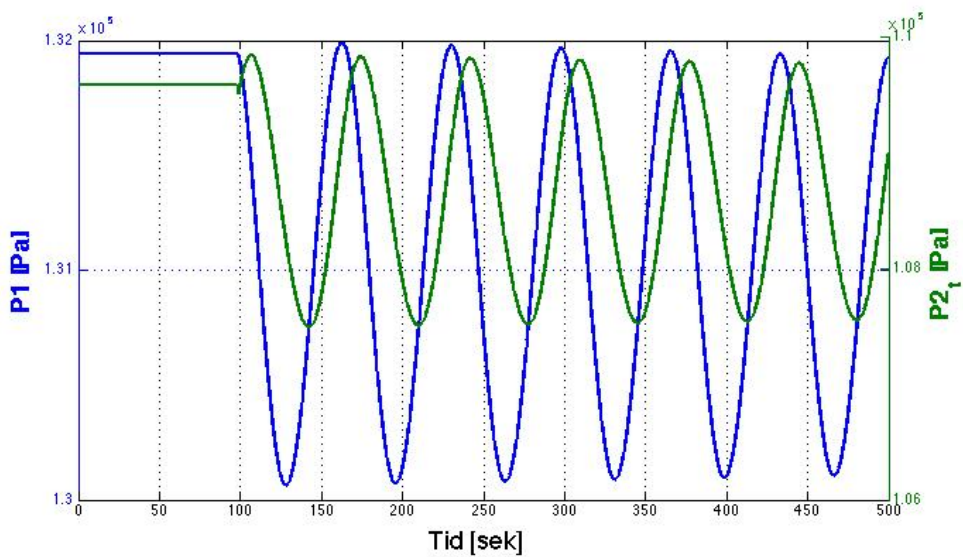
I og med at systemet stabiliserte seg ved forrige sprang, er det ønskelig å prøve et sprang ved større ventilåpning. Det blir nå testet med sprang i ventilåpningen, z_1 fra 12% til 13%. Det gir en trykkrespons som vises i figur 5.2. Spranget i ventilåpningen skjer etter 98 sekunder.



Figur 5.2: Figuren illustrerer et uregulert system med sprang i ventilåpning fra 12% til 13%

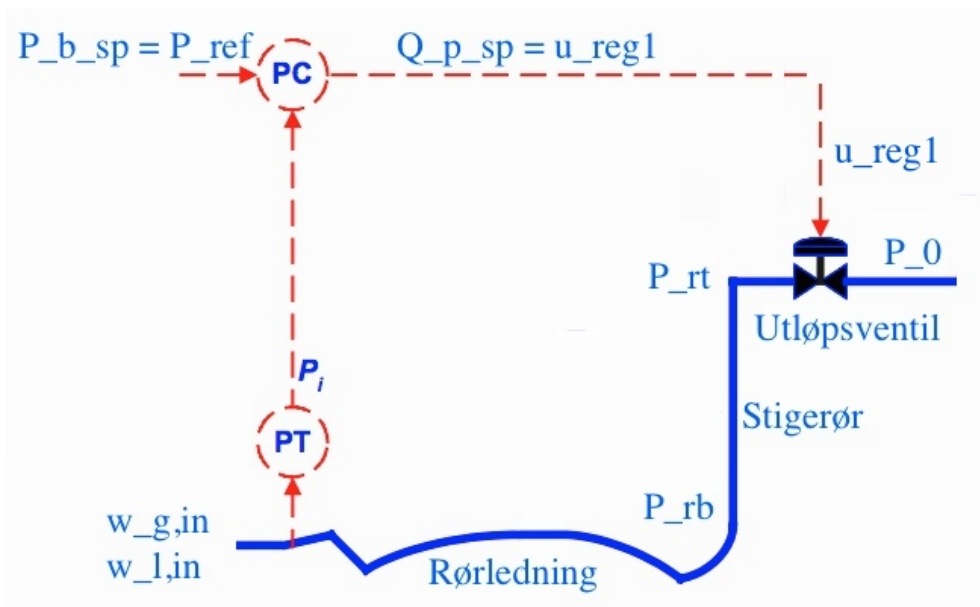
I figur 5.2 vises det at P_1 og P_{2_t} faller fra henholdsvis $1.364 \cdot 10^5$ Pa og $1.138 \cdot 10^5$ Pa til omtrent $1.345 \cdot 10^5$ Pa og $1.121 \cdot 10^5$ Pa. Det oppstår noen trykksvingninger før det stabiliserer seg på nytt. Det er da å anta at denne verdien er relativt nær den maksimale ventilåpningen, for et stabilt system uten regulering.

Til slutt kjøres det et sprang i z_1 fra 14.9% til 15.9%. Av figur 5.3, kan man se at trykket oscillerer og ikke stabiliserer seg ved et lavere trykk, slik tilfellet var både ved sprang fra 4% til 5% og fra 12% til 13%. De stående svingningene er et tegn på at ventilåpningen er kritisk. Det vil si at systemet uten noen form for regulering blir ustabil ved en ventilåpning, $z_1 = 15.9\%$. Ved denne ventilåpningen oscillerer trykket P_1 mellom omtrentlig $1.32 \cdot 10^5$ Pa og $1.30 \cdot 10^5$ Pa.



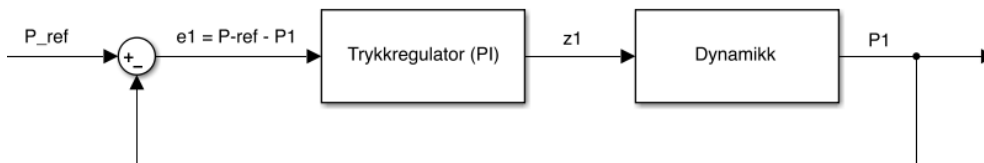
Figur 5.3: Figuren illustrerer et uregulert system med sprang i ventilåpning fra 14.9% til 15.9%

5.3 Simuleringer ved trykkregulering



Figur 5.4: Figuren illustrerer hvor trykk måles ved trykkreguleringen. Figuren baserer seg på fig. 3 i (Godhavn et al., 2005)

I dette delkapittelet presenteres resultater av modellens dynamikk når trykkregulering benyttes. Dette blir gjort for å vise i hvilken grad en trykkregulering fører til at man kan ha stabil strømning ved større ventilåpninger. En større ventilåpning gir som vist i figur 5.1 til figur 5.3 et lavere trykk i rørledningen. Fordelen ved å implementere trykkregulering er at det viser seg at man klarer å oppnå stabil strømning ved større ventilåpninger. Et negativt element kan være kostnaden en regulator og tilhørende sensorer medfører. I figur 5.4 måles trykket ved en trykktransmitter (PT) og vises til venstre i figuren. Klarer man å regulere trykket på denne måten, vil denne løsningen bli hurtig inntjent, og kunne bidra til økt avkastning.



Figur 5.5: Figuren illustrerer det trykkregulerte systemet

Regulatorparameterne er funnet ved Ziegler-Nichols metode som ble presentert i delkapittelet *Metode for å finne kritisk forsterkning og periodetid*. Svingningsforløpene vist i figur 3.3 og i figur 3.4 illustrerer svingningsforløpet ved trykkregulering. Kritisk forsterkning og periodetid kan derfor finnes av de to sistnevnte figurene, som gir følgende parametre:

$$K_k = \frac{85 - 0}{134250 - 123333} \cdot \frac{4}{\pi} = 9.91 \cdot 10^{-3} \quad (5.1)$$

Topp til bunn for pådraget er her gitt i prosent, fra figur 3.3 vises det skalerte pådraget som brukes i ventilligningen, som er i området 0-1. Leser av kritisk periodetid:

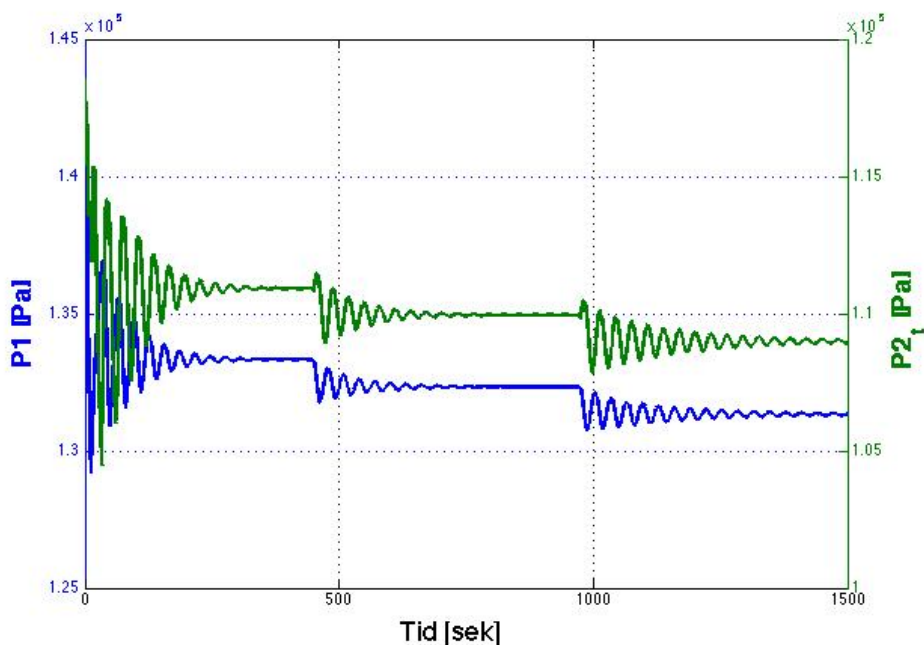
$$T_k = 375 - 333 = 42 \text{ sek} \quad (5.2)$$

Bruker Ziegler-Nichols metode for innstilling av PI-regulator, vist i tabell 3.2, som gir følgende parametre:

$$K_p = 0.45 \cdot K_k = 0.45 \cdot 9.91 \cdot 10^{-3} = 4.46 \cdot 10^{-3} \quad (5.3)$$

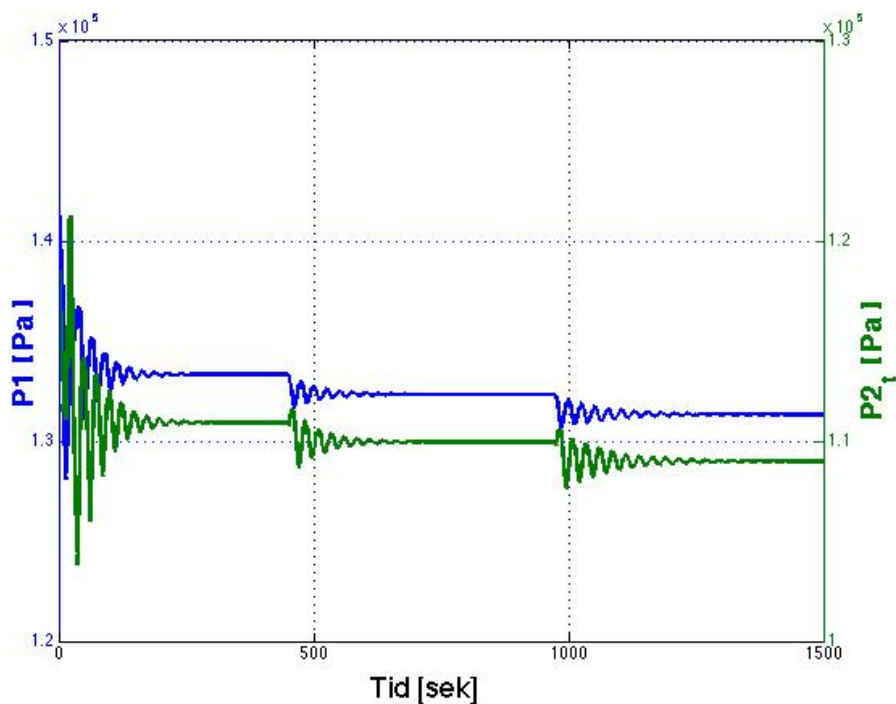
$$T_i = 0.85 \cdot T_k = 0.85 \cdot 42 = 35.7 \text{ sek} \quad (5.4)$$

Disse verdiene gir et svingeforløp som vises i figur 5.6.



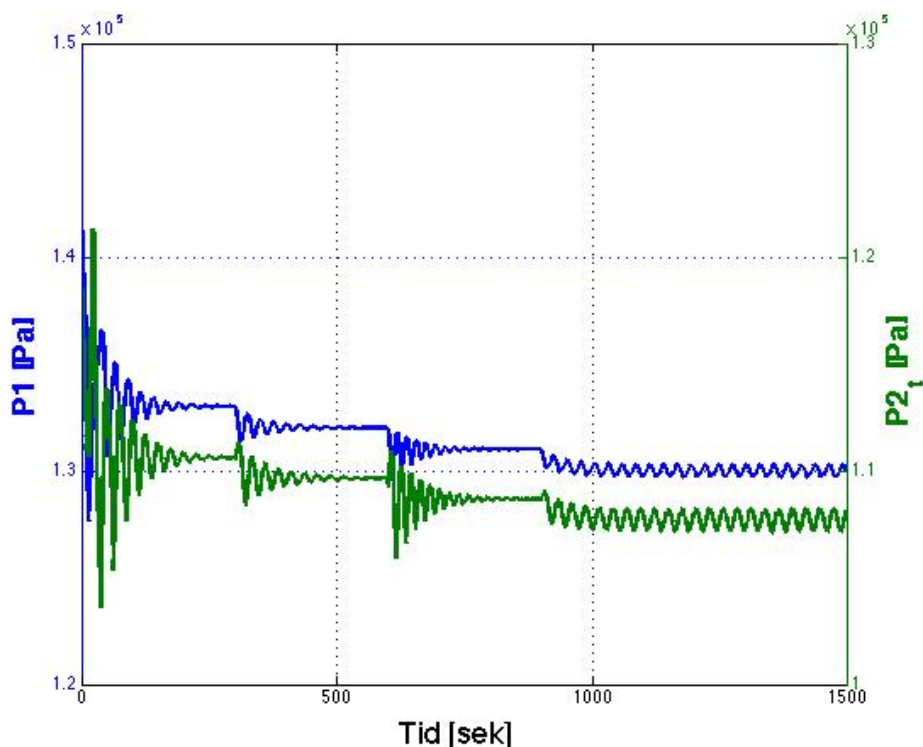
Figur 5.6: Figuren illustrerer trykkregulering ved bruk av innjustering etter Ziegler-Nichols tommelfingerregler

Ved å benytte Ziegler-Nichols-innstillinger for PI-trykkregulering har systemet den samme grensen for hvor lavt trykkreferansen på inngangstrykket kan være, før det oppstår stående svingninger i både prosess- og pådragsverdi, slik det vises i figur 5.3. Regulatoren med disse parameterne fører dermed ikke til noen signifikant bedring av systemets stabile område. Velger derfor å se på om etterjustering av regulatorparameterne kan bedre dette noe. Ved å øke proporsjonalforsterkningen med 50 %, hvilket gir $K_{p-ny} = 1.49 \cdot 10^{-2}$ og bruke den samme T_i , blir trykkreguleringen som vist i figur 5.7 .



Figur 5.7: Figuren illustrerer trykkregulering ved bruk av etterjustering av Ziegler-Nichols parametrene

Fra figur 5.7 vises det at reguleringen blir noe bedre enn da de opprinnelige parameterne ble brukt. Trykket stabiliseres ved trykkreferansen $P_{ref} = 1.31325 \cdot 10^5 \text{Pa}$. Ved dette trykket stabiliseres z_1 ved 20.0%. Men ved $P_{ref} = 1.30 \cdot 10^5 \text{Pa}$ klarer ikke trykkreguleringen å stabilisere trykket, og det oppstår på nytt svingninger. Dette vises i ved det siste spranget i figur 5.8.

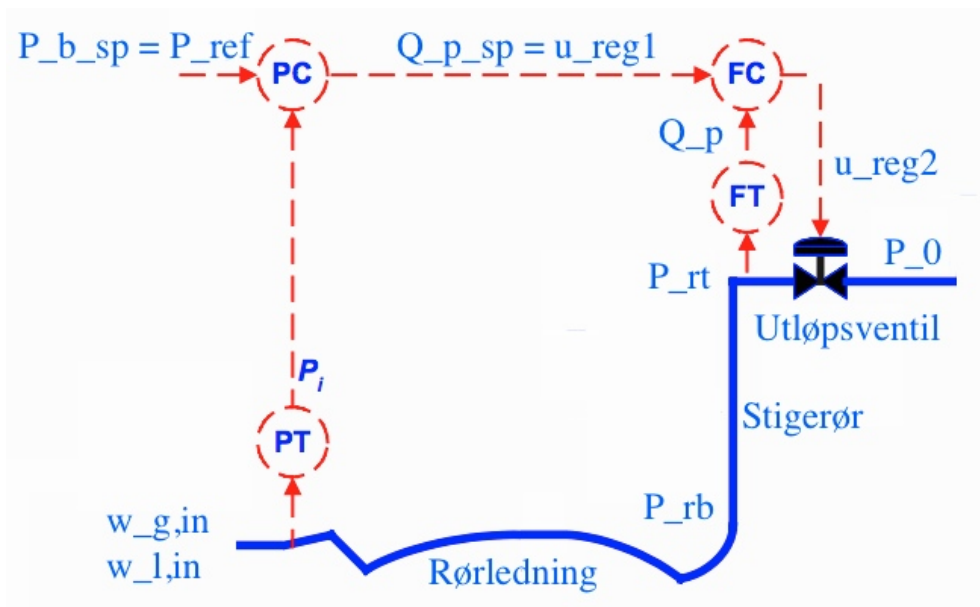


Figur 5.8: Figuren illustrerer hvor lav trykkreferanse reguleringen klarer å stabilisere

Oppsummert viser det seg at ved trykkregulering som beskrevet over, fører til at systemet stabiliserer seg, og det er mulig å ha et noe lavere trykk i inngangen til systemet enn for det uregulerte systemet. Regulatoren klarer å stabilisere seg ved sprang i trykkreferansen som gir gir en stasjonær ventilåpning på opptil 20%. Til sammenligning ble det uregulerte systemet ustabil ved et sprang i ventilåpningen fra 14.9% til 15.9%. Noe som vil si at det er en relativ økning i ventilåpningen på

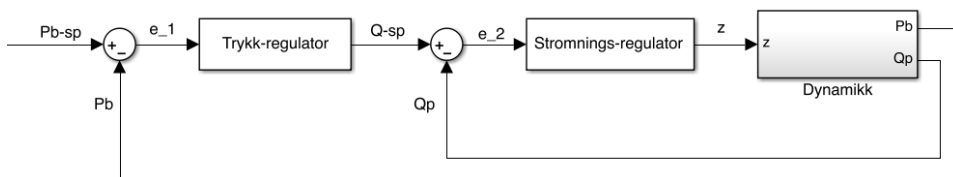
$$\text{Relativ økning} = \frac{20.0 - 15.9}{15.9} \cdot 100\% = 25.8\% \quad (5.5)$$

5.4 Simuleringer ved kaskaderegulering



Figur 5.9: Figuren illustrerer hvor trykk og strømning måles ved kaskadereguleringen. Figuren baserer seg på fig. 3 i (Godhavn et al., 2005)

Her blir simuleringresultatene fra kaskadereguleringen presentert. Dette gjøres for å vise i hvilken grad en serie-/ kaskaderegulering klarer å stabilisere ved større ventilåpninger enn det uregulerte og det trykkregulerte systemet som er presentert i tidligere kapitler. En kaskaderegulering i et virkelig anlegg trenger flere sensorer enn ved kun trykkregulering. Det trengs blant annet en sensor som måler strømmingen ved toppen av stigerøret, som gjør at innstallingskostnaden av en slik regulering blir noe dyrere enn om man velger trykkregulering. Strømningsmåleren (FT) illustreres i figur 5.9. Trykket måles med en med en trykktransmitter (PT) som vist til venstre i samme figur. Slik det blir illustrert i figur 5.10 er den indre sløyfen regulering av strømmingen, mens den ytre sløyfen er regulering av trykket.



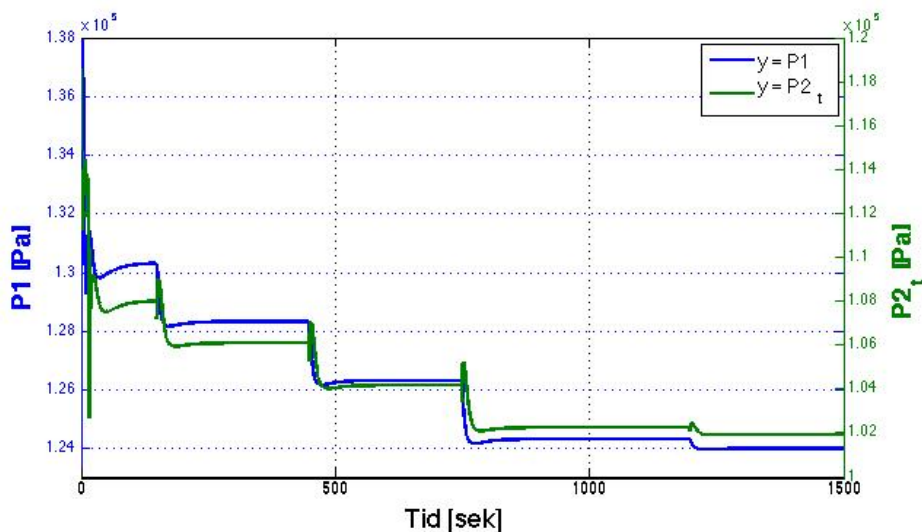
Figur 5.10: Figuren illustrerer kaskaderegulering med strømnings- og trykkregulering

For å tune strømningsregulatoren brukes et forslag til innstillinger, gitt i (Godhavn et al., 2005). Her blir en PI-regulator med følgende parametere foreslått: Proporsjonalforsterkning, K_p :

$$K_p = \frac{a}{K} \sqrt{\frac{\rho_p}{\Delta P_c}} \quad (5.6)$$

Hvor a er en tuningparameter, som typisk er i området 0.3 - 2.0, K er en ventilkonstant, ρ_p er flerfasens densitet ved toppen av stigerøret, og ΔP_c er trykkfallet over utløpsventilen. Integraltiden T_i settes som anbefalt lik ventilkonstanten T_v . Etter diskusjon med veileder antas ventilen å være relativt hurtig og det er valgt å sette $T_v = 3\text{sek}$. På denne måten oppfylles også kravet om at den indre reguleringsløyfen må være vesentlig raskere enn den ytre reguleringsløyfen i en kaskaderegulering.

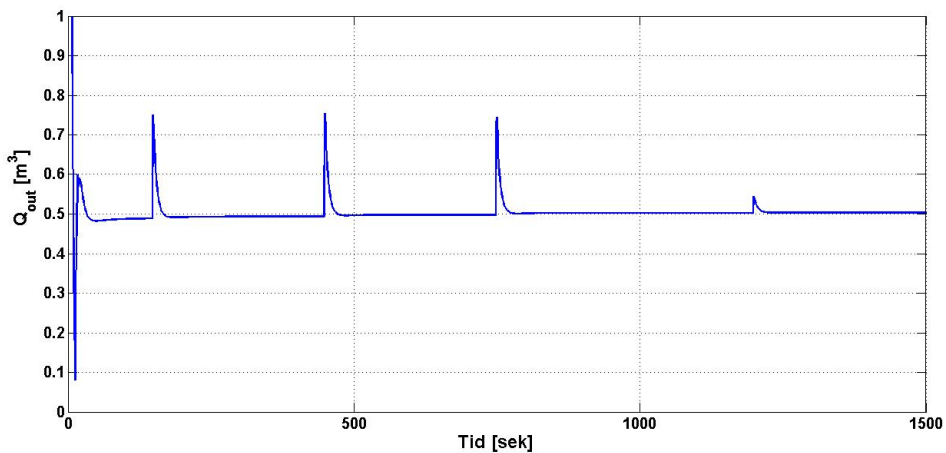
Ved å bruke denne metoden for tuning av strømningsregulatoren, tuningparameteren $a = 0.5$, og parameterne funnet til trykkregulatoren i forrige delkapittel for trykkregulatoren får man en kaskaderegulering som fungerer som vises i figur 5.11. Figuren viser at det med denne metoden er mulig å ha stabilt trykk i P_1 ved lavere trykkreferanser, enn hva som var mulig ved både det uregulerte og det trykkregulerte systemet. Denne metoden er dermed den beste av de tre.



Figur 5.11: Figuren illustrerer hvordan kaskadereguleringen regulerer ved sprang i inngangstrykket

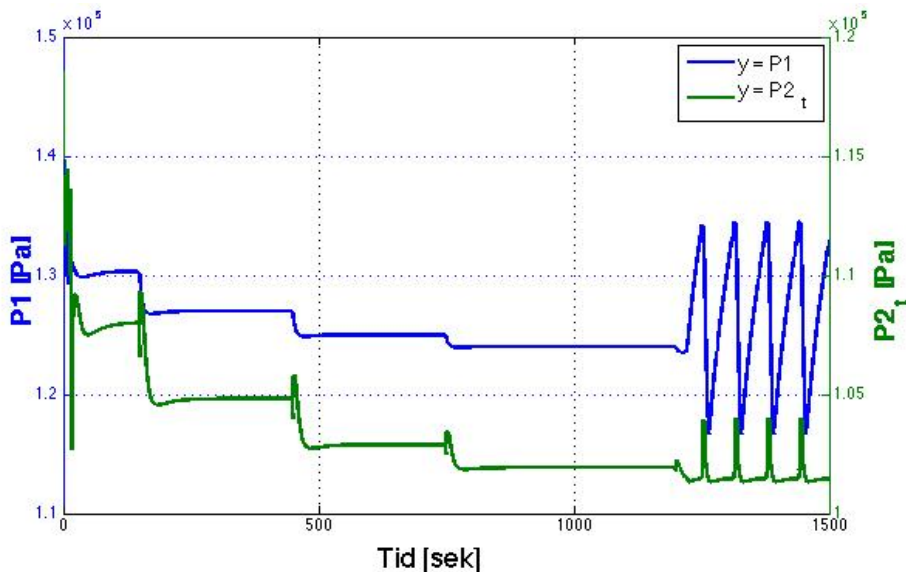
Det laveste referansetrykket som går med disse regulatorinnstillingene er ved et referansetrykk, $P_{ref} = 1.24 \cdot 10^5 \text{ Pa}$. Ved dette inngangstrykket stabiliserer ventilåpningen seg rundt $z_1 = 0.56$, som tilsvarer 56% og vises i figur 5.14. Det faktum at denne regulatorstrukturen stabiliserer trykket ved en lavere P_{ref} , vil i et virkelig anlegg føre til at man kan produsere lenger fra reservoaret, enn ved kun å bruke trykkregulering.

I figur 5.12 presenteres utstrømningen Q_{out} . Det er verdt å merke seg at reguleringen her klarer å stabilisere strømmingen. En annen viktig faktor som vises i figuren er at Q_{out} stasjonært sett er like stor selv om z_1 åpner mer. Dette skyldes at innstrømningen er satt konstant. I et virkelig system ville utstrømningen økt ved større z_1 .

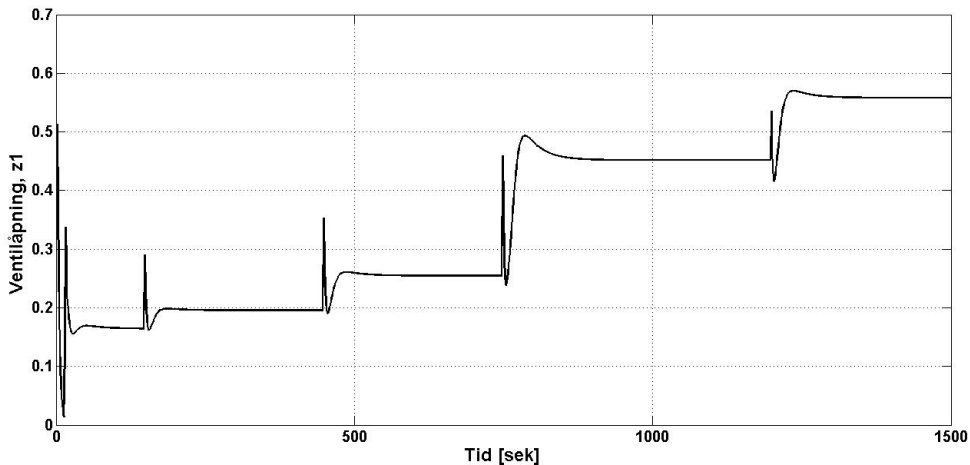


Figur 5.12: Figuren illustrerer at kaskadereguleringen klarer å holde utstrømningen konstant ved ulike trykk på ingangen til systemet

Figur 5.13 viser de samme sprangene som vist i figur 5.11, men viser i tillegg spranget hvor $P_{ref} = 1.235 \cdot 10^5 \text{Pa}$. Her vises det at reguleringsystemet ikke klarer å stabilisere trykket P_1 og at det dermed blir ustabil.



Figur 5.13: Figuren illustrerer at kaskadereguleringen klarer å stabilisere et referansetrykk ned til og med $P_{ref} = 1.24 \cdot 10^5 \text{Pa}$



Figur 5.14: Figuren viser ventilåpningen ved kaskadereguleringen med sprang i trykkreferansen som vist i figur 5.11

Av figur 5.14 kan man se hvordan ventilen åpner og lukker for å møte trykkreferansen ved samme kjøring som i figur 5.11. Førsteaksen går over 1500 sekunder og er den samme i både i figur 5.11 og i figur 5.14.

Ved første referansetrykk er $P_{ref} = 1.30325 \cdot 10^5 \text{Pa}$, og ventilen justerer inn til passende åpning og stabiliserer seg rundt 16.5%. Etter første sprang i referansetrykk til $P_{ref} = 1.28325 \cdot 10^5 \text{Pa}$ kommer en veldig brå endring i z_1 som skyldes p-pådraget fra regulatoren, før z_1 stasjonært regulerer til 19.5%. Ved sprang nummer to i referansetrykket til $P_{ref} = 1.26325 \cdot 10^5 \text{Pa}$ justerer ventilen seg med samme karakteristikk, og regulerer seg inn ved 22.5%. Deretter ved et sprang i referansetrykket til $P_{ref} = 1.24325 \cdot 10^5 \text{Pa}$ justerer ventilen seg inn rundt 45.2%. Her er det umiddelbare p-pådraget man kunne se ved de to forrige sprangene omtrent like stort som stasjonært pådrag og dermed ventilåpning. Fra og med det siste spranget er $P_{ref} = 1.24 \cdot 10^5 \text{Pa}$, og ventilåpningen blir justert inn rundt 55.8%. Ved dette spranget er for første gang den stasjonære ventilåpningen signifikant større en det brå p-pådraget som oppstår etter hvert sprang. De tre første sprangene i trykkreferansen er $-0.02 \cdot 10^5 \text{Pa}$ og det siste spranget er $-3.25 \cdot 10^2 \text{Pa}$. Ser da av figur 5.14 at det kreves en større endring i z_1 ved lavere trykkreferanser, selv om sprangene er like store. Eksempelvis endres ventilåpningen med $(19.5 - 16.5)\% = 3.0\%$ ved det første spranget, mens den endres $(45.2 - 22.5)\% = 19.7\%$ ved det nest siste spranget.

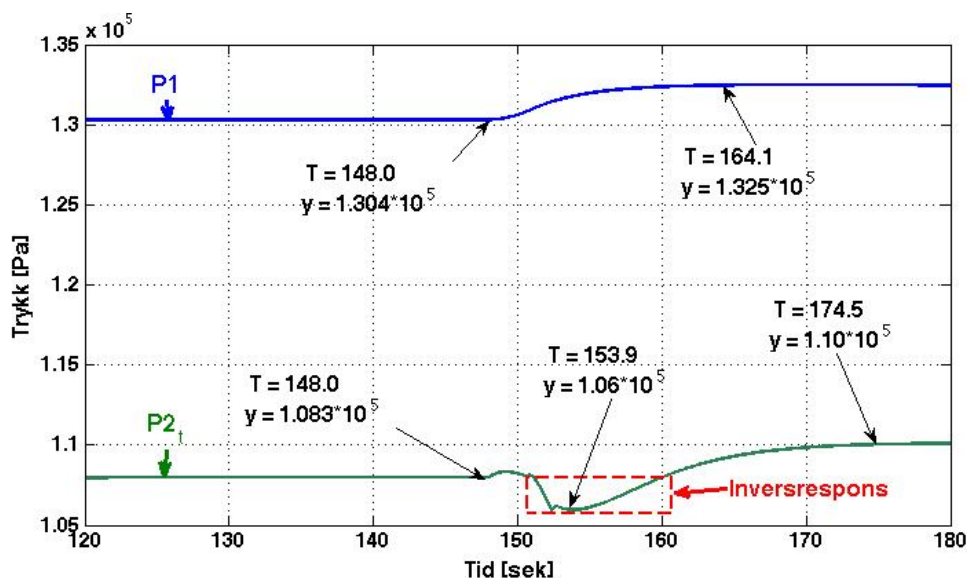
Den vanlige måten å tune kaskaderegulering er å først tune regulatoren i den indre sløyfen, deretter tune regulatoren i den ytre sløyfen. I dette prosjektet ble forsøkt å tune regulatoren i den indre sløyfen, strømningsregulatoren, slik det blir foreslått i (Godhavn et al., 2005). Deretter ble det forsøkt å bruke parameterne som ble funnet ved Ziegler Nichols metode i den ytre sløyfen, trykkreguleringen, og det ga svært gode resultater. Disse parameterne ble etter avtale med veileder valgt å brukes.

5.5 Inversrespons i trykket ved toppen av stigerøret

I dette delkapittelet presenteres en fysisk egenskap som er meget sentral i forhold til hvilke regulatorstruktur som burde benyttes, og om det er mulig å benytte passivitetsbaserte løsninger til valg av regulatorstruktur. Denne fysiske egenskapen kan sees i figurer som viser responsen i P_{2t} . Ved endringer i modellens inngangstrykk, justeres ventilåpningen z_1 for å oppnå et referansetrykk. Slik det ble beskrevet i kapittel 3.2.8. Når ventilen åpner eller struper, forventer man at trykket foran ventilen henholdsvis minker eller øker. Dette er tilfellet om man ser på den stasjonære trykkendringen i både P_1 og P_{2t} . Ser man derimot på den transiente responsen er ikke dette tilfellet. Transient endrer trykket P_1 verdi som forventet, i samme vei som den stasjonære endringen. P_{2t} får derimot en transient respons som er motsatt av den stasjonære endringen. Denne responsen kalles en **inversrespons**.

I og med at inversresponsen er en avgjørende faktor i forhold til valg av regulatorstruktur, er det valgt å presentere denne detaljert og vise hvilke parametere som inngår og hvordan disse blir påvirket. Dette har ikke, så vidt kandidaten er gjort kjent med, blitt presentert på en oversiktlig måte tidligere. Men det har blitt kort forklart i (Godhavn et al., 2005).

Det er utført en simulering av modellen med et sprang i referansetrykket, P_{ref} . Spranget er ved 148 sekunder og P_{ref} endres fra $P_{ref} = 1.30325 \cdot 10^5$ Pa til $P_{ref} = 1.32325 \cdot 10^5$ Pa . Resultater fra denne simuleringen vises i figur 5.15 til figur 5.20.



Figur 5.15: Figuren illustrerer inversresponsen som oppstår i P_{2t}

I figur 5.15 er inversresponsen i P_{2t} tydeliggjort med rødt. Videre er trykket, som vises ved “y”, notert ved ulike tidspunkter T i simuleringen. Det vises at den første endringen i både P_1 og P_{2t} skjer samtidig, men at P_1 oppnår stasjonært trykk tidligere enn P_{2t} etter spranget. P_1 oppnår stasjonært trykk i løpet av 15.1 sekunder, mens P_{2t} bruker 26.5 sekunder på det samme.

Ved å studere **væskemengden ved overgangen fra rørledning til stigerør**, viser figur 5.18 at det akkumuleres væske like etter strupingen i utløpsventilen. Dette kan forklares med at en mindre åpning fører til mindre massestrøm gjennom ventilen. I en kort periode vil det da være større massestrøm inn i stigerøret enn ut, som resulterer i akkumulering av væske. Væskeakkumulering blir illustrert i figur 5.18. I en kort periode dekker væsken hele rørtverrsnittet, og gassen blir hindret i å strømme fritt. Med akkumulering av væske ved overgangen fra rørledning til stigerør, og en transient mindre utstrømning, får man et midlertidig mindre trykkfall, ΔP over utløpsventilen. Sammenhengen mellom masseutstrømning og ΔP er gitt i ligning (3.46). Her er P_{2t} gitt av

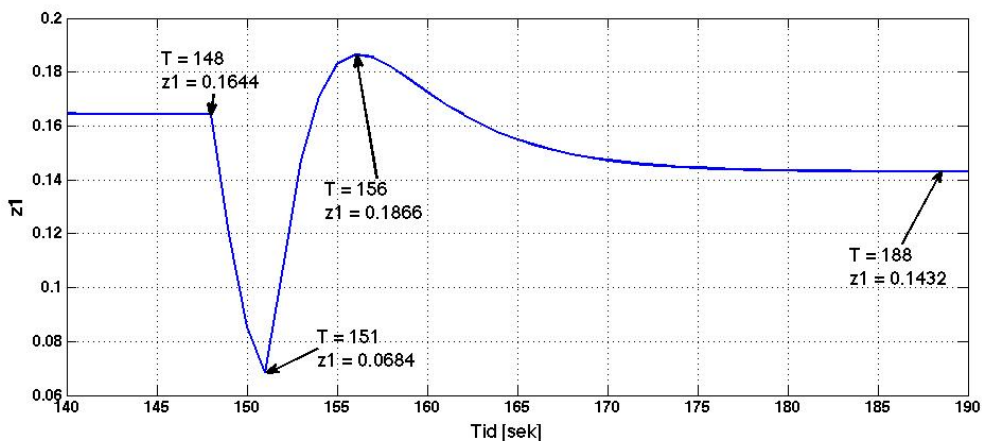
$$P_{2t} = P_0 + \Delta P \quad (5.7)$$

hvor

$$\Delta P = P_{2t} - P_0 \quad (5.8)$$

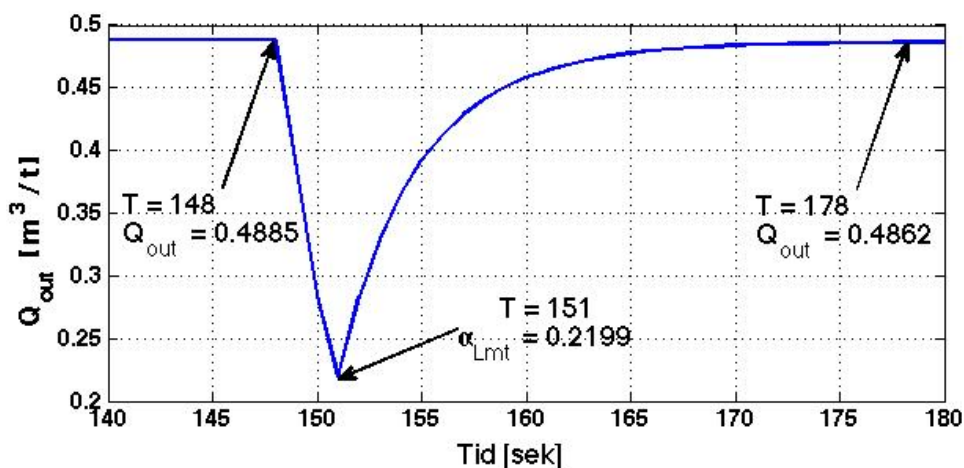
hvor P_0 er definert til å være én bar, vil følgelig P_{2t} minke, for å oscillere mot en ny likevekt.

Ventilåpningen for den samme simuleringen vises i figur 5.16. Figuren viser at ventilen først strupes, før den reguleres inn mot en passende ventilåpning. Stasjonært er ventilåpningen noe mindre enn opprinnelig. Resultatet er som er forventet, da spranget P_{ref} er positivt.



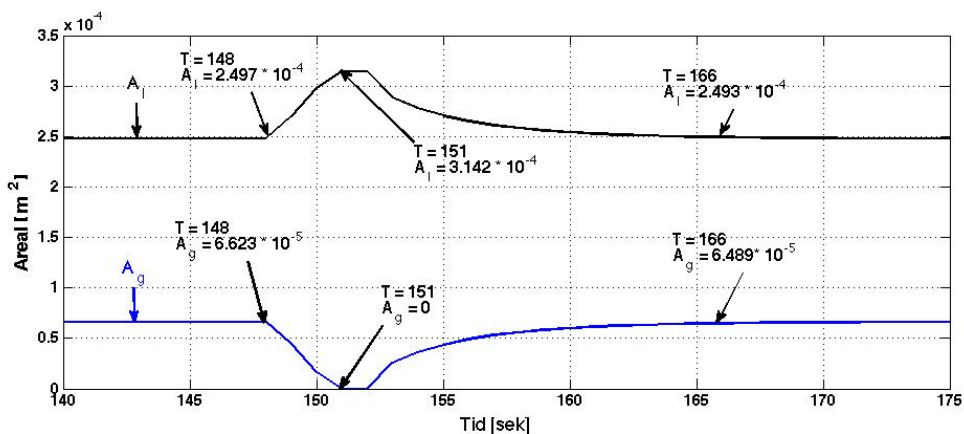
Figur 5.16: Figuren illustrerer z_1 ved et positivt sprang i P_{ref}

Volumutstrømmingen, Q_{out} illustreres i figur 5.17. Umiddelbart etter strupingen dropper utstrømmingen fra omtrent $0.49 \frac{\text{m}^3}{\text{t}}$ til $0.21 \frac{\text{m}^3}{\text{t}}$. Dette droppet tilsvarer omtrent 60 % av opprinnelig verdi, før det reguleres tilbake til opprinnelig verdi. Q_{out} oppnår stasjonærverdi samtidig som P_{2t} , som ble vist i figur 5.15. Dette er i samsvar med ligning (5.8).



Figur 5.17: Figuren illustrerer Q_{out} ved et positivt sprang i P_{ref}

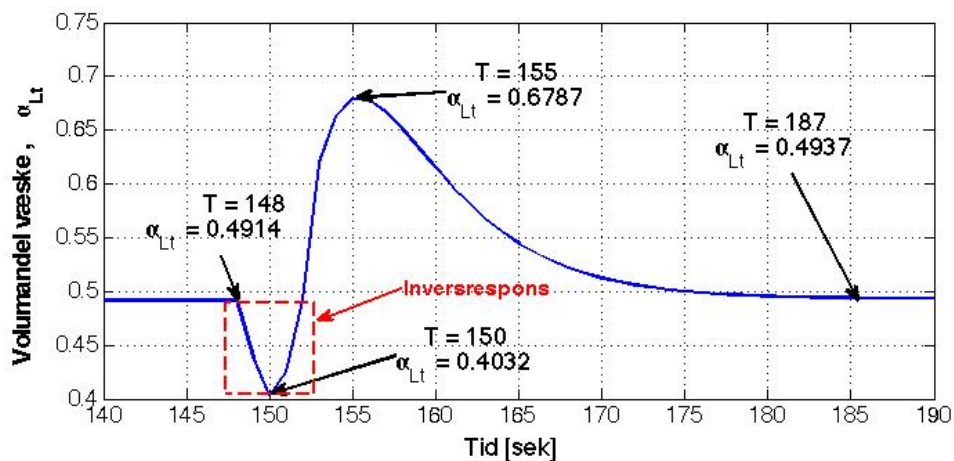
Figur 5.18 illustrerer hvor stort tverrsnitt de to fasene dekker i rørledningen ved overgangen fra rørledning til stigerøret. Den øvre grafen viser arealet dekket av væske A_l , og den nedre viser arealet dekket av gass A_g . Her vises det tydelig at væske akkumuleres like etter spranget, før A_l stabiliserer seg ved samme verdi som før spranget. Tilsvarende skjer for A_g , bare speilet om $\frac{A_p}{2}$. Dette er logisk, i og med at denne modellen baserer seg på konstant innstrømningsrater av olje og gass. Det er også å vente at responsene er speilet om $\frac{A_p}{2}$, da A_p er summen av de to tverrsnittene, som presentert i ligning (3.35).



Figur 5.18: Figuren illustrerer A_l og A_g ved et positivt sprang i P_{ref}

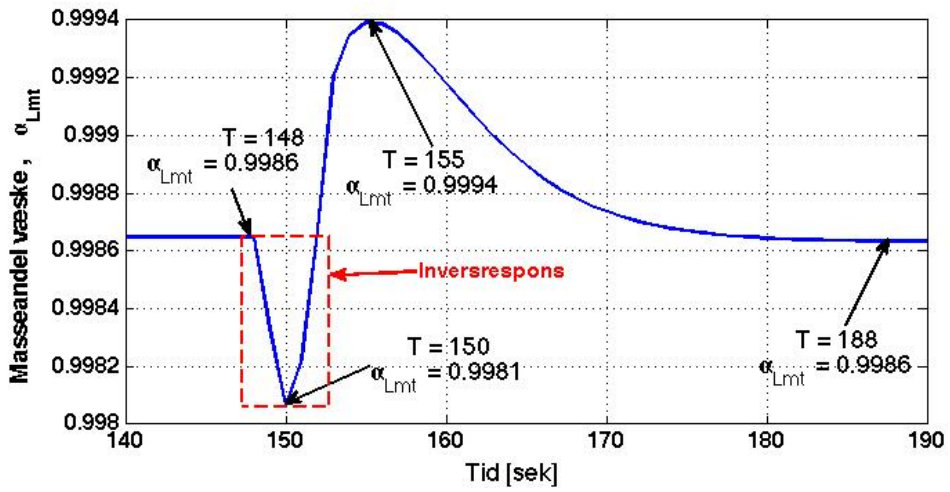
Fra simuleringresultatene kom det frem et meget interessant resultat når det gjelder volumutstrømningen, Q_{out} . Det kommer frem at Q_{out} ikke har inversresponsen slik som P_{2t} . Inversresponsen gjelder med andre ord kun for trykket i toppen av stigerøret, og ikke for strømmingen. Simuleringen av Q_{out} vises i figur 5.17. Ved struping av ventilen minker utstrømningen, som forklart innledningsvis. Sammenligner man denne responsen med resultatet vist i figur 5.18 kan man se at utstrømningsraten Q_{out} når sitt laveste punkt samtidig som A_l når sin høyeste verdi.

Simuleringresultatene av volumandelen av væske ved toppen av stigerøret, α_{lt} illustreres i figur 5.19. Det oppstår en transient inversrespons etter spranget før α_{lt} stiger og på på det meste fyller omtrent to tredjedeler av tverrsnittet. Etter dette avtar α_{lt} og regulerer seg mot stasjonær verdi. Stasjonært er α_{lt} like stor som før spranget, omtrent 49%.



Figur 5.19: Figuren illustrerer α_{Lt} ved et positivt sprang i P_{ref}

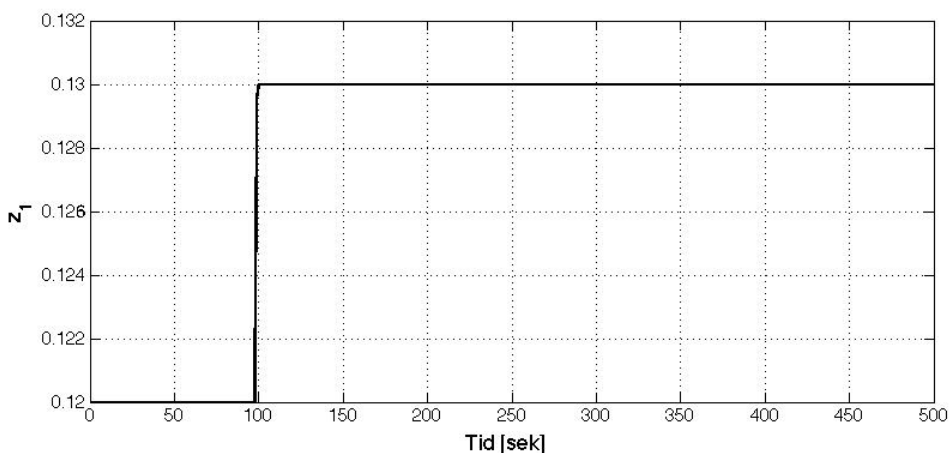
Figur 5.20 illustrerer masseandelen av væske ved toppen av stigerøret, α_{lmt} . Av figuren vises det at responsen er tilnærmet identisk responsen vist i figur 5.19. Det er likevel en vesentlig forskjell. Sammenligner man andreaksene i disse figurene kan man se at ved $\alpha_{lt} = 49\%$ så er $\alpha_{lmt} \approx 99.99\%$.



Figur 5.20: Figuren illustrerer α_{Lmt} ved et positivt sprang i P_{ref}

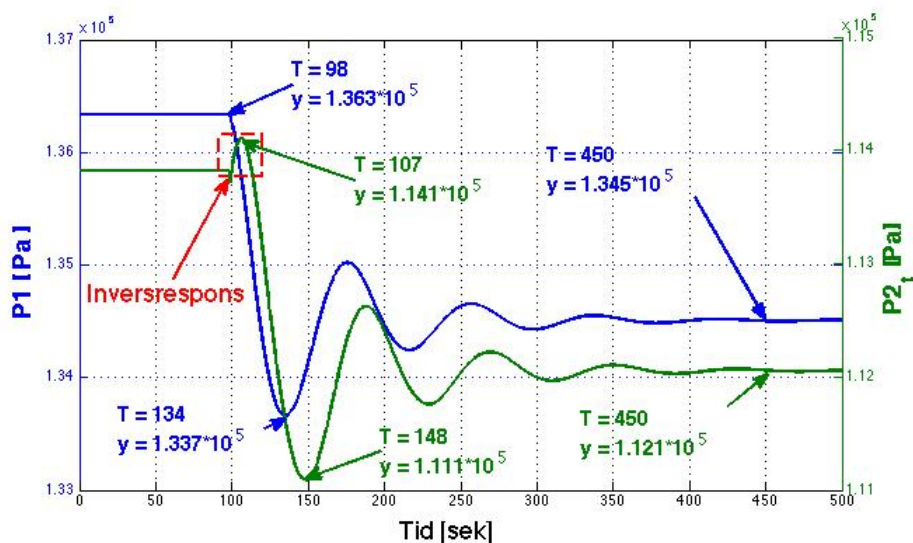
5.6 Inversrespons for systemet uten tilbakekobling

I det siste delkapittelet av simuleringskapittelet, utføres en simulering av systemet uten tilbakekobling. Det er utført et sprang i z_1 fra 12% - 13 % som vises i figur 5.21. Spranget utføres ved 98 sekunder og responsene av P_1 , P_{2t} , Q_{out} , A_g , A_l , α_{Lt} og α_{Lmt} vises i figur 5.22 til figur 5.26. Tidligere er det utført et sprang i P_{ref} og dette delkapittelet vil styrke resultatene ved å vise at inversresponsen oppstår også ved å utføre et sprang i z_1 .



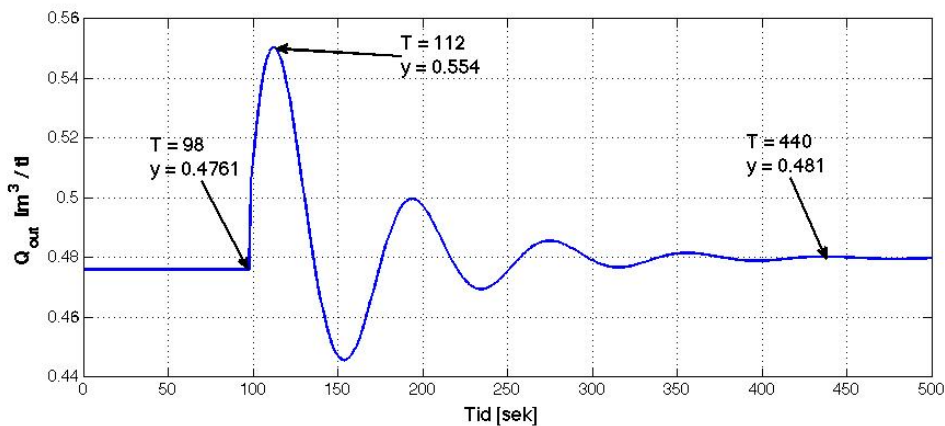
Figur 5.21: Figuren illustrerer spranget i z_1 fra 12% til 13%

Spranget er ved 98 sekunder og figur 5.22 illustrerer trykkresponsen i P_1 og P_{2t} . Figuren bekrefter at det også ved sprang i z_1 oppstår en inversrespons i P_{2t} , og at den ikke oppstår i P_1 . Ser av figuren at det laveste trykket for P_1 oppstår ved 134 sekunder, mens det oppstår ved 148 sekunder for P_{2t} som får en forsinket respons på grunn av inversresponsen. Trykkene oppnår stasjonær verdi omtrent samtidig.



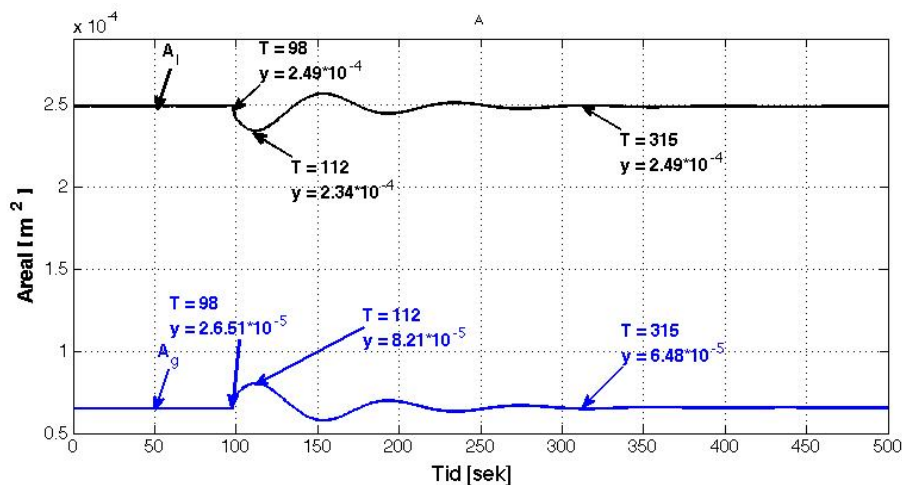
Figur 5.22: Figuren illustrerer trykkresponsen i P_1 og P_{2t} ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%

Responsen som oppstår i utstrømningsraten Q_{out} vises i figur 5.23. Figuren viser at utstrømningens transient øker verdi, før den stasjonært stabiliserer seg ved omtrent samme utstrømningsrate. Dette resultatet er å vente, da en økt ventilåpning burde gi økt utstrømning. Stasjonært vil utstrømningen være som den opprinnlige verdien, da innstrømningen er satt konstant både for olje og gass.



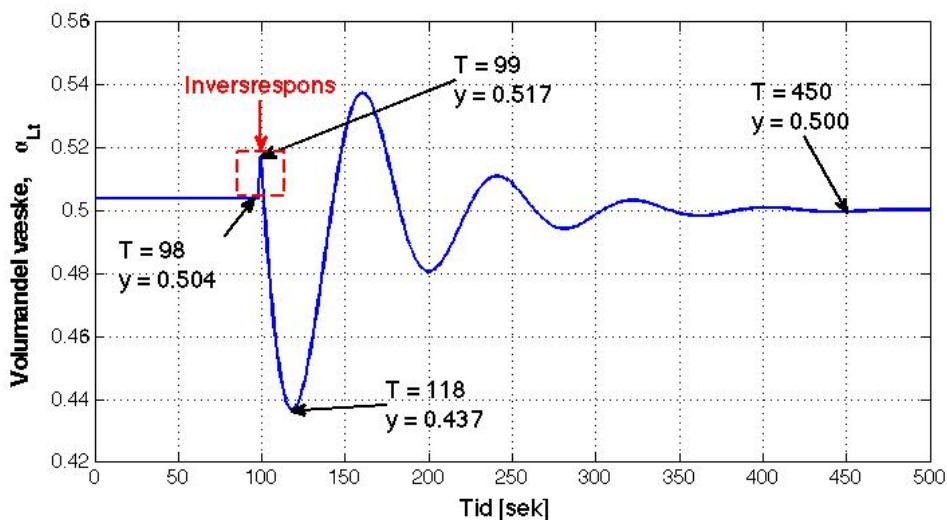
Figur 5.23: Figuren illustrerer responsen i Q_{out} ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%

I figur 5.24 vises det hvordan A_g og A_l påvirkes av en økning i z_1 fra 12% til 13%. De to responsene skjer samtidig, men de er naturlig nok motsatte rettet. Dette er å vente da de to fasene fyller hele røret, hvor en økning i den ene fasen må føre til en like stor minkning i den andre fasen.

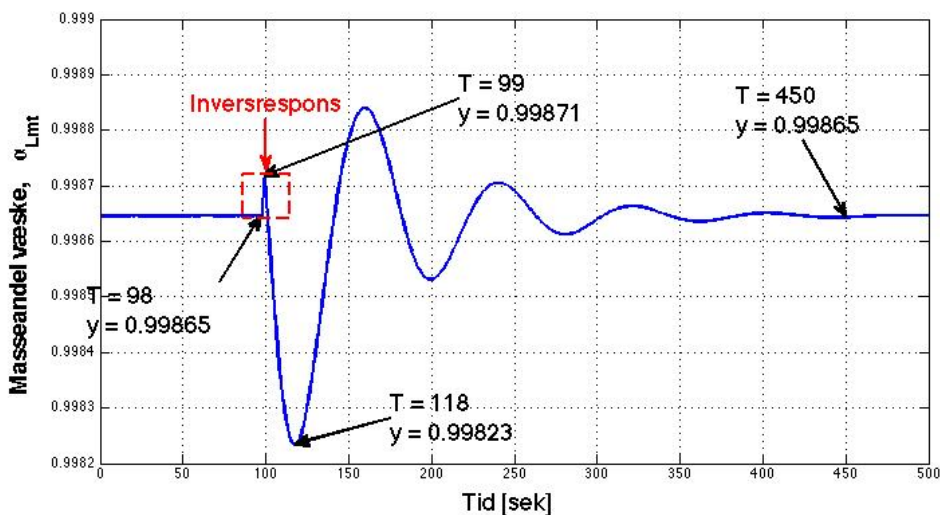


Figur 5.24: Figuren illustrerer endringer i A_g og A_l ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%

De to siste figurene viser α_{Lt} og α_{Lmt} henholdsvis i figur 5.25 og 5.26. Figurene har identiske responser om man ser i forhold til tidsaksen. Det er likevel en stor forskjell mellom volumandelen væske som vises i figur 5.25 og masseandelen væske som vises i 5.26. Av figurene kommer det frem at ved en tilnærmet lik volumandel av væske og gass ved toppen av stigerøret, utgjør α_{Lmt} nesten 99.99%. Omregnet vil det si at ti tonn flerfase, består av et kilo gass og resten er olje.



Figur 5.25: Figuren illustrerer endringen i α_{Lt} ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%



Figur 5.26: Figuren illustrerer endringen i α_{Lmt} ved et sprang i z_1 fra 12% til 13%

Kapittel 6

Diskusjon

I denne oppgaven er en forenklet dynamisk modell av et rørledning - stigerør system med fire ulike tilstander undersøkt. Det er undersøkt ved simuleringer hvilken ytelse ulike regulatorstrukturer har for å stabilisere systemet. Her viste det seg at trykkreguleringen klarte å stabilisere systemet ved et noe lavere trykk enn ved testing av systemet uten tilbakekobling med en fast ventilåpningen på utløpet. Disse resultatene ble imidlertid ikke like gode som på antatt på forhånd, og det kan stilles spørsmålsteget ved om regulatorparameterne er tilstrekkelig godt innstilt i simuleringene.

Det ble utført en passivitetsanalyse av systemet, som viste at systemet kan stabiliseres av en passiv PI-regulator. Dette argumentet resulterte i at to PI-regulatorer ble satt i serie, hvor den ytre var trykk- mens den indre var en strømningsregulator. Ved tuning av denne kaskadereguleringen ble strømningsregulatoren tunet etter en metode som forklart i kapittel 5.4, mens trykkregulatoren beholdt sine parametre fra tidligere testing, hvor trykkregulatoren alene stod for regulering av systemet. Resultatene av kaskadereguleringen viste seg å bli meget gode og det ble derfor valgt å la parameterne være uendret. Da vanlig praksis er å først justere innersløyfen, med ytre regulator koblet ut, for så å justere den ytre sløyfen mens den indre regulerer, er det grunn til å tro at reguleringen kunne vært ennå bedre. Med tanke på at parameterne for den ytre sløyfen viste seg å ikke gi tilfredsstillende resultat kan det tenkes at det er den indre sløyfen som står for det aller meste av stabiliseringen, og at den ytre sløyfen faktisk gjør reguleringen dårligere enn om kun strømningsreguleringen hadde blitt testet.

Det er gjort flere antakelser ved denne forenkledte modellen. For eksempel er innstrømningsrater av olje og gass holdt konstant, for å eliminere alle faktorer som betrakter systemet før inngangen til rørledningen. Ved overgang fra trykkregulering til kaskaderegulering, er meningen at pådraget fra trykkreguleringen ikke lenger skal styre ventilåpningen, men være referanseverdien inn på strømningsregulatoren. For å få til dette ble det i kapittel 3.2.8 testet hvilken strømning en gitt ventilåpning ga. Simulering viste at en ventilåpning på 11.26% ga en strømning på $0.47 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$. Denne sammenhengen ble antatt lineær ved skalering, men denne antakelsen er ikke videre verifisert. Dette kan enkelt verifiseres ved å sjekke sammenhengen mellom ventilåpning og strømning ved ulike, store og små ventilåpninger.

Prosjektet baserer seg på en modell som er i liten skala sammenlignet med et typisk produksjonsanlegg for olje og gass hvor rørlengder er flere kilometer lange, og trykkene er i størrelsesorden 200 - 300 bar. Til sammenligning er rørledningen i denne modellen fem meter lang, og inngangstrykket er omtrent 1.3 bar. Av den grunn hadde det vært interessant å se i hvilken grad resultatene i dette prosjektet stemmer overens ved en oppskalering av modellen.

Kapittel 7

Konklusjon

Denne oppgaven har beskrevet arbeidet som er utført i forbindelse med denne masteroppgaven ved Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk ved NTNU, våren 2014. Det er presentert en dynamisk modell for flerfase rørstrømning fra inngangen til en rørledning til og med utløpsventilen på toppen av stigerøret. Flerfasen som er studert har bestått av fasene olje og gass. Hensikten med oppgaven var å simulere en dynamisk modell for flerfase rørstrømning, utføre en passivitetsanalyse av systemet og teste ulike regulatorstrukturer for å avgjøre ytelsen av slug-regulering ved de ulike regulatorstrukturene. Intensjonsnen var også å vurdere om passivitetsbaserte løsninger til valg av regulatorstruktur er hensiktsmessig. Etter avtale med veileder er det bestemt å se bort i fra en bunnventil i denne modellen.

Simuleringer viser at det oppstår en inversrespons i P_{2t} . Dette har hatt stor betydning for prosjektet da det viste seg at systemet stod i sterk kontrast til typisk gasstrømning, som først ble antatt. Inversresponsen viste seg derimot kun å gjelde trykk, og ikke strømmingen ved toppen av stigerøret.

Resultatene viser at ved en trykkregulering med P_1 som måling til å styre utløpsventilen z_1 med $K_p = 1.49 \cdot 10^{-2}$ og $T_i = 35.7\text{sek}$ klarer å stabilisere systemet ved negative sprang i trykkreferansen ned til $P_{ref} = 1.31325 \cdot 10^5\text{Pa}$. Ved dette trykket er $z_1 = 20.0\%$.

Kaskadereguleringen som er presentert i kapittel 5.4 består av to PI-regulatorer i kaskade. Den ytre sløyfen er en trykkregulering, mens den indre regulerer i forhold til strømning. PI-regulatoren for systemet med z_1 som pådrag og w_{out} som måling er valgt da passivitetsanalysen viser at en passiv PI-regulator vil stabilisere systemet. Ved

kaskadereguleringen ble trykkregulatorens parametere holdt konstant fra før strømningsregulatoren ble implementert. Strømningsregulatoren ble justert slik det beskrives i kapittel 5.4. I strømningsregulatoren er proporsjonalforsterkningen mye større enn i trykkregulatoren, og beregningen av K_p er basert på trykkfallet Δ_P over ventilen, og er dermed ikke konstant. Strømningsregulatorens integrasjonstid er valgt relativt rask, hvor $T_i = 3\text{sek}$. Med disse regulatorinnstillingene klarer kaskadereguleringen å stabilisere systemet ved sprang i trykkreferansen ned til $P_{ref} = 1.24 \cdot 10^5\text{Pa}$, hvor $z_1 = 55.8\%$.

Kapittel 8

Videre arbeid

Det er flere problemstillinger i dette prosjektet som er av interesse å studere videre. Modellen som er testet ut i dette prosjektet er veldig liten i forhold til et virkelig produksjonsanlegg hvor rørledning og stigerør kan være flere kilometer lange. Det kan derfor være interessant å skalere opp modellen, studere hvordan dette påvirker ytelsen av reguleringssystemene, og i hvilken grad disse må tilpasses det oppskalerte systemet.

Det er gjort en forenkling ved å sette innstrømningsratene av olje og gass konstante, noe som ikke vil være reelt i et virkelig produksjonsanlegg. Dermed er det mulig å utvide modellen til å inkludere brønn og reservoar og på nytt teste ytelse av ulike regulatorstrukturer. Det er også mulig å implementere en bunnventil i overgangen fra brønnhodet til rørledningen. Eventuelt kan det sees på alternative plasseringer for optimal ytelse ved hjelp av denne ventilen.

Det kan undersøkes i hvilken grad antakelsen om lineær skalering av pådraget fra trykkreguleringen inn på strømningsreguleringen er reell eller om dette gir signifikante avvik fra faktisk verdi.

Det kan være av interesse å se i hvilken grad ytelsen av kaskaderegulering kan økes ved å justere denne med vanlig metode for denne type reguleringssystem. Det vil si å først justere innersløyfen med yttersløyfen utkoblet, og deretter justere yttersløyfen mens innersløyfen regulerer.

Referanseliste

- Bjørvik, K. and Hveem, P. (2010). *Reguleringsteknikk*. Kybernetes forlag.
- Conti, J. (2013). International energy outlook 2013 - with projections to 2040. Technical report, U.S. Energy Information Administration.
- Egeland, O. (1993). *Servoteknikk*. Tapir.
- Egeland, O. and Gravdal, J. T. (2003). *Modeling and Simulation for Automatic Control*. Marine Cybernetics.
- Godhavn, J.-M., Fard, M. P., and Fuchs H., P. (2005). New slug control strategies, tuning rules and experimental results. *Journal of Process Control*, (15).
- Godhavn, J.-M., Skofteland, G., and Kulset, T. (2008). Removal of heavy slugging in subsea by automatic control.
- Goual, L. (2012). *Crude Oil Emulsions- Composition Stability and Characterization Crude Oil Emulsions- Composition Stability and Characterization*, volume 230. InTech.
- Grieb, T. M., Donn, T. E., Collins, J., Radde, J., Parez, C., Smith, J. B., Rowe, G., Scott, S., and Ririe, G. T. (2008). Effects of subsea processing on deepwater environments in the gulf of mexico. Technical report, Tetra Tech, Inc.
- Jahanshahi, E. (2013). *Control Solutions for Multiphase Flow*. PhD thesis, norges teknisk-naturvitenskapelige universitet.
- Mørk, M. B. E. (2012). Petroleum geol.pdf. Powerpoint i forelesning.
- Solbraa, E. (1999). Ikke-likevekts termodynamikk rapport. <http://folk.ntnu.no/solbraa/research/rapport/hydrat.htm>.

Statoil (2009). Handling scale in oil production facilities.

<http://www.statoil.com/en/technologyinnovation/fielddevelopment/flowassurance>

Vedlegg A - Forstudierapport

Geir Tvetene Kristiansen

Passivitetsbasert slug-regulering

Forprosjekt

Februar 2014

Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk
Norges teknisk-vitenskapelige universitet

Veileder: Professor Olav Egeland

Innhold

1	Introduksjon	2
1.1	Bakgrunn	2
1.2	Mål for prosjektet	2
1.3	Hensikt	2
2	Metode	3
2.1	Fremgangsmåte	3
2.2	Rutiner	3
2.3	Litteratur	4
2.4	Milepæler	4
3	Prosjektoversikt	5
3.1	Rammeverk	5
3.2	Avvik	5
3.3	Begrensninger	5
4	Hierarkisk strukturert aktivitetsplan	6
A	Gantt- diagram	7
B	Oppgavetekst	9

Kapittel 1

Introduksjon

1.1 Bakgrunn

I oljebransjen har man mulighet til å sende olje og gass i samme rørledning fra reservoaret til prosessanlegget på land. Dersom dette løses på en god måte kan dette fort bli mer gunstig enn ved tradisjonell separering av olje og gass på en offshore plattform. Men ved å sende flerfasen bestående av både olje og gass i samme rørledning over en lengre distanse, er det en klar fordel å vite hvordan strømmingen oppfører seg. Når røret ligger langs havbunn vil det følge terrenget, og der røret enten stiger eller synker vil det være mulighet for at det oppstår såkalt "slugging". Slugging vil si at væske dekker hele tverrsnittet i røret, som en propp, og dersom proppen blir stor kan det føre til skade på utstyr på mottaksanlegget.

1.2 Mål for prosjektet

Det er knyttet flere mål til dette prosjektet. Målene kan sies å være delt inn i to hoveddeler og er følgelig resultat- og læringsbaserte. Her er resultatmålene delvis knyttet opp mot flere av dette prosjektets milepæler. Resultatmålene er i første omgang å få simulatoren til å fungere, deretter klare å avgjøre hvilken regulatorstruktur som fungerer best på det simulerte systemet. Det siste resultatmålet er karakterrettet, hvor målet er å oppnå toppkarakter på innlevert prosjekt.

De læringsbaserte målene baserer seg på å utvide kunnskapen som ble tilegnet i prosjektet i høst, samt øke forståelsen av systemets passivitetsegenskaper og bruke kunnskapen til å vurdere om det er hensiktsmessig å bruke passivitetsbaserte løsninger.

1.3 Hensikt

Hensikten med dette prosjektet er å undersøke slug-regulering ved simulering av flerfase rørstrømning. Det er av interesse å se hvilke passivitetsegenskaper har og om disse er hensiktsmessige å utnytte til valg av regulatorstruktur.

Kapittel 2

Metode

2.1 Fremgangsmåte

Prosjektets startfase består i hovedsak av å bli kjent med oppgaven, samt dens omfang og avgrensninger. I tillegg planlegges det hvordan prosjektet skal gjennomføres for å bli ferdig med prosjektet i tide. Planen viser arbeidsoppgavenes innhold og omfang, og er lagt ved i Gantt-diagrammet bakerst i forstudierapporten.

Videre skal kandidaten forsøke å implementere en modell som beskrevet i oppgaveteksten i Simulink, for så å undersøke hvilke passivitetsegenskaper systemet har og hvordan ytelsen ulike regulatorstrukturer har på dette systemet.

For å sikre at filer ikke forsvinner i løpet av prosjektgjennomføringen, benytter kandidaten Dropbox. Dette er en online, ekstern lagringsenhet som sikrer arbeidet på en trygg og enkel måte. På denne måten har kandidaten tilgang til alle prosjektfilene fra enhver data med tilgang til Dropbox.

2.2 Rutiner

Gantt-diagram

For å motvirke en eventuell tidsklemme mot slutten, vil kandidaten kontrollere virkelig fremdrift opp mot fremdriftsplanen vist i Gantt-diagrammet som er vedlagt dette prosjektet.

Sikkerhetskopiering av data

All data vil bli lagret både internt og på Dropbox

Møter med veileder

Det skal holdes regelmessige møter mellom veileder og kandidaten. Møtenes hyppighet vil være flytende, og avtales ved behov og tilgjengelighet.

Rapporter

Det skal leveres to rapporter som danner grunnlaget for vurderingen. Disse to er forstudierapporten som leveres innen tre uker etter oppgaveteksten er hentet ut, og sluttrapporten som planlegges å leveres inn 10. juni 2014.

2.3 Litteratur

Litteraturen som vil bli benyttet i gjennomføringen av prosjektet vil bli valgt etter diskusjoner og avtaler med veileder. Relevant litteratur kommer til å bli hentet inn fra relevante

- Fagbøker
- Faglige artikler
- Tidligere avhandlinger

2.4 Milepæler

- 4. feb: Innlevering av forstudierapport
- 24.feb: Simulatoren fungerer, og er klar for testing
- 7. mai: All testing og analyse av modellen er ferdig
- 2. jun: Rapporten er ferdigskrevet, og er klar for korrektur
- 10. jun: Innlevering av ferdigkorrigert sluttrapport

Kapittel 3

Prosjektoversikt

3.1 Rammeverk

Prosjektet tar utgangspunkt i en eksisterende Matlab-modell, som skal implementeres i Simulink, hvor all testing og simulering vil foregå.

3.2 Avvik

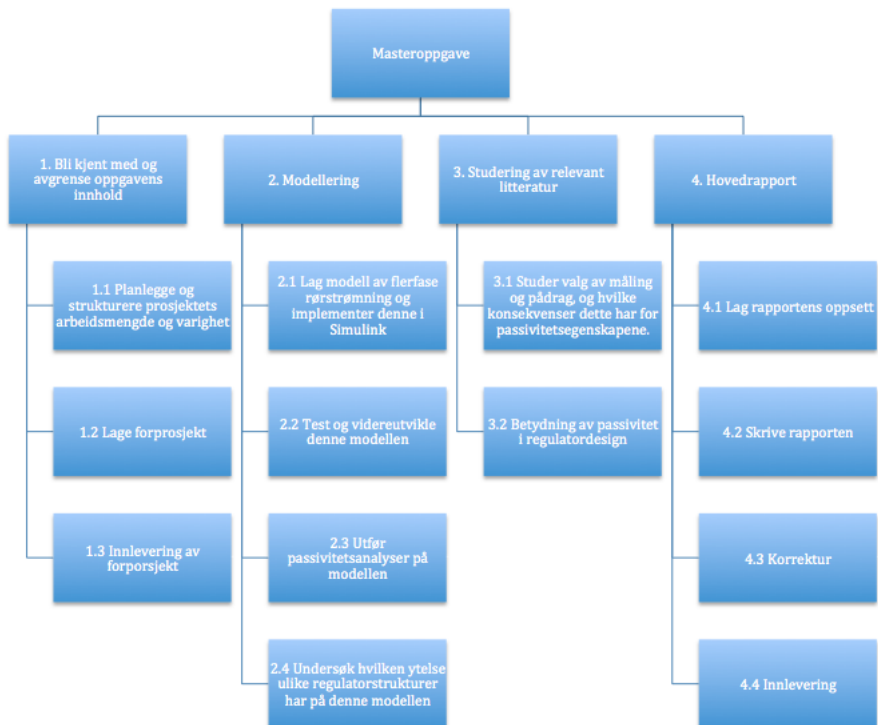
Prosjektet skrives for Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk ved NTNU, og er av den grunn ikke avhengig av eksterne bedrifter til prosjektgjennomføringen. Eventuelle avvik i fremdriften kan likevel oppstå dersom kandidaten møter på uforutsette problem med modellen. Avvik fra fremdriftsplanen som vises i Gantt-diagrammet vil bli diskutert med veileder og dokumentert.

3.3 Begrensninger

Prosjektet baserer seg på en simulator som presenterer et system med flerfase rørstrømning. Denne modellen vil være en forenkling av et virkelig system, slik at eventuelle svakheter ved prosjektresultatene vil skyldes modellen, og/ eller kandidatens tolkninger av modellens resultater.

Kapittel 4

Hierarkisk strukturert aktivitetsplan

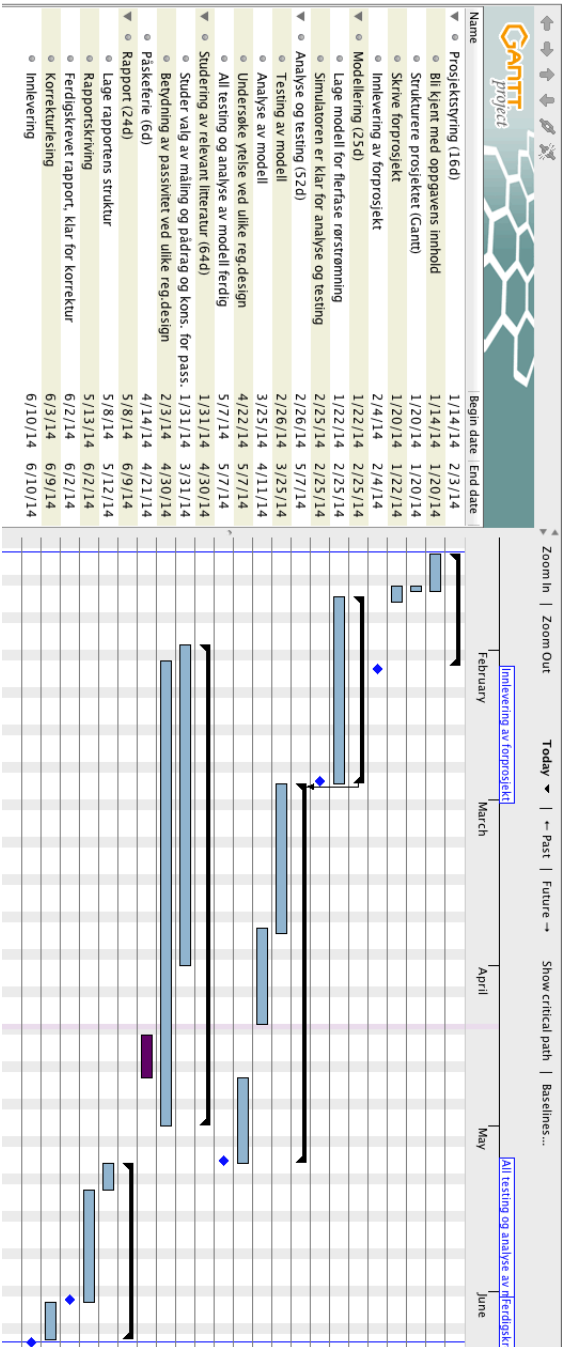


Aktivitetene er delt inn i tre hoveddeler, med sine underaktiviteter. I hovedsak foregår aktivitetene kronologisk rekkefølge, men enkelte arbeidspakker foregår parallelt. Dette vises i Gantt-diagrammet i vedlegg A.

Vedlegg A

Gantt- diagram

VEDLEGG A. GANTT- DIAGRAM



Vedlegg B

Oppgavetekst

MASTEROPPGAVE

Våren 2014

for stud. techn. Geir Tvetene Kristiansen

Passivitetsbasert slug-regulering

I denne oppgaven skal slug-regulering i flerfase rørstrømning undersøkes. Av spesiell interesse er regulatorstruktur i form av valg av sensorer og aktuatorer, og om det er hensiktsmessig å utnytte passivitetsegenskaper til systemet.

1. Simuler et system med flerfase rørstrømning hvor det er en bunnventil og en toppventil for aktuelle inngangsverdier og valider modellen ved å undersøke om resulterende strømningsforløp er konsistent med de fysiske egenskapene til systemet.
2. Analyser hvilke passivitetsegenskaper systemet har.
3. Undersøk ytelsen til ulike regulatorstrukturer i simuleringer, og vurder om passivitetsbaserte løsninger er hensiktsmessige.

Oppgaveløsningen skal basere seg på eventuelle standarder og praktiske retningslinjer som foreligger og anbefales. Dette skal skje i nært samarbeid med veiledere og fagansvarlig. For øvrig skal det være et aktivt samspill med veiledere.

Innen tre uker etter at oppgaveteksten er utlevert, skal det leveres en forstudierapport som skal inneholde følgende:

- En analyse av oppgavens problemstillinger.
- En beskrivelse av de arbeidsoppgaver som skal gjennomføres for løsning av oppgaven. Denne beskrivelsen skal kunne ut i en klar definisjon av arbeidsoppgavens innhold og omfang.
- En tidsplan for fremdriften av prosjektet. Planen skal utformes som et Gantt-skjema med angivelse av de enkelte arbeidsoppgavens terminer, samt med angivelse av milepæler i arbeidet.

Forstudierapporten er en del av oppgavebesvarelsen og skal innarbeides i denne. Det samme skal senere fremdrifts- og avviksrapporter. Ved bedømmelsen av arbeidet legges det vekt på at gjennomføringen er godt dokumentert.

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

Materiell som er utviklet i forbindelse med oppgaven, så som programvare eller fysisk utstyr er en del av besvarelsen. Dokumentasjon for korrekt bruk av dette skal så langt som mulig også vedlegges besvarelsen.

Eventuelle reiseutgifter, kopierings- og telefonutgifter må bære av studenten selv med mindre andre avtaler foreligger.

Hvis kandidaten under arbeidet med oppgaven støter på vanskeligheter, som ikke var forutsett ved oppgavens utforming og som eventuelt vil kunne kreve endringer i eller utelatelse av enkelte spørsmål fra oppgaven, skal dette straks tas opp med instituttet.

Oppgaveteksten skal vedlegges besvarelsen og plasseres umiddelbart etter tittelsiden.

Innleveringsfrist: 10. juni 2014.

Besvarelsen skal innleveres i 1 elektronisk eksemplar (pdf-format) og 2 eksemplar (innbundet), ref. rutinebeskrivelse i DAIM. Det vises til <http://www.ntnu.no/ivt/master-siv-ing> for ytterligere informasjon om DAIM, uttak, kontrakt, gjennomføring og innlevering.

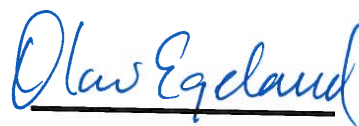
Ansvarlig faglærer / hovedveileder:

Professor Olav Egeland
E-post: olav.egeland@ntnu.no
Telefon: 73597112

**INSTITUTT FOR PRODUKSJONS-
OG KVALITETSTEKNIKK**



Per Schjøberg
førsteamanuensis/instituttleder



Olav Egeland
Ansvarlig faglærer