

Modellbasert feildeteksjon for undervanns produksjonssystem

**Fredrik Ingebretsen
Lundgård**

Undervannsteknologi

Innlevert: juni 2014

Hovedveileder: Olav Egeland, IPK

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk

MASTEROPPGAVE

Våren 2014

for stud. techn. Fredrik Ingebretsen Lundgård

Modellbasert feildeteksjon for undervanns produksjonssystem

I denne oppgaven skal feildeteksjon for et avgrenset system i undervannssystemet til Draugen studeres. Metoden for feildeteksjon skal være modellbasert og skal testes ut ved simulering i Simulink. Det vil være viktig å kunne skille mellom en feiltilstand som skyldes en hendelse, og langsomme endringer av systemparametere som følge av slitasje og avsetting av materiale i komponenter.

1. Velg et delsystem av undervannssystemet til Draugen, sett opp en modell for systemet, og valider modellen i Simulink.
2. Gi en oversikt over feiltilstander som kan oppstå og vurder hvilke konsekvenser disse feilene har i form av redusert ytelse, behov for vedlikehold, behov for utskifting av komponenter eller nedetid for anlegget.
3. Presenter metoder for modellbasert feildeteksjon.
4. Test ut feildeteksjon for systemet i Simulink med utvalgte feildeteksjonsmetoder.

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 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:

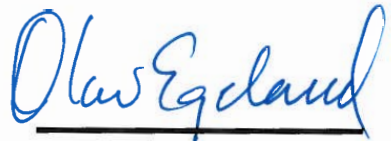
Professor Olav Egeland
E-post: olav.egeland@ntnu.no
Telefon: 73597112

**INSTITUTT FOR PRODUKSJONS-
OG KVALITETSTEKNIKK**



Per Schjølberg

førsteamanuensis/instituttleder



Olav Egeland
Ansvarlig faglærer

Forord

Diplomoppgaven er en individuell oppgave og avslutter sivilingeniørutdanningen i Undervannsteknologi ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet. Nye og ukjente emner har gjort dette til et lærerikt og interessant prosjekt som har resultert i bred kompetanse. Arbeidet har tidvis vært svært møysommelig. Det å begynne prosjektet med fordypning og presentasjon av flerfasestrømning, som fra før var ukjent, skapte kanskje mer usikkerhet enn grunnlag for å realisere en matematisk modell. Forståelsen ble best tilegnet gjennom arbeidet med modellen og dette burde vært innsett under forprosjektet og utarbeidelse av fremdriftsplanen. Jeg er forøvrig tilfreds med resultatet og er sikker på at verdifull kunnskap er ervervet og vil være nyttig for kommende oppgaver i arbeidslivet.

En stor takk rettes til professor Olav Egeland for gode råd og veiledning underveis. Mange takk rettes også til medstudentene på "Kontoret" for verdifulle diskusjoner og ikke minst for humor og trivsel under arbeidet med oppgaven.

Fredrik Ingebretsen Lundgård
Trondheim, 10. juni 2014

Sammendrag

Undervanns produksjonssystemer er på grunn av økonomiske fordeler blitt den vanligste måten å utvikle olje- og gassfelt offshore. Ettersom stadig mer avanserte komponenter plasseres på havbunnen er det vesentlig at feil detekteres så tidlig som mulig for å unngå at produksjonen stenges ned. Fokus i denne masteroppgaven vil være lekkasjedeteksjon for en rørledning som knytter sammen en undervanns produksjonsmanifold med et flytende produksjonsfartøy.

Teori og bevaringslikninger bak modellering av flerfasestrømning i rørledning er presentert og aktuelle feiltilstander er beskrevet. En lekkasje anses som den mest alvorlige feiltilstand for en rørledning på grunn av konsekvenser for marint miljø samt at den utgjør en sikkerhetsrisiko for fartøyer i nærheten. Flere metoder for lekkasjedeteksjon er så beskrevet, da med hovedfokus på interne og modellbaserte metoder.

En rørledningsmodell er implementert i Simulink, denne er basert på Helmholtz-resonatorer koplet sammen i en kjede. Modellen er validert gjennom simulering med normale driftsbetingelser, og ved introduksjon av en plutselig lekkasje. En identisk Helmholtzkjede gis de samme inngangs- og utgangssignaler, denne utsettes derimot ikke for noen lekkasje og brukes til parameterestimering. Avvikene generert ved å sammenlikne de to modellenes respons er deretter utforsket.

Videre er en funksjon for lekkasjedeteksjon implementert gjennom bruk av massebalanse og kryss-korrelasjon av residualene. Som et foreslått supplement og som basis for sammenlikning er også en funksjon for deteksjon av negativ trykkbølge implementert. Modellbasert lekkasjedeteksjon er så testet ut ved å simulere at en lekkasje inntreffer ved ulike driftsbetingelser som oppstart og produksjonsøkning, og lekkasje som oppstår under nedstengt produksjon.

Summary

Subsea production systems have because of their economic advantage become a common way of developing offshore oil and gas fields. As more complex components are located on the seabed it is crucial that faults are detected as early as possible to avoid production downtime. This Master's thesis is focused on leak detection for a subsea flowline connecting a subsea production manifold with a floating production vessel.

Theory and balance equations behind modeling of multiphase flow in pipelines are presented. Flow assurance issues and consequences are described and regarded as possible fault conditions for the flowline. A leak is considered as the most severe fault for a flowline because of its consequences for the marine environment and possible threat to safety onboard nearby vessels. Several means of leak detection is described, with main focus on internal and model based methods.

A pipeline model is implemented in Simulink by the use of Helmholtz resonators coupled together in a chain. The model is validated through simulation of normal operating conditions, and by introducing a sudden leakage. A second chain of Helmholtz resonators are given the same input and output, however, no leakage are introduced to this model which is used for parameter estimation. The residuals generated by comparison of the different response from the two models are further investigated.

A leak detection function is implemented by the use of mass balance and cross-correlation of the residuals. As a suggested supplement and basis for comparison a function for negative pressure wave detection are also implemented. Model based leak detection are then tested by simulation of leak appearing at diffe-

rent operating conditions like production ramp-up, and leak introduced when production is shut in.

Innhold

Forord	I
Sammendrag	III
1 Introduksjon	1
1.1 Bakgrunn	1
1.2 Systembeskrivelse	1
1.3 Mål	2
1.4 Prosjektgjennomføring	2
1.5 Struktur	3
2 Strømning i rørledning	5
2.1 Balanselikninger	5
2.2 Friksjon	8
2.3 Feiltilstander	9
3 Lekkasje-deteksjon	13
3.1 Negativ trykkbølge	13
3.2 Massebalanse	14
3.3 Modellbasert lekkasje-deteksjon	17
4 Modell	27
4.1 Helmholtz resonatormodell	27
4.2 Simulering med realisert modell	30
4.3 Simulering med lekkasje	35
5 Generering av residual	39

5.1	Admitansmodell som estimator	40
5.2	Impedansmodell som estimator	43
5.3	Estimering ved bruk av to modeller	44
6	Anvendelse av lekkasjedeteksjon	47
6.1	Implementering av deteksjon	47
6.2	Lekkasje inntreer under driftsendring	52
6.3	Initiell lekkasje ved oppstart	54
7	Diskusjon	57
7.1	Metodens anvendbarhet	57
7.2	Nedstengning som følge av detektert lekkasje	59
8	Avsluttende del	61
8.1	Konklusjon	61
8.2	Videre arbeid	61
	Referanser	63
A	Simulink-modell	65
B	Digitalt vedlegg	69
C	Forstudierapport	71

Kapittel 1

Introduksjon

1.1 Bakgrunn

Petroleumsutvinning på Norsk kontinentalsokkel er det siste tiåret blitt mer basert på produksjon gjennom komponenter plassert på havbunnen. utfordringer knyttet til dette er at komponentene blir stadig mer avanserte samtidig som de er lite tilgjengelige for feilsøking, reparasjoner og vedlikehold.

Tilstandsovervåking av undervannssystemer er et hett tema i industrien. Gjennom instrumentering får operatøren tilbakemelding på hvilken tilstand de ulike komponentene på havbunnen er i, og på den måten kan produksjonsstans som følge av feil på utstyr unngås eller til en viss grad forespeiles.

Produsert olje og gass sendes gjennom rørledninger til en installasjon offshore eller på land. På grunn av miljøkonsekvenser og sikkerhet må lekkasjer fra rørledning og undervannskomponenter unngås. Det vil dermed være vesentlig at lekkasjer oppdages så tidlig som mulig og at produksjonsstrømmen deretter kan stanses. Samtidig må falske indikasjoner unngås slik at produksjonen ikke blir stanset unødig.

1.2 Systembeskrivelse

I denne diplomoppgaven ses det nærmere på en fiktiv rørledning som knytter sammen en havbunnplassert produksjonsmanifold med et flytende produksjons og lagringsfartøy (*FPSO*). Brønnstrømmen kontrolleres av et ventiltre plassert

på brønnhodet, *Production Master Valve* og *Production Wing Valve* brukes til å isolere brønnen, *Production Choke Valve* regulerer strømningsraten fra brønnen inn på manifolden og videre inn på rørledningen. Rørledningen ender i *Pipeline End Termination* (PLET) hvor brønnstrømmen føres videre gjennom et fleksibelt stigerør opp til FPSO. Det antas at det på PLET finnes en ventil for å isolere rørledningen samt trykk- og temperaturtransmitter. På ventiltreet er tilgjengelig temperatur- og trykkmåling både oppstrøms og nedstrøms chokeventilen, samt et strømningsmeter, også dette nedstrøms chokeventilen.

1.3 Mål

Det skal lages en matematisk modell av en rørledning som skal realiseres i Simulink. Denne skal kunne simulere at en lekkasje inntreffer. Ulike metoder for lekkasjedeteksjon skal så presenteres og en passende metode skal anvendes og testes ut for den realiserte modellen.

1.4 Prosjektgjennomføring

Arbeidet har vært utført i henhold til fremdriftsplanen som ble utarbeidet under forstudien, rapport finnes i Vedlegg C. Modellering av flerfasestrømning viste seg mer krevende enn antatt og det ble i samråd med veileder besluttet at en modell for enfasestrømning skulle realiseres. Hensikten med oppgaven er å teste ut lekkasjedeteksjon og denne beslutningen ga ikke noe dårligere resultat i så måte. Modellering av feiltilstander for nedstengningsventiler er ikke utført. Feil og konsekvens av feil for nedstengningsventiler knyttet til HIPPS (*High Integrity Pressure Protection System*) ble grundig redegjort for i prosjektoppgaven Lundgård (2013). Det anses derfor som lite hensiktsmessig å inkludere dette i uttesting av modellbasert lekkasjedeteksjon.

Om noe skulle vært gjort anderledes, burde modellering av rørledningen vært påbegynt tidligere til fordel for fordypning i flerfasestrømning. Forespeiling av av fremtidig arbeid og dets utfall og relevans, er en utfordring når ukjente emner skal inkluderes i et prosjekt.

1.5 Struktur

Rapporten åpnes med beskrivelse av teori bak rørstrømning og lekkasjedeteksjon i kapittel 2 og 3. Sammenhengene presentert her er grunnlaget for det videre arbeidet og er henvist til der de er tatt i bruk. I kapittel 4 beskrives og realiseres en rørledningmodell, denne blir deretter testet ut i normalsituasjon og med lekkasje introdusert. Ulike oppsett for generering av residual til angivelse av lekkasje blir testet ut i kapittel 5. Videre lekkasjedeteksjon basert på residualene er implementert og testet for ulike driftstilstander i kapittel 6. I kapittel 7 finnes diskusjon av de presenterte metoders anvendbarhet og hvorvidt et lekkasjedeteksjonssystem automatisk skal iverksette en nedstengning. Rapporten avsluttes med at konklusjon og videre arbeid presenteres i kapittel 8.

Kapittel 2

Strømning i rørledning

Petroleumsproduksjon medfører strømning av flere fluider i ulike faser fra brønnene gjennom en rørledning til en installasjon hvor brønnstrømmen kan prosesseres. Eksempelvis vil oljeprodusenter hovedsaklig avgi olje, men strømningen vil også føre med seg små andeler av vann, gass og litt sand. Avhengig av trykk, strømningshastighet og sammensetning av rørstrømningen gir dette et utall forskjellige typer strømning. Lagdelt strømning (*Stratified flow*) oppstår der hvor strømningshastigheten er lav, her vil væske strømme nederst i røret og gass over, med noe høyere hastighet. Ved høy turbulent strømning og høy andel væske, vil gassen føres som små bobler jevnt fordelt i væsken (*Dispersed bubble flow*). Dersom det derimot er høy andel gass vil væsken presses ut mot rørsiden og gassen strømme i midten (*Annular flow*). En slags mellomting mellom de to sistnevnte er støtvis vekslende strømning av væske og gass (*Slug flow*). De forskjellige strømningsmønstrene gjør at modellering av flerfasestrømning blir komplisert. Videre gjennomgås bevaringsligningene for flerfasestrømning i rør, sammenhengene i dette kapitlet er utdrag fra Bratland (2010).

2.1 Balanselikninger

Likningene er generelle og det antas strømning av N forskjellige faser. Balanselikningene utgjør teorien som ligger til grunn for modellering av ulike typer flerfasestrømning.

Massebalanse

Massebalansen for hver fase k gir at massen for fluid i rørstrømning bevares

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k)}{\partial t} + \frac{\partial(\alpha_k \rho_k \nu_k)}{\partial x} = \frac{\dot{m}_{ki}}{A dx} + \frac{\dot{m}_{kW}}{A dx} \quad (2.1)$$

Der α_k er fraksjonen hver fase dekker av det totale tverrsnittsarealet, slik at $\alpha_k = A_k/A$. Videre er \dot{m}_{ki} masse tilført fra andre faser og \dot{m}_{kW} er masse tilført fra andre kilder, eksempelvis perforeringer i røret. Ved vanlig strømning i rør finnes ingen perforeringer og masseoverføring mellom faser blir ofte neglisjert for å forenkle modellen, slik at de siste to leddene bortfaller.

For strømning der fasene er godt blandet kan en anta enfasestrømning der tettheten $\bar{\rho}$ er et gjennomsnitt av de ulike fasenes tetthet

$$\bar{\rho} = \sum_{k=1}^N (\alpha_k \rho_k) \quad (2.2)$$

I et slikt tilfelle forenkles modellen betraktelig og massebalansen blir

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho} \nu)}{\partial x} = 0 \quad (2.3)$$

Mommentbalanse

Momentbalansen summerer kreftene som virker i rørstrømningen og for fler-fasestrøm vil balansen inkludere kreftene som oppstår mellom de ulike fasene og mellom fasene og rørveggen.

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\alpha_k \rho_k \nu_k)}{\partial t} + \frac{\partial(\alpha_k \rho_k \nu_k^2)}{\partial x} = & -\alpha_k \frac{\partial p_k}{\partial x} + (R_{ki} + R_{kW}) + (S_{ki} + S_{kW}) \\ & + (\nu_{ki} \Gamma_{ki} + \nu_{kW} \Gamma_{kW}) - \alpha_k \rho_k g \sin \theta \end{aligned} \quad (2.4)$$

Hvor R_{ki} er friksjonskraften fra de andre fasene og R_{kW} er friksjonskraften fra rørveggen. S_{ki} og S_{kW} er kraften fra overflatespenning mellom fasene og mellom fase k og rørveggen. Γ_{ki} og Γ_{kW} representerer massetilførsel per volumenhet til

fase k fra henholdsvis andre faser og andre kilder. Det siste leddet representerer tyngdekraften som virker på den aktuelle fasen, der θ er rørets helningsvinkel i forhold til horisontalen. Hvordan trykket fordeler seg mellom de ulike fasene i røret avhenger av type strømning. Modellen forenkles ofte ved å anta at trykket er det samme for alle fasene. Øvrige forenklinger er å anta at kreftene fra friksjon og overflatespenning mellom fasene utligner hverandre og at summen av masseoverføring i den totale rørstrømmen er lik null. Dersom det også tas i bruk en friksjonsfaktor f for å sette opp et uttrykk for friksjonkrefter mot rørveggen og setter masse tilført fra andre kilder lik null, blir momentbalansen

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k \nu_k)}{\partial t} + \frac{\partial(\alpha_k \rho_k \nu_k^2)}{\partial x} = -\alpha_k \frac{\partial p_k}{\partial x} - \alpha_k \frac{f \rho_k}{2d} \nu_k |\nu_k| - \alpha_k \rho_k g \sin \theta \quad (2.5)$$

Energibalanse

Hver fases akkumulerte energi må tilsvare differansen av hva den bringer inn og hva den slipper ut i tillegg til varme og arbeid tilført fra utsiden. Det er også mulig for fasen å bli tilført varme, arbeid og masse som inneholder energi, fra andre faser. Energibalansen for flerfasestrømning blir dermed som følger

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k E_k) = -\frac{\partial}{\partial x}[\alpha_k \nu_k (E_k + p_k)] + q_{ki} + q_{kW} + w_{ki} + w_{kW} + \Gamma_{ki} h_{ki} + \Gamma_{kW} h_{kW} \quad (2.6)$$

Der q_{ki} og q_{kW} er varme tilført fase k fra henholdsvis andre faser og fra rørveggen. Tilsvarende er w_{ki} og w_{kW} arbeid tilført fra andre faser og fra andre kilder til fase k . Fluidets interne energi per volumenhet defineres som

$$E = \rho \left(u + \frac{\nu^2}{2} + gz \right) \quad (2.7)$$

og spesifikk entalpi defineres som

$$h = u + \frac{p}{\rho} \quad (2.8)$$

De tre balanselikningene vil være grunnlaget for all modellering av flerfasestrømning i rør og er gjeldene for hver av fasene som inngår i det strømmende fluidet. Det gjøres vanligvis antagelser for å forenkle modellen og tilpasse den sitt bruk.

2.2 Friksjon

Som nevnt vil det oppstå friksjonskrefter mellom forskjellige faser og mellom strømmende fluider og rørveggen. Modellering av disse avhenger av type strømning og vil kunne bli meget omstendelig. Bratland (2010) peker på at det ved enfasestrømning vanligvis gjøres feil på opp mot 20% når friksjonsfaktoren bestemmes og at det for flerfasestrømning vil bli enda mer unøyaktig. I mange tilfeller vil strømmingen bestå av gass og væske (olje og/eller vann) i en *Annular flow*, slik at gassen vil strømme i et ”rør” av væske som selv forflytter seg og det vil dannes friksjon mellom disse. Friksjonen mellom gass og væske uttrykkes som følgende

$$R_{GL} = \frac{d_i}{d^2} \frac{\alpha_G}{(\alpha_G + \alpha_D)} \frac{f_{GL}\rho_G}{2} \nu_{GL} |\nu_{GL}| \quad (2.9)$$

Der d_i er diameter av den indre gasskjernen inkludert eventuelle væskedråper denne fører med seg og d rørdiameteren. Faktoren $\alpha_G/(\alpha_G + \alpha_D)$ gir andelen gass i kjernen ekskludert væskedråper og ν_{GL} er differansehastigheten mellom fasene. Hvilken differansehastighet som skal brukes kan diskuteres ettersom gassen vil dra med seg deler av væsken i grensesjiktet til en høyere hastighet, det vanligste er å sette $\nu_{GL} = \nu_G - \nu_L$. Friksjonsfaktoren f_{GL} for gass-væske grensesjiktet kan bestemmes på ulike måter, Wallis korrelasjon gir

$$f_{GL} = 0.02 \left(1 + 300 \frac{\delta_L}{d} \right) \quad (2.10)$$

Hvor $\delta_L = (d - d_i)/2$ er væskefilmens tykkelse. Dette er en unøyaktig tilnærming ettersom friksjonsfaktoren tilnærmer seg samme verdi når væskefilmens tykkelse går mot null (tilnærmet enfasestrømning).

Friksjonen mellom væsken og rørveggen vil utgjøre den største av friksjonskreftene og vil avhenge av strømningshastighet. Denne friksjonskraften har sammenhengen

$$R_{LW} = \frac{f_{GL}\rho_L}{2d} \nu_L |\nu_L| \quad (2.11)$$

Der friksjonsfaktoren f_{LW} bestemmes av reynoldstallet. Darcy-Weisbach sam-

menheng gir for henholdsvis laminær og turbulent strømning

$$\begin{aligned} f_{LW} &= \frac{64}{Re_{LW}}, & Re < 2320 \\ f_{LW} &= \frac{0.3164}{Re_{LW}^{0.25}}, & Re > 2320 \end{aligned} \quad (2.12)$$

Der reynoldstallet er gitt av

$$Re_{LW} = \frac{\alpha_L |\nu_L| d \rho_L}{\mu_L} \quad (2.13)$$

Her er μ_L væskens viskositet. Sammenhengen som beskrevet her er i utgangspunktet gjeldende for enfasestrømning, ettersom den ikke tar hensyn til at gravitasjon vil gi tykkere væskefilm i bunnen av rørledningen (for horisontale rør). Det vil derimot være naturlig å bruke denne sammenhengen også for flerfasestrømning ved å anta at væsken er jevnt distribuert rundt rørveggen.

2.3 Feiltilstander

For en rørledning vil følgende feiltilstander være aktuelle:

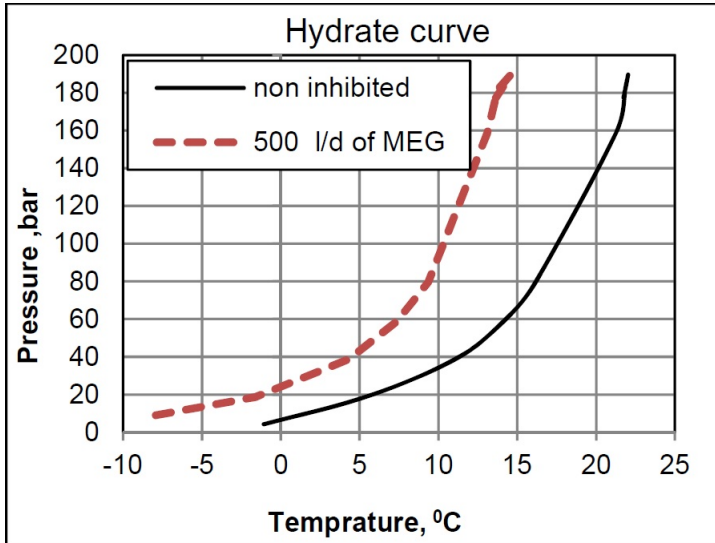
- Redusert strømning
- Tilstopping
- Lekkasje

Videre presenteres mulige årsaker til disse.

Hydratdannelse

Hydrater er iskrystalliknende forbindelser som dannes der gassmolekyler får kontakt med vann ved bestemte verdier av temperatur og trykk. For rørledninger kan disse utgjøre fare for redusert strømning eller fullstendig tilstopping. En hydratplugg vil også kunne gjøre alvorlig skade på komponenter om denne skyves av brønnstrømmen og møter et rørbend, en ventil eller andre hindringer. Den beste måten å unngå hydrater på er å holde trykk og temperatur utenfor regionen der disse forbindelsene oppstår. Dette er derimot ikke alltid mulig,

eksempelvis vil nedstengning (og da særskilt en utilsiktet sådan) føre til at brønnstrømmen avkjøles og hydrater vil kunne danne en blokkering av røret. Injeksjon av metanol eller MEG¹ vil gjøre regionen der hydrater ikke dannes større, se figur 2.1.



Figur 2.1: Hydratkurve, Moati (2013)

Ved en nedstengning vil raten av hydratdannelse være av betydning ettersom foretting skjer over tid. Følgende sammenheng er for masse (gass) omdannet av hydratformasjon

$$\frac{dm_G}{dt} = -A_s k_1 \exp\left(\frac{k_2}{T}\right) (T^* - T) \quad (2.14)$$

Der A_s er overflatearealet mellom karbonholdig fase og vannholdig fase, T^* er kritisk absoluttemperatur hvor hydrater begynner å dannes, k_1 og k_2 er konstanter som avhenger av fluidets sammensetning.

Avsetninger

Voks vil i flere tilfeller avsettes på rørveggen. Det er hovedsaklig tyngre komponenter av råolje som inneholder voks og avsetning vil med tid føre til tilstopping

¹Mono-etylen glykol

av røret. Som med hydrater vil danning av voks reduseres ved at trykk og temperatur holdes utenfor gitte verdier samt gjennom injeksjon av inhibitor. Der det ikke er mulig å avverge voksdannelse må det regelmessig kjøres rensedig gjennom rørledningen for å skrape bort avsatt voks. Dersom vokslaget blir for tykt eller den får tid til å hardne kan det føre til at rensediggen setter seg fast.

Asfaltener dannes, som voks og hydrater, innenfor gitte områder av trykk og temperatur og er avhengig av fluidets sammensetning. Ulikheten er at asfaltener ikke smelter når de varmes opp. Asfaltener dannes hovedsaklig idet gass er skilt fra olje i brønnstrømmen, slik at bobblepunktstrykket vil være det kritiske punktet hvor avsetning finner sted.

Andre avsetninger er karbonater og sulfater som finnes i produsert vann. Sulfatavsetning oppstår hovedsaklig ved kjemisk blanding av uforenlige typer vann, for eksempel i en manifold der produksjonen fra forskjellige brønner møtes. Karbonatavsetning skjer ved trykkreduksjon av vann med høyt bikarbonatinnhold. Avsetninger kan fjernes gjennom pigging, eller bruk av sterke kjemikalier. Avsetninger på rørveggen gir høyere friksjon og vil med tiden strupe ned strømmingen i røret, i ekstreme tilfeller vil røret tettes helt.

Korrosjon og erosjon

Rørledninger, så vell som andre havbunnsinstallasjoner, er utsatt for både intern og ekstern korrosjon. Intern korrosjon avhenger av type strømming, tilstedeværelse av vann og mengden CO_2 og H_2S . Korrosjonsraten har tendens til å øke ved høyere trykk og temperatur, men også økt strømningshastighet vil virke korrosjonsfremmende. Korrosjon kan forhindres gjennom innvendig coating eller reduseres gjennom tilsetning av korrosjonsinhibitor i brønnstrømmen.

Kavitasjon er et liknende problem som oppstår der strømming utsettes for en plutselig trykkøkning, for eksempel i en pumpe eller rørledning like nedstrøms en pumpe. Erosjon må tas høyde for ved design av rørledninger og skyldes i hovedsak sand som følger med produksjonsstrømmen, men kan også skyldes dråper i strømming av gass med høy hastighet. Innvirkende på erosjon er sølvfølgelig mengden partikler (sandkorn) i brønnstrømmen, størrelsen på partiklene og hvor skarpe de er. Hastighet er den mest innvirkende faktoren for erosjon og

kan være direkte årsak til at rørledningen må bygges med større tverrsnittsareal.

Korrosjon, kavitasjon og erosjon reduserer rørledningens veggtykkelse på utsatte steder og det vil ved alvorlige tilfeller kunne oppstå lekkasjer. Inspeksjonspigg kan sendes gjennom rørledningen for å kartlegge om rørveggstykkelsen er tilfredsstillende.

Lekkasje

Lekkasjer fra rørledning kan oppstå som en følge av korrosjon, kavitasjon og erosjon som nevnt ovenfor, men også som følge av skader fra tråling, ankring eller materiell mistet fra fartøy eller installasjoner i nærheten. Vibrasjoner som oppstår på grunn av intern strømming med resonans i nærheten av rørledningens naturlige frekvens, vil kunne føre til metalltretthet på enkelte punkter i rørveggen. Dette og latent svakhet i kombinasjon med overtrykk vil kunne føre til hull i rørledningen og dermed lekkasje. Lekkasje fra rørledninger knyttet til petroleumsproduksjon kan gjøre store skader på miljø, men er også på grunn av brann og eksplosjonsfare en risiko for sikkerheten ombord omkringliggende fartøyer og installasjoner. For å redusere skadepotensialet er det essensielt at en lekkasje oppdages og stoppes nærmest umiddelbart. Lekkasje-massestrømmen for væske kan regnes ut fra følgende sammenheng

$$\dot{m}_L = C_d A_d \sqrt{2\rho(p_L - p_{amb})} \quad (2.15)$$

Hvor p_L er trykket i lekkasjepunktet x_L og p_{amb} er det barometriske trykket på utsiden av rørveggen. Utslippskoeffisienten C_d bestemmes ut fra formen på hullet i rørveggen hvor A_d er arealet av hullet. Ved strømming av gass inngår også en ekspansjonsfaktor i likningen, Chuanh *et al.* (2008).

Kapittel 3

Lekkasjedeteksjon

Eksterne metoder for lekkasjedeteksjon er vanlig for undervannsstrukturer som manifolder, pumpestasjoner og ventiltrær hvor gass-sniffere eller kapasitive sensorer kan installeres. For rørledninger derimot ville bruk av disse medføre urimelig høy tetthet av sensorer ettersom området for potensielle lekkasjer strekker seg over store avstander. Mulige alternativer er fiberoptiske ledere langs rørledningen for deteksjon av vibrasjon og temperaturendring skapt av en lekkasje. Ulempen med eksterne lekkasjedeteksjonsmetoder er at de står i fare for å bli skadet under installasjon av rørledningen eller grunnet tråling. Under oppstart av produksjon vil brønnstrøm varme opp røret som utvider og beveger seg, noe som også kan føre til skade på eksterne sensorer.

Metodene beskrevet i denne rapporten er interne lekkasjedeteksjonsmetoder, også kalt computer-baserte metoder, hvor lekkasje detekteres gjennom overvåking av parametere som trykk og strømningsrate ved rørledningens endepunkter.

3.1 Negativ trykkbølge

Dersom en lekkasje, \dot{m}_{leak} , inntreffer i tidspunktet t_{leak} , vil det oppstå et trykkfall i lekkasjepunktet og en negativ trykkbølge vil forplante seg fra lekkasjepunktet mot begge endene av røret. Trykkdifferansen bølgen fører med seg vil være

$$\Delta p = -\rho c \Delta v = -\frac{1}{A} c \dot{m}_{leak} \quad (3.1)$$

Hvor A er rørets tverrsnittsareal og c er hastigheten trykkbølgen forplanter seg med. Videre er tiden bølgen passerer henholdsvis oppstrøms og nedstrøms endepunkter (z_{up} og z_{down})

$$t_{up} = t_{leak} + \frac{z_{leak} - z_{up}}{c} \quad (3.2)$$

$$t_{down} = t_{leak} + \frac{z_{down} - z_{leak}}{c} \quad (3.3)$$

Ut ifra disse finnes lekkasjepunktet, Qingmin *et al.* (2013),

$$z_{leak} = \frac{1}{2}((z_{down} - z_{up}) + c(t_{up} - t_{down})) = \frac{1}{2}(L + c(t_{up} - t_{down})) \quad (3.4)$$

Deteksjon av negativ trykkbølge er den vanligste metoden for lekkasjedeteksjon ettersom den er rimelig, nøyaktig og med lav responstid. En annen fordel med denne metoden er at det kun behøves trykkavlesning i hver ende av rørledningen. Bølgeanalyse kan brukes for å skille negative trykkbølger som oppstår under normal drift fra de som oppstår ved en lekkasje, dette for å hindre falske alarmer, Chuanh *et al.* (2008). Ulempen med denne metoden er at kontrollsystemer for havbunnsinstallasjoner er forholdsvis enkle og med lav sampling-rate, og ettersom trykkbølgetransientene er veldig korte (krever samplingfrekvens opp mot 100 Hz) vil ikke disse fanges opp i sin helhet, Sun (2012). Dersom rørlengden blir veldig stor er det fare for at trykkbølgene dempes helt ut. Metoden vil fungere for både strømming av gass og væske. Væske demper derimot trykkbølgene bedre noe som reduserer maksimal rørlengde for deteksjon av trykkbølgene.

3.2 Massebalanse

I stabil tilstand, altså ved jevn strømming hvor det ikke endres i produksjonsparametre, vil massestrømmen ut av røret, \dot{m}_l , være lik massestrømmen inn, \dot{m}_0 . Strømningsraten for en eventuell lekkasje blir da

$$\dot{m}_L(t) = \dot{m}_0(t) - \dot{m}_l(t) \quad (3.5)$$

Slik kan enkleste formen for lekkasjedeteksjon gjøres ved at alarm gis dersom strømningsraten av lekkasje overstiger en viss grense. Grensen må settes veldig

høyt for å unngå falske alarmer som følge av støy i avlesningene og dynamiske endringer i både inn og utstrømning, dermed vil mindre lekkasjer ikke bli detektert. Isermann (2011) forbedrer metoden ved å finne de lavfrekvente komponenter av strømningsmålingene gjennom lavpass-filtrering:

$$\dot{m}_j^*(k) = \kappa_m \dot{m}_j^*(k-1) + (1 - \kappa_m) \dot{m}_j(k), \quad (j = 0, l) \quad (3.6)$$

Her er innført diskret tid, k . Videre finnes lekkasje ved

$$\begin{aligned} \Delta \dot{m}_j(k) &= \dot{m}_j(k) - \dot{m}_j^*(k), \quad (j = 0, l) \\ \dot{m}'_L(k) &= \Delta \dot{m}_0(k) - \Delta \dot{m}_l(k) \end{aligned} \quad (3.7)$$

Slik elimineres deler av støyen, også videre lavpass-filtrering av $\dot{m}'_L(k)$ kan være nødvendig. Men dette fjerner ikke problemet med falske alarmer og dermed høy alarm-grenseverdi ettersom iboende dynamiske egenskaper i det strømmende fluidet vil gi varierende inn og utstrømning. Ved bruk av kryss-korrelasjon forbedres metoden ytterligere

$$R_{MM}(\tau) = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N \Delta \dot{m}_0(k - \tau) \Delta \dot{m}_l(k) \quad (3.8)$$

Denne reagerer sensitivt selv på små lekkasjer og kan støyreduseres videre ved å kjøre gjennomsnitt av målingene. Etter en lekkasje har inntruffet vil følgelig strømningsmålingene endres slik at $\Delta \dot{m}_l$ øker og $\Delta \dot{m}_0$ reduseres, dermed vil produktet bli negativt og R_{MM} reduseres. Alarm gis dersom $R_{MM} < R_{MM_{th}}$. Etter at lekkasjen oppdages må posisjon og størrelse av lekkasjen finnes. Dersom det antas at strømmingen er i stabil tilstand vil trykkgradienten for hele rørledningen før lekkasje inntreffer være

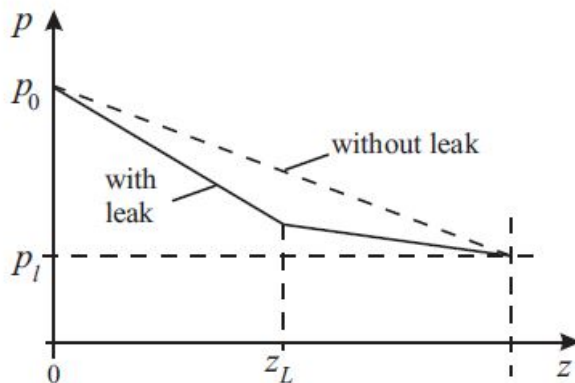
$$\frac{\partial p}{\partial z} = p_z = \frac{p_0 - p_l}{l} = \frac{\dot{m}^2}{p_0 - p_l} \quad (3.9)$$

Således blir trykkgradienten etter lekkasje, henholdsvis oppstrøms og nedstrøms lekkasjen

$$p_{zI}^L = \frac{\dot{m}_0^2}{p_0 - p_L} \quad (3.10)$$

$$p_{zII}^L = \frac{\dot{m}_l^2}{p_L - p_l} \quad (3.11)$$

Der p_L er det ukjente trykket i lekkasjepunktet.



Figur 3.1: Trykkgradient før og etter lekkasje, Isermann (2011)

Det kan da vises at estimert lekkasjeposisjon, basert kun på massestrømsendringer, er

$$\hat{z}_L = l \frac{1}{1 - \frac{\overline{\Delta \dot{m}_0}}{\overline{\Delta \dot{m}_l}}} \quad (3.12)$$

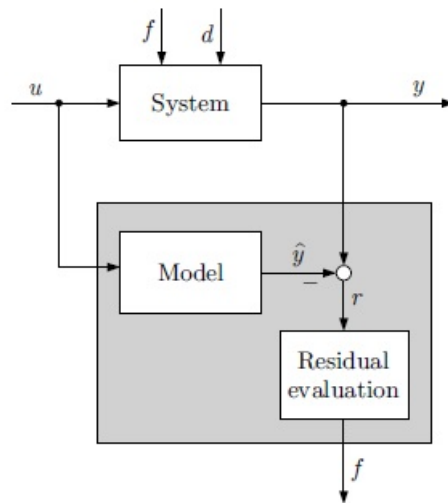
Der $\overline{\Delta \dot{m}_j}$ er gjennomsnittlig endring i massestrøm gitt av trykkgradient og referanseverdi. Følgelig kan lekkasjestørrelsen bestemmes av

$$\dot{m}_L = \overline{\Delta \dot{m}_0} - \overline{\Delta \dot{m}_l} \quad (3.13)$$

Lekkasjedeteksjon ved bruk av massebalanse egner seg best for strømmende væske ettersom kompresjonsegenskaper i fluidet vil gi større variasjon av innstrømning kontra utstrømning. En ulempe ved bruk på undervannsrørledninger er at det ikke er vanlig med massestrømsmålinger i begge ender av røret da instrumenter for dette er svært avanserte og kostbare. Strømningsmeters vil typisk være plassert på hver undervannsmanifold og gjerne ett plassert *topside*. Ofte blir ikke produksjonsstrømmen kontinuerlig kjørt gjennom strømningsmeteret, men i periodevis kjørt gjennom en *testheader* for måling av én enkelt brønnstrøm eller produksjon fra en enkelt brønnramme (*template*). Med dette tatt i betraktning vil innføring av lekkasjedeteksjon kunne medføre en betydelig merkostnad hva gjelder instrumentering. Det er derimot blitt vanligere med mindre sofistikerte strømningsmeters plassert på hvert enkelt ventiltre, for kontinuerlig måling av hver enkelt brønnstrøm.

3.3 Modellbasert lekkasjedeteksjon

Modellbasert feildeteksjon og diagnostisering tar i bruk en eksplisitt matematisk modell av det overvåkede system. Slike systemer er ofte dynamiske og i kontinuerlig drift, hvilket også gjelder for rørledninger. Systemene beskrives av differensiallikninger og overvåkes av datamaskiner, dermed må likningene diskretiseres og tilpasses samplede variabler. Majoriteten av modellbaserte feildeteksjons-systemer bygger på konseptet analytisk redundans, hvor sensormålinger fra det overvåkede system blir sammenliknet med respektive kalkulererte variable fra en matematisk modell. Kalkulasjonene bruker sanntids eller foregående målinger, av en annen tilgjengelig variabel. Sammenlikningen av målte variabler og analytiske variable gir *residual* som vil kunne indikere gitte feil i det overvåkede system.



Figur 3.2: Generering av residual gjennom parameterestimering, Blanke *et al.* (2006)

Når residual er generert må disse videre evalueres for å bestemme om en feil er detektert. Residualene vil grunnet støy og unøyaktigheter i modellen aldri være lik null, selv om det ikke er feil på systemet. Derfor er residualene testet mot grenseverdier for å bestemme om feil er detektert, grenseverdiene er enten

funnet fra empiriske eller teoretiske betraktninger. Det viktigste aspektet ved design av deteksjons- og diagnosealgoritmer vil være å gjøre residualene minst mulig sensitive for støy, forstyrrelser og unøyaktigheter. Filtrering og statistiske metoder vil minske støy og optimalisering av modellen vil gi høyere nøyaktighet, men problemene vil alltid være tilstede i større eller mindre grad.

Metodene for generering av residualer, som til en viss grad vil overlappe hverandre, presenteres nedenfor, Gertler (1998):

1. *Kalmanfilter*. Prediksjonsfeilen til Kalmanfilteret kan brukes som et feildekksjonsresidual; denne er null dersom ingen feil og blir ulik null dersom feil inntreffer. For feilisolering må det brukes en bank av filter, ett for hver mulige feil og tidspunkt, og sjekke hvert av disse opp mot målinger fra det overvåkede system.
2. *Diagnose-observere*. Observatorteknikker kan også brukes til å generere residualer. Friheten i design av observatorene gir mulighet for å dekkle residualene fra forstyrrelser og tilpasse dem til isolasjon av feil.
3. *Paritetsrelasjoner*. Rearrangerte modellikninger som gis inngangs og utgangssignaler fra systemet danner residualer. Som med observatorer kan disse brukes til deteksjon og isolasjon. Designfrihet gir også muligheter for dekopling av forstyrrelser.
4. *Parameterestimering*. Denne metoden er spesielt godt egnet for deteksjon og isolasjon av parametriske feil. En referansemodell er innhentet ved å først se på systemet i feilfri situasjon. Parametre blir så identifisert med systemet *on-line*, avvik fra referansemodellen brukes som basis for deteksjon og isolasjon av feil. Parameterestimering vil være mer pålitelig enn analytisk redundante metoder, men er også mer krevende med tanke på prosessering av beregninger som må utføres kontinuerlig.

Videre presenteres hvordan noen av disse prinsippene kan knyttes til rørstrømning og brukes til lekkasjedeteksjon. Det følgende er, som det tydelig fremgår, henvisninger til rapporter der metodene er beskrevet og testet ut.

Kalmanfilter

Oven (2014) har anvendt kalmanfilter til lekkasjedeteksjon for en tilstandsrommodell av en forgrening i et vannforsyningssystem. Tilstandsrommodellen bygger på diskretiserte forenklinger av masse- og momentbalansen (2.1, 2.5) for enfase strømming av væske knyttet til de forskjellige nodene i systemet.

$$\dot{p}_i = \frac{\beta}{Al}(q_{i-1} - q_i) \quad (3.14)$$

$$\dot{q}_i = \frac{A}{l\rho}(p_i - p_{i+1}) - fq_i \quad (3.15)$$

Grensebetingelsene for modellen er gitt ved $q(0, t) = q_{in}(t)$ og $p(L, t) = p_{out}(t)$. Videre er disse tilpasset forgreningen med gren A.

$$\dot{p}_{A,i} = \frac{\beta}{Al}(q_{A,i-1} - q_{A,i} - q_L) \quad (3.16)$$

$$\dot{q}_{A,i} = \frac{A}{l\rho}(p_{A,i} - p_{A,i+1}) - fq_{A,i} \quad (3.17)$$

Tilsvarende likninger for gren B. Som det fremgår av (3.16) er også lekkasjestrømming, q_L , fra rørledningsnoden inkludert. Tilstandsrommodellen, $\dot{x} = Ax + Bu$, $y = Cx + Du$, er bygget på disse. Der A -matrisen beskriver sammenhengen mellom trykk og strømming i de to hovedlikningene. Grensebetingelsene, som innbefatter strømming inn i systemet og trykket i hver ende, finnes i u -matrisen. B -matrisen knytter grensebetingelsene til de respektive tilstander.

Tilstandsvektoren x inneholder tilstandene for hver node i rørledningen

$$\dot{x} = \begin{bmatrix} p_{main,1} \\ p_{main,2} \\ \vdots \\ p_{main,N} \\ q_{main,1} \\ q_{main,2} \\ \vdots \\ q_{main,N} \\ p_{A,1} \\ p_{A,2} \\ \vdots \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

Kalmanfilteret er en algoritme for å generere estimater av en ukjent variabel basert på flere målinger der signalene vil være preget av støypåvirkning. Filteret virker ved at det først predikerer et estimat av den ukjente variabelen, for så å oppdatere dette med en forbedret prediksjon. Predikert tilstandsestimat beskrives som følgende

$$\hat{\mathbf{x}}_{k|k-1} = \mathbf{F}_k \hat{\mathbf{x}}_{k-1|k-1} + \mathbf{B}_k \mathbf{u}_{k-1} \quad (3.19)$$

Kovariansen, altså et mål på nøyaktigheten av det predikerte estimatet, er

$$\mathbf{P}_{k|k-1} = \mathbf{F}_k \mathbf{P}_{k-1|k-1} \mathbf{F}_k^T + \mathbf{Q}_k \quad (3.20)$$

Avlesningsresidual og dets kovarians

$$\tilde{\mathbf{y}}_k = \mathbf{z}_k - \mathbf{H}_k \hat{\mathbf{x}}_{k|k-1} \quad (3.21)$$

$$\mathbf{S}_k = \mathbf{H}_k \mathbf{P}_{k|k-1} \mathbf{H}_k^T + \mathbf{R}_k \quad (3.22)$$

Optimal Kalmanforsterkning gis av

$$\mathbf{K}_k = \mathbf{P}_{k|k} \mathbf{H}_k^T \mathbf{S}_k^{-1} \quad (3.23)$$

Dermed blir oppdatert tilstandsestimat og dets kovarians

$$\hat{\mathbf{x}}_{k|k} = \hat{\mathbf{x}}_{k|k-1} \mathbf{K}_k \tilde{\mathbf{y}}_k \quad (3.24)$$

$$\mathbf{P}_{k|k} = (\mathbf{I} - \mathbf{K}_k \mathbf{H}_k) \mathbf{P}_{k|k-1} \quad (3.25)$$

Filteret bruker kun det foregående tids-*step* til å generere estimatet, slik at ingen historie av systemavlesninger behøver å lagres. \mathbf{Q} representerer kovariansen av prosesstøy, denne er ofte vanskelig å karakterisere slik at \mathbf{Q} kan regnes som en tuning-parameter. \mathbf{R} representerer observasjonsstøy/målestøy, som vanligvis gis av instrumentet som brukes til avlesning.

Lekkasjen er den tilstanden Kalmanfilteret skal estimere. I dette forsøket er det antatt at lekkasjeoposisjon er kjent, nemlig i trykknoden i forgreiningen. Tilstandsvektor x , samt A - og B -matrisen vil endres ettersom lekkasjen inntrer som en inngangsvariabel til modellen.

Observator

Hauge *et al.* (2007) har tatt i bruk en bank av observatorer for lekkasjedeteksjon. Den underliggende modellen bygger på masse- og momentbalansen (2.1, 2.5) for enfasestrømning som er linearisert og diskretisert med en kjede på N noder.

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \nu \frac{\partial p}{\partial x} + \rho c^2 \frac{\partial \nu}{\partial x} = 0 \quad (3.26)$$

$$\frac{\partial \nu}{\partial t} + \nu \frac{\partial \nu}{\partial x} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} = 0 \quad (3.27)$$

Der relasjonen mellom trykk og densitet er modellert som

$$\rho(x, t) = \rho_{ref} + \frac{p(x, t) - p_{ref}}{c^2} \quad (3.28)$$

Modellen beskriver nå en strømning av væske der referansetettheten er ρ_{ref} ved referansetrykket p_{ref} . Ved å bytte ut (3.28) med den ideelle gasslov vil modellen beskrive strømning av gass. Grensebetingelsene $u(0, t) = u_0(t)$ og $p(L, t) = p_L(t)$ gis som inngangssignaler til modellen, det er derimot mer vanlig å gi åpningen på choke-ventiler i hver ende av rørledningen som input. De gjenværende betingelsene $p(0, t) = p_0(t)$ og $u(L, t) = u_L(t)$ blir målbare variable

ut fra modellen. En Luenberger-type observator bestående av (3.26, 3.27) og grenseinjeksjonene

$$\hat{\nu}(0, t) = \nu_0(t) + c \frac{1 - k_0}{1 + k_0} \ln \left(\frac{k + p_0(t)}{k + \hat{p}(0, t)} \right) \quad (3.29)$$

$$\hat{p}(L, t) = (k + p_L(t)) \times \exp \left(\frac{k_L - 1}{c(1 + k_L)} (\nu_L(t) - \hat{\nu}(L, t)) \right) - k \quad (3.30)$$

Der $k = c^2 \rho_{ref} - p_{ref}$. Som det fremgår av likningene vil (3.29, 3.30) reduseres til ren kopi dersom $|k_0| = 1$ og $|k_L| = 1$. Videre inkluderes friksjonskoeffisient og lekkasjestrømning til modellen slik at observatorene ender opp med å bli som følgende

$$\frac{\partial \hat{p}}{\partial t} + \hat{\nu} \frac{\partial \hat{p}}{\partial x} + (k + \hat{p}) \frac{\partial \hat{\nu}}{\partial x} = - \frac{c \hat{C}_v}{A} \sqrt{(k + \hat{p}(\hat{x}_l))(\hat{p}(\hat{x}_l) - p_{amb})} \delta(x - \hat{x}_l) \quad (3.31)$$

$$\frac{\partial \hat{\nu}}{\partial t} + \hat{\nu} \frac{\partial \hat{\nu}}{\partial x} + \frac{c^2}{k + \hat{p}} \frac{\partial \hat{p}}{\partial x} = - \frac{\hat{f}}{2} \frac{|\hat{\nu}| \hat{\nu}}{D} + \frac{c \hat{C}_v}{A} \hat{\nu} \sqrt{\frac{\hat{p}(\hat{x}_l) - p_{amb}}{k + \hat{p}(\hat{x}_l)}} \delta(x - \hat{x}_l) \quad (3.32)$$

Her er \hat{C}_v og \hat{x}_L henholdsvis lekkasjeutslippskoeffisient, ref. lekkasjestrømningslikningen (2.15), og lekkasjeosisjon. Observatorene er designet slik at alle bortsett fra en vil reagere på en lekkasje, hvilken som ikke reagerer bestemmer hvor lekkasjen finner sted. Det påpekes også at observatorene kan skrives eksplisitt, slik at det ikke er behov for å beregne disse på nytt om rørledningens driftsvariable endres.

Tilstandsobservator

Isermann (2011) tar i bruk tilstandsobservator for lekkasjedeteksjon. Rørledningen er da gjenspeilet av en tilstandsrommodell hvor lekkasje er modellert som en forstyrrelse og ikke som en tilstand. Modellen bygger på forenklet masse- og momentbalanse som gis av

$$k_1 \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial \dot{m}}{\partial z} = 0 \quad (3.33)$$

$$k_2 \frac{\partial \dot{m}}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial z} = -k_3 \dot{m} \frac{|\dot{m}|}{p} \quad (3.34)$$

Hvor koeffisientene er

$$\begin{aligned}
 k_1 &= \frac{A_F}{c_{Fi}^2} \\
 k_2 &= \frac{1}{A_F} \\
 k_3 &= \frac{\lambda}{2d_F} \frac{c_{Fi}^2}{A_F^2}
 \end{aligned} \tag{3.35}$$

Den diskretiserte løsningen på de partielle differensiallikningene blir dermed

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial p_i}{\partial t} &= -\frac{1}{k_1 \Delta z} (\dot{m}_{i+1} - \dot{m}_{i-1}) \quad i = 1, 3, \dots, l-1 \\
 \frac{\partial \dot{m}_i}{\partial t} &= -\frac{1}{k_2 \Delta z} (p_{i+1} - p_{i-1}) - \frac{k_{3i}}{p_{i-1}} \dot{m}_i |\dot{m}_i| \quad i = 2, 4, \dots, l-2 \\
 \frac{\partial \dot{m}_0}{\partial t} &= -\frac{2}{k_2 \Delta z} (p_1 - p_0) - \frac{k_3}{p_0} \dot{m}_0 |\dot{m}_0| \\
 \frac{\partial \dot{m}_l}{\partial t} &= -\frac{2}{k_2 \Delta z} (p_l - p_{l-1}) - \frac{k_3}{p_{l-1}} \dot{m}_l |\dot{m}_l|
 \end{aligned} \tag{3.36}$$

Grensebetingelsene for rørledningen, \dot{m}_0 og \dot{m}_l , gis av ventillikningen (4.12). Hvis det videre antas at lekkasjestrømning \dot{m}_L kan oppstå i seksjon $i = \xi$, vil dette endre massebalansen i denne seksjonen. Rørledningen representeres da av tilstandsrommodellen

$$\begin{aligned}
 \dot{x}(t) &= A x(t) + L v(t) + B u(t) \\
 y(t) &= C x(t)
 \end{aligned} \tag{3.37}$$

Der

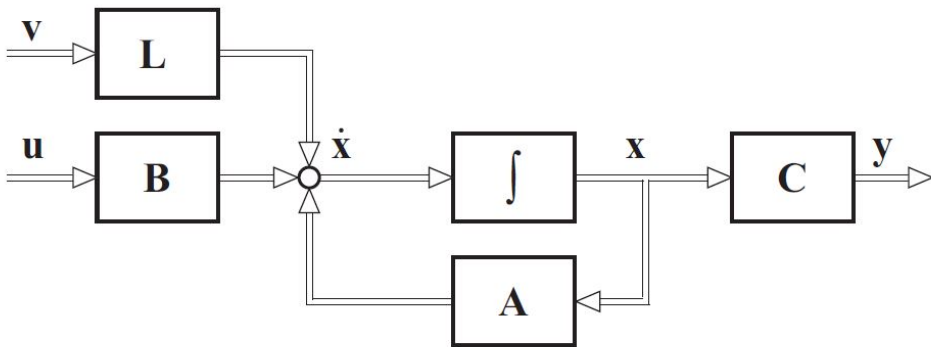
$$\begin{aligned}
 x^T(t) &= \left[\Delta \dot{m}_0 \Delta \dot{m}_2 \dots \Delta \dot{m}_l \ ; \ \Delta p_1 \Delta p_3 \dots \Delta p_{l-1} \right] \\
 u^T &= [\Delta p_{in} \Delta p_{ex}] \\
 y^T &= [\Delta \dot{m}_0 \Delta \dot{m}_l]
 \end{aligned} \tag{3.38}$$

Lekkasjepåvirkningsmatrisen L og lekkasjestrømningsvektoren $v(t)$ introduseres

slik at lekkasje inntreer som en forstyrrelse til systemet som illustrert i fig.3.3.

$$L = \begin{bmatrix} 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 \\ \vdots & & \vdots & \vdots & & \vdots \\ 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \frac{1}{k_{11}\Delta z} \dots & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \frac{1}{k_{1\xi}\Delta z} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \dots & \frac{1}{k_{1(m-1)}\Delta z} & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} \quad (3.39)$$

$$v^T(t) = [0 \ 0 \ \dots \ \dot{m}_{L\xi} \ \dots \ 0 \ 0] \quad (3.40)$$



Figur 3.3: Tilstandsrommodell med lekkasje som ukjent input-variabel, Isermann (2011)

Videre må lekkasjen detekteres, og dens lokalisering samt størrelse må bestemmes. Dette kan gjøres gjennom et feil-sensitivt filter som gir en tilstandsobserverator

$$\hat{\dot{x}}(t) = A \hat{x}(t) + B u(t) + H[y(t) - C \hat{x}(t)] \quad (3.41)$$

som designes slik at den regenererer tilstander og residualene kan kalkuleres.

$$\tilde{y}(t) = y(t) - C \hat{x}(t) \quad (3.42)$$

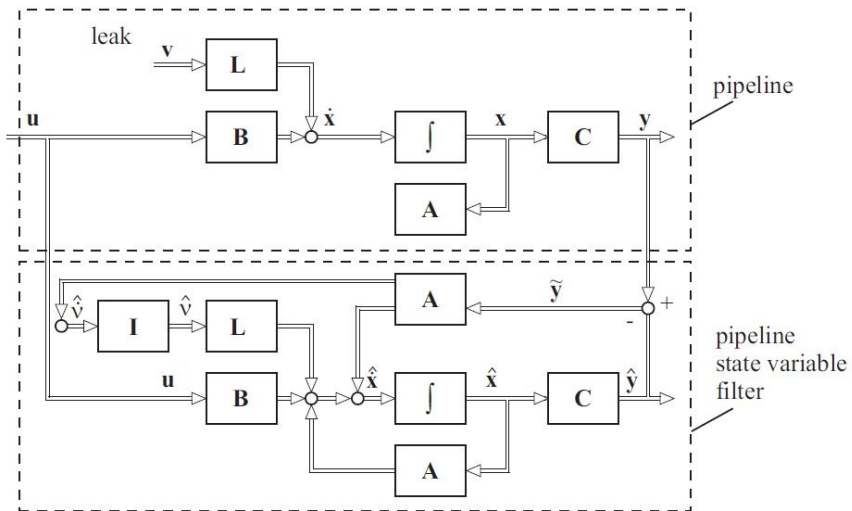
Det antas da at alle rørledningensparametre er kjent. Dersom en lekkasje oppstår vil residualene \tilde{y} endres med $+\Delta\dot{m}_0(t)$ og $-\Delta\dot{m}_l$ og disse kan brukes for å angi

lekkasje i systemet. Lekkasjerate og -lokasjon må da regnes ut i etterkant av en feilindikasjon.

En annen metode er å regenerere lekkasjestrømningsvektoren $v(t)$ ved å modellere påvirkningen av en plutselig lekkasje som $\dot{v} = v(t)$, se fig.3.4. Der initialverdien er $v(0) = 1$ og $\dot{v}(t) = 0$ for $t > 0$. Den regenererte lekkasjevektoren gis dermed av

$$\hat{v} = H_v \int_{t_1}^t \tilde{y}(t') dt' \quad (3.43)$$

Den estimerte lekkasjevektoren inneholder både lekkasjestrømningsrate og -lokasjon i form av hvilken seksjon ξ av rørledningen det lekker fra.



Figur 3.4: Modellering av feilens påvirkning i filter, Isermann (2011)

Kapittel 4

Modell

I dette kapitlet presenteres en metode for å modellere rørledning med lekkasje etterfulgt av realisering og testing av denne.

4.1 Helmholtz resonatormodell

Ved modellering av rørledninger og andre transmisjonslinjer, kan linjen ses på som en serie av mindre kontrollvolum av en bestemt størrelse. En Helmholtz-resonator består av et volum V , som er tilkopleet et rør med lengde h og tverrsnittareal A . Det antas at hastigheten til fluidet i volumet er så liten at trykket forblir det samme over hele volumet. Videre antas det at kompressibilitetseffekter i røret kan neglisjeres slik at strømmingen blir lik langs hele rørstrekket. Således kan resonatoren anses som et rør fylt med inkompressibelt fluid koplet til et volum med kompressibilitetsegenskaper. Massebalansen for volumet blir dermed

$$\frac{V}{\beta} \dot{p} = q \quad (4.1)$$

hvor bulkmodulus $\beta = c_0^2 \rho_0$. Videre blir momentbalansen for røret

$$h \rho_0 \dot{q} = -A p \quad (4.2)$$

En rørledning med total lengde l og tverrsnitt A kan settes sammen som en kjede av N Helmholtzresonatorer slik at $h = l/N$.

$$\dot{p}_i = \frac{c^2 \rho_0}{A h} (q_{i-1} - q_i - q_{L_i}) \quad (4.3)$$

$$\dot{q}_{i-1} = \frac{A}{h \rho_0} (p_{i-1} - p_i) - \frac{F}{\rho_0} \quad (4.4)$$

Her er p_{i-1} og p_i trykket inn og ut av rørstykke i , q_{i-1} og q_i er strømmingen inn og ut av volum i . Eventuell lekkasjestrømning fra seksjon i angis av q_{L_i} . F er friksjonskraften per lengdeenhet. Når h går mot 0 vil denne modellen konvergere mot strømningsligningene (2.3, 2.5) for enfasestrømning av kompressibelt fluid.

Når en transmisjonslinje modelleres ved bruk av Helmholtzresonatorer, kan hver resonator betraktes som en toport. Disse kan settes sammen til en modell på tre måter, Egeland & Gravdahl (2002):

Admitansmodell har inngangsvariablene p_{in} og p_{out} og må tilføyes et ekstra rørstykke til utløpssiden

$$\dot{p}_i = \frac{c^2 \rho_0}{A h} (q_{i-1} - q_i - q_{L_i}), \quad i = 1, \dots, N \quad (4.5)$$

$$\dot{q}_{i-1} = \frac{A}{h \rho_0} (p_{i-1} - p_i) - \frac{F}{\rho_0}, \quad i = 1, \dots, N + 1 \quad (4.6)$$

Impedansmodell hvor inngangsvariablene er q_{in} og q_{out} , her må tilføyes et ekstra volum på innløpssiden av rørledningen

$$\dot{p}_i = \frac{c^2 \rho_0}{A h} (q_{i-1} - q_i - q_{L_i}), \quad i = 1, \dots, N \quad (4.7)$$

$$\dot{q}_{i-1} = \frac{A}{h \rho_0} (p_{i-1} - p_i) - \frac{F}{\rho_0}, \quad i = 2, \dots, N \quad (4.8)$$

Hybrid modell med inngangsvariablene q_{out} og p_{in}

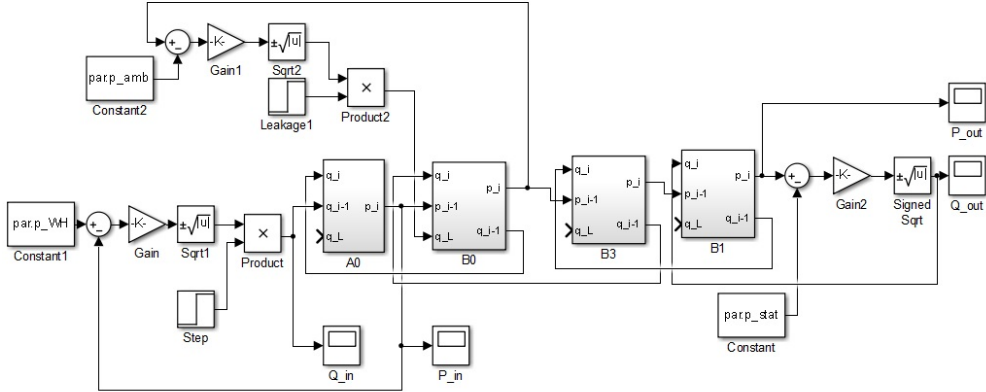
$$\dot{p}_i = \frac{c^2 \rho_0}{A h} (q_{i-1} - q_i - q_{L_i}), \quad i = 1, \dots, N \quad (4.9)$$

$$\dot{q}_{i-1} = \frac{A}{h \rho_0} (p_{i-1} - p_i) - \frac{F}{\rho_0}, \quad i = 1, \dots, N \quad (4.10)$$

Hvilken modelltype som skal brukes bestemmes følgelig ut fra hvilke parametre som ønskes som inngangs- og utgangssignaler. Helmholtz teori er basert på en fysisk resonator, et volum med tilkopleet et lite rør. Dersom trykket i volumet økes for så å frigjøres, vil luft strømme ut gjennom røret. Luftens moment vil danne et undertrykk i volumet. På samme måte snus luftstrømmen for å igjen

utlikne trykket i volumet og slik vil man få en svingende luftstrøm, resonans, som skifter med Helmholtzfrekvensen.

$$\omega_H^2 = \frac{Ac^2}{V_h h} \Rightarrow \omega_H = \frac{c}{L} \quad (4.11)$$



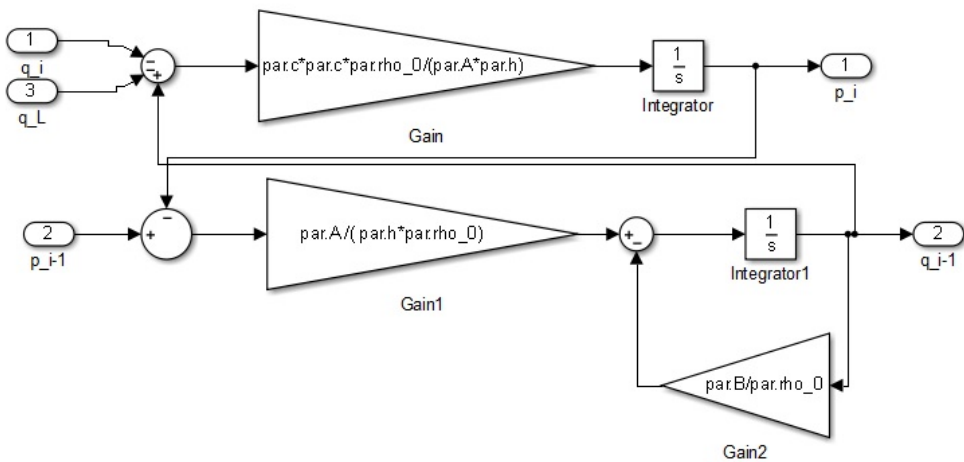
Figur 4.1: Resonatorkjede der $N=4$, lekkasje inntreer som et step.

I Simulink er realisert en impedansmodell hvor 2-portene er satt sammen etter hverandre som vist i figur 4.1. Utgangstrykket (p_i) på blokken koples som inngangstrykk (p_{i-1}) til neste blokk i kjeden, utgangsstrømningen (q_{i-1}) på blokken koples til inngangsstrømning (q_i) på forrige blokk. Merk at inngang og utgang på blokken ikke må forveksles med innløp og utløp til kontrollvolumet. Her er brukt en Impedansmodell og dermed må et volum legges til innstrømningsiden, altså er første blokken ekvivalent med (4.3). De andre blokkene er identiske og som vist i figur 4.2. Innstrømningen i røret er bestemt ut fra differansetrykket over en chokeventil på en tenkt undervannsmanifold som nedjusterer brønnhodetrykk til ønsket rørledningstrykk. Tilsvarende er strømningen ut av røret bestemt av statisk mottrykk i riser og en ventil. Ventilligningen brukt for både inn- og utstrømning er som følger

$$q = C_d A_d(x_v) \sqrt{\frac{2}{\rho_0} \Delta p} \quad (4.12)$$

Der C_d er gjennomstrømningskoeffisient for fluidet og A_d er gjennomstrømningsarealet som funksjon av ventilposisjonen x_v . Lekkasje er modellert ved (2.15)

som tilsvarer ventillikningen. Denne beskriver strømming gjennom en åpning (skade e.l.) i rørveggen bestemt av størrelsen på åpningen og differansen mellom rørledningstrykk og omgivelsestrykk (trykk ved havbunnen). Slik følger strømningsraten av en lekkasje rørledningstrykket og vil dermed tilpasse seg hvis grensebetingelsene for rørledningen endres, eksempelvis nedstengning pga. detektert lekkasje. Som påpekt av Hauge *et al.* (2007), vil en konstant lekkasjerate være lite realistisk og bare være gjeldende for systemet i en stabil driftstilstand. Konstant lekkasjerate vil også gi dårlig lekkasjelokalisering for varierende grensebetingelser.



Figur 4.2: Helmholtzresonator.

4.2 Simulering med realisert modell

Til simulering er brukt en resonator kjede bestående av $N = 10$ resonatorer, satt sammen som beskrevet ovenfor til en 8" rørledning med total lengde 1km. Rørledningsparametrene som gis til modellen er som oppgitt i tabell 4.1. Det antas at det strømmende fluidet er tilnærmet enfasestrømming av gass, og tettheten er derfor satt tilsvarende naturgass. Havbunnstrykk er kalkulert ut fra havdyp og en gjennomsnittlig sjøvannstetthet på 1030 kg/m^3 . Statisk mottrykk i stigerør gis av $p_{stat} = \rho_0 g H$, det tas ikke hensyn til friksjon i stigerøret, ei heller andre dynamiske egenskaper (Flytende produksjons- og lagringsfartøy \Rightarrow

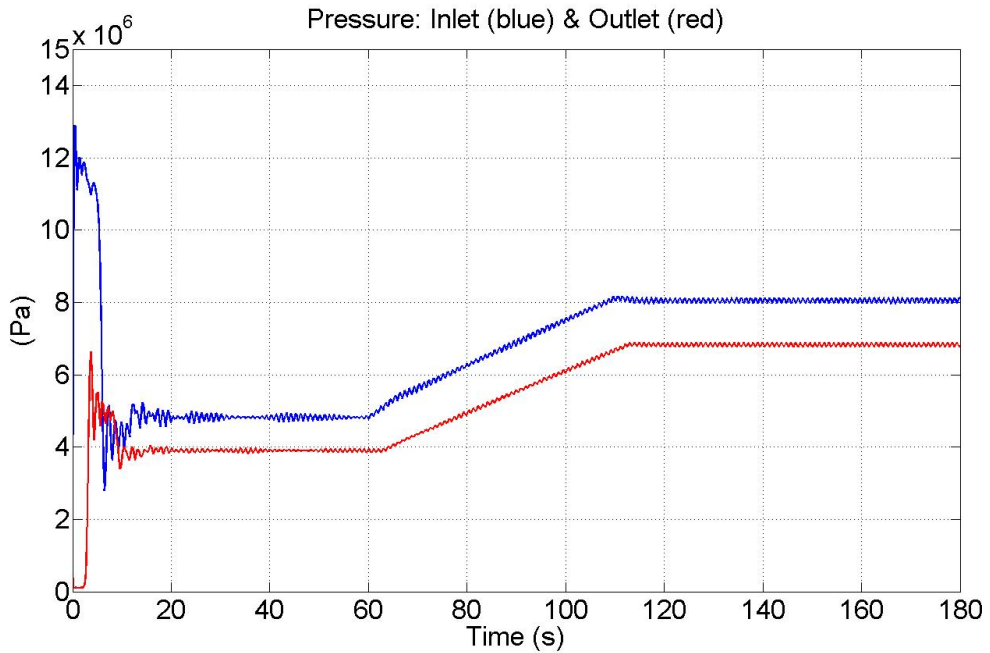
fleksibelt stigerør).

Friksjonsfaktor B bestemmes ut fra fluidets viskositet og inngår i sammenhengen for lineær friksjon $F = \rho_0 B q$, Egeland & Gravdahl (2002), der

$$B = \frac{8 \mu_0}{r_0^2} \Rightarrow B = \frac{8 \cdot 19,2 \cdot 10^{-6}}{(0,0254 \cdot 4)^2} = 0,0149 \quad (4.13)$$

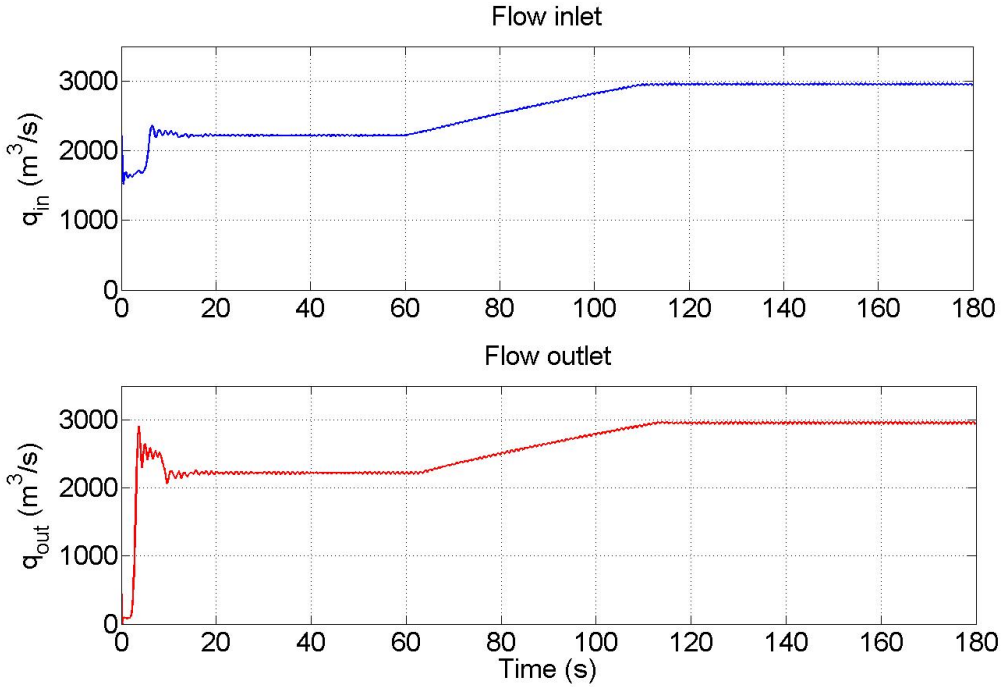
Tabell 4.1: Rørledningsparametre

Parameter	Verdi	Benevnelse	Forklaring
N	10	-	Antall seksjoner
h	100	m	Lengde av seksjon
H	300	m	Havdyp
A	0,0324	m^2	Tverrsnittsareal av 8" rør
ρ_0	0,649	kg/m^3	Det strømmende fluidets tetthet
c	330	m/s	Lydhastighet i fluidet
B	0,0149	-	Friksjonsfaktor
p_{wh}	$200 \cdot 10^5$	Pa	Brønnhodetrykk
p_{stat}	$1,019 \cdot 10^5$	Pa	Statisk mottrykk i stigerør
p_{amb}	$30,313 \cdot 10^5$	Pa	Havbunnstrykk



Figur 4.3: Trykkplot fra simulering uten lekkasje med ramp-up av produksjonsrate

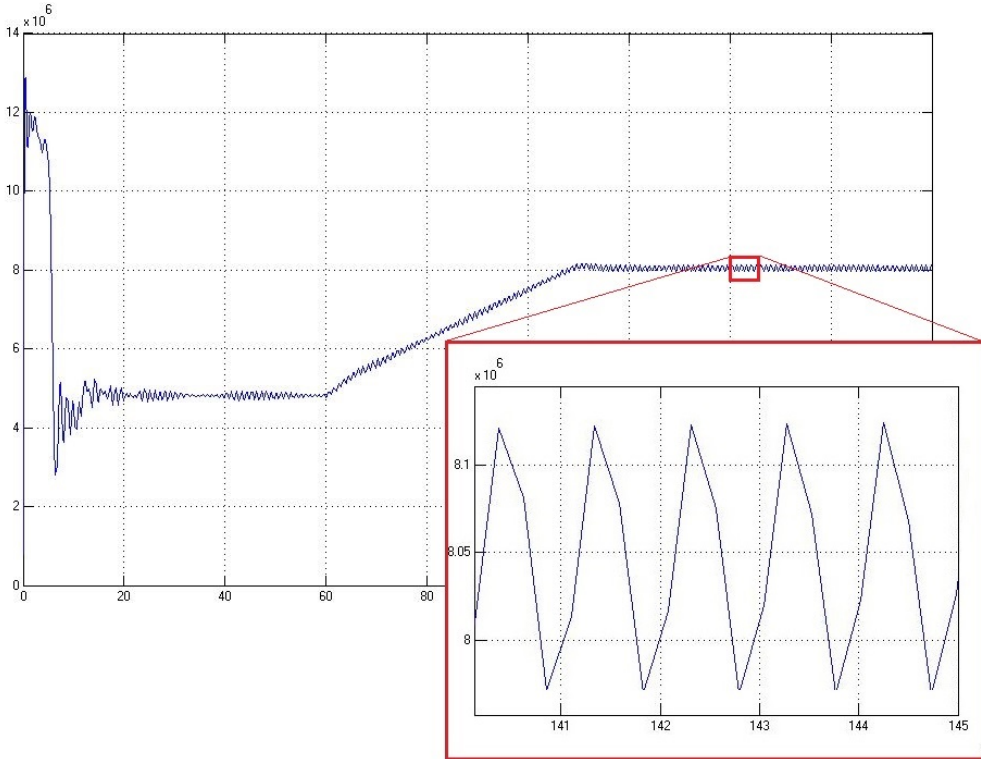
En simulering av rørledningen er utført uten lekkasje, med resulterende plott for trykk i figur 4.3 og for strømning i figur 4.4. Ved start vil choken være 50% åpen og fra $t = 60$ vil den over en periode på 45 sekunder gradvis åpnes til 75%. Etersom undervanns chokeventiler er pulsoperert vil det ta tid å åpne/lukke dem, dette vil dermed være en realistisk simulering av produksjonøkning (*ramp-up*). Som det ses av trykkplottene øker trykket ved utløpet om lag 3 sekunder etter innløpstrykket, som forventet med lydshastighet på 330m/s og 1000m rørstrekk. Det ses også at trykket ved innløp er høyere enn ved utløp. Trykkfallet i rørledningen skyldes friksjon, denne øker ved høyere viskositet i det strømmende fluidet og reduseres ved høyere rørtverrsnitt. Som forventet er strømningsraten lik inn og ut av rørledningen under stabile driftstilstander, ved sprang (*step*) i produksjonsendring vil disse avvike fra hverandre.



Figur 4.4: Strømningsplott fra simulering uten lekkasje med ramp-up av produksjonsrate

Stående svingninger med en frekvens på $\omega = 1,036 \text{ s}^{-1}$ kan ses av trykkplottet (forstørret i fig. 4.5), hvilket korresponderer med kalkulert verdi for første resonans

$$\omega_1 = \pi \frac{c}{L} \Rightarrow \omega_1 = 3,14 \frac{330}{1000} = 1,036 \text{ s}^{-1} \quad (4.14)$$



Figur 4.5: Forstørret trykkurve viser oscillasjonene

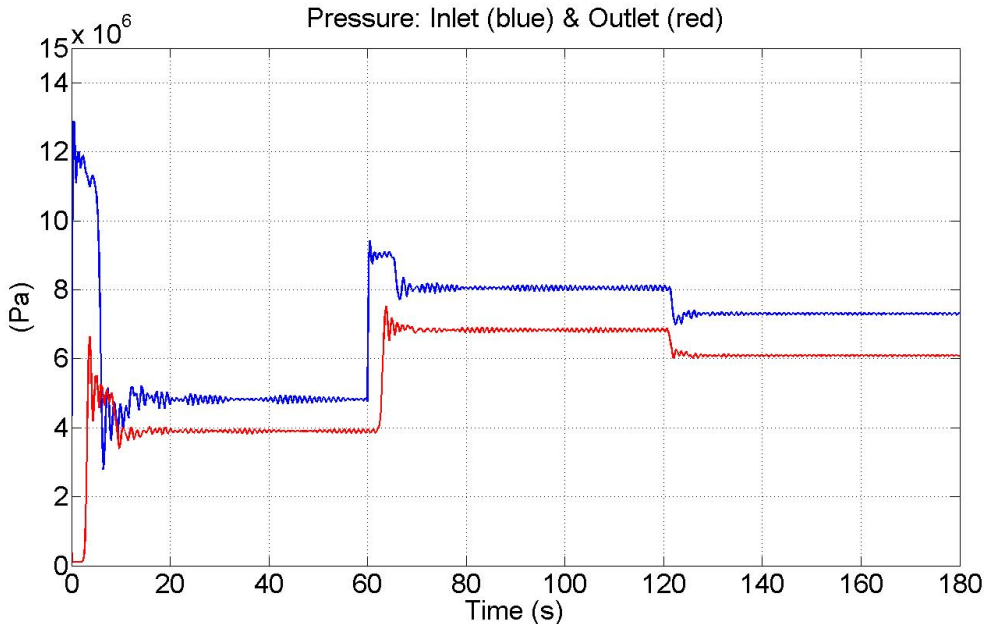
Simuleringer gjort med $N = 4$ og $N = 50$ er også utført, begge med total rørlengde på 1km. Egenskapene for trykk og strømning samsvarer med resultatene som vist ovenfor ($N = 10$). Oscillasjonene ser derimot ut til å svinge med lavere frekvens $0,356 \text{ s}^{-1}$ for fire seksjoner. Høyere antall seksjoner øker frekvensen på oscillasjonene, femti seksjoner gir svingninger på $5,299 \text{ s}^{-1}$. Det viser seg også at frekvensen på svingningene endres med fluidets tetthet, høyere tetthet gir høyere frekvens. Fluidets tetthet påvirker naturlig nok også strømningsraten, lavere tetthet gir lavere gjennomstrømning. I trykkmålingene gir dette utslag i lavere trykkfall over rørledningen.

Modellens største svakhet er at det antas at fluidets tetthet og temperatur er konstant, hvilket aldri vil være tilfelle for brønnstrøm i en slik produksjonsrørledning. Trykkfallet i rørledningen vil føre til at gass utvider seg, altså lavere tetthet samtidig som den avkjøles når den strømmer i gjennom rørledningen

som omgis av kaldt sjøvann. For flerfasestrømning vil trykkfallet føre til masseoverføring mellom fasene. Trykkfall som over choke-ventilen vil i praksis føre til et temperaturfall i strømmende gass, ref. Joule-Thompson-effekten.

Det er også antatt at rørledningen ligger fullstendig horisontalt slik at gravitasjon ikke påvirker fluidet i strømningsretning. Som det ses av strømningsplott gir disse særdeles høye strømningsrater, noe som skyldes et urealistisk forhold mellom brønnhodetrykk og mottrykk, ettersom det ikke er tatt hensyn til at strømmingen også strupes ned *topside* før den går til prosessering. Friksjon i stigerør er heller ikke tatt høyde for og ville bidratt til å redusere strømningsraten.

4.3 Simulering med lekkasje

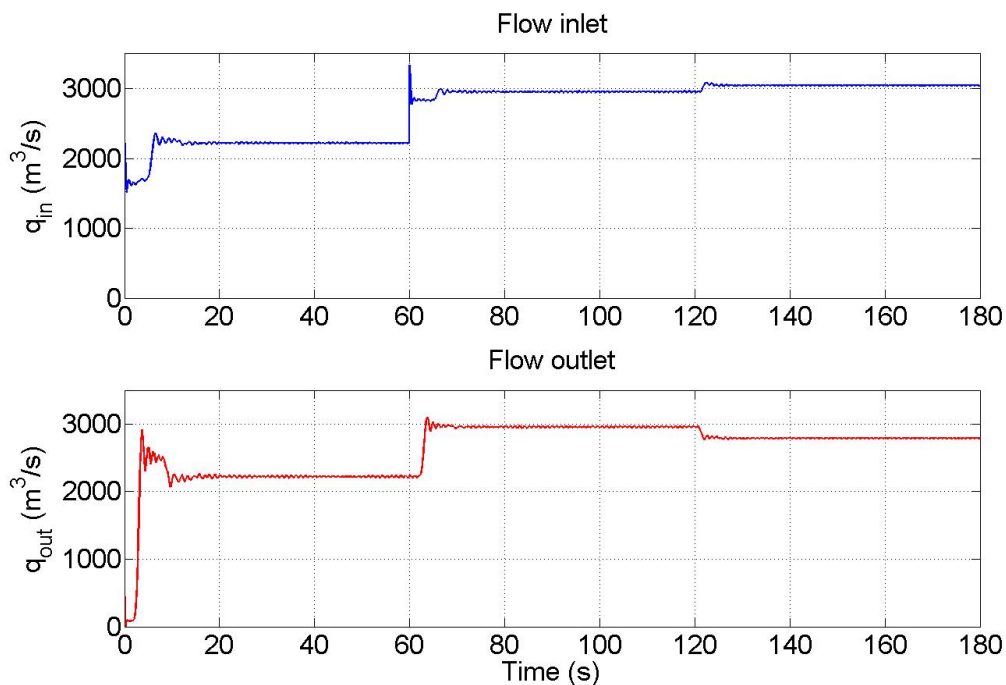


Figur 4.6: Trykkplot for simulering med lekkasje, økning av produksjon gjennom step.

Simulering der lekkasje inntreffer i volum $i = 5$ etter 120 sekunder er utført og resulterende trykk- og strømningsplott for rørledningens endepunkter finnes i

figur 4.6 og figur 4.7. lekkasjen er modellert som en input til en av resonatorblokkene og inntreer som et sprang, altså som en plutselig skade.

Som det ses av trykkplottene gir lekkasjen en negativ trykkbølge som treffer innløps- og utløpssiden samtidig, lekkasjen oppstår omtrent ved halve rørlengden og dette er dermed som forventet. Av strømningsplottene fremgår det en økning i strømningsrate på innløpssiden og en reduksjon på utløpssiden idet lekkasjen inntreffer. Reduksjon i utstrømning forklares følgelig av at deler av produksjonsstrømmen forsvinner ut i lekkasjen. Høyere innstrømning skyldes at trykkfallet fra innløp til lekkasjepunkt er lavere enn for hele rørstrekket. En analog kan trekkes til elektriske transmisjonslinjer der en lekkasje i røret tilsvarer en kortslutningsstrøm i den elektriske kretsen, Sun (2012). Motstanden sett fra inngangssiden blir mindre slik at strømmen blir høyere, og ettersom strømmen forsvinner i kortslutning vil strømmen på utgangen reduseres. Resultatet samsvarer med teorien. Hvor stor lekkasjestrømningen er bestemmes av differansestrykket mellom rør og omgivelser, og størrelsen på hullet i rørveggen (2.15). Her er lekkasjestrømningen 8,5% av innstrømningen i røret. Differansen mellom strømning inn og ut av røret samsvarer med lekkasjestrømningen som gis som input til resonatorblokken det lekker ifra.



Figur 4.7: Strømningsplot for simulering med lekkasje, økning av produksjon gjennom *step*.

I denne simuleringen er det prøvd en produksjonsøkning med sprang i chokeåpning fra 50% til 75% i $t = 60$. Dette hoppet tilsvarer den brå oppstarten som ses her og i simuleringen uten lekkasje og resultatene er følgelig de samme. Trykkbølgen forplanter seg utover i røret og når endepunktet etter om lag 3 sekunder, etter 6 sekunder vil refleksjonsbølgen nå innløpet og trykket avtar noe. Tilsvarende ses det av strømningsplottet at innstrømmingen øker noe idet refleksjonen når tilbake til innløpet. Dette samsvarer med spredningsfunksjonen for hydraulisk transmisjonlinje, Egeland (1993):

$$g_1(s) = \frac{p_1 - z_0 q_1}{p_1 + z_0 q_1} = \exp(-T s) g_L(s) \quad (4.15)$$

der

$$g_L(s) = \frac{\frac{z_L(s)}{z_0} - 1}{\frac{z_L(s)}{z_0} + 1} \quad (4.16)$$

Dersom en trykkbølge migrerer gjennom røret og det ved utløp er fri strømming,

altså $z_L = 0$, blir spredningsfunksjonen

$$g_1(s) = -exp(-2T s) \quad (4.17)$$

Som det fremgår av (4.17) vil bølgen reflekteres med negativt fortegn, etter to ganger tidskonstanten $T = \frac{l}{c}$. I det simulerte tilfellet vil friksjon i røret og en viss utløpsimpedans gjøre at den reflekterte bølgens amplitude er redusert. Ved impedanstilpasning, hvor rørimpedans er lik utløpsimpedans, $z_L = z_0$, vil ikke bølgen reflekteres men absorberes. Slike plutselige oppstarter og økninger i produksjon vil ikke forekomme i praksis da det kan være skadelig for komponentene.

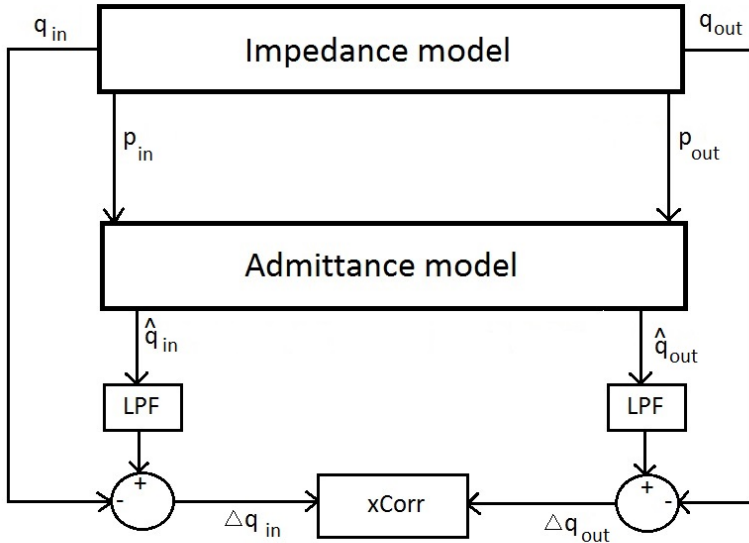
Til tross for modellens tidligere nevnte svakheter, anses den som velfungerende til formålet å modellere lekkasjer og for deretter å brukes til å teste deteksjon av disse. Det er avlesninger ved rørledningens endepunkter som er av interesse, og at disse gjengir effekten en lekkasje utgjør ved normal drift.

Kapittel 5

Generering av residual

Residualer vil genereres gjennom bruk av en Helmholtzresonator-kjede til å simulere selve rørledningen der en lekkasje inntreffer ved et gitt tidspunkt. En tilsvarende resonatorkjede gis så de samme grensebetingelsene. Ingen lekkasje introduseres i denne, altså opererer den i normaltstand. Ved å sammenlikne målinger fra disse skal man i teorien få et avvik etter lekkasjen har oppstått. For at lekkasjedeteksjonssystemet skal bli så pålitelig som mulig bør dette residualet være entydig ved lekkasje, altså skille seg tydelig fra de residualer som gis av endret operasjon.

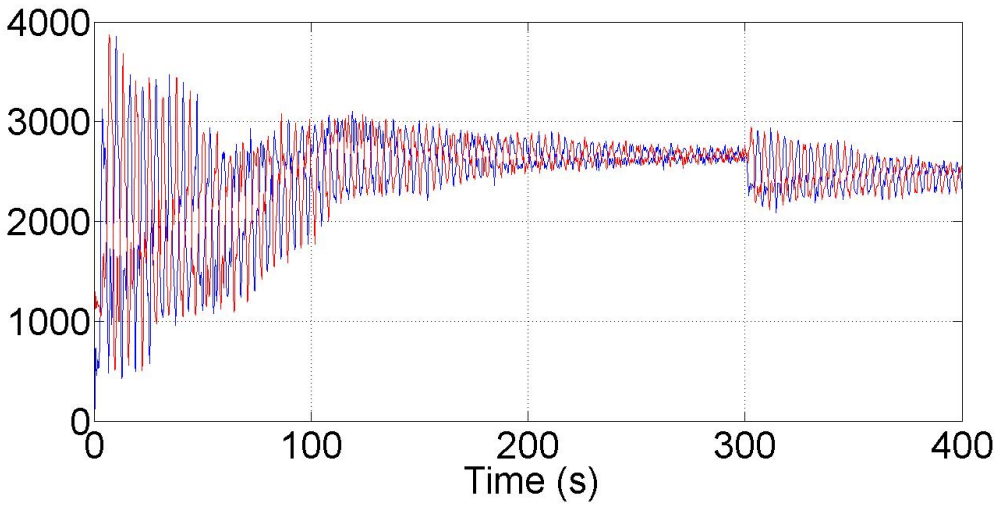
5.1 Admitansmodell som estimator



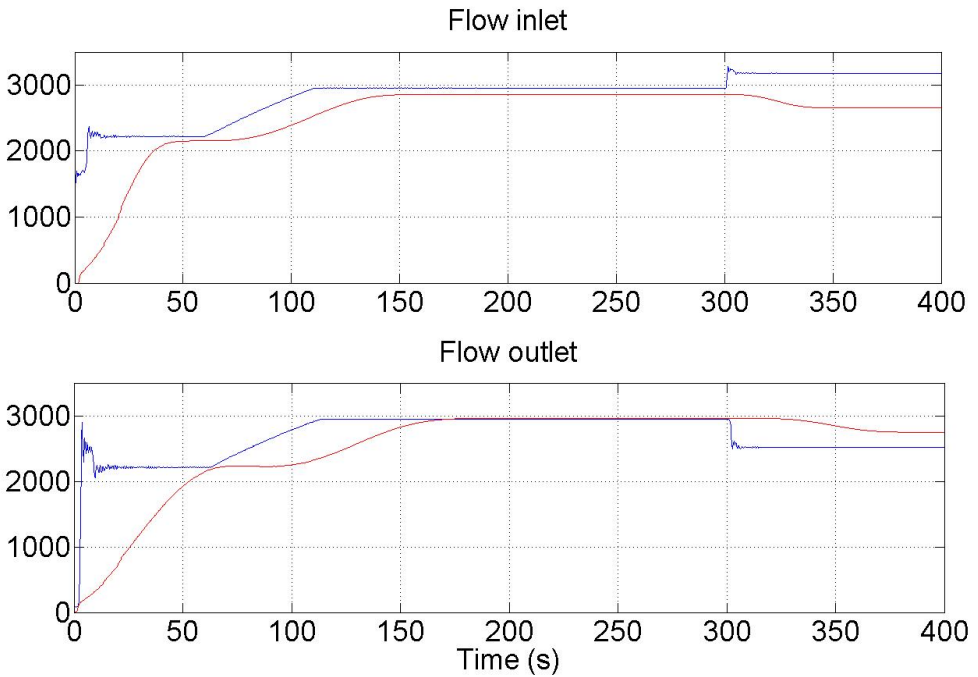
Figur 5.1: Impedansmodell som rørledning, Admitansmodell som estimator.

En Helmholtzkjede bestående av ti resonatorer brukes til å modellere en rørledning med lekkasje, som demonstrert. Endepunktstrykkmålinger fra denne gis som inngangssignaler til en admitansmodell med samme parametre (lengde, tverrsnitt, fluid osv.), også denne bestående av ti resonatorer. Denne modellen brukes dermed til å estimere strømningsrate for rørledningens endepunkter, \hat{q}_{in} og \hat{q}_{out} . Oppsettet vises i figur 5.1

Oscillasjonene i trykkmålingene fra rørledningen forsterkes ytterligere av estimatoren og utgangssignalene gir dårlig nyttesignal som vist i figur 5.2. Lavpassfiltrering gjør de estimerte strømningsmålingene nyttbare og som fremgår av figur 5.3 samsvarer disse godt med reelle strømningsavlesninger fra rørledningsmodellen under stabil produksjon. Lavpassfilteret som er brukt er en funksjonsblokk i Simulink der filterfrekvensene er satt til $F_{pass} = 0,0008$ og $F_{stop} = 0,0030$.

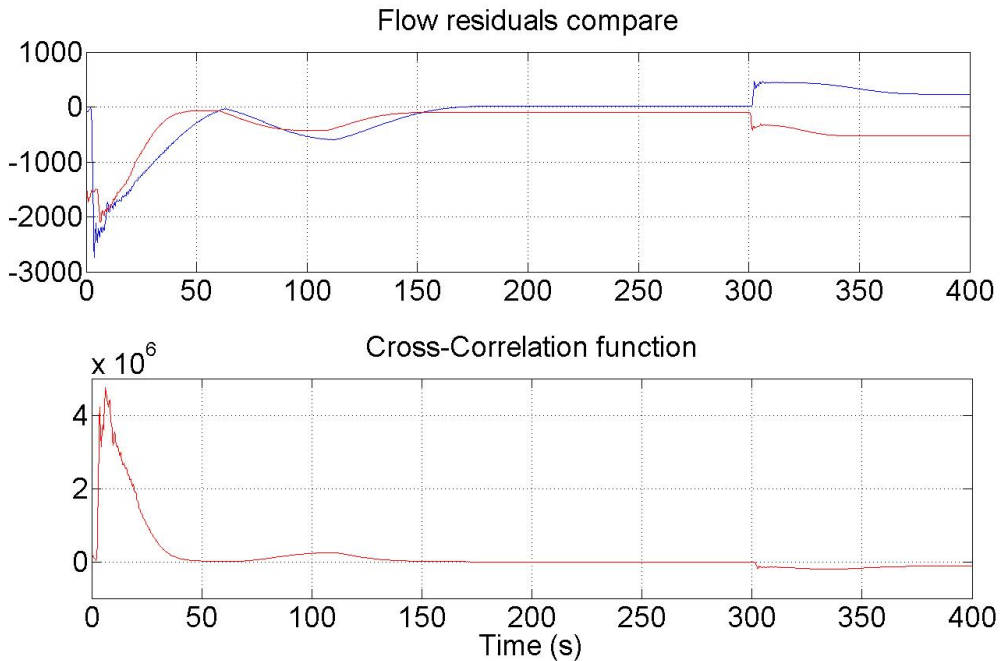


Figur 5.2: Estimert strømningsrate, \hat{q}_{in} gis av blå kurve, \hat{q}_{out} av rød.



Figur 5.3: Reell strømning (blå) sammenliknet med filtrert estimat(rød).

Når lekkasjen inntreffer ved $t = 300$ oppstår samtidig et avvik mellom reell og estimert innstrømning. Admitansmodellen reagerer på trykkfallet som følger av lekkasjen, med å redusere strømmingen. For utløpsstrømning samsvarer reel og estimert strømmingendring, begge avtar. Reell innstrømning vil øke etter en lekkasje, altså reagerer estimatoren her motsatt av det som er riktig. Dette avviket kan brukes til å angi lekkasje. Ved å anvende metoden med massebalanse beskrevet i 3.2 innføres residualene Δq_{in} og Δq_{out} (Det er i dette forsøket antatt konstant densitet og temperatur, og dermed ikke nødvendig med omregning til massestrøm). Etersom de estimerte strømningsratene reagerer ulikt på lekkasje enn hva som er reellt, vil kryss-korrelasjonsfunksjonen av disse gjøre utslag ved lekkasje.



Figur 5.4: Residualene Δq_{in} og Δq_{out} , samt kryss-korrelasjon gitt av disse.

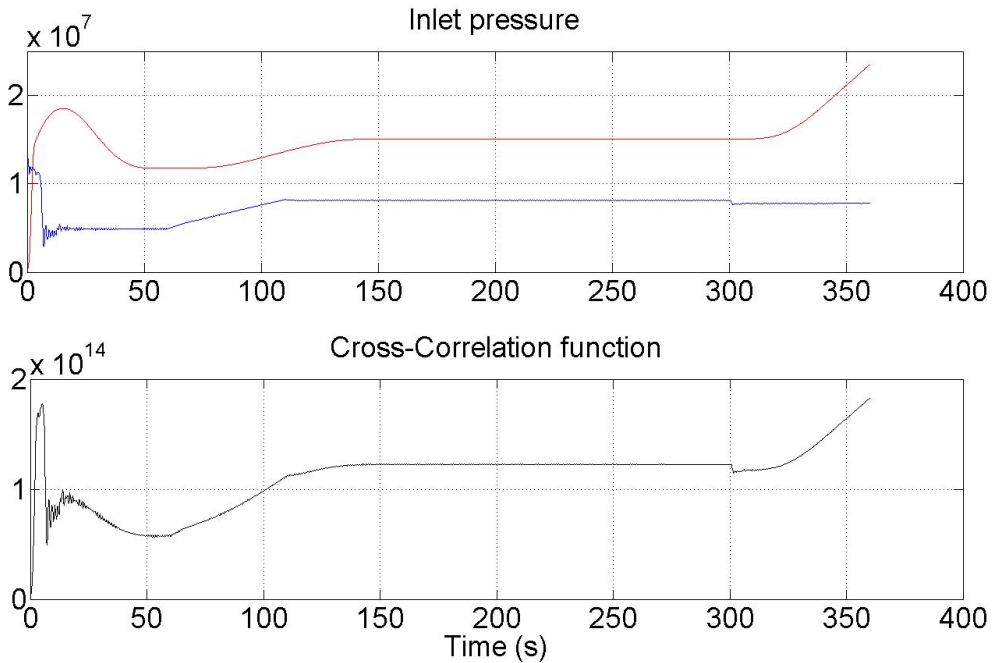
Som det ses av figur 5.4 vil stabil operasjon gi god korrelasjon mellom residualene. Her er det foretatt produksjonsøkning med rampe fra $t = 60$. Brå endringer, som ses ved oppstart ($t = 0$) gir store positive utslag, lekkasje gir

derimot negativ korrelasjon. Siden produksjonshopp i realiteten ikke vil forekomme, vil denne metoden generere residual som gir entydig utslag for lekkasje. Den vil ikke gi utslag under normale driftsendringer, og gir tydelig utslag også for små lekkasjer.

5.2 Impedansmodell som estimator

Et oppsett tilsvarende det demonstrert ovenfor er testet ut, her er derimot en impedansmodell av helmholtzresonatorer brukt til å estimere parametre. Fra rørledningsmodellen gis strømningsmålinger som inngangssignaler til impedansmodellen, denne estimerer da innløps- og utløpstrykk. Som i det foregående eksempel brukes samme rørledningsparametre og består begge av $N = 10$ resonatorer. I simuleringen gis også her en lekkasje i $t = 300$ og en produksjonsøkning med rampe fra $t = 60$. De estimerte trykkmålingene lavpassfiltreres og følger trykkmålingenes endringer, men med et stasjonært avvik på hele $80 \cdot 10^5$. Residualene $\Delta p_{in} = \hat{p}_{in} - p_{in}$ og $\Delta p_{out} = \hat{p}_{out} - p_{out}$ genereres så. Etter lekkasjen har inntruffet vil en vedvarende forskjell i inn- og utstrømning finne sted, $+q_{in}$ og $-q_{out}$. Estimatoren reager på dette med en trykkøkning som fortsetter så lenge lekkasjen vedvarer.

Kryss-korrelasjonsfunksjonen gitt av residualene reagerer følgelig også på lekkasjen med en økning, tilsvarende trykkkurven, se figur 5.5. Om kryss-korrelasjonsfunksjonen krysser en øvre grense kan dette brukes til å angi lekkasje. Eventuelt kan høyere stigningsgrad enn en gitt verdi trigge lekkasjeangivelse. Brå endringer i produksjon vil også stå i fare for å gi store avvik mellom reelle og estimerte verdier, det er ikke kjent hvordan prosessendringer *topside* virker inn på systemet.



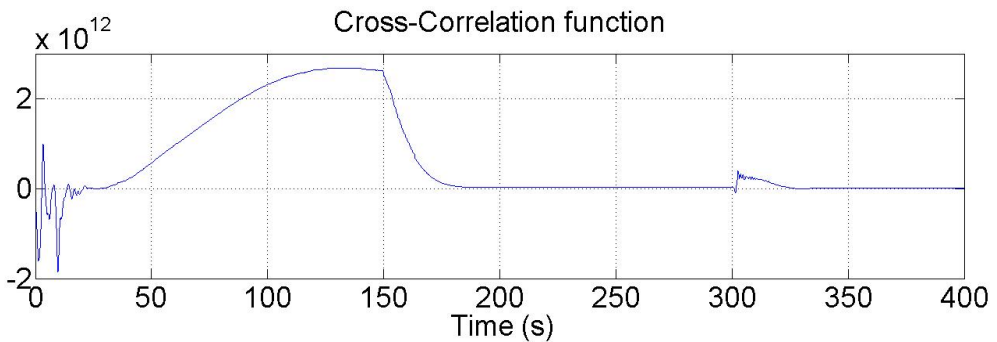
Figur 5.5: p_{in} og \hat{p}_{in} øverst, kryss-korrelasjon nederst.

Det ble også gjort et forsøk tilsvarende de beskrevet, men med hybridmodell som estimator. Inngangssignal til hybridmodellen ble gitt av p_{in} og q_{out} . Resultatene fra denne ga ingen nyttbare residual, da det ikke gir mening å sammenlikne estimert strømning med estimert trykk. Sammenlikning med reelle verdier fra rørledningsmodellen ga heller ikke noen nyttbare avvik.

5.3 Estimering ved bruk av to modeller

De metodene som er testet ut og beskrevet ovenfor har sin begrensning i at de krever både trykk- og strømningmålinger fra rørledningens endepunkter for å fungere. Tilknyttet undervanns produksjonssystemer er det ønskelig å ikke ha mer instrumentering enn nødvendig, dette fører til mer kompliserte systemer (flere komponenter som kan feile) og forhøyede kostnader. Derfor er det gjort et forsøk på å finne et oppsett med to modeller som estimerer de parametre som ikke har tilgjengelige målinger.

En videreutvikling av metoden i 5.1 er utprøvd. Målet her er at lekkasje skal kunne angis ved hjelp av kun trykkmålinger fra rørledningens endepunkter. Som i anvist eksempel gis trykk til en admitansmodell som estimerer strømningrate. Disse gis så til en impedansmodell og estimert trykk gis ut. Videre lavpassfilteres estimerte trykkverdier, før de sammenliknes med reellt trykk og residualene Δp_{in} og Δp_{out} dannes. Kryss-korrelasjonen av disse vises i figur 5.6. Her er simulert med en *ramp-up* fra start der chokeåpningen ender på 75% i $t=150$. Lekkasje inntreffer etter 300 sekund og har en størrelse på 8,5% av innstrømningen, som i de foregående simuleringene.



Figur 5.6: Kryss-korrelasjon av residual, ramp-up fra start, lekkasje i $t=300$.

Som det fremgår av kryss-korrelasjonsfunksjonen gir ikke denne metoden noe entydig avvik for lekkasje og vil således være lite egnet til bruk for å angi en sådan. Store avvik gis ved forsiktige endringer i produksjon og relativt lite avvik gis for lekkasje. Det ble også gjort forsøk med andre oppsett der flere modeller ble brukt som estimatorer, og disse bekrefter sammen dette forsøket at strømningsmålinger er nødvendig for å sikre et entydig avvik til å indikere lekkasje.

Kapittel 6

Anvendelse av lekkasjedeteksjon

Det mest entydige residualet for å angi lekkasje fås gjennom bruk av metoden i 5.1. Denne er derfor brukt til videre å implementere og teste ut lekkasjedeteksjon.

6.1 Implementering av deteksjon

Som demonstrert vil kryss-korrelasjonsfunksjonen gitt av residualene Δq_{in} og Δq_{out} reagere på lekkasje ved at den gir negativt utslag. Dette brukes til å angi at en lekkasje finner sted og trigger en funksjon som kalkulerer lekkasjerate og lekkasjeposisjon. For å gi et endelig og vedvarende signal om lekkasje settes en grenseverdi kryss-korrelasjonsfunksjonen må krysse. I en transient periode etter lekkasjen inntreffer vil kryss-korrelasjonsfunksjonen krysse nullpunktet flere ganger, ved å sette en margin vil dette hindres samtidig som systemet blir mer robust mot uregelmessigheter. Lekkasjerate \hat{q}_L og lekkasjeposisjon \hat{z}_L finnes av henholdsvis (3.13) og (3.12), der massestrøm er substituert med volumstrøm (konstant temperatur og densitet).

En rekke simuleringer er utført der grenseverdien for kryss-korrelasjonsfunksjonen var satt til -200. Størrelse på lekkasje og lekkasjepunkt ble endret for å sammenlikne resultatene. Lekkasjeraten endres ved å justere utslippskoeffisienten $A_v \cdot C_v$, ref. (2.15), som i praksis tilsvarer endret størrelse på hullet (skaden) i rørledningen. Simuleringer ble utført med lekkasje i blokk nummer 2, 5 og 9. Ettersom $N = 10$ tilsvarer dette lekkasjer introdusert et sted i intervallene 100-199 m, 400-499 m og 800-899 m. Resultatene er gjengitt i tabell 6.1.

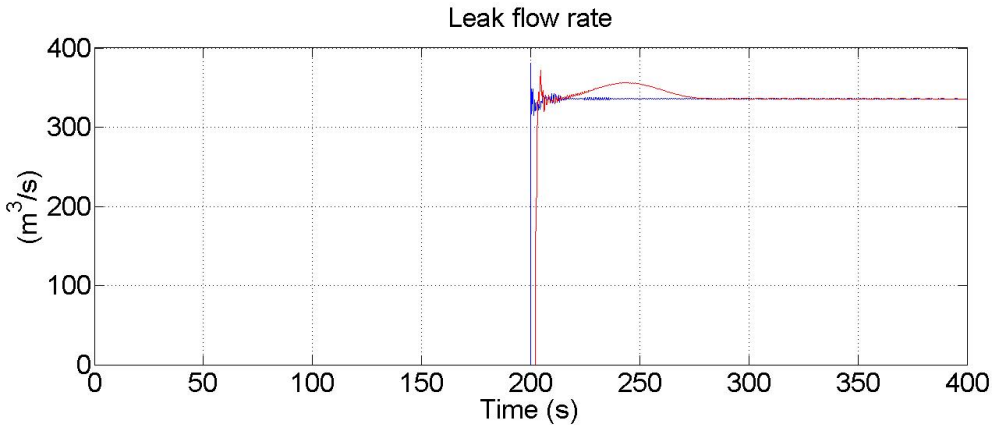
Tabell 6.1: Simuleringer med endret lekkasjepunkt og -rate.

#	$C_v \cdot A_v$	$\hat{z}_L(m)$	$\hat{q}_L(m^3/s)$	$q_L(m^3/s)$	$q_{L\%}(\%)$
2 (100-199m)	0,010	700	25	25	0,9
	0,025	350	60	62	2,1
	0,050	230	121	120	4,0
	0,075	190	178	178	5,9
	0,100	172	233	233	7,7
	0,150	153	335	336	10,9
	0,200	143	431	431	13,9
	0,300	133	601	600	19,0
	0,400	128	754	745	23,2
5 (400-499m)	0,010	-	-	24	0,8
	0,025	695	59	59	2,0
	0,050	572	116	116	3,9
	0,075	531	170	170	5,6
	0,100	510	222	222	7,3
	0,150	490	320	320	10,4
	0,200	480	411	411	13,3
	0,300	469	570	571	18,1
	0,400	465	708	707	22,1
9 (800-899m)	0,010	-	-	22	0,7
	0,025	-	-	55	1,8
	0,050	-	-	108	3,6
	0,075	983	159	159	5,3
	0,100	961	207	208	6,9
	0,150	940	299	299	9,8
	0,200	929	382	382	12,4
	0,300	918	529	530	16,9
	0,400	913	654	654	20,6

(-) Ikke detektert, grenseverdi krysses ikke

De estimerte parametrene vil bevege seg mot en endelig verdi, det er disse som oppgis i tabellen. Lekkasjerate \hat{q}_L og lekkasjeposisjon \hat{z}_L når endelig verdi

etter 85 sekunder. Virkelig og estimert lekkasjerate for et tilfelle der lekkasjen inntreffer i intervallet 100-199m og lekkasjerate på 10,9% er vist i figur 6.1.



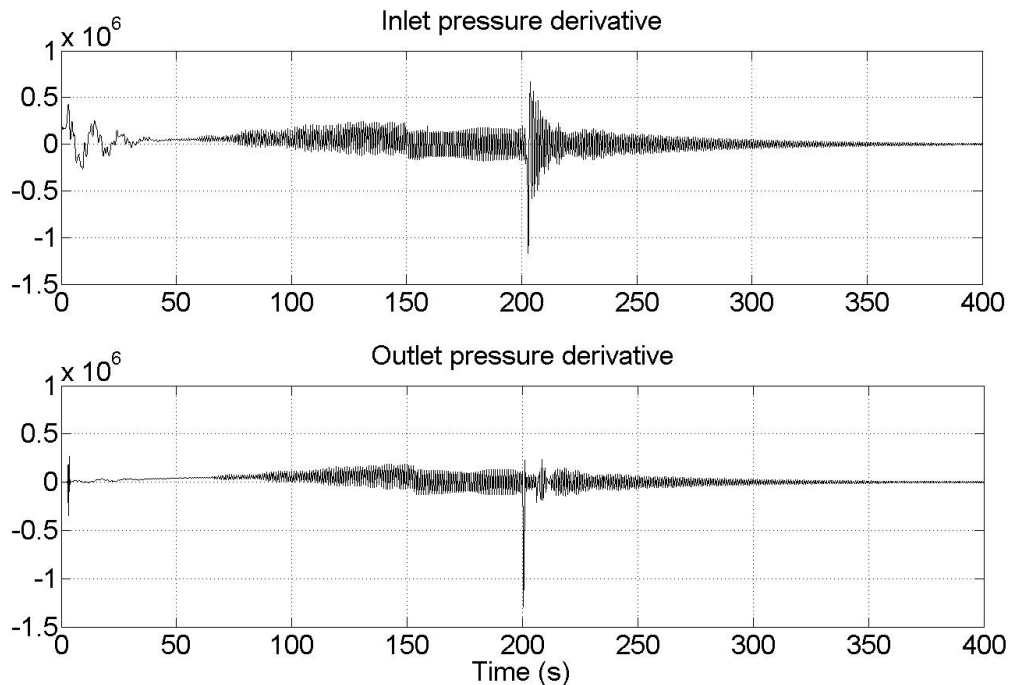
Figur 6.1: Estimert lekkasjerate \hat{q}_L (rød) og virkelig lekkasjerate q_L (blå).

Som det fremgår av resultatene detekteres lekkasjen best dersom den oppstår nærmere innløpet. Dette forklares med at det vil være høyere trykk i røret nærmere innløpet, dermed blir lekkasjeraten høyere enn for et tilsvarende hull lengre nedstrøms innløp. Høyere lekkasjerate gir større avvik mellom reell og estimert strømning og derav tydeligere angivelse av lekkasje. Det ses også at lekkasjeraten estimeres meget nøyaktig. Lekkasjeposisjon derimot, blir ikke angitt innenfor riktig intervall før lekkasjeraten er over 5% nært innløp og over 10% ved rørledningens midtpunkt. For lekkasje nært utløp gis ikke posisjon innenfor riktig intervall for noen av tilfellene, posisjon utenfor riktig intervall er merket med rødt i tabell 6.1. Felles for alle tilfellene er at lekkasjepunktet estimeres bedre med større lekkasje.

Det kan konstateres at relativt små lekkasjer oppdages, lekkasjerate ned mot 2% av innstrømning ved rørledningens midtpunkt og 5% ved utløp. Alle lekkasjene introdusert ved innløp ble detektert, der den laveste var 0,85% av innstrømning.

At lekkasje ikke kan simuleres med en nøyaktig verdi for dens lokasjon på rørledningen, er en svakhet med modellen. Spesielt fremtrer dette problemet om lange rørledninger skal modelleres og det brukes lavt antall rørledningsseksjoner.

Intervallene lekkasjen befinner seg innenfor kan da bli meget lange. Det ble også prøvd med modeller der $N = 50$ for både rørledningsmodell og estimatormodell, der den totale rørlengden var den samme 1000m. Lekkasjen ble da naturligvis mer nøyaktig simulert angående posisjon, men dette påvirker ikke nøyaktigheten av estimert lekkasjeposisjon. Fintuning av filtrene og optimalisering av estimatormodellen vil gjøre lokalisering gjennom bruk av denne metoden mer presis.

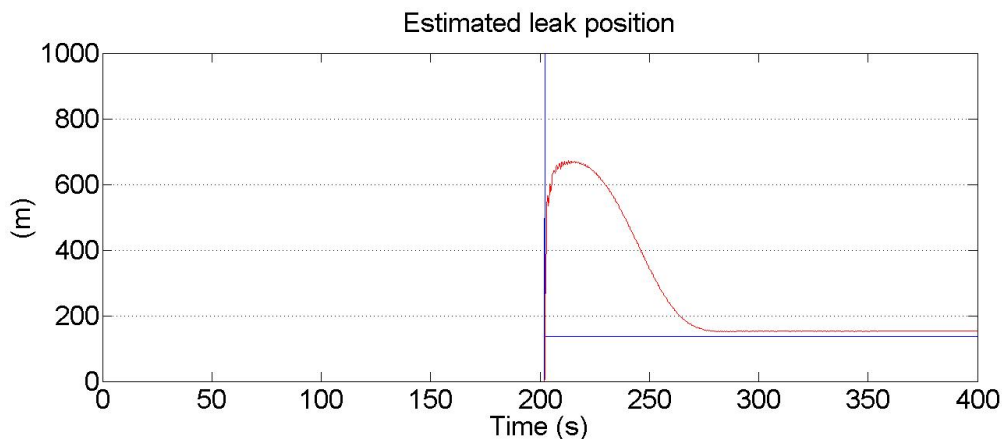


Figur 6.2: Trykkmålingens deriverte, lekkasje i $t = 200$.

Lekkasjelokasjon ved bruk av (3.4) er også prøvd ut. Trykkmålingens deriverte, figur 6.2, brukes da til å gjenkjenne trykkfallet gitt av lekkasjen. Et trykkfall med stigningstall innenfor en gitt margin trigger funksjon som gir samplingtiden idet den negative trykkbølgen treffer målepunktene ved inn- og utløp. Tidsdifferansen brukes så til å regne ut lekkasjens posisjon. Metoden viser seg å være svært nøyaktig og angir riktig lekkasjepunkt i forsøk med resonatorkjede der $N = 10$. Alle intervall ble testet og da med lekkasjerate på 10%. Ettersom

dette er en simpel metode å gjenkjenne trykkbølgen på vil den ikke ekskludere liknende signaler som oppstår eksempelvis ved oppstart og noen ganger som følge av resonans. Endret lekkasjestørrelse vil også påvirke hvor godt denne metoden virker. Små lekkasjer faller utenfor marginen og dersom denne reduseres for å inkludere disse mindre lekkasjene vil også flere av uregelmessighetene i signalet gi utslag. Store lekkasjer vil gi stort utslag i trykkkurvens deriverte, men ettersvingningene vil også gi store utslag og resultere i feil tidsdifferanse.

Som det ses av (3.4) vil ikke estimert lekkasjeposisjon være lik null, men lik halve rørlengden i normal tilstand, altså når lekkasje ikke finner sted. De nevnte uregelmessigheter i trykkmålingene vil føre til at posisjonen vil endres selv om det ikke er påvist lekkasje. Ved å kombinere kryss-korrelasjon med bruk av sistnevnte sammenheng for lekkasjeposisjon vil mer presis lekkasjedeteksjon oppnås. Deteksjon med kryss-korrelasjon gir et binært signal for å angi lekkasje (alarmsignal), dette trigger en funksjon som gir lekkasjerate basert på strømningsmålinger (massebalanse) som demonstrert. Produktet av alarmsignalet og lekkasjeposisjon gir riktig posisjon som først blir angitt når lekkasjen er detektert og er lik null i normaltilstand. Estimert lekkasjeposisjon for en lekkasje i intervallet 100-199m i $t = 200$ og med en lekkasjerate på 10,9% vises i figur 6.3. Der sammenlignes de to metodene for lekkasjeposisjonering.

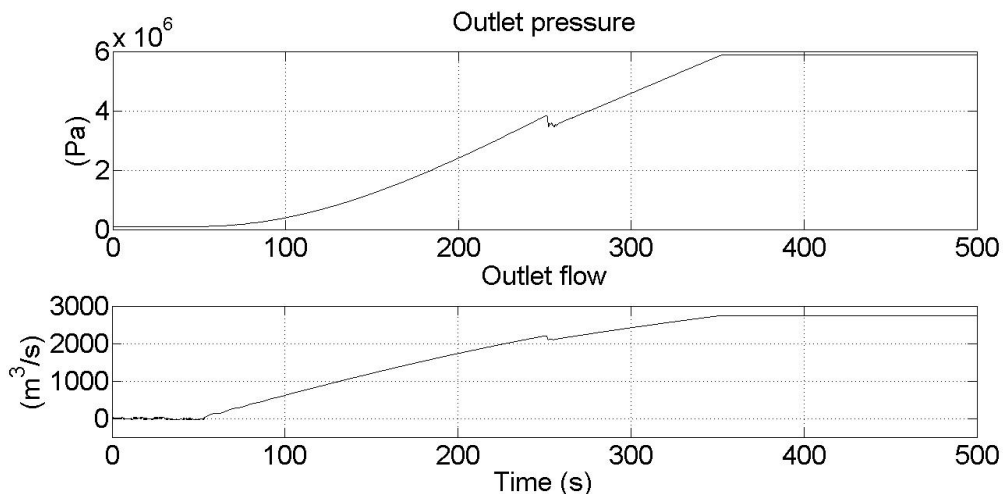


Figur 6.3: Lekkasjeposisjon kalkulert utfra strømming (rød) og trykkbølge (blå).

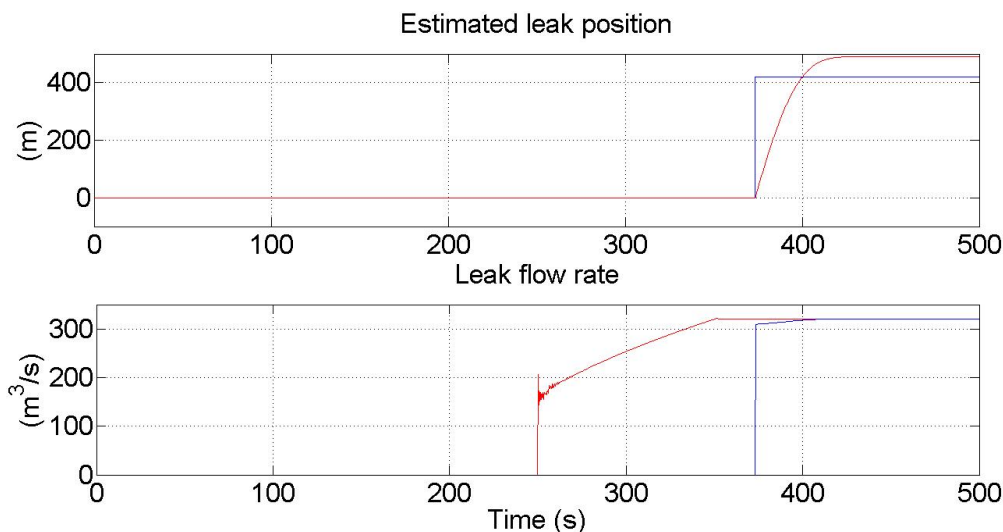
En mer sofistikert metode for trykkbølgegjennkjennning må åpenbart implementeres for å sikre at lekkasjer av ulike størrelser og med ulik posisjon blir detektert. Gjennkjennning av negativ trykkbølge faller utenfor dette prosjektets omfang. Det er ikke en modellbasert metode for lekkasjedeteksjon og det finnes allerede systemer i drift der denne metoden er tatt i bruk, vel og merke for rørledninger på land. Hensikten med at dette demonstreres er å vise at modellbasert metode kan suppleres med bølgegjennkjennning for økt presisjon.

6.2 Lekkasje inntreffer under driftsendring

Simuleringer der lekkasje inntreffer under oppstart er utført. Oppstart simuleres gjennom gradvis åpning av chokeventill fra 0% til 75% åpen, det er prøvd med ulik åpningshastighet. Oppstart og produksjonsøkning anses som to sider av samme sak, og gir de samme effekter. Lekkasjeraten for stabilt system, altså når produksjonen ikke lenger økes, var 10,45%. I figur 6.4 ses trykk og strømningskurve for en simulering der lekkasjen inntreffer i $t = 250$ et sted mellom 400-499m. Her ses tydelig trykkfall og endret strømming som følge av lekkasjen. Lekkasjen vil gjøre større utslag om differansetrykket mot utsiden av røret er høyere. Derfor gis mindre endring i målte verdier om lekkasjen inntreffer tidligere i produksjonsøkning/oppstart (lavere differansetrykk).



Figur 6.4: Oppstart av produksjon fra $t = 50$, lekkasje i $t = 250$.



Figur 6.5: Lekkasjeposisjon av trykkbølge (blå) og massebalanse (rød), Lekkasjerate (rød) og estimat (blå) under.

Som det ses fra resultatene av lekkasjedeteksjon i figur 6.5 gis ikke utslag på lekkasje før produksjonsøkningen har opphørt. Tilsvarende simuleringer ble også utført for produksjonsredusering, altså negativ rampe for chokeåpningen. Resultatene fra lekkasjedeteksjon under disse gir heller ikke angivelse av lekkasje før strømmingen igjen er stabil. Simulering av lekkasje under produksjonsendring synliggjør en svakhet med lekkasjedeteksjon basert på kryss-korrelasjon. Treghet og store avvik i lavpassfiltreringen under endring av driftsparametre gjør at det negative utslaget som følge av lekkasje ikke tiltrer før endringen opphører. Lekkasjeposisjon estimert med strømningsmåling som grunnlag ser ut til å gi samme resultat som simuleringer uten rampe. Estimert lekkasjerate gir som tidligere svært nøyaktig verdi for økning i strømming. For reduksjon til null (nedstengning) trigges funksjonen først når strømming opphører og lekkasjestørrelsen vil da ikke estimeres. Reduksjon til lavere strømming gir korrekt estimert lekkasjestrømming dog først ved stabil drift.

Deteksjon basert på gjenkjenning av negativ trykkbølge gir, i motsetning til ovennevnte, umiddelbart utslag for lekkasje og gir lekkasjeposisjon innenfor riktig intervall. Dette er derimot bare dersom en tydelig trykkbølge forplan-

ter seg gjennom røret. Lekkasje tidlig i oppstart eller seint i nedstengning gir så svake trykkbølger at disse ikke detekteres. Også bratte ramper (hurtig produksjonsendring) gir dårlig deteksjon av lekkasje ved denne metoden, ettersom trykkfallet blir ”oppspist” av trykkendringen.

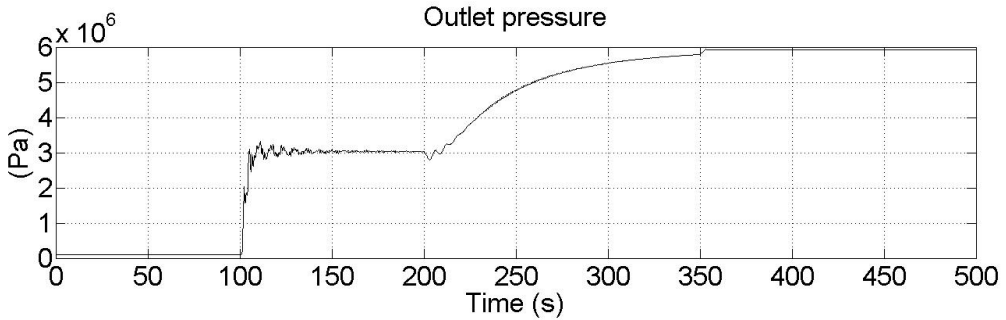
Forsøk utført der lekkasjestrømning estimeres kontinuerlig og ikke gjennom en funksjon som trigges av kryss-korrelasjon, gir umiddelbart korrekt verdi. Ved nedstengning følger lekkasjeraten produksjonen ned mot null. Ettersom mottrykket i de utførte simuleringer er lavere enn havbunnstrykket vil det oppstå negativ lekkasjerate når produksjonen i rørledningen er stengt ned. Før lekkasjen inntreffer vil kontinuerlig estimat gi varierende verdier, med store peaker. Kontinuerlig estimering av lekkasjeposisjon gir også veldig varierende verdier før lekkasje inntreffer, men gir derimot ikke korrekt verdi for lekkasjens posisjon.

6.3 Initiell lekkasje ved oppstart

Simuleringer er utført der skaden på røret har funnet sted før produksjonen starter opp. Det antas da også at lekkasjedeteksjonssystemet er inaktivt før igangkjøring av produksjon iverksettes. Spesifikasjonene for lekkasjen er som for de tidligere beskrevne simuleringer. Forsøk med ulik stigning og endelig verdi for produksjonen gir samme resultat, riktig lekkasjerate og -posisjon estimeres, dog først når produksjonsendringen har opphørt. Dette er, som forklart i forrige seksjon, grunnet kryss-korrelasjonsfunksjonen som ikke gir negativt utslag før systemet er stabilt. Tilsvarende forsøk der produksjonen økes med et sprang til stasjonær verdi, gir med denne metoden utslag så fort de største svingningene er dempet ut, etter om lag 30-40 sekunder.

Lekkasjedeteksjon basert på negativ trykkbølge-gjenkjenning gir naturligvis ikke noe estimat for et slikt tilfelle. Dersom systemet for bølgegjenkjenning ikke er aktivt idet skaden på røret inntreffer vil det følgelig ikke detekteres noen negativ trykkbølge. Simulering der det antas at systemet er aktivt selv om produksjonen er stengt ned utføres ved at chokeventilen aldri åpnes samt at isoleringsventilen før stigerør er stengt, dette innebærer at det vil bli null gjennomstrømning i røret. Det vil da oppstå en negativ lekkasje og sjøvann vil strømme inn i rørledningen. Lekkasjeraten bestemmes selvsagt av skadens størrelse men også av trykket i rørledningen i nedstengt tilstand. Lekkasjeraten

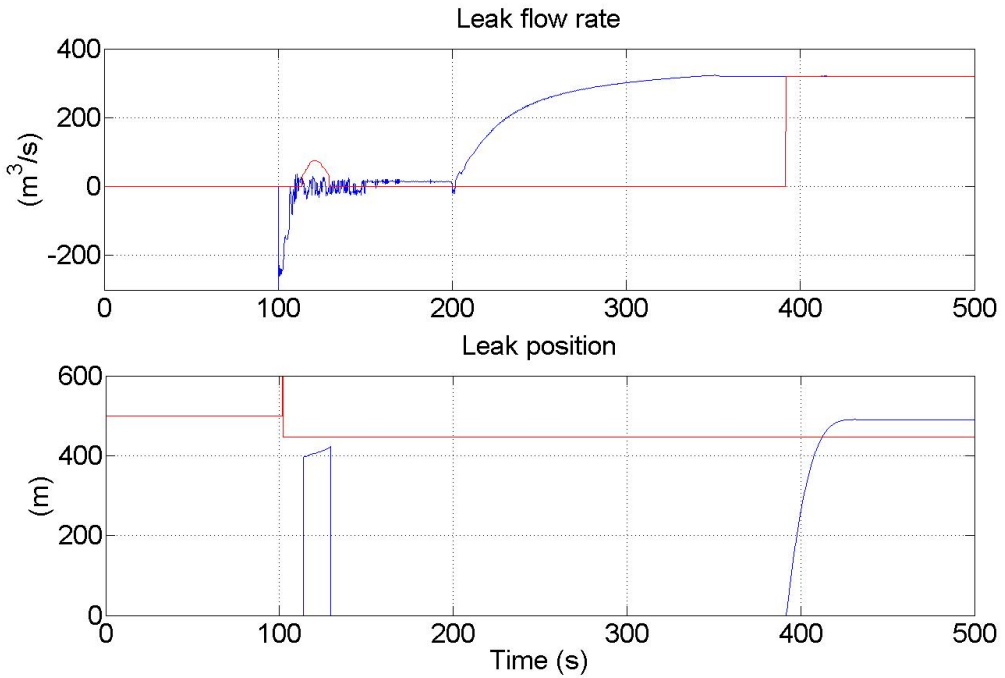
vil i dette tilfellet ikke være helt realistisk modellert ettersom lekkasjelikningen (2.15) tar hensyn til produsert fluids densitet og ikke sjøvann. Lekkasjen vil vedvare helt til trykket er utliknet.



Figur 6.6: Lekkasje i nedstengt tilstand $t = 100$, oppstart i $t = 200$.

I figur 6.6 ses trykkmåling fra en simulering der produksjonen er nedstengt og en lekkasje inntreffer i $t = 100$ etterfulgt av produksjonsoppstart fra $t = 200$. Her ses trykkøkning idet lekkasjen inntreffer, simuleringen er utført med initialtrykk på $1 \cdot 10^5 Pa$ som er fullstendig urealistisk for en undervannsrørledning men gir tydelig gjengivelse av effektene som introduseres av en lekkasje. Lekkaseraten, figur 6.7, vil være negativ til trykket i rørledningen er utliknet med omgivelsestrykk, den går da mot null. Rørledningen vil i denne tilstanden kunne betraktes som en stor Helmholtzresonator, et stort volum med en liten åpning, som ses av resonans som svinger rundt nullpunktet og dempes ut.

Videre observeres et trykkfall som følge av at chokeventilen og isoleringsventilen åpnes, dette skjer gradvis og trykkfallet hentes inn igjen før det stiger til stabilt nivå. Trykkfallet har årsak i at det er lavere trykk i stigerøret enn i den trykkutliknede rørledningen. Det ses også at lekkaseraten er negativ i denne perioden før den øker etterhvert som trykket bygges opp og når en stabil verdi.



Figur 6.7: Øverst: q_L (blå) og \hat{q}_L (rød) Under: $\hat{z}_{L_{corr}}$ (blå) og $\hat{z}_{L_{NPW}}$ (rød).

I figur 6.7 ses også estimert lekkasjerate, og estimert lekkasjeposisjon gitt både av kryss-korrelasjon (blå) og negativ trykkbølge (rød). Lekkasjeraten kalkuleres kun når kryss-korrelasjonsfunksjonen angir lekkasje. Som det fremgår av plottet angis lekkasje etter 14 sekunder for negativ lekkasje, estimert rate gir da positivt utslag og verdien samsvarer ikke med reell lekkasjerate (absoluttverdi). Etter oppstart angis estimert lekkasjerate svært nøyaktig men først ved stabil produksjon. Lekkasjeposisjon estimeres innenfor riktig intervall med begge metodene. Metoden basert på bølgegjennkjennning gir korrekt verdi omtrent umiddelbart etter lekkasjen inntreffer, i motsetning til metoden som trigges av kryss-korrelasjonsfunksjonen.

Kapittel 7

Diskusjon

7.1 Metodens anvendbarhet

Modellbasert lekkasjedeteksjon har som demonstrert fordeler ved at en entydig angivelse av lekkasje genereres. Det er påvist at lekkasjer som inntreffer nær rørledningens innløp detekteres bedre enn om de inntreffer lengre nedstrøms. For rørledningen som helhet ses en nedre grense for detektert lekkasjerate på 5,3%. Det antas at metoden kan forbedres gjennom bedre tilpasning av modell og filtre for økt deteksjonsgrad. Til gjengjeld vil antageligvis nedre grense for detektert lekkasjerate påvirkes av støy fra målinger og uregelmessigheter som oppstår på grunn av prosessendringer. Som vist i simuleringer vil veldig brå endringer i produksjon også gi negativ kryss-korrelasjonsfunksjon slik at disse kan oppfattes som lekkasje. En margin kan fastsettes for å skille lekkasjer fra uregelmessigheter, men dette impliserer at lekkasjer under en gitt grense forblir udetektert. Det må før implementering tas en beslutning om hvor stor lekkasje som tolereres udetektert vektet mot raten av falske alarmer som må aksepteres.

Vedrørende instrumentering som kreves på havbunnen, vil modellbasert lekkasjedeteksjon som forklart kreve kontinuerlig strømningsmåling ved inn- og utløp i tillegg til trykkovervåking. Strømningsmåling på brønnrammen er vanlig og brukes for å overvåke produksjonen fra de ulike brønnene. Strømningsmåling ved innløp samt trykkmåling anses derfor som uproblematisk ettersom det for et utbyggingsprosjekt allerede er en del av porteføljen. Det er derimot ikke vanlig med strømningsmåling ved PLET ettersom det ikke har noen annen nyttever-

di. På grunn av dette vil introduksjon av lekkasjedeteksjon for rørledningen være svært fordyrende. En mulighet er å definere utløp av rørledningen ved stigerørterminering oppe på FPSO-en, hvor det vil være mer naturlig å plassere et strømningsmeter. Slik vil lekkasjedeteksjon også inkludere stigerør hvilket er en fordel rent sikkerhetsmessig, men dette vil kreve en mer omstendelig modell. Stigerøret er fleksibelt og vil ha annen friksjon samt dynamiske egenskaper påvirket av trykk og strømning, hvorvidt dette påvirker deteksjonsgrad er ikke kjent.

Negativ trykkbølgegjennkjennning er foreslått og i enkelhet testet ut som et supplement til modellbasert lekkasjedeteksjon for økt presisjon av estimert lekkasjeposisjon, samtidig som det ga sammenlikningsgrunnlag. Det ble gjennom simuleringene vist at bølgegjennkjennning reagerer nærmest umiddelbart på lekkasje og gir presis lekkasjelokasjon. Dersom en pålitelig metode for bølgegjennkjennning implementeres, der lekkasje skilles tydelig fra driftsendringer og forstyrrelser, er metoden mer å anse som et substitutt for modellbasert lekkasjedeteksjon enn et supplement. Særlig har denne metoden fordel i at det bare behøves trykkovervåking av rørledningens endepunkter. En svakhet er derimot at det kreves høy sampling-rate for å kunne gjenkjenne trykkbølgen, noe som vil kreve en dedikert kontroller og transmittere med tilhørende kabling. Dersom systemet ikke fanger opp den negative trykkbølgen, eksempelvis grunnet transmitterfeil, vil systemet ikke kunne angi lekkasje. Modellbasert lekkasjedeteksjon reagerer i forhold svært seint på lekkasje og alltid først når produksjonen er i stabil tilstand. Modellbasert metode vil til gjengjeld alltid angi lekkasje om den er tilstedeværende, selv om systemet ikke var aktivt i tidspunktet lekkasjen fant sted.

Viktigheten av tidlig alarm dersom lekkasje inntreffer gir utslag i at en nedstengning tidligere kan iverksettes og konsekvensen av lekkasjen reduseres. Det anses akseptabelt med deteksjonstid på 30-40 sekunder som gis av modellbasert metode for lekkasje i stabil tilstand. At metoden ikke angir lekkasje før driftsendringer har opphørt er en svakhet, selv om oppstart og nedstengning (Ikke nød-nedstengning) ofte gjøres mer stegvis enn det som er simulert. Det antas også at metoden kan forbedres noe slik at responstid går ned og lekkasjer vil kunne oppdages ved normale driftsendringer.

7.2 Nedstengning som følge av detektert lekkasje

Det er ønskelig at et lekkasjedeteksjonssystem skal være så pålitelig at det kan implementeres som et sikkerhetsinstrumentert system (SIS) og automatisk iverksette nedstengning av produksjonen dersom en lekkasje oppstår. Systemet må da oppfylle kravene i standarden IEC 61508, deriblant SIL1 pålitelighetskrav (Gjelder brønnsolasjon ved *Production Shutdown*) og dedikerte transmittere og kontroller som ikke brukes av noe annet system. Et viktig aspekt ved SIS er at det skal feile til sikker tilstand, noe som krever redundans i samtlig instrumentering. Det kan stilles spørsmål ved om sikkerheten ved bortfall av lekkasjedeteksjonssystem er å betrakte som så lav at produksjonen må stenges ned. Per idag opereres de fleste undervanns produksjonssystemer uten noen form for lekkasjedeteksjon, uten at dette anses som særlig usikkert. Dette taler for at lekkasjedeteksjon bør implementeres som en støttefunksjon gjennom at det i kontrollrom gis varsel om lekkasje. Avgjørelsen om hvorvidt produksjonen skal stenges ned blir dermed overlatt til operatørene. Problemet med dette er at kontrollromsoperatørene oversvømmes med alarmer og varsler om tilstanden for komponenter på hele installasjonen. Det vil altså være en fare for at lekkasjealarmen blir oversett.

Et sentralt spørsmål, uavhengig av om operatører eller system iverksetter disse, vil være hva en lekkasjeindikasjon skal innebære av tiltak. Nedstengning av den aktuelle brønnrammen og rørledning kan i noen tilfeller være tiltak nok. Dersom lekkasjen er av en slik størrelse eller er så nært produksjonsfartøyet at det utgjør en direkte sikkerhetsrisiko vil det være vesentlig at hele installasjonen stenges ned. Gasslekkasje utgjør som kjent eksplosjonsfare og i nærheten av flytende innretninger vil oppdriften kunne svekkes, eksempelvis vil en lekkasje fra stigerør være kritisk. Ulike tiltak basert på angitt lekkasjerate og -posisjon bør vurderes. Mest mulig korrekte estimater av lekkasjens rate og lokasjon vil med dette være essensielt.

Kapittel 8

Avsluttende del

8.1 Konklusjon

De tildelte oppgaver er utført, en rørledningsmodell basert på Helmholtzeresonatører er satt opp og validert. Feiltilstander for rørledningen og konsekvenser av disse er beskrevet. Ulike lekkasjedeteksjonsmetoder er presentert og en modellbasert metode med bruk av massebalanse og kryss-korrelasjon er anvendt for den realiserte modellen. Det er gjennom simuleringer påvist at metoden detekterer lekkasjerate ned mot 5% og har responstid på 30-40 sekunder. Metoden antas å ha forbedringspotensiale angående deteksjonsrate og angivelse av lekkasjelokasjon. Den anses som anvendbar på grunn av sin entydige og pålitelige angivelse av lekkasje.

8.2 Videre arbeid

Optimalisering av estimatormodellen må utføres, deriblant finne hvilken seksjonslengde som best egner seg. Videre bør oppsettet med modellbasert lekkasjedeteksjon testes mot mer realistiske rørledningsmodeller som for eksempel OLGA. Det kan da også gjøres forsøk for å finne hvorvidt metoden er applikabel til å finne avvik for flerfasestrømning. Dersom bølgegjennkjennning skal brukes som supplement må selvsagt denne metoden forbedres, eksempelvis ved bruk av filtermetoder eller *fuzzy logic*, for å avgjøre om trykkbølgen skyldes driftsændring, forstyrrelse eller lekkasje.

Dersom systemet skal implementeres må det det avgjøres hvor liten deteksjons-

rate som tolereres mot hva som er akseptabel feilrate. Det må utredes hvilke tiltak en lekkasjeangivelse skal innebære, samt knytte systemet opp mot eksterne lekkasjedeteksjonssystemer som finnes for undervannsstrukturene.

Referanser

- Blanke, Mogens, Kinnaert, Michel, Staroswiecki, Marcel, & Lunze, Jan. 2006. *Diagnosis and Fault-Tolerant Control*. Springer.
- Bratland, Ove. 2010. *Pipe Flow 2 Multi-phase Flow Assurance*. Bratland.
- Chuanh, Ge, Guizeng, Wang, & Hao, Ye. 2008. Analysis of the smallest detectable leakage flow rate of negative pressure wave-based leak detection systems for liquid pipelipes. *Computers and Chemical Engineering*, **32**, 1669–1680.
- Egeland, Olav. 1993. *Servoteknikk*. Tapir Forlag.
- Egeland, Olav, & Gravdahl, Jan Tommy. 2002. *Modeling and Simulation for Automatic Control*. Marine Cybernetics.
- Gertler, Janos J. 1998. *Fault Detection and Diagnosis in Engineering Systems*. Marcel Dekker, Inc.
- Hauge, Espen, Aamo, Ole Morten, & Godhavn, John-Morten. 2007. Model Based Pipeline Monitoring With Leak Detection. *IFAC*.
- Isermann, Rolf. 2011. *Fault-Diagnosis Applications Model-Based Condition Monitoring: Actuators, Drives, Machinery, Plants, Sensors, and Fault-tolerant Systems*. Springer.
- Lundgård, Fredrik I. 2013 (Dec). *Undervanns kontrollsystem - Vurdering av sikkerhetssystem kontra feildeteksjon*. Tech. rept. NTNU, Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk.
- Moati, Wael Hamed A. 2013. Flow assurance for subsea gas production systems

in the deep water of Mediterranean Sea with lower glycol injection rate. *Society of Petroleum Engineers*.

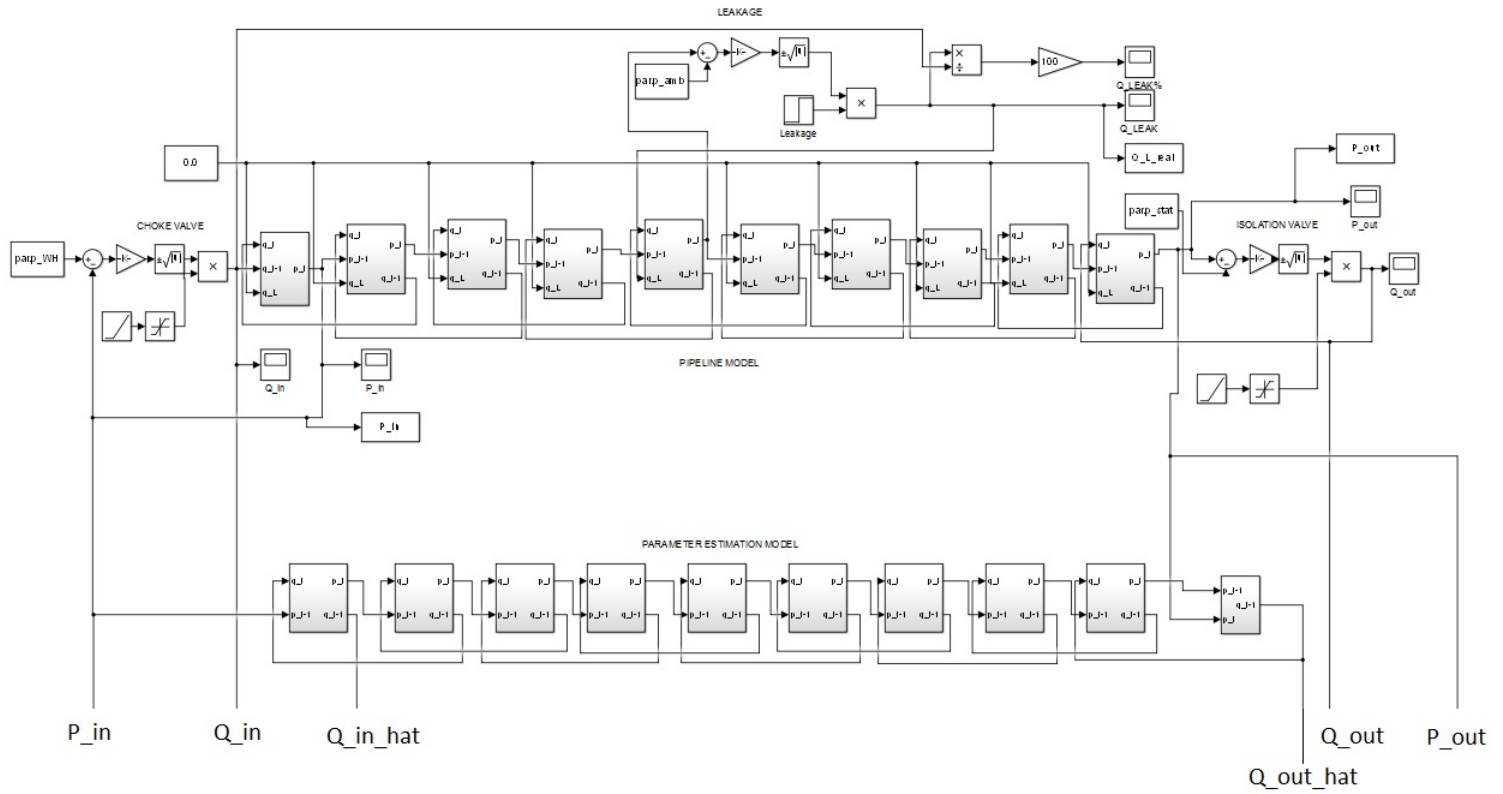
Oven, Sindre. 2014 (January). *Leak Detection in Pipelines by the use of State and Parameter Estimation*. M.Phil. thesis, Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet.

Qingmin, Hou, Ren, Liang, Jiao, Wenling, & Song, Gangbing. 2013. An Improved Negative Pressure Wave Method for Natural Gas Pipeline Leak Location Using FBG Based Strain Sensor and Wavelet Transform. *Mathematical Problems in Engineering*, **Volume 2013**, 8.

Sun, Liang. 2012. Mathematical modeling of the flow in a pipeline with a leak. *Mathematics and Computers in Simulation*, **82**, 2253–2267.

Vedlegg A

Simulink-modell




```

MATLAB Function x +
1 function [L,z_L,q_L,q_0_avg,q_1_avg]= detection(xcorr,xc_th,l,q_0,q_1)
2   %#codegen
3   if xcorr < xc_th
4       L=1; %Leak indication
5       z_L=1/(1-(q_0/q_1)); %Leak position
6       q_L=abs(q_0-q_1); %Leak flow rate
7
8   else
9       L=0;
10      z_L=0;
11      q_L=0;
12  end
13      %z_L=1/(1-(q_0/q_1)); %Continous calculation of leak position
14      %q_L=abs(q_0-q_1); % ----//---- leak flow rate
15      q_0_avg=q_0; %Average residual
16      q_1_avg=q_1; %----//-----
17  end
18

```

```

Parameters.m x +
1
2   % __Helmholtz parameters:
3   $par.A=3.14*0.0254*0.0254*0.25; %1" pipe
4   par.A=3.14*0.25*(8*0.0254)^2; %Area of 8" pipe
5   $par.A=3.14*0.3048*0.3048*0.25; %Area of 12" pipe
6   $par.A=3.14*0.508*0.508*0.25; %20"
7   par.N=10; %Number of sections
8   par.h=100; %Length of section
9   par.c= 330; %Speed of sound
10  $par.rho_0=.3
11  par.rho_0=0.649; %Fluid density kg/m3,
12                    %Natural gas 0.7-0.9 STP
13  $par.B= .001268; %Friction Coefficient
14                    %B= 8*kin_visc / r^2
15  par.B=(8*19.2e-6)/((4*0.0254)*(4*0.0254));
16  par.H=300; %riser height
17  par.p_stat=par.rho_0*9.81*par.H+10^5; %static riser pressure
18  par.p_WH=200e5; %Well Head pressure
19  par.p_amb=1030*9.81*par.H; %Ambient pressure (seabed press)
20  par.p_init=1e5; %Initial pipeline pressure
21  par.p_init_est=1e5; %Initial pipe pressure estimator
22
23
24  % __detection parameters
25  par.xc_th=-200; %Cross-correlation threshold
26  par.l=par.N*par.h; %Total length of pipeline
27  par.h2=20; %Length of estimator section
28
29  par.p_der_th=2.25e6; %Pressure derivative threshold
30  par

```

Vedlegg B

Digitalt vedlegg

Følgende filer er lastet opp som digitalt vedlegg:

- *Helmholtzchain_Leak_parallel_pressure_xcorr_detection.slx*
Denne filen inneholder Simulink modellen. Her finnes oppsettet av Helmholtzresonatorer og funksjonene tilknyttet disse.
- *Helmholtzchain_Leak_parallel_pressure_xcorr_detection_sfun.mexw64*
Denne filen inneholder funksjonsblokker laget i Simulink-modellen, disse må åpnes gjennom Simulink.
- *Parameters.m*
Dette er et MATLAB-script med alle parametre tilknyttet simulering av Simulink-modellen, denne filen må kjøres før simulering iverksettes. Om parametre endres må scriptet kjøres på nytt.

Vedlegg C

Forstudierapport



Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi

Institutt for produksjons- og kvalitetsteknikk

Modellbasert feildeteksjon for undervanns produksjonssystem

Fredrik Ingebretsen Lundgård
Undervannsteknologi

4. februar 2014

Masteroppgave
Forstudierapport

Veileder: Professor Olav Egeland

Innhold

1	Introduksjon	2
1.1	Bakgrunn	2
1.2	Formål	2
2	Prosjektarbeid	3
2.1	Oppgaver	3
2.2	Metoder	3
2.3	Begrensninger	4
2.4	Milepæler	4
	Referanser	5
A	Fremdriftsplan	6
B	Oppgavetekst	8

Kapittel 1

Introduksjon

Petroleumsutvinning på Norsk kontinentalsokkel er det siste tiåret blitt mer basert på produksjon gjennom komponenter plassert på havbunnen. Utfordringer knyttet til dette er at komponentene blir stadig mer avanserte samtidig som de er lite tilgjengelige for feilsøking, reparasjoner og vedlikehold.

1.1 Bakgrunn

Tilstandsovervåking av undervannssystemer er et hett tema i industrien. Gjennom instrumentering får operatøren tilbakemelding på hvilken tilstand de ulike komponentene på havbunnen er i, og på den måten kan produksjonsstans som følge av feil på utstyr unngås eller til en viss grad forespeiles.

Produsert olje og gass sendes gjennom rørledninger til en installasjon offshore eller på land. Som beskrevet i [Lundgaard, 2013] er det essensielt at lekkasjer fra rørledning og undervannskomponenter unngås. Det er også vesentlig at produksjonsstrømmen kan stanses dersom en lekkasje oppdages. Samtidig må falske indikasjoner unngås slik at produksjonen ikke blir stan- set unødig.

1.2 Formål

Grunnet dårlig tilgjengelighet og de vesentlige kostnader en produksjonsstans medfører er det ønskelig å simulere lekkasjedeteksjon og feildeteksjon for et undervannssystem ved bruk av en matematisk modell.

Kapittel 2

Prosjektarbeid

Diplomoppgaven er en selvstendig studie som skal resultere i en prosjektrapport med leveringsfrist 10. juni 2014, samt en fungerende modell av et avgrenset undervanns produksjonssystem.

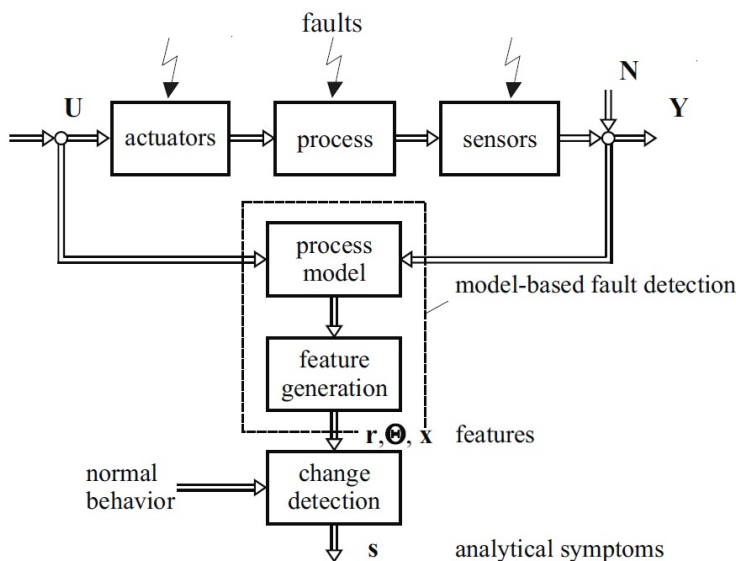
2.1 Oppgaver

Undervannssystemet som skal studeres vil ikke være fra installasjonen Draugen, som angitt i oppgaven, men et fiktivt system som ble beskrevet i fordypningsprosjektet høsten 2013 [Lundgaard, 2013].

1. Det skal settes opp modell for en undervanns rørledning og dens tilhørende manifold-ventiler. Målsetningen er at modellen skal gjenspeile produksjon av flerfasestrømming. Modellen skal så valideres i Simulink.
2. Det skal presenteres en oversikt over feiltilstander knyttet til systemet, samt konsekvenser av disse.
3. Ulike metoder for feildeteksjon skal studeres og presenteres. Med feildeteksjon forstås her lekkasjedeteksjon for rørledningen og deteksjon av ulike feiltilstander for ventilene og de tilhørende aktuatorer.
4. Passende metode for feildeteksjon skal så implementeres og testes ut i Simulink.

2.2 Metoder

Feildeteksjon går i hovedsak ut på å sammenlikne parametre hentet fra en overvåket prosess og dens sensorer og aktuatorer. Dersom to ulike parametre ikke sammenfaller med definert normalsituasjon kan feil påvises. Når det overvåkede system overstiger en viss kompleksitet vil det måtte lages en matematisk modell av prosessen for å opprettholde riktig relasjon mellom de ulike parameterne. Denne modellen settes så i parallell med den overvåkede prosessen og gis samme inn- og utsignal, modellen gir også mulighet til å simulere parametere som ikke er tilgjengelige gjennom instrumentering. [Isermann, 2011]



Figur 2.1: Modellbasert feildeteksjon [Isermann, 2011]

Ettersom oppgaven går ut på å modellere en prosess, vil feildeteksjon simuleres gjennom at en forenklet modell kjøres i parallell med denne. Videre kan ulike feiltilstander diagnostiseres ut fra hvilke parametere som ikke stemmer over ens med normalsituasjonen.

2.3 Begrensninger

Ettersom normaltstand og ulike feiltilstander vanligvis bygger på opparbeidet erfaring fra eksisterende systemer, vil mangel på måledata kunne begrense hvor realistisk simuleringen vil bli.

2.4 Milepæler

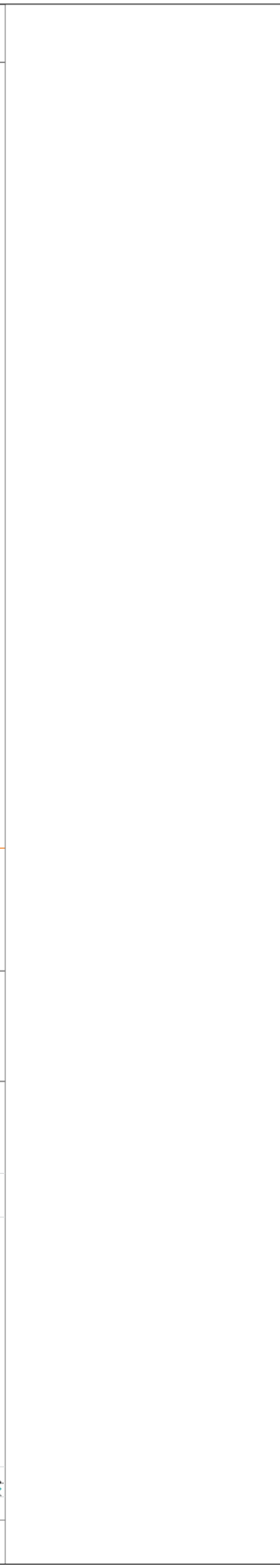
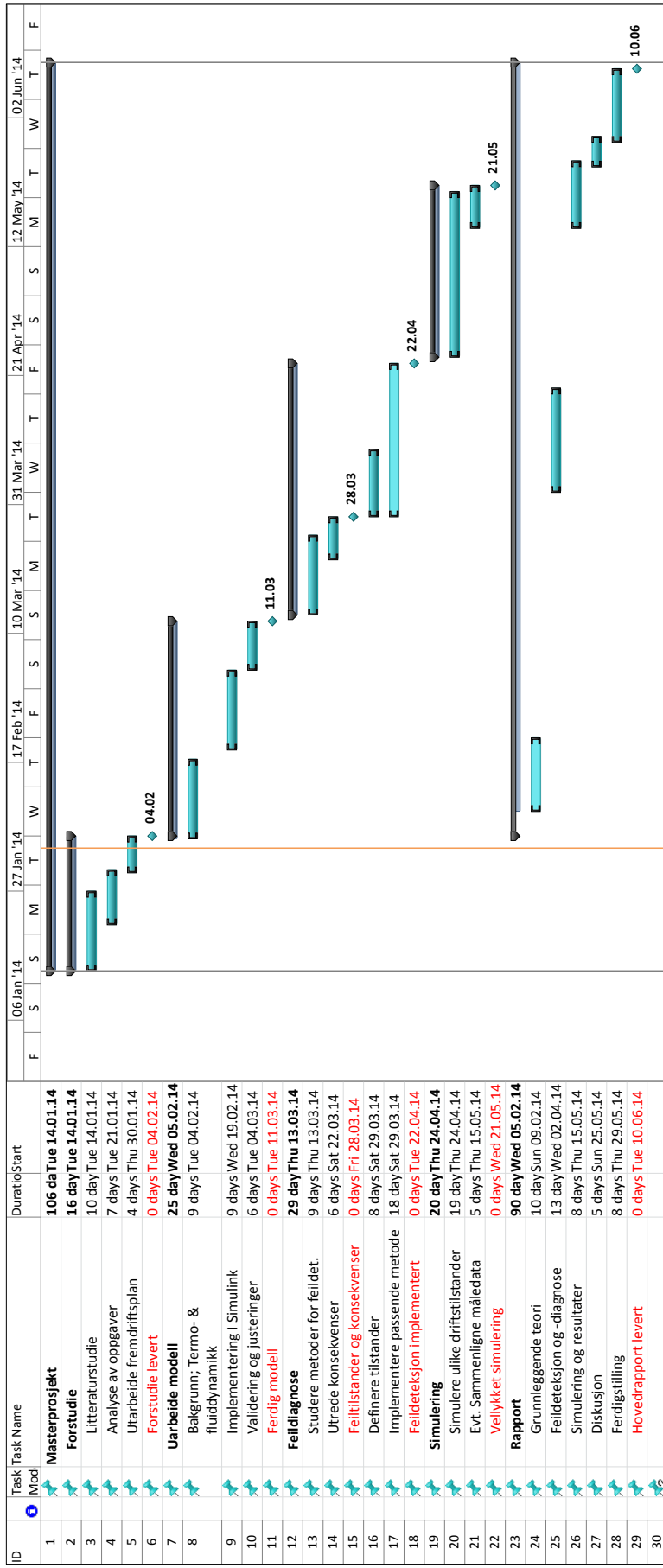
- Fungerende modell
- Oversikt over feiltilstander og konsekvenser
- Passende metode for feildeteksjon implementert
- Simulering utført med tilfredsstillende resultater
- Rapport levert

Referanser

- [Isermann, 2011] Isermann, Rolf. 2011. *Fault-Diagnosis Applications Model-Based Condition Monitoring: Actuators, Drives, Machinery, Plants, Sensors, and Fault-tolerant Systems*. Springer.
- [Lundgaard, 2013] Lundgaard, Fredrik I. 2013 (Dec). *Undervanns kontrollsystem - Vurdering av sikkerhetssystem kontra feildeteksjon*. Tech. rept. NTNU.

Vedlegg A

Fremdriftsplan



Task	Project Summary	Inactive Milestone	Manual Summary Rollup	Deadline
Split				
Milestone				
Summary				

Project: Fremdrift_Masterproj
Date: Mon 03.02.14