

Virkning av hydrauliske transienter på inntaksluker på Tonstad kraftverk

Britt Rasten

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: juni 2014

Hovedveileder: Leif Lia, IVM

Medveileder: Kaspar Vereide, IVM

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for vann- og miljøteknikk

M.Sc. THESIS IN HYDRAULIC ENGINEERING

Candidate: Ms. Britt Rasten

Title: Impact of Hydraulic Transients on Intake Gates at Tonstad Power Plant

1. Background

Tonstad power plant is the largest power plant in Norway measured in annual energy production. The average annual energy production is 3,6 TWh with an installed capacity of 960 MW. The power plant has been constructed in three steps. The first step (1964) included two units of total 320 MW, the second step (1971) included two additional unit of total 320 MW, and the thirds step (1988) included one unit of 320 MW.

The waterway was originally designed for 640 MW, and the latest addition of 320 MW has resulted in several problems related to hydraulic transients. The implementation of the energy law in 1990, which introduced a free electricity marked in Norway has further increased these problems due to hydropеaking operation.

One of the major problems are related to operation of the intake gates at Homstøl reservoir. Due to increased amplitude of the hydraulic transients it is feared that the intake gates may be damaged and this has resulted in restrictions in gate operation. The gates were often operated during flooding events in order to minimize flood loss, and the restriction will result in economic loss for the power plant owner.

2. Main questions for the thesis

The thesis shall cover, though not necessarily be limited to the main questions listed below.

2.1 Literature and desk study

The candidate shall carry out a literature study of waterway design and relevant theory. In addition the implementation of theory and simulation method in the numerical simulation program LVTRANS must be studied.

2.2 Main tasks

The candidate must collect available background material such as former studies, reports and drawings of Tonstad power plant. Related to this material the following must be carried out:

- 1 Estimation of annual economic loss due to gate restrictions
- 2 Modelling of Tonstad power plant in LVTRANS
- 3 Calibration and validation of the numerical model
- 4 Determining dimensioning situations and loads
- 5 Proposal for new operational restrictions
- 6 Evaluation of the simulation result
- 7 Conclusions
- 8 Proposals for future work
- 9 Presentation

3 Supervision and data input

Professor Leif Lia and PhD candidate Kaspar Vereide will supervise and assist the candidate, and make relevant information available.

Discussion with and input from colleagues and other research or engineering staff at NTNU is recommended. Significant inputs from other shall be referenced in a convenient manner.

The research and engineering work carried out by the candidate in connection with this thesis shall remain within an educational context. Tonstad power plant is regarded as a study object, and the candidate and the supervisors are therefore free to introduce assumptions and limitations which may be considered unrealistic or inappropriate in a contract research or a professional context.

4 Report format, references and contract

The report should be written with a text editing software, and figures, tables, photos etc. should be of good quality. The report should contain an executive summary, a table of content, a list of figures and tables, a list of references and information about other relevant sources. The report should be submitted electronically in B5-format .pdf-file in DAIM, and three paper copies should be handed in to the institute.

The executive summary should not exceed 450 words, and should be suitable for electronic reporting.

The Master's thesis should be submitted within Monday 10th of June 2014.

Trondheim 14. January 2014



Leif Lia
Professor
Department of Hydraulic and Environmental Engineering
NTNU

Forord

Denne masteroppgaven er skrevet som en avslutning på et 5-åring masterstudium på Bygg- og miljøteknikk på Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet i Trondheim. Arbeidet er utført ved Instituttet for vann- og miljøteknikk med fordypning i vannkraft og vassdragsteknikk. Oppgaven utgjør 30 studiepoeng og er utført over 20 uker våren 2014.

Jeg ønsker først og fremst å takke mine to veiledere. Kaspar Vereide takkes for å ha vært en god støttespiller og diskusjonspartner gjennom hele prosessen. Jeg setter pris på at han alltid har tatt seg tid til å snakke med meg. Leif Lia takkes for inspirerende forelesninger innenfor faget vassdragsteknikk, samt for gode innspill til masteroppgaven.

Sira-Kvina kraftselskap takkes for raske svar på mail og villighet til å grave i tegnings- og rapportarkiv. De har bidratt med mye informasjon og interesse for oppgaven. Takk spesielt til Rolv Guddal som har vært hovedkontaktperson og som tok i mot Kaspar og meg til befaring på Tonstad under prosjektoppgaven høsten 2013.

En takk rettes til Bjørnar Svingen i Rainpower som alltid har vært tilgjengelig for spørsmål angående LVTrans. Rainpower takkes for tilgang til måledata fra trykksensorene til Sira-Kvina.

I tillegg ønsker jeg å takke alle på verkstedloftet for godt samhold og ukentlig kake og quiz!

Trondheim, 10. juni 2014



Britt Rasten

Sammen drag

Formålet med denne masteroppgaven er å bestemme dimensjonerende situasjoner og statiske laster på inntakslukene til Homstøl magasin fra nedstrøms side, samt utforme et forslag til nye manøvreringsrestriksjoner for lukene og Tonstad kraftverk. Sira-Kvina kraftselskap mistenker at utvidelser av Tonstad kraftverk har ført til at det kan oppstå krefter fra hydrauliske transienter som nedsenkede luker ikke tåler. Tonstad har en installert effekt på $960MW$. Lukene er bygget for et dimensjonerende trykk fra nedstrøms side på 20 meter vannsøyde (mVS).

De eksisterende restriksjonene på lukene fører til tapt inntekt for selskapet. Tidligere er lukene blitt benyttet til å styre vannmengden fra Homstølvann for å utnytte lagringskapasiteten i magasinet best mulig.

På grunn av massesvingninger oppstår store krefter på inntaket. Det numeriske programmet LVTrans benyttes til å beregne svingningenes forløp ved inntakslukene. Programmet bruker karakteristikkmetoden for å løse bevegelses- og kontinuitetsligningen, og beregner vanntrykket i alle punkter som funksjon av tiden. LVTrans simulerer dynamiske laster. Punkter fra disse lastene trekkes ut og ses på som statiske trykk mot lukene. Simuleringer kjøres med ulike grensebetingelser for effekt i kraftverket, vannstand i magasinene og lukeåpninger, samt med og uten full vannføringskapasitet i bekkeinntakene. Vibrasjoner og utmatting av lukekonstruksjonen vurderes ikke.

Det anbefales å ta høyde for full kapasitet i bekkeinntakene for nye manøvreringsrestriksjoner. Vannmengden i bekkeinntakene overvåkes ikke, og simuleringer med vann i bekkeinntakene gir et større trykk mot lukene fra nedstrøms side, sammenlignet med uten.

Med lukkede luker på Homstøl gir avslag fra $175MW$ et trykk lik lukenes dimensjonerte styrke. Ved lukeåpning større eller lik 30% av det totale tverrsnittarealet er det ikke nødvendig med begrensninger på effekten i kraftverket av hensyn til trykket mot inntakslukene. Under stasjonære forhold begrenses effekten av minimumskravet til vannivå i svingekamrene og maksimal effekt ved 30% lukeåpning er $890MW$.

For at en investering av nye inntaksluker skal være lønnsom må kostnaden være mindre enn nåverdien av tap i inntekt. Med lukerestriksjonene det opereres med i dag er dette estimert til 18,4 millioner kroner. Det dimensjonerende trykket for nye luker er $63mVS$. Det er da forutsatt at de skal kunne lukkes helt ved avslag fra den effekten som er maksimalt mulig uten at vannivået i svingekamrene ligger lavere enn minimumskravet til vannstand under drift.

Simuleringer av en modell slik vannveien og kraftverket var før utvidelsene indikerer at forholdene med tanke på de hydrauliske transientene er forbedret og at massesvingningenes amplitude er redusert.

Ved bruk av modellen i videre arbeid anbefales det å re-kalibrere modellen med andre måledata. For inntakslukene burde det gjøres en vurdering av vibrasjoner og utmatting på grunn av pulserende laster. I tillegg er en kostnadsvurdering av nye inntaksluker nødvendig for å vurdere lønnsomheten av en slik investering.

Abstract

The purpose of this thesis is to determine the design situations and static loads on the intake gates at Homstøl reservoir from the downstream side of the gates, and design a proposal for new operational restrictions for the gates and Tonstad power plant. Sira-Kvina Power Company suspects that due to extensions of Tonstad the amplitude of hydraulic transients has increased. Tonstad has an installed capacity of 960MW. The intake gates are built for a design pressure from the downstream side of the gates of 20 meter water column.

The existing operational restrictions on the gates cause Sira-Kvina a loss of income every year. Previously, the gates were used to control the water flow from Homstøl to utilize the storage capacity of the reservoir.

Mass oscillations lead to large forces on the intake gates. The numerical program LVTrans is used to compute the oscillations in the waterway. In the program the characteristics method is used to solve the equation of motion and the continuity equation, and the water pressure in all points as a function of time is calculated. LVTrans simulates dynamic loads. Points from these loads are extracted and looked upon as static pressure against the gates. Simulations are run with different boundary conditions for power, water levels in the reservoirs and gate openings, and with or without full discharge capacity in the stream inlets. Vibration and fatigue of the gates are not considered.

It is recommended to consider a situation with full capacity in the stream inlets for new operational restrictions. The amounts of water in the stream inlets are not monitored, and simulations with water in the stream inlets provide a greater pressure against the gates from the downstream side, compared to without.

With closed intake gates at Homstøl discounts from 175MW provides a pressure equal to the design pressure. With gate openings greater or equal to 30% of the total cross-sectional area it is not necessary with limitations on the power of the power plant due to high pressure on the intake gates. Under stationary conditions the power is limited by the minimum water level in the surge chambers and maximum power at 30% gate opening is 890MW.

For an investment of new intake gates to be profitable the cost will have to be less than the present value of the loss of income. With the gate restrictions that are used today, this is estimated to 18,4 million NOK. The design pressure for new gates is 63 meter water column. The value is calculated under the assumption that the gates should be able to be closed completely at discount from the maximum power possible without the water level in surge chambers being lower than the minimum requirement during operation.

Simulations of a model with the waterway and power plant like they were before the extensions indicate that the conditions for the hydraulic transients have improved and that the amplitudes of the mass oscillations are reduced.

Using the model in future work it is recommended to re-calibrate the model with other data. Vibration and fatigue of the gates due to pulsating loads should be assessed. In addition, a cost calculation of new intake gates is necessary to assess the profitability of such an investment.

Innholdsfortegnelse

Forord	i
Sammendrag	iii
Abstract	v
Symbolliste	xi
1 Innledning	1
1.1 Bakgrunn for oppgaven	1
1.2 Beregning av tapt inntekt	2
1.3 Beskrivelse av Tonstad kraftverk	3
2 Teori	9
2.1 Hydrauliske transienter	9
2.2 Bevegelses- og kontinuitetsligningen	12
2.3 Karakteristikkmetoden	18
2.4 Periode	22
2.5 Amplitude	24
2.6 Falltap	25
2.7 Effekt	27
3 Metode	29
3.1 LVTrans	29
3.2 Modelloversikt	31
3.3 Grensebetingelser	34
3.4 Inndata	37
3.5 Kalibrering	42
3.6 Verifisering	49
4 Resultater	51
5 Diskusjon	59
6 Konklusjon	65
Vedlegg	69

Figurer

1.1	Oversiktsskisse for Sira-Kvina-systemet.	2
1.2	Oversiktstegning av vannveisystemet til Tonstad kraftverk.	3
1.3	Oversiktstegning for bekkeinntakene i vannveien til Tonstad kraftverk.	4
1.4	Inntak Homstølvann.	4
1.5	Bilder fra befaring i lukehuset på Homstøl.	5
1.6	Utforming av svingekammer 1 og 2.	6
1.7	Nummerering av svingekamrene, trykksjaktene og turbinene.	6
1.8	Sikkerhetsventil for turbin 1 - 4.	7
2.1	Prinsipptegning for forplantning av trykkstøt.	10
2.2	Prinsippskisse for massesvingninger.	11
2.3	Kontrollvolum for utledning av bevegelsesligning.	12
2.4	Kontrollvolum for utledning av kontinuitetsligning.	15
2.5	Karakteristiske linjer i xt -planet.	19
2.6	xt -nett for løsning av problemer i enkle rør.	20
2.7	Enkelt vannkraftsystem.	23
2.8	Sammenheng Q og Δh i modell for ikke-stasjonært trykkfall.	26
2.9	Hastighetsprofil i et rør når strømningsretningen snur.	27
3.1	Enkel numerisk modell i LVTrans.	30
3.2	Del 1 av modellen av Tonstad kraftverk i LVTrans.	32
3.3	Del 2 av modellen av Tonstad kraftverk i LVTrans.	33
3.4	Svingeperioden er ulik for måledataene fra 10., 11. og 13. juli	44
3.5	Trykksvingninger og effekt i kraftverket for første pådrag 10. juli.	45
3.6	Svingeperioden for modell før og etter kalibrering, og for måledata	46
3.7	Måledata fra 10. juli viser svingninger i systemet og effekten i kraftverket.	47
3.8	Svingninger i den ferdigkalibrerte modellen sammen med måledata.	49
4.1	Trykkforløp på oppstrøms- og nedstrøms side av inntakslukene.	52
4.2	ΔH og maksimal effekt mot lukeåpning.	53
4.3	ΔH mot lukeåpning ved maksimal effekt.	53
4.4	ΔH mot effekt ved lukkede luker.	54
4.5	Vannføring gjennom lukene avhengig av lukeåpning.	55
4.6	ΔH ved lukene og vannivå i svingekamrene før avslag, plottet mot effekt.	56
4.7	ΔH mot effekt for numerisk modell 1 og 2.	57
5.1	Effekt mot lukeåpning ved dimensjonerende grensebetingelser.	61

Tabeller

3.1	Vannstandsverdier i magasinene for situasjon 1, 2 og 3.	34
3.2	Plan over simuleringer som kjøres i den numeriske modellen i LVTrans.	36
3.3	HRV og LRV for magasinene til Tonstad kraftverk.	37
3.4	Lengder, areal og kotehøyde i tunnelender for hovedstrekningene.	38
3.5	Inndata for bekkeinntak.	40
3.6	Arealer for svingekamrene.	40
3.7	Nominelle verdier for francisturbinene.	41
3.8	Kapasitet for sikkerhetsventiler.	41
3.9	Utvalgte verdier for PID-regulatorene.	41
3.10	Verdier for falltap ved kalibrering av f_{tunnel}	47
4.1	Vannføring ved helt åpne luker for ulike grensebetingelser.	55

Symbolliste

Symbol	Enhet	Beskrivelse
α	$^\circ$	Vinkel
η	–	Virkningsgrad
λ	–	Multiplikator i karakteristikkmetoden
ξ	–	Tapskoeffisient for singulærtap
ρ	kg/m^3	Massetetthet
τ_0	N/m^2	Skjærspenning
ω	$1/s$	Egenfrekvens
A	m^2	Areal
A	–	Verdi for samlet neddiskontering
A_S	m^2	Areal i svingesjakt
A_T	m^2	Areal i tunnel
a	m/s	Lydhastighet
C^+, C^-	–	Navn på karakteristiske ligninger
C_v	–	Tapsverdi for singulære tap
D	m	Diameter
f	–	Darcy-Weisbachs friksjonsfaktor
g	m/s^2	Tyngdeakselerasjonen
H	mVS	Trykkhøyde
K	–	Elastisitetsmodul
k	$1/m^5$	Friksjonstall
L	m	Lengde
L_1, L_2	–	Identifisering av kontinuitets- og bevegelsesligningen

Symbol	Enhet	Beskrivelse
P	s	Svingeperiode
PV	MW	Prosessverdi
p	N/m^2	Trykk
Q	m^3/s	Vannføring
q	m^3/s	Vannføring gjennom turbin
R	s^2/m^5	Friksjonstall
SP	MW	Setpunktverdi
t	s	Tid
u	m/s	Hastighetskomponent i x-retning
v	m/s	Vannhastighet
x	m	Avstand langs et rør eller tunnel
z	m	Høyde over datum, kotehøyde

Kapittel 1

Innledning

Hovedmålet med denne oppgaven er å bestemme dimensjonerende situasjoner og statiske laster fra nedstrøms side av lukene på inntaket fra Homstølvann i Tonstad kraftverk. For å beregne strømmingene i vannveien til kraftverket benyttes det numeriske simuleringsprogrammet LVTrans. I dette kapitlet gis en innføring i bakgrunnen for oppgaven, en økonomisk vurdering av tapt inntekt for Sira-Kvina, samt en beskrivelse av Tonstad kraftverk som grunnlag for forståelse av problemstillingen.

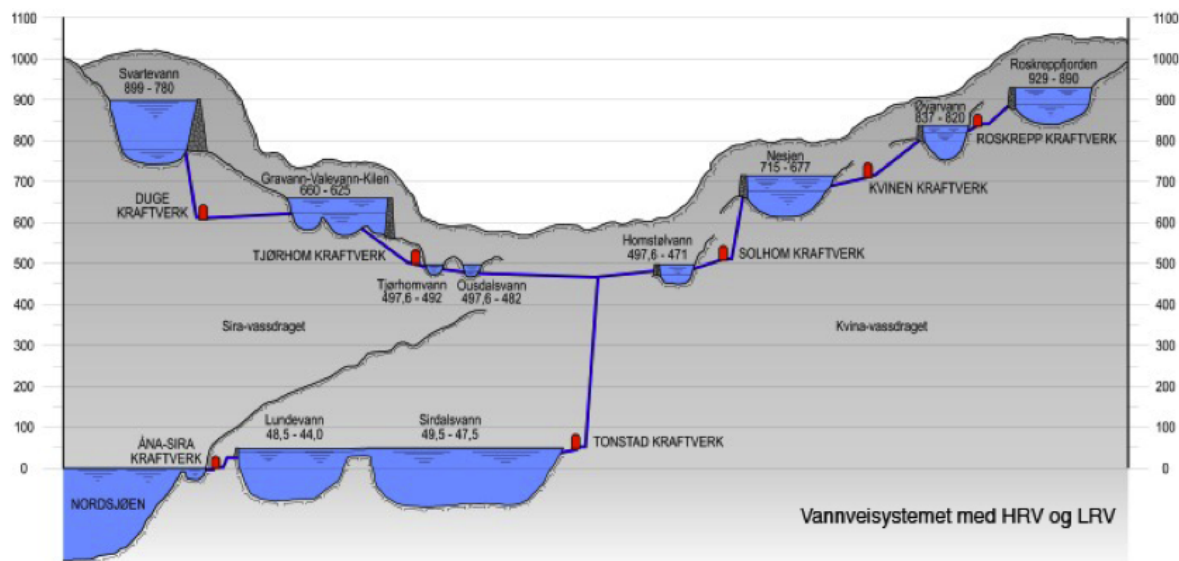
1.1 Bakgrunn for oppgaven

Tonstad kraftverk er Norges største kraftverk med hensyn til produksjon. Den midlere årlige produksjonen er på $3,8TWh$ med en samlet effekt på $960MW$. Tonstad er ett av syv kraftverk eid av Sira-Kvina kraftselskap. En oversikt over kraftverkene og hovedmagasinene er gitt i figur 1.1 (Sira-Kvina kraftselskap, 2014b). Sira-Kvina ble stiftet i 1963 og har hovedkontorer på Tonstad i Sirdal kommune i Vest-Agder. Selskapet har fire eiere; Lyse Produksjon AS, Statkraft Energi AS, Skagerak Kraft AS og Agder Energi Produksjon AS (Sira-Kvina kraftselskap, 2014b).

I sin tid ble Tonstad kraftverk dimensjonert for en effekt på $640MW$. Utbyggingen gikk i flere byggetrinn i løpet av perioden 1963 til 1971. I 1985 startet Sira-Kvina med å utvide kraftverket. Et nytt svingekammer og trykksjakt ble bygget, og det ble installert et ekstra aggregat på $320MW$. Dette ble satt i drift i 1988. En ytterligere utbygging av kraftverket, Øksendalsoverføringen, stod ferdig i 2010. Denne overfører vann fra tre bekkeinntak mellom Ovedal og Øksendal (Sira-Kvina kraftselskap, 2014b).

Sira-Kvina er bekymret for om utvidelsene etter 1985 har resultert i større amplituder for de hydrauliske transientene i vannveisystemet til Tonstad kraftverk. Vassdragsteknisk ansvarlig hos Sira-Kvina har satt begrensninger på manøvreringen av inntakslukene, da det er usikkert om de tåler kreftene som kan oppstå. Tidligere ble lukene lukket eller satt i mellomstillinger for å styre vannmengden fra Homstølvann. Dette ble gjort for å utnytte lagringskapasiteten i magasinet på Homstøl best mulig.

Begrensningene på manøvreringen fører til vanntap, og dermed tapt inntekt for Sira-



Figur 1.1: Oversiktsskisse for Sira-Kvina-systemet.

Kvina. Bakgrunnen for restriksjonene er observasjoner gjort under tømning av tilløpstunnelene under tilkobling til overføringstunnelen fra Øksendal. I vannveien ble det oppdaget store steiner som hadde blitt løftet fra tunnelsålen og opp på flyndrene* til inntakslukene, og oppetter varegrindene (Vereide & Guddal, 2010).

Under flom eller ved mye nedbør er det gunstig å stenge inntakslukene på Homstøl for å holde igjen vann i dette magasinet, og trekke mest mulig vann fra Ousdal. Tonstad kraftverk benytter vann fra både Sira- og Kvinavassdraget. Vann fra Kvina tas i hovedsak inn fra et inntak i Homstølvann, og fra Sira i hovedsak fra Ousdalsvann. Lokaltilsiget på Sira-siden er større enn på Kvina-siden, men magasinkapasiteten på Homstøl er størst (R. Guddal, 5. november 2013). Det vil derfor være mye tilsig, men lite magasineringsplass i Ousdalsvann. I Homstølvann vil man få motsatt tilfelle, med mindre tilsig, men større lagringsplass.

1.2 Beregning av tapt inntekt

Slik situasjonen er nå benyttes ikke inntakslukene fra Homstølvann under kjøring av Tonstad kraftverk. Sira-Kvina mener at selskapet som følge av dette går glipp av én million kroner i inntekt hvert år (R. Guddal, 24. april 2014, se vedlegg A). På grunn av lite magasinivolum i Ousdal tapes vann som ellers kunne blitt brukt til kraftproduksjon. For å vurdere hvor mye det er lønnsomt å investere i eventuelle nye inntaksluker gjøres en nåverdiberegning av den tapte inntekten.

$$A = \frac{(1+r)^n - 1}{r(1+r)^n} \quad (1.1)$$

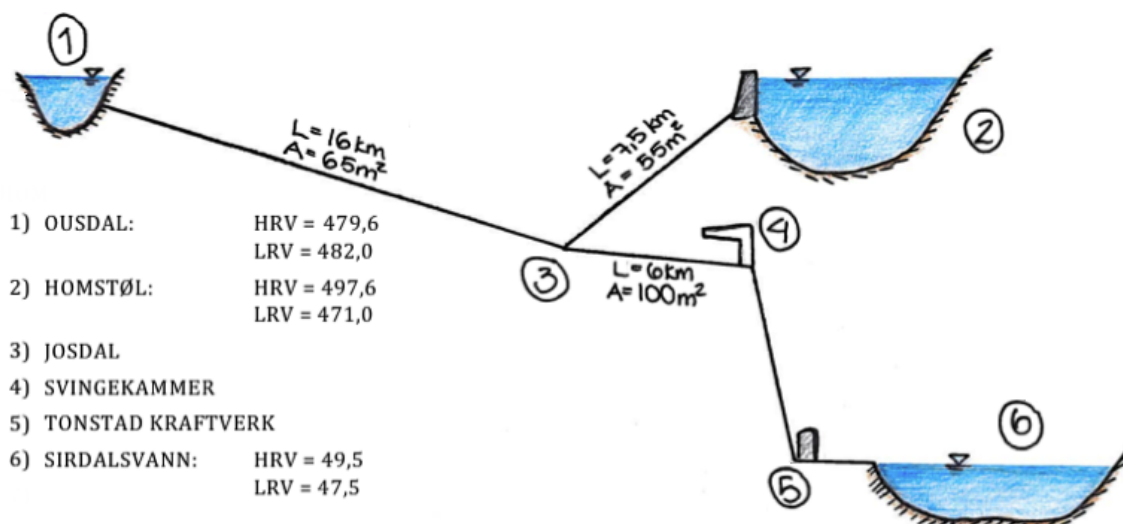
*Flyndrenes funksjon er å forbedre strømningsforholdene på stedet (K. Vereide, 4. mai 2014).

Estimert nåverdi for det økonomiske tapet er 18,4 millioner kroner. Samlet neddiskontering $A = 18,4$ er beregnet etter formel (1.1) med en økonomisk levetid n på 40 år og en avkastningsrente r på 4,5%. Ved vurdering av lønnsomheten av nye inntaksluker må investeringskostnaden betraktes opp mot estimert tap.

1.3 Beskrivelse av Tonstad kraftverk

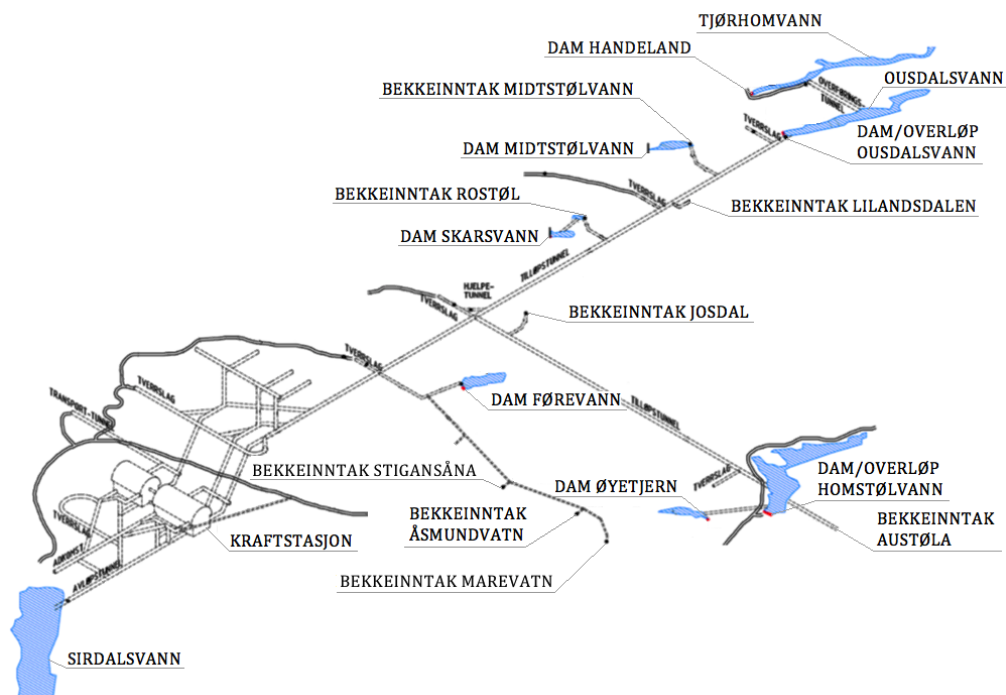
Vannveien

Tonstad kraftverk utnytter et fall på 450 høydemeter fra de to magasinene Ousdalsvann og på Homstølvann og ned til Sirdalsvann. Figur 1.2 viser en grov oversiktstegning av vannveisystemet. Totallengder og tunnelenes tverrsnittsareal er også vist i figuren. HRV og LRV viser til henholdsvis høyest og lavest regulerte vannstand. Vannivåene er oppgitt i kotehøyde som er definert som meter over havet.



Figur 1.2: Oversiktstegning av vannveisystemet til Tonstad kraftverk.

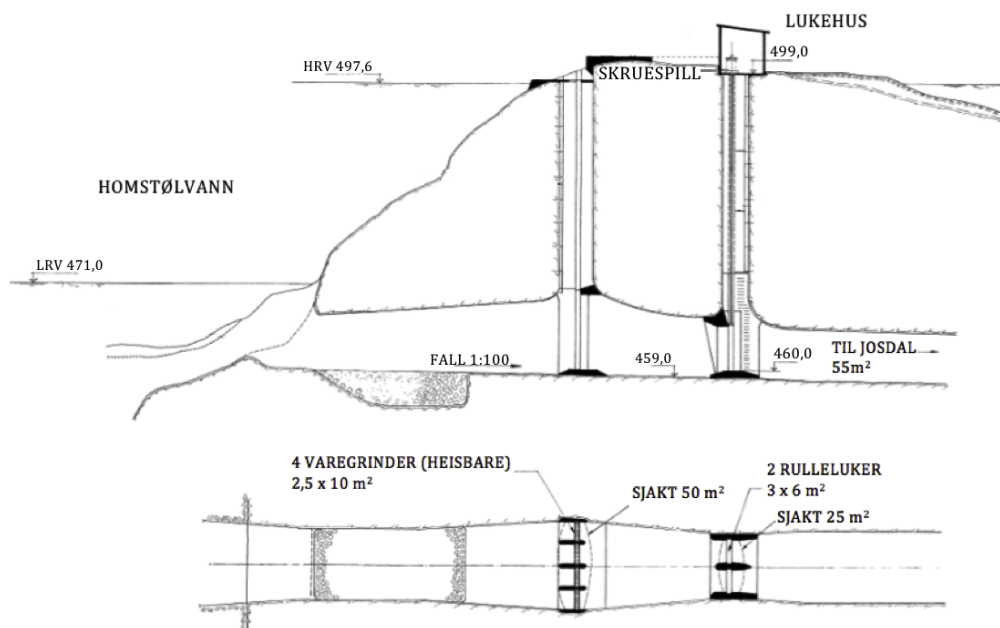
I tillegg til magasininntakene kobles flere bekkeinntak inn på systemet på veien mot kraftverket. Figur 1.3 (Sira-Kvina kraftselskap, 2012) viser en oversiktstegning der de ulike bekkeinntakene og deres innbyrdes plassering kommer frem. Alle tverrslag er avstengt med et vanntrykk på den ene siden slik at det ikke er mulighet for svingninger ved tverrslagene (R. Guddal, 5. mai 2014).



Figur 1.3: Oversiktstegning for bekkeinntakene i vannveien til Tonstad kraftverk.

Inntakene

I inntaket på Homstøl er det to rulleluker som er 3m brede og 6m høye. Tegningen i figur 1.4 (Sira-Kvina kraftselskap, 1965) viser hvordan lukene er plassert. Lukene står sidestilt i tunneltverrsnittet, se vedlegg B.1 (Sira-Kvina kraftselskap, 1967).



Figur 1.4: Inntak Homstølvann.

Rullelukene på Homstøl er dimensjonert for å tåle tosidig trykk på 38,9 meter vannsøyle (mVS) fra oppstrøms side, og 20 mVS fra nedstrøms side. Det er tatt hensyn til materialfaktor på 1,4 og lastfaktor på 1,4, noe som gir det en sikkerhetsfaktor på 1,96. Lukene er utført som en platekonstruksjon der en plate oppstrøms avstives av bjelker nedstrøms. Frontplata er 18 mm tykk og bjelkene er IPE600, begge i stål (Norconsult, 2011).

Lukene manøvreres med skruespill, og er elektrisk drevet. Fra lukehuset kan lukene også manøvreres manuelt med håndsveiv. Bildene i figur 1.5 er fra befaring høsten 2013 i forbindelse med prosjektoppgaven. De viser innsiden av lukehuset på Homstøl. På bildene ses skruespillet for hver av lukene. Det sorte røret til høyre i bildet er lufterøret som sørger for lufttilførsel inn til tunnelen ved tømning av vannveien.

Ousdalsvann har et inntak der varegrinda er plassert akkurat i inngangen til tunnelen. En tegning av inntaket til Ousdal er vist i vedlegg B.2 (Sira-Kvina kraftselskap, 1969). Lukene er utført etter samme prinsipp som lukene på Homstøl. De er 3 m brede og 6 m høye, frontplatene er 16 mm tykke mens bjelkene er IPE 45 mm \times 3250 mm (Norconsult, 2011).

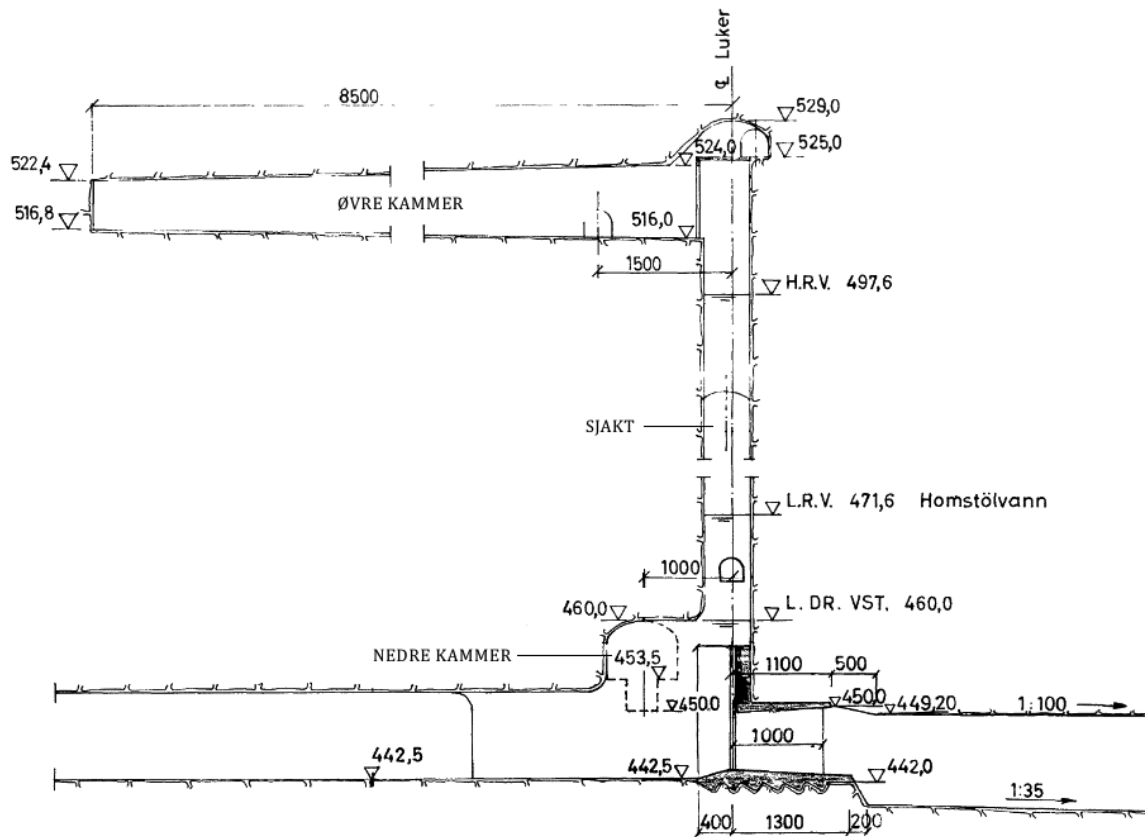
En rulleluke er vanligvis beregnet for å stå enten åpen eller lukket, og er som oftest ikke egnet for kontinuerlig tapping i mellomstillinger ved trykk over 20 mVS . Pulserende trykkvariasjoner ved underkanten av luken kan sette lukeblad med opptrekk i svingninger. Vanligvis er heller ikke hjulene dimensjonert for langvarig pulserende last (Norges vassdrags- og energidirektorat, 2011).



Figur 1.5: Bilder fra befaring i lukehuset på Homstøl.

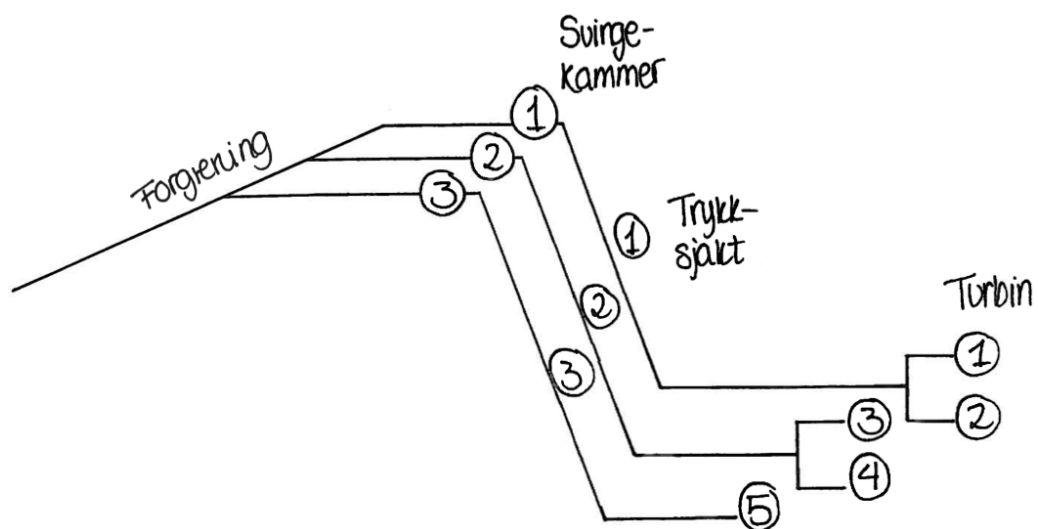
Svingekamrene

Tre svingekamre er plassert oppstrøms trykksjaktene. De to eldste svingekamrene har lik form og størrelse og kalles heretter svingekammer 1 og 2. Tegningene i figur 1.6 (Sira-Kvina kraftselskap, 1966) viser utformingen for disse to.



Figur 1.6: Utforming av svingekammer 1 og 2.

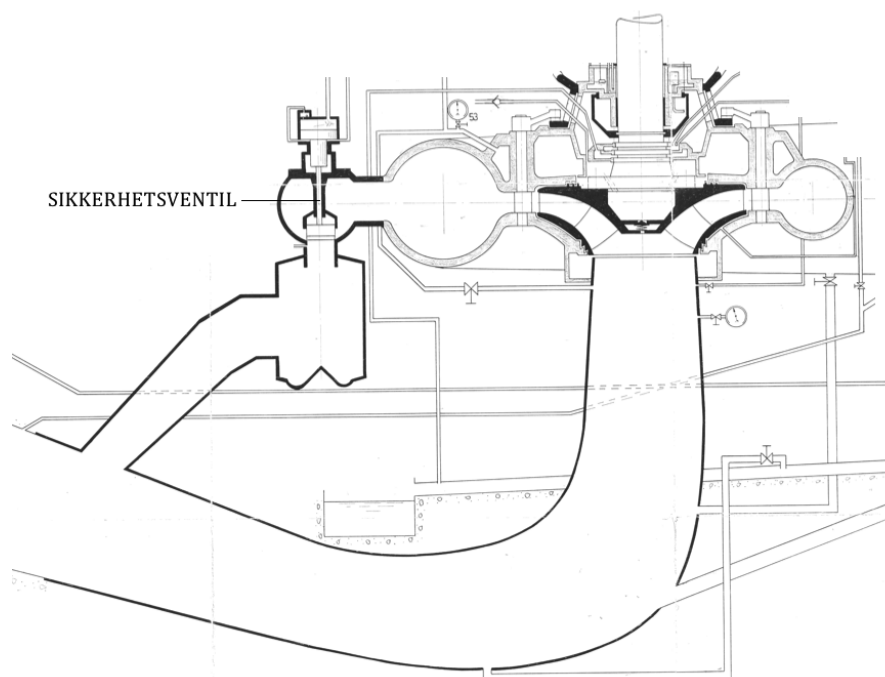
Det nyeste svingekammeret har en utforming etter samme prinsipp, men har større volum. Dette kalles heretter svingekammer 3 og tegninger finnes i vedlegg B.3 (Sira-Kvina kraftselskap, 1985; 1986). Skissen i figur 1.7 viser hvordan svingekamrene, trykksjaktene og turbinene er knyttet sammen, og hvordan de er nummerert i denne oppgaven.



Figur 1.7: Skisse over hvordan svingekamrene, trykksjaktene og turbinene er knyttet sammen, og nummerert.

Turbinene

Alle turbinene i kraftstasjonen på Tonstad er francisturbiner. Turbin 1 - 4 har er effekt på 160MW , mens effekten til turbin 5 er 320MW (Sira-Kvina kraftselskap, 2014b). Inne i hver turbintromme finnes det en avgreining med en sikkerhetsventil som slipper vann rett ned til sugerøret ved behov (S. Kongevold, 30. april 2014). Sikkerhetsventilen åpner ved hurtig regulering eller nødstopp på aggregatet (T. Bjunes, 5. mai 2014). Sikkerhetsventilen for aggregat 1 - 4 har en kapasitet på $0,211\text{m}^3/\text{s}$ (A.S. Kværner Brug, 1966) og for aggregat 5 er den $0,5\text{m}^3/\text{s}$ (A.S. Kværner Brug, 1985). Tegningen i figur 1.8 (A.S. Kværner Brug, 1970) er av turbinene 1 - 4 og viser prinsippet for sikkerhetsventilen.



Figur 1.8: Avgreining i turbintromme med sikkerhetsventil til bruk ved hurtig regulering.

Kapittel 2

Teori

I dette kapitlet presenteres teori om hydrauliske transienter med utledninger av ligninger for beregning av trykk i rør. I tillegg blir følgende beskrevet; massesvingningers periode og amplitude, falltap og ikke-stasjonær friksjon i rør og effekt av turbiner.

2.1 Hydrauliske transienter

Ved reduksjon eller økning i vannføringen i et system vil man få ulik vannføring over tid. Dette betegnes som ikke-stasjonære strømningsforhold. Ved slike strømningsforhold oppstår hydrauliske transienter. Man skiller mellom to ikke-stasjonære problem:

- Trykkstøt er en elastisk bølge som beveger seg med lydens hastighet. Trykkforholdene er avhengig av væskens kompressibilitet.
- For massesvingninger kan væskens elastiske egenskaper neglisjeres, og væsken betraktes som inkompressibel. Svingninger og bølger på overflaten er eksempler på massesvingninger.

De to fenomenene kan behandles hver for seg i og med at svingeperioden for trykkbølger er mye kortere enn for massesvingninger. Dette innebærer at trykkbølgene vil være dempet ut allerede når massesvingningene er i starten av sin utvikling (Guttormsen, 2006).

2.1.1 Trykkstøt

Trykkstøt er elastiske bølger som oppstår i lukkede systemer og tunneler utsatt for indre trykk. Prosessen settes i gang av en reduksjon i vannføringen og størst trykkstøt vil oppstå ved full avstengning. For å beskrive prosessen brukes et enkelt system med et magasin og en tunnel med en ventil. Figur 2.1 viser en stegvis skisse der trykkbølgen er illustrert i rødt.

Først strømmer vannet fra magasinet, gjennom tunnelen og til ventilen som plutselig stenges (2.1, A). Hastigheten på vannet rett før ventilen blir da lik null og den kinetiske

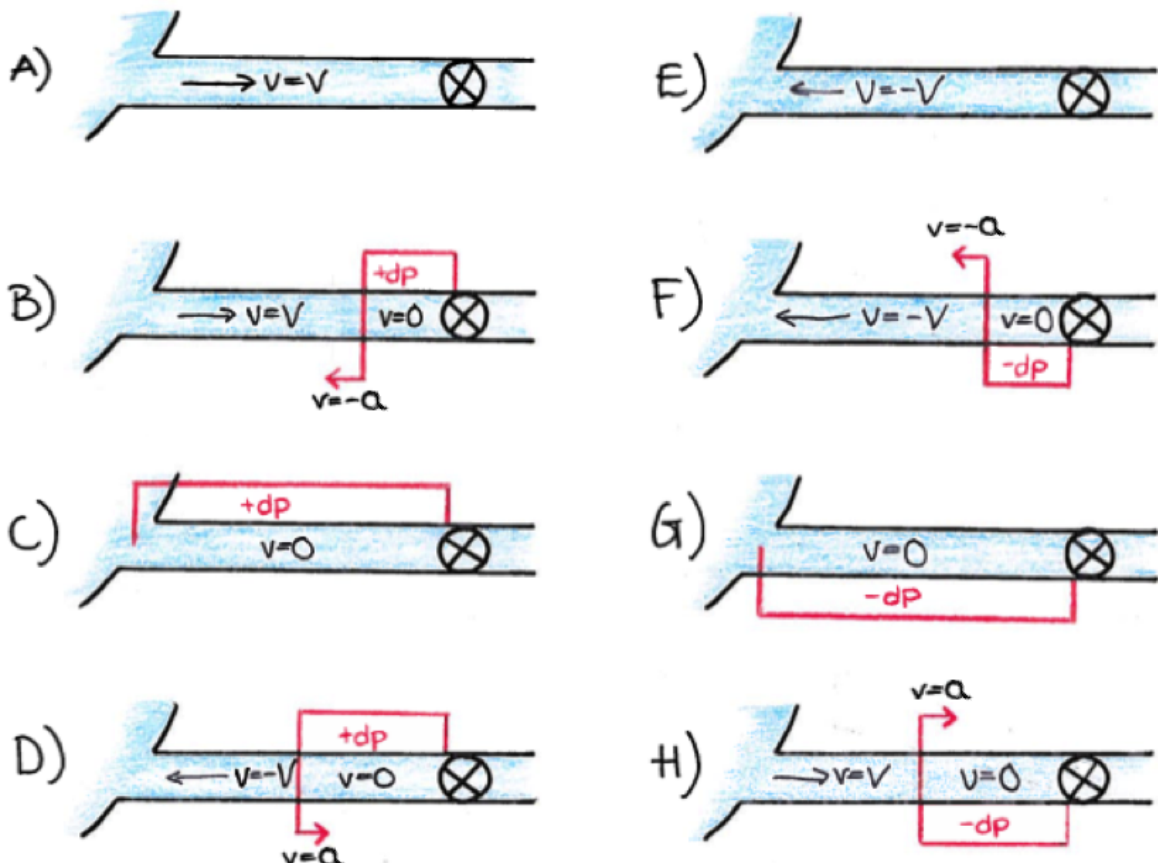
energien går over til potensiell energi i form av en trykkøkning. Dette skaper en trykkbølge som forplanter seg mot nærmeste frie vannflate, i dette tilfellet magasinet, med en fart a lik lyd hastigheten i vann.

På grunn av trykkøkningen og vannets elastisitet komprimeres vannet og det vil fortsette å strømme inn i tunnelen fra magasinet, i motsatt retning av trykkbølgen (2.1, B). Når trykkbølgen når fri vannflate (2.1, C) vil den reflekteres tilbake mot avstengnings-ventilen samtidig som vann begynner å strømme tilbake til magasinet (2.1, D).

Akkurat i det trykkbølgen møter ventilen er trykket i tunnelen lik det det var før avstengningen av vannføringen (2.1, E). Vannet fortsetter imidlertid å strømme ut mot magasinet på grunn av massetreghet og det skapes undertrykk i tunnelen (2.1, F).

Trykkbølgen, som nå er negativ, vil igjen bevege seg mot den frie vannflaten. Når bølgen så møter fritt vannspeil (2.1, G) vil den reflekteres tilbake mot ventilen igjen og vann strømmer på nytt inn i tunnelen (2.1, H).

Syklusen vil gjenta seg til bølgen dempes ut av friksjon. For hver gang bølgefronten treffer utgangspunktet ved ventilen vil den være litt mer dempet (Guttormsen, 2006).



Figur 2.1: Prinsipp tegning for forplantning av trykkstøt. Tegningen er basert på Guttormsen (2006).

Størrelsen på trykkstøtet er avhengig av hvor mye masse som bremses. Forholdet mellom lengde og tverrsnitt er avgjørende for disse vannmassene (Nielsen, 1990). Lange tunneler med store tverrsnitt vil gi større trykkstøt enn korte tunneler med lite tverrsnitt. Bølgens amplitude reduseres hvis trykkbølgen rekker tilbake til reguleringsstedet før ventilen er helt lukket.

Trykkstøt kan føre til store belastninger på konstruksjoner i tilknytning til vannveien og spesielt på turbinen. For å begrense trykkstøtets størrelse anvendes det i mange vannveisystemer et svingekammer oppstrøms turbinen for å redusere avstanden til fritt vannspeil. Gjennom å innføre svingekammer oppstår imidlertid et nytt problem med massesvingninger (Guttormsen, 2006).

2.1.2 Massesvingninger

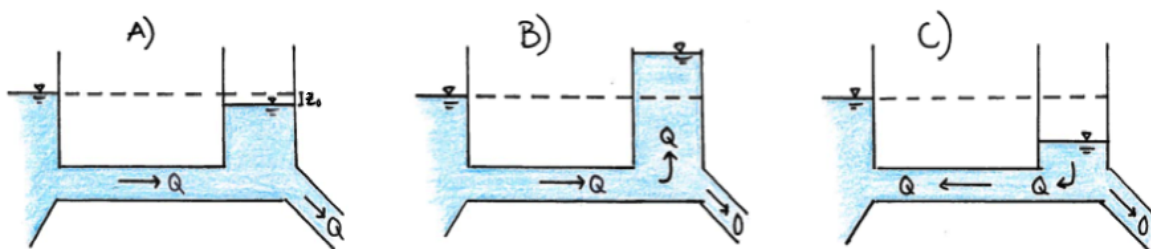
Massesvingninger oppstår ved forandring i vannføring. I motsetning til trykkstøt fås massesvingninger både ved reduksjon og økning. Det største utslaget vil komme ved fullt avslag eller pådrag.

Prinsippskissen i 2.2 viser første opp- og nedsving i et svingekammer ved fullt avslag. Vannet strømmer først som normalt med en konstant vannføring. Forskjellen i vannivå i magasin og svingekammer, z_0 , skyldes falltap i systemet (figur 2.2, A).

Når vannet nede ved ventilen stoppes vil vannet som strømmer inn i tunnelen finne veien opp i svingekammeret. Vannet vil stige i svingekammeret frem til trykket blir stort nok til å stoppe vannmassene, og begynne å akselerere det tilbake. I denne situasjonen ligger vannivået i svingekammeret høyere enn vannspeilet i magasinet på grunn av vannets massetreghet (2.2, B).

Vannet strømmer deretter fra svingekammeret og ut til magasinet. Når vannivået i svingekammeret har sunket til under nivået i magasinet (2.2, C), vil massene begynne å strømme tilbake opp i svingekammeret. Slik vil det svinge frem og tilbake til svingningene dempes ut av friksjonen og stopper opp.

Ved pådrag fra stillestående tilstand vil vann til turbinen først hentes fra svingekammeret. Dette setter i gang vannet i tunnelen som går fra magasinet, som etter hvert vil sørge for vanntilførselen. Vann strømmer samtidig tilbake til svingekammeret og det oppstår samme type svingninger som ved avslag (Guttormsen, 2006).



Figur 2.2: Prinsippskisse for massesvingninger ved fullt avslag i vannføringen.

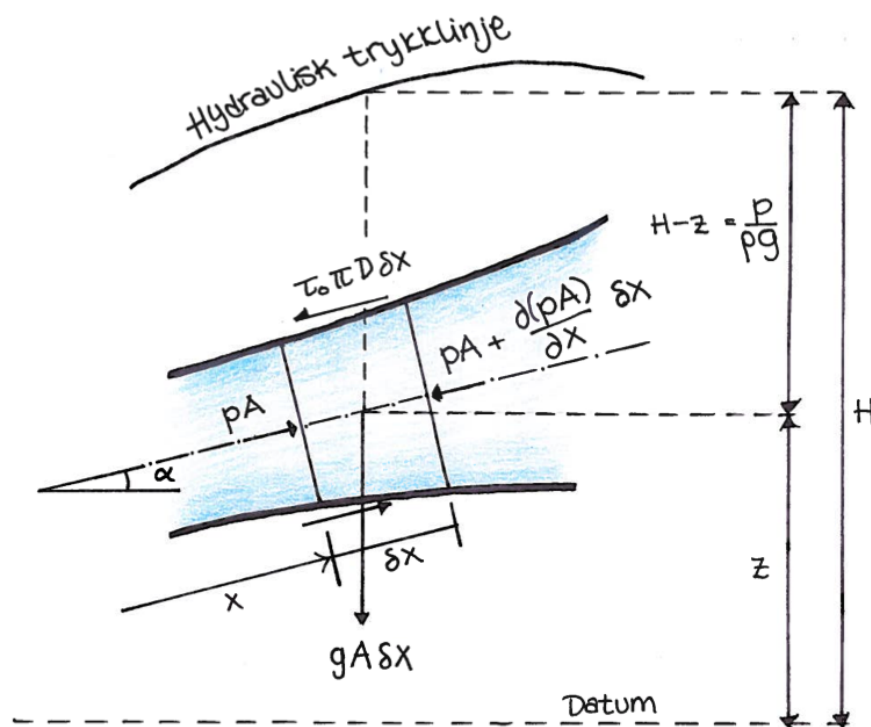
2.2 Bevegelses- og kontinuitetsligningen

I dette kapittelet følger utledninger av bevegelses- og kontinuitetsligningen for væske i rør. De to partielle differensialligningene beskriver strømning i væskefylte rør. Utledningene finnes i Wylie & Streeter (1993).

2.2.1 Bevegelsesligningen

Bevegelsesligningen utledes for væskestrøm gjennom koniske og sylindriske rør, så vel som rør med prismetverrsnitt. Røret er til en hver tid fylt av væske med massetetthet, ρ . Det er antatt gjennomsnittstrykk og gjennomsnittshastighet over tverrsnittet. I utledningen ses det på likevekt på et kontrollvolum med lengde δx , diameter D og et tverrsnittsareal, A . A er en funksjon av x . Røret har en svak helning med en vinkel α mot horisontallinjen. Kontrollvolumet er vist i figur 2.3. Kraftene som virker på kontrollvolumet i x -retning er trykk p normalt på tverrsnittet, skjærspenning τ_0 og trykk langs rørveggene, samt tyngdeakselerasjonen g . Summen av kreftene på kontrollvolumet er vist i ligning (2.1), der v er vannets hastighet og t er tid.

$$pA - \left(pA + \frac{\partial(pA)}{\partial x} \delta x \right) + \left(p + \frac{\partial p}{\partial x} \frac{\delta x}{2} \right) \frac{\partial A}{\partial x} \delta x - \tau_0 \pi D \delta x - \rho g A \delta x \sin \alpha = \rho A \delta x \frac{dv}{dt} \quad (2.1)$$



Figur 2.3: Kontrollvolum for utledning av bevegelsesligning. Tegningen er basert på Wylie & Streeter (1993).

$(\delta x)^2$ blir så liten at leddet som inneholder dette neglisjeres. Derivasjonsreglene gir:

$$\frac{\partial(pA)}{\partial x} = A \frac{\partial p}{\partial x} + p \frac{\partial A}{\partial x} \quad (2.2)$$

Ligning (2.1) kan da skrives slik:

$$A \frac{\partial p}{\partial x} + \tau_0 \pi D + \rho g A \sin \alpha + \rho A \frac{dv}{dt} = 0 \quad (2.3)$$

Skjærspenningen antas å være lik for stasjonære og ikke-stasjonære strømningsforhold, og kan derfor uttrykkes med friksjonsfaktoren f i Darcy-Weisbach-ligningen gitt i (2.4) (friksjonstap er videre beskrevet i kapittel 2.6). Dette gjøres ved å eliminere Δp i ligningene (2.4) og (2.5) og løse med hensyn på τ_0 . Variabelen L i ligningene er rørets lengde.

Darcy-Weisbach-ligningen:

$$\Delta p = \frac{\rho f L v^2}{D} \quad (2.4)$$

Ligning for kraftbalanse på rør ved stasjonær strømning:

$$\Delta p \frac{\pi D^2}{4} = \tau_0 \pi D L \quad (2.5)$$

Uttrykket for skjærspenning blir da som i (2.6). For at skjærspenningen skal virke i motsatt retning av hastigheten settes $v^2 = v|v|$.

$$\tau_0 = \frac{\rho f v^2}{8} = \frac{\rho f v|v|}{8} \quad (2.6)$$

Akselerasjonen dv/dt i (2.3) er for en væskepartikkel med hastighet v . Den totalderiverte kan gjøres om til to partielle differensialer ved bruk av definisjonen som følger, der $z = f(x, y)$ (Rottmann, 2008):

$$dz = \frac{\partial z}{\partial x} dx + \frac{\partial z}{\partial y} dy \quad (2.7)$$

Dermed fås:

$$\frac{dv}{dt} = v \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial t} \quad (2.8)$$

Innsetting av (2.6) og (2.8) i ligning (2.3), der $A = \pi D/4$, gir:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{fv|v|}{2D} + g \sin \alpha + v \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial t} = 0 \quad (2.9)$$

Ligningen gjelder for ikke-stasjonære strømningsforhold, men må også gjelde for stasjonær strømning, som er et spesielt tilfelle av ikke-stasjonær strømning. Ved å sette $\partial v/\partial t = 0$ fås dermed:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} = -\frac{fv|v|}{2D} - g \sin\alpha - v \frac{\partial v}{\partial x} \quad (2.10)$$

Under stasjonære forhold antas konstant massetetthet og tverrsnittsareal, noe som gir $\partial v/\partial x = 0$. Ligningen reduseres til:

$$\begin{aligned} \frac{\Delta p}{\Delta x} &= -\frac{f\rho v|v|}{2D} - \rho g \sin\alpha \\ \Delta p &= -\frac{f\rho \Delta x v|v|}{2D} - \rho g \Delta x \sin\alpha \end{aligned} \quad (2.11)$$

Ligning (2.11) er lik som Darcy-Weisbach-ligningen for rør med helning. Siden leddet $v dv/dx$ ikke betraktes ved stasjonære forhold neglisjeres det også for ikke-stasjonær strømning. Dette er en vanlig forenkling for ikke-stasjonær strømning ved lave Mach-nummer*. Ligning (2.9) kan dermed reduseres til:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{fv|v|}{2D} + g \sin\alpha + \frac{\partial v}{\partial t} = 0 \quad (2.12)$$

Trykket p kan deretter uttrykkes med hydraulisk trykkehøyde H , der z er høyden fra datum til senterlinjen i røret, se figur 2.3.

$$p = \rho g(H - z) \quad (2.13)$$

Dette gir et uttrykk der massetettheten er forutsatt mer eller mindre konstant sammenlignet med variasjonene i H eller z .

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \rho g \left(\frac{\partial H}{\partial x} - \frac{\partial z}{\partial x} \right) = \rho g \left(\frac{\partial H}{\partial x} - \sin\alpha \right) \quad (2.14)$$

Innsetting av ligning (2.14) i (2.12) gir et uttrykk for hydraulisk trykklinje basert på bevegelsesligningen. Ligningen gjelder for mindre kompressible væsker ved lave hastigheter.

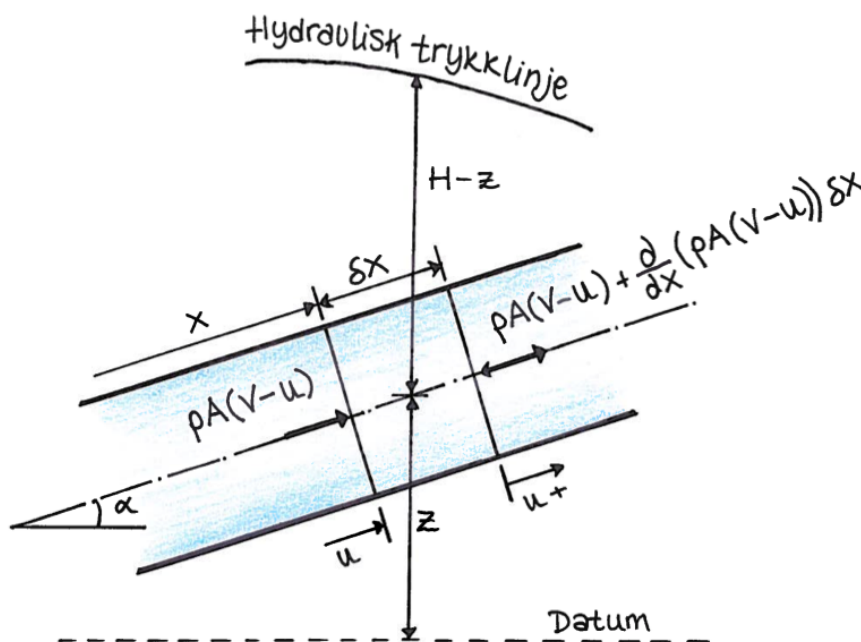
$$g \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{fv|v|}{2D} = 0 \quad (2.15)$$

*Mach-nummeret er et tall på forholdet mellom et objekts hastighet og lydhastigheten, og er definert som v/a (National aeronautics and space administration, 2014).

2.2.2 Kontinuitetsligningen

For å utlede kontinuitetsligningen brukes et kontrollvolum slik som vist i figur 2.4. Kontrollvolumet har lengde δx og beveger og utvider seg i takt med innsiden av røret. Masseloven sier at massestrømmen inn i et kontrollvolumet er lik akkumulert masse pluss massestrøm ut. Dette kan skrives som i (2.16).

$$-\frac{\partial}{\partial x} (\rho A (V - u)) \delta x = \frac{d}{dt} (\rho A \delta x) \quad (2.16)$$



Figur 2.4: Kontrollvolum for utledning av bevegelsesligning. Tegningen er basert på Wylie & Streeter (1993).

La oppstrøms side være ved x , og u farten langs rørveggen ved x . Den totalderivererte, se (2.7), med hensyn på aksial bevegelse av røret er dermed gitt av følgende ligning:

$$\frac{d}{dt} = u \frac{\partial}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial t} \quad (2.17)$$

Økningen av lengden δx for kontrollvolumet med tiden er:

$$\frac{d}{dt} \delta x = \frac{\partial u}{\partial x} \delta x \quad (2.18)$$

Ved hjelp av (2.18) kan uttrykket (2.16) skrives slik:

$$\frac{\partial}{\partial x} (\rho A V) - \frac{\partial}{\partial x} (\rho A u) + \frac{d}{dt} (\rho A) + \rho A \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (2.19)$$

Ligningen kan igjen utvides ved å bruke sammenhengen i (2.17):

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho AV) + u \frac{\partial}{\partial x}(\rho A) - \rho A \frac{\partial u}{\partial x} + u \frac{\partial}{\partial x}(\rho A) + \frac{\partial}{\partial t}(\rho A) + \rho A \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (2.20)$$

Eller som forenklet versjon:

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho Av) + \frac{\partial}{\partial t}(\rho A) = 0 \quad (2.21)$$

Dette kan videre skrives som i (2.22) der de to siste leddene representerer den deriverte av ρA med hensyn på bevegelse av en partikkel.

$$\rho A \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial}{\partial x}(\rho A) + \frac{\partial}{\partial t}(\rho A) = 0 \quad (2.22)$$

Ligning (2.22) kan omskrives ved bruk av sammenhengen mellom den totalderiverte og partielle differensialer.

$$\frac{1}{\rho A} \frac{d}{dt}(\rho A) + \frac{\partial v}{\partial x} = 0 \quad (2.23)$$

$$\frac{1}{\rho A} \left(\rho \frac{d}{dt} A + A \frac{d}{dt} \rho \right) + \frac{\partial v}{\partial x} = 0 \quad (2.24)$$

$$\frac{1}{A} \frac{d}{dt} A + \frac{1}{\rho} \frac{d}{dt} \rho + \frac{\partial v}{\partial x} = 0 \quad (2.25)$$

For ligning (2.25) er det ikke gjort forenklingene antagelser og ligningen gjelder både for konvergerende og divergerende rør, samt sylindriske rør, både horisontale og rør med fall. I tillegg er den gyldig for alle væsker som kan fylle tverrsnittet, og for stive så vel som deformerbare rør.

Det andre leddet i ligning (2.25) tar i betraktning kompressibiliteten av væsken i røret. Trykk kan defineres ved den volummessige elastisitetsmodulen K som er gitt i (2.26). Definisjonen tar ikke hensyn til termodynamiske effekter og ligningene videre vil dermed kun gjelde for lett kompressible væsker.

$$\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} = \frac{1}{K} \frac{dp}{dt} \quad (2.26)$$

Det første leddet i ligning (2.25) tar i betraktning elastisiteten av rørveggen og dens deformasjon med hensyn på trykk. For et prismeformet rør er arealet kun avhengig av trykket og følgende gjelder:

$$\frac{dA}{dt} = \frac{dA}{dp} \frac{dp}{dt} \quad (2.27)$$

Ved innsetting av (2.26) og (2.27) i ligning (2.25) fås:

$$\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{K} \frac{dp}{dt} \left(1 + \frac{K}{A} \frac{dA}{dp} \right) = 0 \quad (2.28)$$

Ved hjelp av sammenhengen i ligning (2.29) kan ligning (2.28) skrives som i (2.30). a^2 beskriver elastisiteten av røret og væsken den inneholder. For lineært elastiske væsker og rørmaterialer settes a^2 lik en konstant.

$$a^2 = \frac{K/\rho}{1 + (K/A)(\Delta A/\Delta p)} \quad (2.29)$$

$$\rho a^2 \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{dp}{dt} = 0 \quad (2.30)$$

Ligning (2.30) gjelder for ikke-stasjonære strømningsforhold. Som beskrevet for bevegelsesligningen er stasjonær strømning et spesielt tilfelle av ikke-stasjonær strømning. Ligningen må dermed også gjelde for stasjonær strømning. Ved å sette $\partial p/\partial t = 0$ fås:

$$\rho a^2 \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial p}{\partial x} = 0 \quad (2.31)$$

Variasjon i tverrsnittsareal og densitet betraktes vanligvis ikke ved stasjonær strømning av lett kompressible væsker og $\partial v/\partial x$ kan settes lik 0. Dette tilsier at $\partial p/\partial x$ i ligning (2.31) også må være 0, noe som strider imot fysikken ved stasjonær strømning gjennom rør med fall, horisontale rør med friksjon, eller rør med en kombinasjon av de to. Selvmotsigelsen i kontinuitetsligningen oppstår som følge av å tillate elastiske forandringer i den ikke-stasjonære ligningen gjennom a^2 , men ikke forandring i tverrsnittsareal og densitet i den stasjonære. Løsningen på problemet finnes ved å kombinere de ikke-stasjonære partielle differensialligningene (2.9) og (2.31), og eliminere $\partial v/\partial x$.

$$\frac{\partial p}{\partial x} \left(1 - \left(\frac{v}{a} \right)^2 \right) + \frac{v}{a^2} \frac{\partial p}{\partial t} + \rho \frac{\partial v}{\partial t} + \rho g \sin \alpha + \rho \frac{fv^2}{2D} = 0 \quad (2.32)$$

v/a er definert som Mach-nummeret og er et tall for et objekts hastighet i forhold til lydshastigheten, der a er lydshastigheten (National aeronautics and space administration, 2014). Ved lave Mach-nummer ($v/a \ll 1$) kan leddet $(v/a)^2$ neglisjeres ved både stasjonære og ikke-stasjonære forhold uten å miste nøyaktigheten. Det er det som gjøres for de fleste formål. Ved å neglisjere transportleddet, da det er lite sammenlignet med de andre leddene, blir ligning (2.30) som følger:

$$\rho a^2 \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial p}{\partial t} = 0 \quad (2.33)$$

For å få trykkenhet i meter vannsøyle erstattes trykket av sammenhengen $\partial p/\partial t = \rho g \partial H/\partial t$, slik at den endelige ligningen uttrykkes som i (2.34). Sluttproduktet er en kontinuitetsligning som gjelder for lett kompressible væsker ved lave hastigheter.

$$\frac{a^2}{g} \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial H}{\partial t} = 0 \quad (2.34)$$

2.3 Karakteristikkmetoden

Det finnes ingen generell løsning for de partielle differensialligningene for elastisk rørstrømning. Ved bruk av karakteristikkmetoden kan ligningene omgjøres til totale differensialligninger som deretter integreres. Resultatet blir et sett med algebraiske ligninger som kan løses numerisk. Metoden er beskrevet i «Fluid Transients in Systems» (Wylie & Streeter, 1993). Boken er brukt som kilde i dette kapittelet hvis annet ikke er spesifisert.

Bevegelsesligningen (2.15) og kontinuitetsligningen (2.34) er definert som henholdsvis L_1 og L_2 slik som gitt under.

$$L_1 = g \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{f}{2D} v|v| \quad (2.35)$$

$$L_2 = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{a^2}{g} \frac{\partial v}{\partial x} \quad (2.36)$$

Ved å innføre en ukjent multiplikator λ kan ligningene kombineres slik:

$$L = L_1 + \lambda L_2 = \lambda \left(\frac{\partial H}{\partial x} \frac{g}{\lambda} + \frac{\partial H}{\partial t} \right) + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \lambda \frac{a^2}{g} + \frac{\partial v}{\partial t} \right) + \frac{fv|v|}{2D} = 0 \quad (2.37)$$

Variablene v og H er begge funksjoner av x og t og følgende kan omskrives, se ligning (2.7):

$$\frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial x} \frac{dx}{dt} + \frac{\partial H}{\partial t} \quad (2.38)$$

$$\frac{dv}{dt} = \frac{\partial v}{\partial x} \frac{dx}{dt} + \frac{\partial v}{\partial t} \quad (2.39)$$

Ved å studere ligning (2.37) sammen med ligningene (2.38) og (2.39) ser man at:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{g}{\lambda} = \lambda \frac{a^2}{g} \quad (2.40)$$

Uttrykket (2.37) kan videre omformes til den ordinære differensialligningen:

$$\lambda \frac{dH}{dt} + \frac{dv}{dt} + \frac{fv|v|}{2D} = 0 \quad (2.41)$$

Ved å løse ligning (2.40) får man:

$$\lambda = \pm \frac{g}{a} \quad (2.42)$$

Gjennom substitusjon av ligning (2.42) i ligning (2.40) fås dermed:

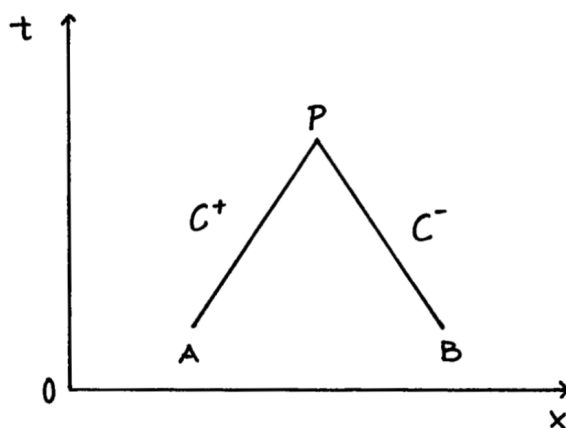
$$\frac{dx}{dt} = \pm a \quad (2.43)$$

Dette gir to ligningssett, ett for den positive verdien av a , og ett for den negative.

$$C^+ : \begin{cases} \frac{g}{a} \frac{dH}{dt} + \frac{dv}{dt} + \frac{fv|v|}{2D} \\ \frac{dx}{dt} = +a \end{cases} \quad (2.44)$$

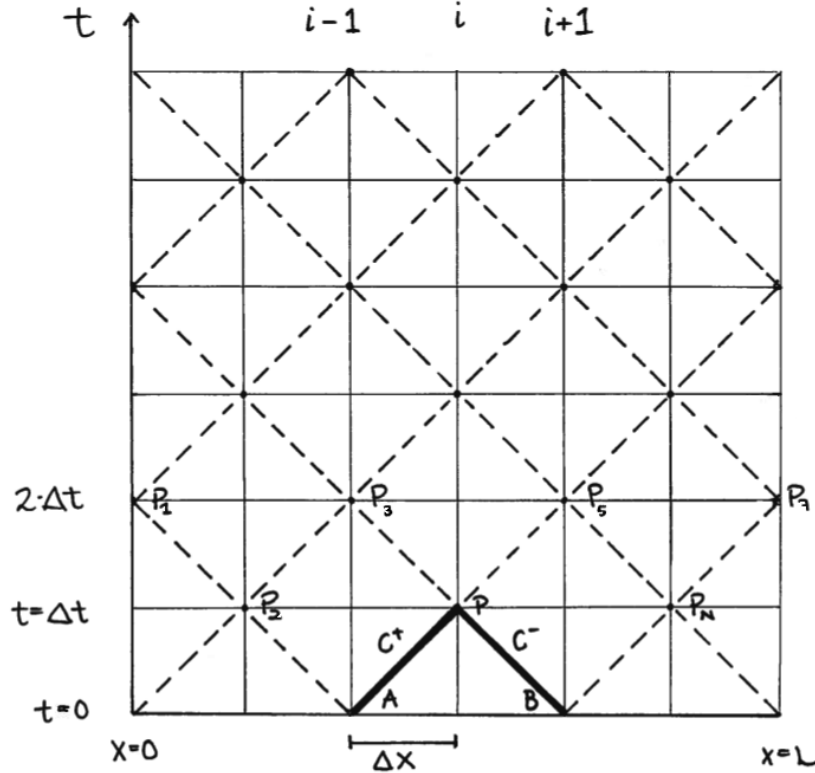
$$C^- : \begin{cases} -\frac{g}{a} \frac{dH}{dt} + \frac{dv}{dt} + \frac{fv|v|}{2D} \\ \frac{dx}{dt} = -a \end{cases} \quad (2.45)$$

To verdier av λ er brukt til å omgjøre de to partielle differensialligningene (2.15) og (2.34) til to totale differensialligninger. Ligningssettet C^+ gjelder når trykkbølgen forplanter seg med strømningsretningen, og ligningssett C^- er når trykkbølgen forplanter seg mot strømningsretningen (Nielsen, 1990). Ligning (2.43) kan plottes i xt -planet og gir to ulike, rette linjer slik som vist i figur 2.5. Disse linjene kalles karakteristiske linjer. Det er den øverste ligningen i ligningssettene (2.44) og (2.45) som gjelder langs de karakteristiske linjene.



Figur 2.5: Karakteristiske linjer i xt -planet. Tegningen er basert på Wylie & Streeter (1993).

Et rør deles opp i like store lengder Δx slik som i figur 2.6. For å få med grensebetingelsene ved endene må $L/\Delta x$ være et heltall. Tidssteget finnes fra $\Delta t = \Delta x/a$. Hvis de avhengige variablene, v og H , er kjent i A , kan den øverste ligningen i ligningssett (2.44) integreres fra A til P langs C^+ -linjen. Tilsvarende gjøres for ligningssett (2.45) fra B til P . Dette resulterer i to ligninger med samme ukjente variabler i P .



Figur 2.6: xt -nett for løsning av problemer i enkle rør. Tegningen er basert på Wylie & Streeter (1993).

For å gjøre ligningen egnet for integrasjon blir ligningen for den karakteristiske linjen til C^+ multiplisert med $a dt/g$. I tillegg benyttes sammenhengen $a dt/g = dx/g$ for det siste leddet i ligningen. Videre erstattes hastighet med vannføring ved hjelp av sammenhengen $Q = vA$. Det integrerbare uttrykket ser dermed slik ut:

$$\int_{H_A}^{H_P} dH + \frac{a}{gA} \int_{Q_A}^{Q_P} dQ + \frac{f}{2gDA^2} \int_{x_A}^{x_P} Q|Q| dx = 0 \quad (2.46)$$

De to første leddene i (2.46) har følgende løsninger:

$$\int_{H_A}^{H_P} dH = H_P - H_A \quad (2.47)$$

$$\frac{a}{gA} \int_{Q_A}^{Q_P} dQ = \frac{a}{gA} (Q_P - Q_A) \quad (2.48)$$

For å løse det tredje leddet i ligningen må det brukes en tilnærming. Målet er å finne en tilnærming som sørger for god nøyaktighet under ikke-stasjonære strømningsforhold og som holder forholdene stabile under stasjonær strømning. For dette tilfellet brukes trapesregelen, som er en tilfredsstillende tilnærming for de fleste problemer.

$$\begin{aligned} \int_{x_A}^{x_P} Q^2 dx &= Q^2 x \Big|_{x_A}^{x_P} - \int_{x_A}^{x_P} x dQ^2 = Q^2 x \Big|_{x_A}^{x_P} - 2 \int_{x_A}^{x_P} x Q dQ \\ &\approx Q_P^2 x_P - Q_A^2 x_A - 2 \left(\frac{x_P Q_P + x_A Q_A}{2} (Q_P - Q_A) \right) \\ &\approx Q_P |Q_A| (x_P - x_A) \end{aligned} \quad (2.49)$$

Løsningen på ligning (2.46) blir dermed som i (2.50). Langs C^- -linjen brukes tilsvarende fremgangsmåte for integrering og resultatet er vist i ligning (2.51).

$$H_P - H_A + \frac{a}{gA} (Q_P - Q_A) + \frac{f \Delta x}{2gDA^2} Q_P |Q_A| = 0 \quad (2.50)$$

$$H_P - H_B - \frac{a}{gA} (Q_P - Q_B) + \frac{f \Delta x}{2gDA^2} Q_P |Q_B| = 0 \quad (2.51)$$

Ved å løse de to ligningene for H_P fås følgende uttrykk:

$$C^+ : H_P = H_A - B (Q_P - Q_A) - R Q_P |Q_A| \quad (2.52)$$

$$C^- : H_P = H_B - B (Q_P - Q_B) - R Q_P |Q_B| \quad (2.53)$$

Der $B = a/gA$ er en funksjon som er avhengig av de fysiske egenskapene til væsken og røret, og $R = f \Delta x / 2gDA^2$ er rørets friksjonstall. $R Q_P |Q_A|$ og $R Q_P |Q_B|$ er friksjonstap over Δx ved stasjonær tilstand.

Vannføringen er lik i hele røret og dermed gjelder $Q_A = Q_P = Q_B$. Ved tiden $t = 0$ er vanligvis H og Q kjente i og med at transienter ofte begynner ved stasjonær tilstand. Løsningen består i å finne H og Q ved tidspunkt $t = \Delta t, 2\Delta t$ osv, se figur 2.6. For et punkt P med plassering i finnes de ukjente variablene Q_i og H_i med forenklete versjoner av ligningene (2.52) og (2.53).

$$C^+ : H_i = C_P - B_P Q_i \quad (2.54)$$

$$C^- : H_i = C_M - B_M Q_i \quad (2.55)$$

Koeffisientene C_P , B_P , C_M og B_M er kjente fra forrige tidsskritt og er som følger:

$$C_P = H_{i-1} + BQ_{i-1} \quad (2.56)$$

$$B_P = B + R|Q_{i-1}| \quad (2.57)$$

$$C_M = H_{i+1} + BQ_{i+1} \quad (2.58)$$

$$B_M = B + R|Q_{i+1}| \quad (2.59)$$

Ved å eliminere Q_i i ligning (2.56) og (2.57) fås:

$$H_i = \frac{C_P B_M + C_M B_P}{B_P + B_M} \quad (2.60)$$

Deretter kan Q_i finnes direkte fra (2.54), (2.55) eller (2.61).

$$Q_i = \frac{C_P - C_M}{B_P + B_M} \quad (2.61)$$

Figur 2.6 viser at for hvert andre tidsskritt må endepunktene brukes for å finne løsningen. Det er derfor viktig å bruke korrekte grensebetingelser slik som vannmagasin, ventil eller utløp. For litteratur om slike grensebetingelser henvises det til Wylie og Streeter (1993).

2.4 Periode

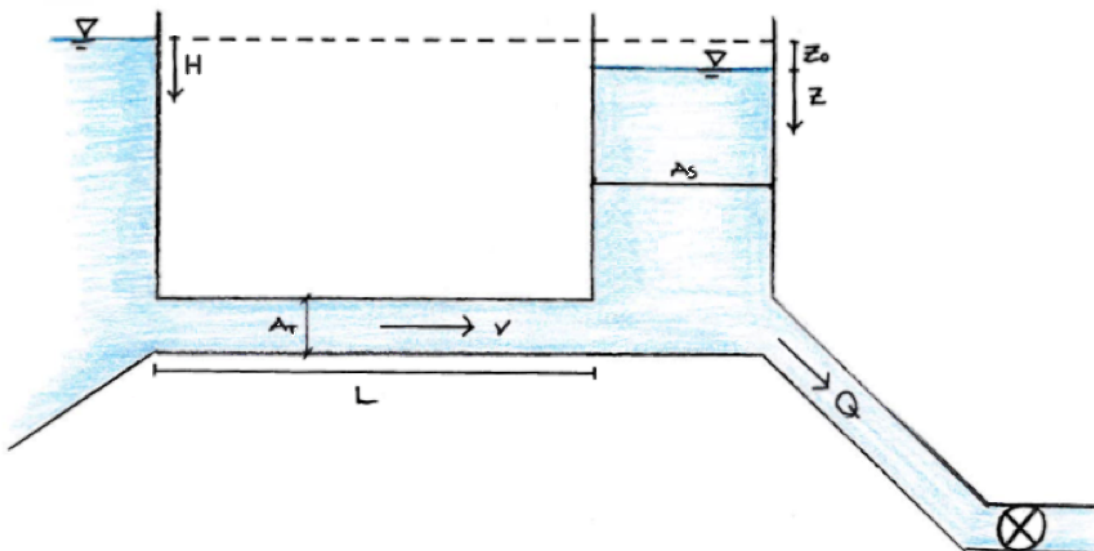
Perioden forteller hvor lang tid en svingning bruker fra en ytterstilling og tilbake til samme ytterstilling. For å utlede ligningen for periode tas det utgangspunkt i bevegelses- og kontinuitetsligningen utledet i kapittel 2.2. Utledningen for periode er beskrevet i Nielsen (1990).

Det er allerede etablert at massesvingninger er langsomme svingninger som gir langsom endring av volumstrømmen. De elastiske effektene kan dermed neglisjeres og en antagelse om at vann og rør er helt stive kan benyttes. Det vil si at elastisitetsmodulen K er uendelig, og det samme gjelder dermed for lyd hastigheten da $a = \sqrt{\frac{K}{\rho}}$.

Gjennom å dividere kontinuitetsligningen (2.34) med a fås:

$$\frac{a}{g} \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{a} \frac{\partial H}{\partial t} = 0 \quad (2.62)$$

Ved å la $a \rightarrow \infty$ kan ligningen løses ved å sette $\partial v / \partial x = 0$, noe som tilsier at $Q = vA = \text{konstant}$.



Figur 2.7: Enkelt vannkraftsystem med magasin, svingesjakt og turbin.

For bevegelsesligningen (2.15) gir innføring av $v = Q/A$ og $\partial H / \partial x = (H - z) / L$ ligning (2.63). Figur 2.7 viser et enkelt vannkraftsystem der de ulike variablene er vist.

$$\frac{L}{gA_T^2} \frac{dQ}{dt} = z - H - RQ|Q| \quad (2.63)$$

der $R = \frac{fL}{2gDA_T^2}$. For et tapsfritt system mellom magasin og sjakt kan ligningen uttrykkes på følgende måte:

$$\frac{L}{gA_T^2} \frac{dQ}{dt} = \Delta z \quad (2.64)$$

Vannspeilet i sjakta svinger opp og ned avhengig av hvor mye masse som strømmer inn i sjakta. Vannspeilets vertikale bevegelse kan uttrykkes ved hjelp av volumstrøm inn i sjakta Q_S , og sjaktas tverrsnittsareal A_S .

$$\frac{dz}{dt} = \frac{Q_S}{A_S} \quad (2.65)$$

Ligning (2.65) kan deriveres med hensyn på tid. Dette gir:

$$\frac{dQ}{dt} = A_S \frac{d^2 z}{dt^2} \quad (2.66)$$

Innsetting av den dobbeltderiverte ligningen (2.66) i ligning (2.64) gir:

$$LA_S \frac{d^2 z}{dt^2} + gA_T z = 0 \quad (2.67)$$

Ligningen er da på formen:

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} + kx = 0 \quad (2.68)$$

Eigenfrekvensen til en svingning er gitt ved $\omega = \sqrt{\frac{k}{m}}$. Dermed kan frekvensen uttrykkes slik:

$$\omega = \sqrt{\frac{g}{A_S \frac{L}{A_T}}} \quad (2.69)$$

Perioden T kan uttrykkes ved vinkelfrekvensen ω slik som i formel (2.70).

$$T = \frac{2\pi}{\omega} \quad (2.70)$$

Perioden til et svingeforløp kan dermed uttrykkes som i ligning (2.71).

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{LA_S}{gA_T}} \quad (2.71)$$

2.5 Amplitude

Amplitude er avstanden fra likevektsstilling og til det største utslaget til en svingning. For en overslagsformel for maksimalt oppsving Δz ses det på et tapsfritt system. Bevegelsesligningen (2.15) defineres for U-røret mellom magasin og svingesjakt, se figur 2.7. Dette gir ligningen (2.72). Videre brukes kontinuitetsligningen til å sette opp ligning (2.73) for forgreining mellom tunnel og sjakt, der $Q = vA_T$. Utledningen finnes i Nielsen (1990).

$$\frac{L}{gA_T} \frac{dQ}{dt} = -\Delta z \quad (2.72)$$

$$A_S \frac{dz}{dt} = Q - q \quad (2.73)$$

Ved avslag er vannføringen gjennom turbinen $q = 0$. Videre settes:

$$\begin{aligned} dz &\approx \Delta z \\ dv &\approx \Delta v \\ dt &\approx \Delta t \end{aligned}$$

Ved å eliminere Δt gir ligning (2.74) en god overslagsformel for oppsvinget. I formelen tas det ikke hensyn til friksjonen som vil dempe amplituden.

$$\Delta z = \Delta Q \sqrt{\frac{L/A}{gA_S}} \quad (2.74)$$

For en overslagsformel for maksimalt nedsving ved avslag brukes samme resonnement som for maksimalt oppsving. Dette gir samme uttrykk som i (2.74), men med negativt fortegn.

2.6 Falltap

Falltap, eller trykktap, er tapt energi og består av friksjons- og singulærtap. Friksjonstap forekommer som et kontinuerlig tap gjennom tunneler og rør. Singulærtap fås der det skjer en forandring som for eksempel ved endring i tverrsnitt, varegrind, sjakt eller bekkeinntak. Falltapet mellom to punkter er lik trykkforskjellen mellom de to. Dette er illustrert i figur 2.7 der falltapet ved stasjonære strømningsforhold er representert ved z_0 .

Friksjonstapet gjennom et rør med konstant tverrsnitt beregnes ut fra Darcy-Weisbach-ligningen. Darcy-Weisbach friksjonsfaktor ble introdusert i kapittel 2.2.1. Definisjonen er gitt ved (Sturm, 2010):

$$\frac{\tau_0}{\rho v^2} = \frac{f}{8} \quad (2.75)$$

Ligningen er empirisk og friksjonsfaktoren er funnet gjennom forsøk (Sturm, 2010). Ved bruk av kraftbalansen på rør ved stasjonær strømning i ligning (2.5) kan Darcy-Weisbach-ligningen uttrykkes slik som i (2.4), der $\Delta p = h_f$.

$$h_f = f \frac{L}{D} \frac{v^2}{2g} \quad (2.76)$$

Singulærtap h_s og h_u beregnes ved å multiplisere singulærtapskoeffisienten ξ med hastighetshøyden slik som i formlene (2.77) og (2.78) (Chow, 1959^{*}).

$$h_s = \xi \frac{v^2}{2g} \quad (2.77)$$

$$h_u = \xi \frac{v_0^2 - v^2}{2g} \quad (2.78)$$

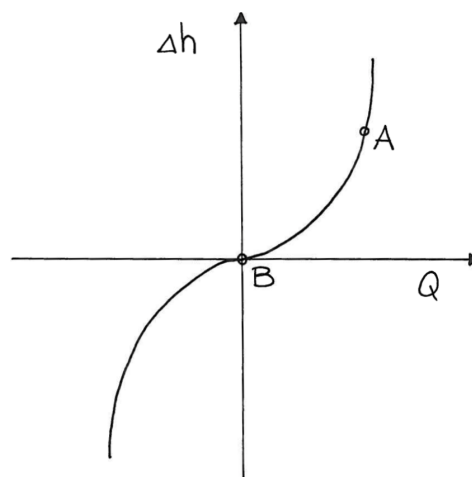
Ligning (2.78) for h_u er tap ved utvidelse. Variablene v_0 og v er vannets hastighet henholdsvis før og etter utvidelsen. Ligning (2.77) gjelder for andre tilfeller som innsnevring, bend, innløp og utløp (Tesaker, 2010). Singulærtapene i en transportledning for vann er som regel veldig små sammenlignet med friksjonstapet (Guttormsen, 2006).

2.6.1 Ikke-stasjonært tap

Ikke-stasjonært tap er energitap som oppstår ved ikke-stasjonære strømningsforhold. I bevegelsesligningen er trykktap gitt på formen:

$$\Delta h = kQ|Q| \quad (2.79)$$

der $k = f/2DA^2 = \text{konstant}$. Tapet er dermed antatt å ha samme egenskaper som ved stasjonært tap der $\Delta h = kQ^2$. Absolutttegnet i (2.79) fører til at trykktapet alltid vil virke mot strømningsretningen, også når retningen snur. Sammenhengen er vist i figur 2.8.

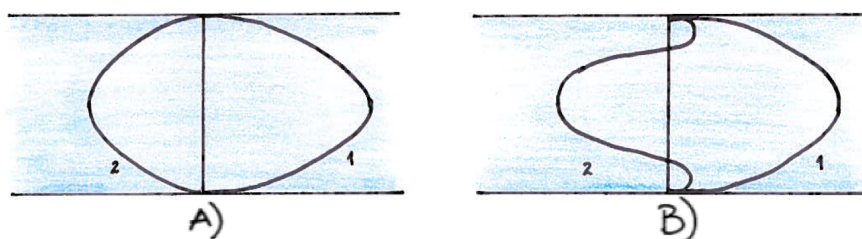


Figur 2.8: Sammenhengen mellom Q og Δh i modell for ikke-stasjonært trykktap. Tegningen er basert på Nielsen (1990).

^{*}Referert i Tesaker (2010).

Tapsformuleringen gir god overensstemmelse for svingninger rundt et punkt der den stasjonære volumstrømmen er stor (figur 2.8, punkt A). Der stasjonær volumstrøm er lik null (figur 2.8, punkt B) gir modellen for liten, eller tilnærmet ingen demping.

I tapsmodellen forutsettes turbulent hastighetsprofil med et forløp som i figur 2.9, A). I virkeligheten er profilet mer som i figur 2.9, B). Det er en vesentlig forskjell mellom profilene i modellen og virkeligheten, og modellen gir for liten demping. En annen faktor modellen ikke tar hensyn til er svingefrekvens, og med økende frekvens øker også dempingen (Nielsen, 1990). Det finnes i dag ingen dokumenterte metoder å modellere ikke-stasjonært trykktap på i tidsplanet (B. Svingen, 4. juni 2014).



Figur 2.9: Hastighetsprofil i et rør når strømningsretningen snur. Tegningen er basert på Nielsen (1990).

2.7 Effekt

Effekt er definert som arbeid per tidsenhet. For en turbin i et vannkraftverk beregnes effekten P ved formel (2.80) (Vinegg & Elstad, 2003):

$$P = \frac{\eta Q g H}{1000} \quad (2.80)$$

η er turbinens virkningsgrad og H er netto fallhøyde, det vil si fallhøyde minus trykktap. Fra formelen kommer det frem at for en gitt effekt må lav fallhøyde fra magasinet kompenseres for med et større vannvolum gjennom turbinen.

Kapittel 3

Metode

På grunn av massesvingninger oppstår store krefter på inntaket på Homstøl. Videre i denne oppgaven er det kun massesvingninger som vurderes. Både trykkstøt og massesvingninger kan føre til store belastninger på vannveisystemet og konstruksjoner. I vannveien til Tonstad kraftverk finnes det imidlertid tre svingekamre der trykkstøtetene reflekteres. Størrelsen på trykkstøtet som forplanter seg opp til magasinet vil derfor være minimal. I så måte er trykkstøt en indirekte årsak til de store kreftene ved inntaket på Homstøl, i og med at massesvingninger oppstår som følge av tiltak for å dempe trykkstøt.

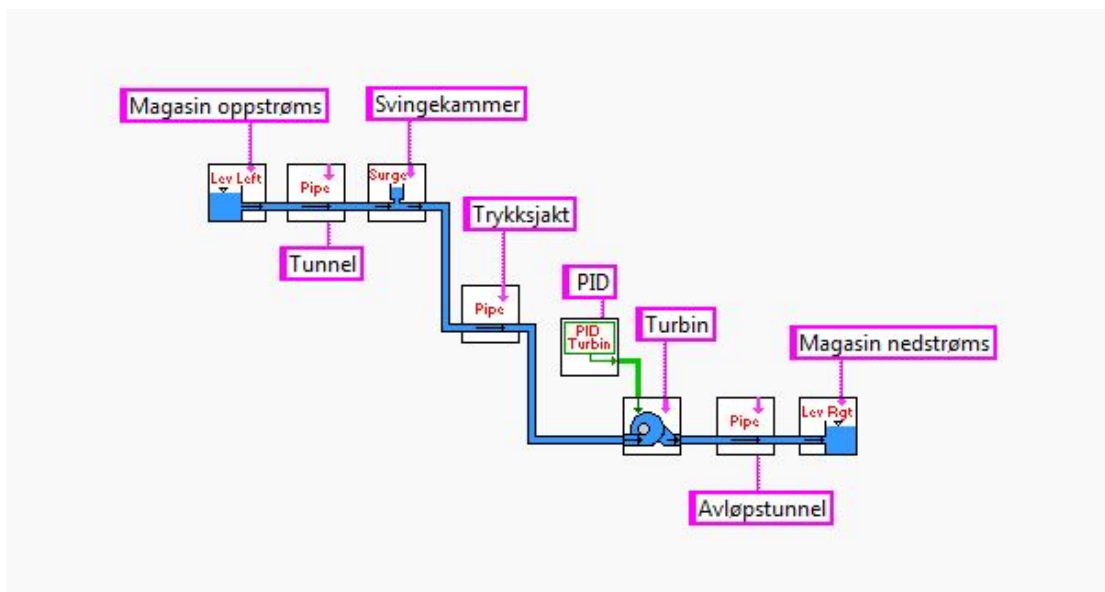
Massesvingningene i vannveien til Tonstad kraftverk beregnes ved bruk av det numeriske programmet LVTrans. I dette kapitlet presenteres programmet. Videre gis det en oversikt over modellen og grensebetingelsene for simuleringene. Inndata, kalibrering og verifisering av den numeriske modellen er også beskrevet.

3.1 LVTrans

LVTrans er et endimensjonalt simuleringsprogram for strømming i rørsystemer. Det er laget for å beregne generelle transienter i rørsystemer. LVTrans kan både brukes som et ledd i dimensjonering av rørsystemer, samt til sanntidssimuleringer av transienter (Svingen, 2003). Programmet er utviklet med tanke på vannkraftverk, men er et generelt program som kan brukes til alle typer systemer bestående av væskefylte rør og åpne kanaler (Svingen, 2007). LVTrans er utviklet av B. Svingen og eies av SINTEF Energi.

Programmet bruker LabVIEW som programmeringsspråk og som grafisk grensesnitt både til bygging av systemer og til interaktiv visning. LVTrans kan betraktes som en pakke med selvstendige elementer, der LabVIEW brukes til å sette elementene sammen (Svingen, 2007). Elementer med ikoner representerer ulike fysiske komponenter som for eksempel konstant vannnivå, sjakt, bekkeinntak, turbin og rør. Elementene beskrives hver for seg og kobles deretter sammen. Hvert element som ikke er et rør må knyttes til systemet med rørelementer. Inngangsparametere som for eksempel lengde, diameter,

friksjonsfaktor og virkningsgrad legges inn for de ulike elementene. I figur 3.1 illustreres en enkel vannkraftmodell og viser prinsippet for oppbygging av systemer.



Figur 3.1: Enkel numerisk modell i LVTrans.

Kildekoden til LVTrans ligger åpen og det er dermed mulig å editere og lage nye elementer. Alle vanlige elementer til vannkraftsystemer ligger i programmet og det er ikke nødvendig å gjøre endringer i kildekode for generelle vannkraftberegninger. SINTEF Energiforskning og NTNU bruker imidlertid programmet aktivt og det er under stadig endring og utvikling (Svingen, 2007).

Fysikken i LVTrans beskrives i hovedsak av matematiske modeller hentet fra «Fluid Transients in Systems» av Wylie og Streeter (1993). Karakteristikkmetoden, se kapittel 2.3, brukes for å løse de partielle differensialligningene for elastisk rørstrømning. Å løse ligninger ved bruk av karakteristikkmetoden gir tilnærmet analytiske eksakte løsninger og metoden er rask. Oppførselen til blant annet turbiner, pumper og frekvensdemping er hentet fra annen litteratur (Svingen, 2003) og er ikke nærmere beskrevet i denne oppgaven da dette tilhører fagfelt som ligger utenfor vassdragsteknikk.

Simulering i LVTrans

Når en simulering startes i LVTrans er det hensiktsmessig å la programmet kjøre til systemet stabiliserer seg. Det kan hele tiden gjøres endringer i systemet samtidig som simuleringer kjøres.

Simuleringenes forløp kan sees som grafer i vinduet for hvert element. Beregnede data kan logges i en datafil for hvert element. Tiden for loggeintervall kan bestemmes individuelt for hvert element.

Beregningstidsskritt dT fastsettes før simuleringene startes. Store tidsskritt gir raske simulering enn korte tidsskritt. Til gjengjeld gir korte tidsskritt mer nøyaktige beregninger.

Turbiner styres av en regulator. I LVTrans brukes en PID-regulatorer. Forkortelsen står for proporsjonal-integral-derivatregulator. Regulatoren brukes til å regulere pådraget i turbinen slik at den faktiske effekten, utgangsstørrelsen, blir lik den ønskede effekten, referanseverdien, til tross for forstyrrelser. For å endre pådraget i et vannkraftsystem åpnes og lukkes ledeskovelene etter behov slik at vannføringen gjennom turbinen øker eller minker (Nielsen, 1990).

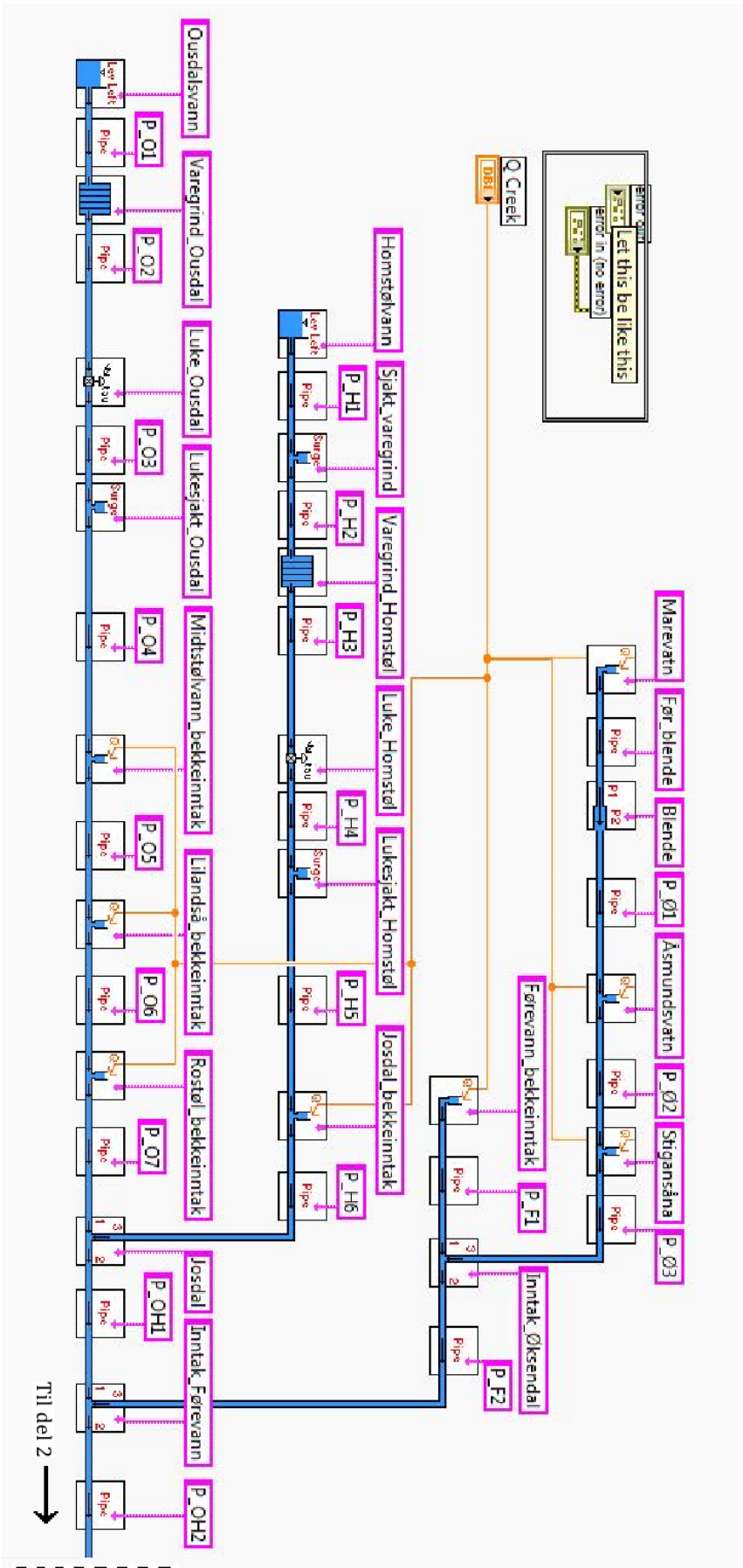
Proporsjonal-leddet bruker avviket mellom utgangsstørrelse og referanseverdi til å gi et pådrag som er proporsjonalt med avviket. Pådraget endres inntil utgangsstørrelsen blir konstant, den stabiliseres imidlertid ved en annen verdi enn referanseverdien. Integral-leddet sørger for stabil innsvingning til referanseverdien og regulerer pådraget slik at avviket mellom utgangsstørrelsen og referanseverdien blir null. Derivat-leddet virker inn når avviket endrer seg raskt og gir mykere innsvingning til referanseverdien (Nielsen, 1990).

Effekten i LVTrans styres ved å forandre referanseverdien, SP . Ved å aktivere «power-feedback» vil utgangsstørrelsen, PV , stabilisere seg med en verdi tilsvarende SP . Åpningen på ledeskovelene justeres da kontinuerlig for til en hver tid å slippe igjennom riktig vannmengde.

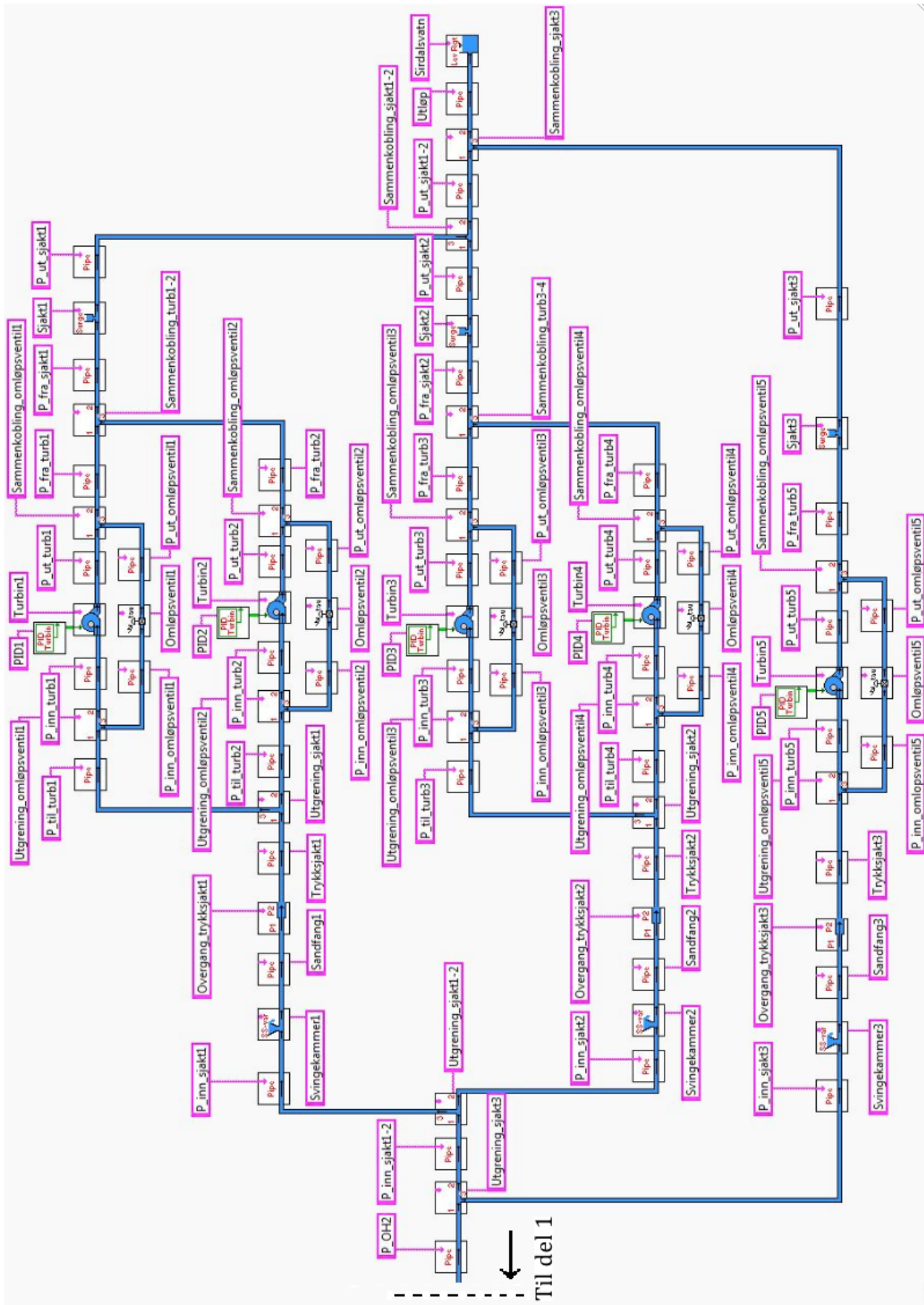
Andre variabler som kan endres mens programmet kjører er blant annet; vannstand i magasiner, ventilåpning og vannføring i bekkeinntak. Simuleringshastigheten i LVTrans kan også varieres underveis.

3.2 Modelloversikt

Modellen er bygget opp, element for element, med to magasiner oppstrøms med tilhørende varegrinder, luker og sjakter. Fra hvert magasin går vanntunnelene, med tilkoblede bekkeinntak, ned til sammenføyningen i Josdal og deretter videre i samløp. På Tonstad deles fellestunnelen i tre mindre og tunnelene føres til hvert sitt svingekammer. Videre går tunnelene over i hver sin trykksjakt for så å nå fem turbiner i kraftstasjonen. Avløpstunnelene går fra kraftstasjonen og ut i Sirdalsvannet. Modellen er vist i figur 3.2 og 3.2. Det siste elementet i figur 3.2, P_OH2, er det første elementet i figur 3.3.



Figur 3.2: Del 1 av modellen av Tonstad kraftverk i LVTrans.



Figur 3.3: Del 2 av modellen av Tonstad kraftverk i LVTrans.

3.3 Grensebetingelser

Grensebetingelsene for simuleringene i den numeriske modellen beskrives i dette kapitlet. Forhold som utgjør disse rammebetingelsene er kombinasjoner av ulike lukeåpninger, magasin vannstander, totaleffekt og mengde vann i bekkeinntakene. Hensikten med kapitlet er å gi en oversiktlig fremstilling av grensebetingelsene, og kombinasjoner av disse, for simuleringene som kjøres i LVTrans.

Det brukes tre situasjoner for vannivåer i magasinene. Vannstandene er basert på HRV og LRV for magasinene. Verdiene for vannstander ved situasjon 1, 2 og 3 er vist i tabell 3.1.

Tabell 3.1: Vannstandsverdier i magasinene for situasjon 1, 2 og 3. Vannstandene er oppgitt i kotehøyde.

Situasjon	Beskrivelse	Homstøl [m]	Ousdal [m]	Sirdal [m]
1	Stor forskjell mellom Homstøl og Sirdal	497,6	497,6	47,5
2	Middels forskjell mellom Homstøl og Sirdal	482,0	482,0	49,5
3	Liten forskjell mellom Homstøl og Sirdal + stor forskjell mellom magasiner oppstrøms	471,0	497,6	49,5

Situasjon 1 og 2 er ytterpunkter av situasjoner med kontakt mellom magasinene Homstøl og Ousdal. Når det er kontakt mellom de to, må vannstanden være lik for begge ved stillestående system. Det betyr at den laveste vannstanden med en slik forutsetning tilsvarer LRV for Ousdal, i og med at den ligger høyere enn LRV for Homstøl.

Situasjon 1 er et ekstremt tilfelle av ulike vannstander mellom de oppstrøms magasinene, med LRV på 471,0m i Homstølvann og HRV på 497,6m i Ousdalsvann. For at dette skal skje må lukene i Homstølinntaket være helt stengte. Situasjon oppstår hvis både magasinet på Homstøl og Ousdal blir tappet helt ned til LRV. Deretter stenges lukene på Homstøl samtidig som Ousdal fylles opp til HRV. Vannstanden på Homstøl forblir på LRV. Det er lite sannsynlig at denne situasjonen vil oppstå, men den antas som det verst tenkelige scenarioet og blir derfor simulert i modellen.

Modellen blir ikke simulert for vannstander i Homstøl lavere enn LRV i Ousdal. I en slik situasjon må alt vann til å forsyne turbinene hentes fra Homstøl. Ettersom lukene senkes øker faren for store trykk fra nedstrøms side. Det antas at parallelt med dette vil falltapet bli så stort at et avslag ikke vil gi store massesvingninger.

Laveste driftsvannstand i svingekammer 1 og 2 er på kote 460,0, se figur 1.6. Denne grensen er satt akkurat i overgangen fra sjakt til nedre svingekammer. For svingekammer 3 ligger den samme overgangen på kote 462,0, se vedlegg B.3 (Sira-Kvina kraftselskap, 1985). Henget* i tunnelene nedstrøms alle svingekamrene ligger imidlertid på samme

*Henget er taket i tunnelen.

nivå. Det vil si at avstanden fra hengt og opp til et vannspeil på kote 460,0 er 10m for alle tre. Det forutsettes at hvis denne avstanden er godkjent for svingekammer 1 og 2, er den også det for svingekammer 3. Laveste vannstand i svingekamrene under drift settes derfor til 460,0m.

Den totale vannføringskapasiteten i bekkeinntakene er beregnet til $80m^3/s$. I modellen simuleres situasjoner uten eller med full vannføringskapasitet i bekkeinntakene.

For hver lukeåpning settes falltapsverdier C_v inn manuelt som inndata for lukeelementet på Homstøl. C_v vil variere ved forskjellige lukeåpninger og verdier legges inn manuelt for hver lukeåpning. Simuleringer viser at simuleringsprogrammet justerer C_v med lukeåpningen, men ikke tilsvarende som i litteraturen. En oversikt over verdier for singulærtapverdier og lukeåpninger finnes i vedlegg F (Idelchik, 1986).

En beregningsmodell uten Øksendaloverføringen, svingekammer 3 og turbin 5 er også laget. Dette er for å kunne sammenligne nåværende situasjon på Tonstad med slik det var før 1985. Modellen med Øksendaloverføringen, svingekammer 3 og turbin 5 kalles numerisk modell 1, og den uten kalles numerisk modell 2.

Før en simulering begynner legges de forhåndsbestemte grensebetingelsene inn i den numeriske modellen. Deretter startes simuleringen. Når systemet har stabilisert seg settes programmet på pause. Effekten i PID-regulatorene forandres til null, samtidig som omløpsventilene åpnes. Ved å trykke på pause en gang til fortsetter simuleringene. En oversikt over simuleringer som kjøres finnes i tabell 3.2.

Tabell 3.2: Plan over simuleringer som kjøres i den numeriske modellen i LVTrans.

Varierte verdier	Faste verdier	Beskrivelse
Lukeåpning	Effekt på Tonstad: 960 MW Vannføring i bekkeinntak: 0 og 80 m ³ /s Vannstand i magasiner: Situasjon 1 og 2 Numerisk modell: modell 1	Lukeåpningen varieres fra 0 og 100% med intervaller på 10%. Effekten på 960 MW er maksimal effekt i kraftverket. Avslag simuleres.
Lukeåpning	Vannivå i svingekammer: 460, 0 m (eller høyere) Vannføring i bekkeinntak: 0 og 80 m ³ /s Vannstand i magasiner: Situasjon 1 og 2 Numerisk modell: modell 1	Lukeåpningen varieres fra 0 og 100% med intervaller på 10%. Deretter justeres den totale effekten slik at vannstanden i svingekammeret ligger på 460, 0 m. Effekten kan ikke overstige 960 MW. Avslag simuleres.
Effekt	Lukeåpning: 0% Vannføring i bekkeinntak: 0 og 80 m ³ /s Vannstand i magasiner: Situasjon 1, 2 og 3 Numerisk modell: modell 1 og 2	Lukene i Onsdalsinntaket lukkes. Effekten starter på 0 og økes frem til avslag gir ΔH større enn 20 mVS. Dette kjøres også for andre lukeåpninger.

3.4 Inndata

Flere av elementene krever inngangsparametere for antatte verdier ved stasjonære forhold, for eksempel for totaltrykk H_0 og vannføring Q_0 . Verdiene brukes som startverdier for beregningene, og har kun innvirkning på hvor lang tid systemet bruker på å stabilisere seg.

I modellen er de fleste singulærtapene satt til å inngå i friksjonstapet og settes derfor lik null. Friksjonsfaktoren i modellen må dermed være litt større enn i virkeligheten. Det forventes imidlertid ikke at forskjellen vil være stor, da singulærtapene i vannveisystemet vanligvis er små sammenlignet med friksjonstapet, se kapittel 2.6. Unntakene for singulærtap som settes lik null er inntakslukene, svingekamrene og en blende på Marevatn. Disse beskrives senere i kapitlet.

I LVTrans brukes C_v som faktor for singulærtap og koeffisientene C_{vp} og C_{vm} gjelder for henholdsvis strømming med, og mot, normal strømningsretning. Uttrykket for C_v er vist i ligning (3.1).

For singulærtap som inngår i friksjonstapet settes H_0 lik 0,001. Den maksimale vannføringen i systemet er lik $4 \times 42,5 + 80 = 250 \text{ m}^3/\text{s}$. Dette gir en verdi $C_v = 31 \times 10^6$, som brukes for singulærtap der annet ikke er spesifisert.

$$C_v = \frac{Q_0^2}{2H_0} = \frac{A^2 g}{\xi} \quad (3.1)$$

Magasiner

Vannstanden kan, som nevnt tidligere, endres mens simuleringer kjøres i programmet. Høyest regulerte vannstand, HRV, og laveste regulerte vannstand, LRV, for magasinene til Tonstad kraftverk er gjengitt fra kapittel 1.3 i tabell 3.3.

Tabell 3.3: HRV og LRV for magasinene til Tonstad kraftverk. Vannivåene er gitt i kotehøyde.

Magasin	HRV [m]	LVR [m]
Homstølvann	497,6	471,0
Ousdalsvann	497,6	482,0
Sirdalsvann	49,5	47,5

Tunneler

LVTrans bruker sirkulært areal for tunnelene og inngangsparameteren er diameter. Denne regnes ut fra formelen for sirkelareal, selv om tunnelene på Tonstad har konvensjonelt

tverrsnitt*.

Alle tunneler er råsprengte, mens trykksjaktene er av stålrør. Friksjonsfaktoren for råsprengt tunnel er vanligvis $f = 0,05 - 0,06$, og for stålrør $f = 0,01$ (Svingen, 2007). Følgende friksjonsfaktorer er dermed valgt; $f_{tunnel} = 0,055$ og $f_{trykksjakt} = 0,01$.

Lengder, areal og kotehøyde i tunnelender for hovedstrekningene i vannveisystemet er gitt i tabell 3.4. Z_0 og Z_1 er kote for oppstrøms og nedstrøms ende av tunnelene. Data for alle delstrekninger fra magasinene på Homstøl og Ousdal ned til Sirdalsvann er gitt i vedlegg D.1.

Inndata for tunnelene er hentet fra tegningsarkivet til Sira-Kvina (Sira-Kvina & Norconsult, 1965 - 2011). Verdiene er delvis avlest direkte, og delvis målt opp på tegningene. Dimensjonene på tegningene stemmer ikke nødvendigvis nøyaktig overens med det som faktisk ble bygget, dette kan føre til feil i inngangsparameterne. I tillegg vil oppmåling på tegninger gi muligheter for målefeil. Det viktigste for modellen er imidlertid at det totale falltapet gjennom systemet stemmer overens med virkeligheten. Falltapet justeres gjennom friksjonsfaktoren. Feilkilder for tunnellengder og -arealer kan korrigeres for med verdien for denne faktoren.

Tabell 3.4: Lengder, areal og kotehøyde i tunnelender for hovedstrekningene.

Strekning	L [m]	A [m ²]	Z_0 [m]	Z_1 [m]
Homstølvann - Josdal	7 500	55	459	449
Ousdalsvann - Josdal	16 000	65	478	449
Josdal - svingekamrene	6 000	100	449	434
Trykksjakt 1 - 2	570	10	434	42,5
Trykksjakt 3	670	18	434	39,5

Ved magasininntakene skjer det at to elementer opptrer på samme sted. I LVTrans plasseres slike momenter etter hverandre med tunnellengder på 5m mellom seg. Elementer dette gjelder for er listet opp under.

Homstølinntaket:

- Inntaksluke og sjakt
- Varegrind og sjakt

Ousdalsinntaket:

- Inntaksluke og sjakt
- Varegrind og inngang til tunnel

*For konvensjonelt tunneltverrsnitt se figur i vedlegg C.

Av beregningsmessige hensyn bør for hvert element $L > v_{max} \times dT$ slik at en vannpartikkel rekker å bli registrert minst én gang i løpet av elementet. Maksimal vannføring på $250m^3/s$ i fellestunnelen gir $v = Q/A = 250/100 = 2,5m/s$. Med tidsskritt $dT = 0,1s$ må $L > 0,3m$. Det settes et krav til minimumslengde på $5m$ for å ha god sikkerhetsmargin.

Inntaksluker

I den numeriske modellen brukes et ventilelement til å modellere luker for inntakene på Homstøl og Ousdal. For helt åpne luker er $C_v = 6,3 \times 10^6$, og for helt lukkede luker er $C_v = 0,0$. En totaloversikt over C_v for ulike lukeåpninger finnes, som tidligere nevnt, i vedlegg F.

Bekkeinntak

Vannføringen inn i bekkeinntakene bestemmes i LVTrans av faktoren X_Qinn som multipliseres med en verdi for total vannføring for alle bekkeinntakene. Verdien for X_Qinn er beregnet ut i fra kapasiteten til hvert enkelt bekkeinntak etter formel (3.2). Den totale kapasiteten i bekkeinntakene er beregnet til $80m^3/s$. Kapasitetsdata er hentet fra en systemskisse for flomberegning (Sira-Kvina kraftselskap, 2008), og tverrsnittsarealer er hentet fra tegningsarkivet til Sira-Kvina (Sira-Kvina & Norconsult, 1965 - 2011). Dataene er presentert i tabell 3.5. Bekkeinntakene Marevatn, Åsmundvatn og Stigansåna utgjør Øksendalsoverføringen.

$$X_Qinn = \frac{Q_{bekk.kap.}}{Q_{total\ bekk.kap.}} \quad (3.2)$$

Bekkeinntakene føres inn på systemet via sjakter. Disse er videre tilknyttet hovedtunnelen gjennom mindre tunneler. I modellen er dette forenklet, og sjaktene er koblet rett inn på hovedtunnelen.

Blendene på Marevatn er konstruert slik at vann enkelt slipper gjennom på vei fra Marevatn og inn på systemet. Kommer vannstrømmen imidlertid motsatt vei vil en vegg klappe igjen og holde vannet tilbake. I modellen er blenden representert med et element for tverrsnittsforandring med ulike singulærtap for hver strømningsretning. For at det ikke skal oppstå tap på vei mot kraftverket er tapsverdien C_{vp} satt til 31×10^6 slik som beskrevet i begynnelsen av kapitlet. For C_{vm} er tilfellet motsatt, og verdien er satt lik $0,0001$ for å konstruere store tap på vei ut mot inntaket.

Tabell 3.5: Inndata for bekkeinntak.

Bekkeinntak	D	Kapasitet	X_Qinn
	[–]	[m^3/s]	[–]
Midtstølvann	3,19	11,0	0,14
Lilandså	3,19	20,0	0,25
Rostøl	2,76	9,2	0,11
Josdal	3,19	11,0	0,14
Marevatn	2,52	16,2	0,20
Åsmundvatn	3,00	8,0	0,10
Stigansåna	3,00	3,0	0,04
Førevann	3,19	2,0	0,02

Svingesjakter

I LVTrans finnes det to elementer som beskriver svingesjakter. Det ene har konstant diameter og overflateareal, mens for det andre kan det legges inn varierende areal oppover i sjakten. Formen på sjakten bestemmes av ti lengde/areal par som beskriver arealet A en lengde L fra bunnen av sjakta. Det interpoleres lineært mellom hvert par. Elementet brukes til å beskrive svingekamrene oppstrøms trykksjaktene.

Arealer for svingekamrene er gitt i tabell 3.6. De ulike delene av svingekammeret er vist i figur 1.6. Oversikt over alle inndata for svingekammer 1 - 3 finnes i vedlegg D.3 (Sira-Kvina kraftselskap, 1966; 1985; 1986) og for andre sjakter i vedlegg D.2 (Sira-Kvina kraftselskap, 1965).

Tabell 3.6: Arealer for svingekamrene.

Magasin	Nedre kammer	Sjakt	Øvre kammer
	[m^2]	[m^2]	[m^2]
Svingekammer 1 - 2	273	37	630
Svingekammer 3	487	40	1400

Turbiner

Turbinparameterne er gitt av B. Svingen (pers. komm, 19. februar 2014). Parameterne er hentet fra resultater fra turbintester i laboratoriet. Nominelle verdier for vannføring, fallhøyde og virkningsgrad er vist i tabell 3.7. En fullstendig tabell over inndata finnes i vedlegg D.4.

Tabell 3.7: Nominelle verdier for francisturbinene.

Turbin	Q_{nom} [m^3/s]	H_{nom} [m]	η_{nom} [—]
Turbin 1 - 4	42,5	430	0,94
Turbin 5	80,0	430	0,94

Sikkerhetsventiler

Omløpsventilen som i utgangspunktet er inni selve turbin er i LVTrans lagt rundt turbinen. Kapasiteter for sikkerhetsventilene er gjengitt fra kapittel 1.3 i tabell 3.8.

Tabell 3.8: Kapasitet for sikkerhetsventiler.

Sikkerhetsventil	Q [m^3/s]
Sikkerhetsventil 1 - 4	0,211
Sikkerhetsventil 5	0,500

Regulatorer

Regulatorparametere er, som for turbin, gitt av B. Svingen (pers. komm, 19. februar 2014). På Tonstad er regulatorene, praktisk sett, bestandig på strømmettet. Unntaket er når de fases inn (B. Svingen, 16. mai 2014). Utvalgte verdier for PID-regulatorene er vist i tabell 3.9. Med $Td = 0$ fungerer regulatoren som en PI-regulator. En fullstendig tabell for PID-inndata finnes i vedlegg D.5.

Tabell 3.9: Utvalgte verdier for PID-regulatorene.

PID-regulator	P_{nom} [MW]	N_{nom} [o/min]	P_n [—]	Ti_n [—]	Td_n [—]
Regulator 1 - 4	160	375	2	4	0
Regulator 5	320	300	2	5	0

3.5 Kalibrering

Modellen i LVTrans kalibreres opp mot måledata (Sira-Kvina kraftselskap, 2014a) for trykk i svingekamrene på Tonstad. Trykkmålere ble installert i hvert svingekammer av Rainpower i 2012 (B. Svingen, 16. mai 2014). Målerne eies av Sira-Kvina. Data i trykkmålerne logges hvert sekund. Effekten på de fem turbinene hentes fra regulatorene. Tilgangen til måledata fra trykkmålerne og regulatorene ble gitt av Rainpower etter tillatelse fra Sira-Kvina. For å bruke måledataene på en god måte må forholdene i modellen være mest mulig like slik de var i virkeligheten da dataene ble logget.

3.5.1 Forutsetninger for bruk av måledata

Vannføring i bekkeinntakene

Vannføringen i bekkeinntakene registreres ikke, og det er derfor ikke mulig å si noe om vannmengden som kommer inn i systemet via disse inntakene. For å få best grunnlag for validering og kalibrering av modellen brukes måledata fra tørre sommerdager med $Q_{\text{bekkeinntak}} = 0$. Det er da forutsatt ingen tilførsel av vann fra grunnvann, og at snø i området er smeltet og rent bort.

Nedbørsdata er hentet fra klimadatabasen eKlima fra Meteorologisk institutt (2014). Meteorologiske data er lastet ned for sommeren 2013 fra de tre stasjonene «Øvre Sirdal», «Tonstad - Nettfed» og «Sirdal - Sinnes» i Sirdal kommune, og «Kvineshei - Sørhelle» og «Risnes i Fjotland» i Kvinesdal kommune. Dager der det ikke er registrert nedbør på noen av stasjonene er notert som en «tørr dag». Sammenhengende tørre dager utgjør en «tørr periode».

Tre tørre perioder på fire til seks dager utpekte seg som helt nedbørsfrie. Det viste seg imidlertid at det var noe feil med måledataene for to av periodene. Datoene på aksene stemte ikke overens med det de skulle være og det fantes ingen data for trykk i svingekamrene. Den eneste tørre perioden med måledata ble dermed valgt. Det var perioden 7. - 10. juli 2013. Denne perioden ble utvidet til 13. juli 2013 da det kun var 0,1 mm nedbør på stasjonen «Sirdal - Sinnes» den 11. juli som brøt rekken av tørre dager. Det er antatt at mengden vann i bekkeinntakene minker etter flere dager uten nedbør. Tre dager i slutten av perioden ble derfor valgt ut til å brukes i kalibreringen av modellen; 10., 11. og 13. juli.

Måledataene viser at nivået i svingekamrene synker i løpet av den valgte perioden, noe som ikke er motstridende for forutsetningen om ingen vanntilførsel i bekkeinntakene.

Vannstand i magasinene

Måledataene viser at Tonstad kraftverk har en sammenhengende produksjonsperiode i løpet av dagen, men ingen produksjon gjennom nettene. Uten produksjon i kraftverket og ingen vannføring i bekkeinntakene er vannføringen null og det er ingen falltap i systemet.

Trykket, og dermed vannivået, som registreres i svingekamrene tilsvarer da vannstanden i Homstølvann og Ousdalsvann. Måledataene viser at trykkene i svingekammer 1, 2 og 3 har litt ulike verdier. Dette kan skyldes ulike friksjons- og singulærtap inn til svingekamrene, eller at trykkmålerne ikke er korrigert helt nøyaktig for kotehøyde. Forskjellene er imidlertid små. Svingekammer 2 har et trykk som i snitt er $0,02m$ høyere enn svingekammer 1, og svingekammer 3 ligger omtrent $0,12m$ lavere enn svingekammer 1. Det tas utgangspunkt i trykket i svingekammer 1 for kalibrering av modellen.

Trykkene i svingesjaktene som ligger nedstrøms turbinene kan brukes for å finne vannivået i Sirdalsvann. Måledataene i de tre nedre svingesjaktene stemmer imidlertid ikke overens. Trykkkurvene følger hverandre parallelt, men kurven for nedre svingesjakt 2 ligger $0,25m$ over sjakt 1, og sjakt 3 ligger $0,34m$ over sjakt 1. Dette tyder på at trykksensorene ikke er korrigert for kotehøyde. Tatt i betraktning at høydeforskjellen mellom HRV og LVR i Sirdalsvann er $2m$, utgjør $0,34m$ en relativt stor prosentandel av den totale forskjellen. Det besluttet derfor at måledataene ikke benyttes til å bestemme vannstand i nedstrøms magasin.

For høytrykksturbiner vil en fallforskjell på $2m$ ha minimal innvirkning på turbinen. Det brukes en fast vannstand i Sirdalsvann for alle simuleringer under kalibreringen av systemet. Vannivået settes til kote 48,5, en verdi midt i mellom HRV og LRV.

Det er altså mulig å bestemme vannivået i Homstøl og Ousdal gjennom natten. I løpet av dagen forbrukes vannet og det er vanskelig å si hva nivået i magasinet er midt på dagen. Det er dermed best å kalibrere mot måledata på begynnelsen eller slutten av døgnetts produksjonsperiode.

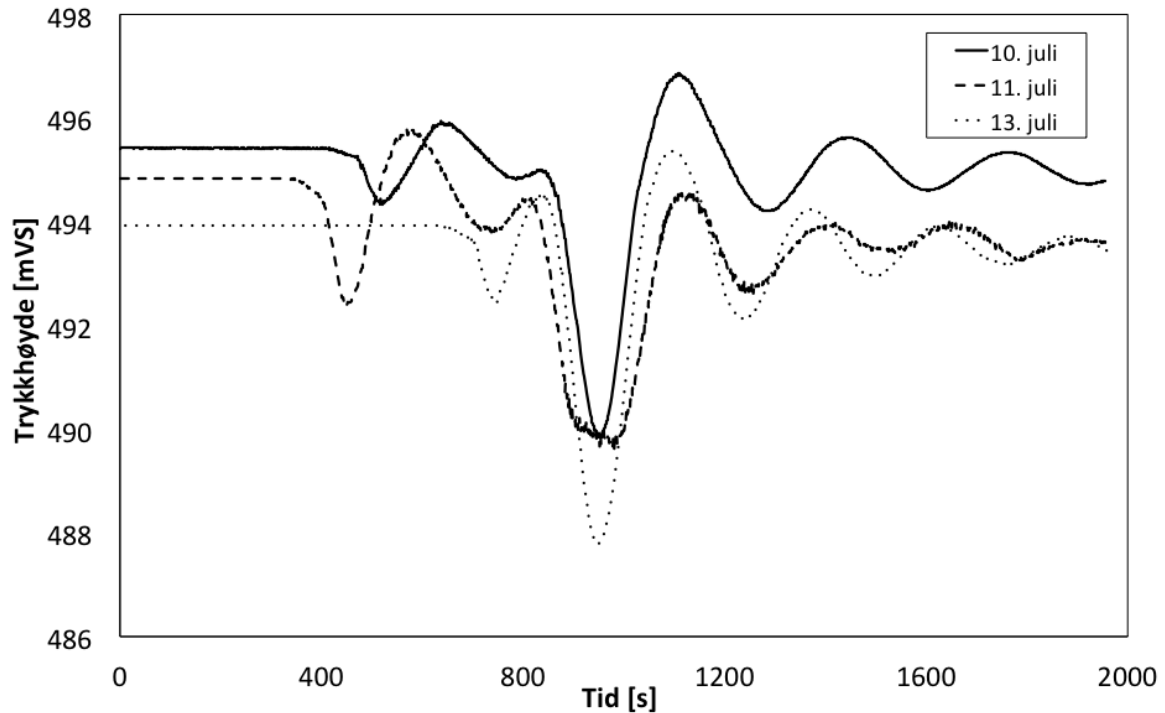
Lukeåpning for inntakslukene

Måledataene gir ikke informasjon om hvor stor lukeåpning det opereres med for inntakslukene på Homstøl og Ousdal. Det er lukene på Homstøl det er aktuelt å lukke utenom ved tømning av vannveien. I og med at det er satt restriksjoner på disse forutsettes åpne luker i begge inntak under alle feltmålinger.

3.5.2 Kalibreringsresultater

Periode

Perioden varierer med tunnallengde, og sjakt- og tunnelareal. Dette betyr at perioden for systemet er uavhengig av fallhøyde og vannføring. Svingeforløpet i svingekammer 1 fra måledataene for første pådrag de tre dagene 10., 11., og 13. juli er vist i figur 3.4. Dagene har ulike vannivå i magasinene og trykket i svingekammeret har derfor ulike startverdier. Grafene er plottet slik at det største nedsvinget er lagt til samme tid på x-aksen. Svingeforløpet viser at perioden er forskjellig for alle de tre dagene. Videre undersøkelser av svingeforløpene viser at innenfor en dag er perioden relativt lik.



Figur 3.4: Svingeperioden er ulik for måledataene fra 10., 11. og 13. juli 2013.

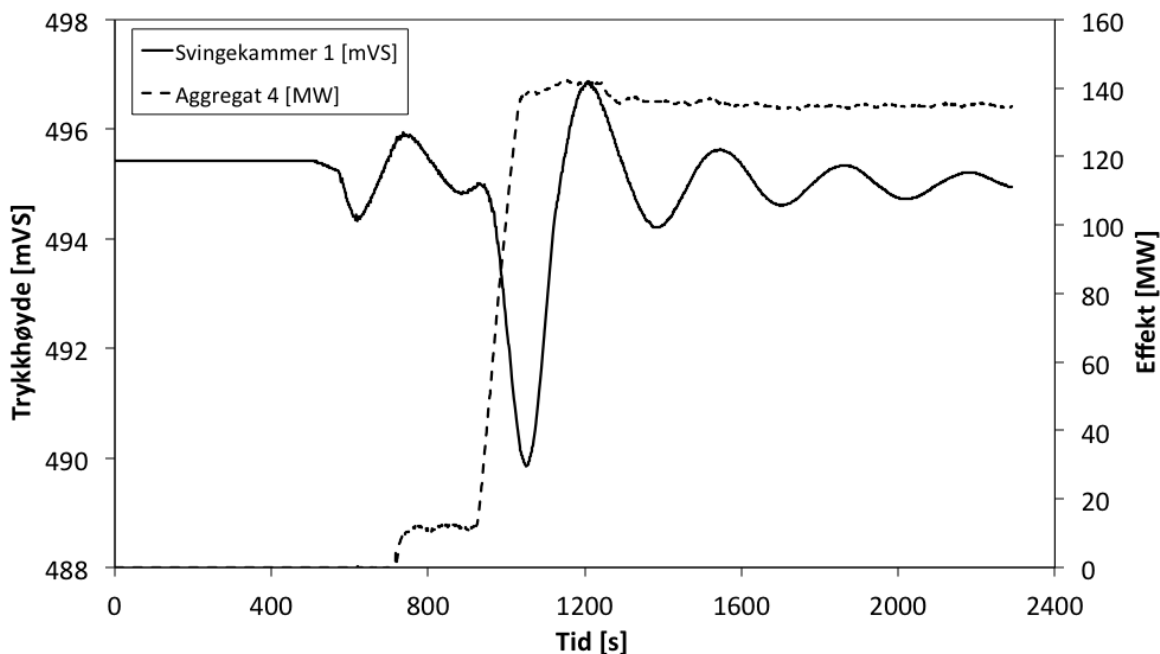
Resultatet strider i utgangspunktet mot teorien om hva som bestemmer perioden. Det har det ikke lyktes å finne en god forklaring på hvorfor svingeperioden er såpass forskjellig for de tre dagene. Et par forhold som kan ha innvirkning på fenomenet nevnes likevel.

- Det er et område i Josdal og på tunnelen over mot Homstøl som kan være problematisk med hensyn til luft inn og ut av systemet (A. Løyning, 7. november 2013). Luftinntrengning i systemet kan føre til luftbobler i tunnelene og sørge for mindre tverrsnitt i deler av tunnelen. Luftputene kan også fungere som små svingekamre.
- Svingningene til vannmassene kan forlenges eller kortes ned hvis ledeskovlene åpnes og lukkes til «riktig» tid. På denne måten kan perioden avhenge av hvordan ledeapparatet styres.

I og med at bakgrunnen for forskjellene ikke er funnet er det ikke praktisk mulig å ta hensyn til dem under kalibreringen, eller i modellen som helhet.

Ett av datasettene fra de tre dagene velges ut og brukes videre i kalibreringen. Valget tas på grunnlag av hvilket datasett som gir mest konservative beregninger. Simuleringer i modellen viser at lang periode gir størst amplitude. Dette samsvarer med teorien i kapittel 2.6.1. Modellen kalibreres derfor med måledataene fra 10. juli.

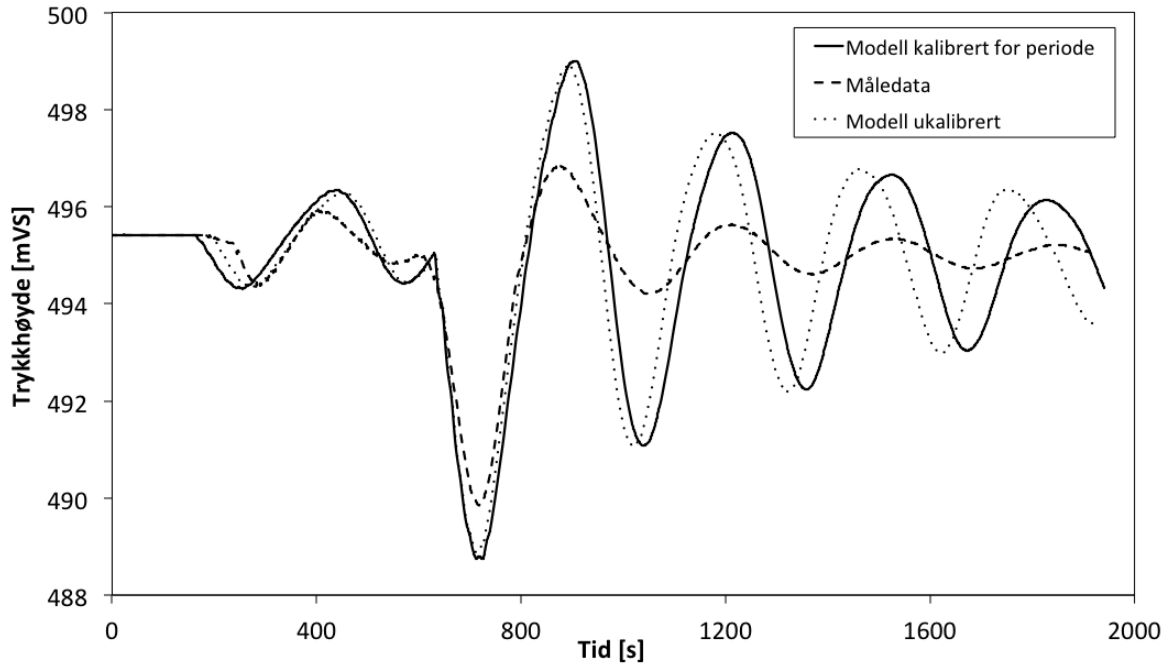
Måledata for første pådrag den 10. juli er vist i figur 3.5. Det første ned- og oppsvinget i svingekammer 1 skyldes at det slippes litt vann gjennom systemet mens aggregatet fases inn, før det kobles til strømmettet.



Figur 3.5: Trykksvingninger og effekt i kraftverket for første pådrag den 10. juli.

I løpet av tidsintervallet presentert i figur 3.5 er det kun turbin 4 som kjøres. Effektkurven varierer hele tiden litt, men har i hovedsak tre ulike verdier. Over en kort periode er effekten $P = 13\text{MW}$. Deretter økes den raskt til $P = 140\text{MW}$ før den reduseres til $P = 132\text{MW}$. For simulering i modellen forenkles dette til et pådrag fra $P = 0 - 136\text{MW}$.

Med inndata sombeskrevet i kapittel 3.4 er perioden i modellen kortere enn for måledataene. For å øke perioden i modellen kan tunnallengder og sjaktareal økes, samtidig som tunnelarealet reduseres, se formel (2.71). Under utbygging skal entreprenør garantere for at tverrsnittsarealer er minst like store som på tegninger. Dette fører til at arealene ofte er større enn det som er oppgitt på tegninger. Ut i fra dette har det vært et ønske om ikke å redusere tunnelarealene under kalibreringen. For ikke å måtte justere for mye på andre geometriske forhold er tunnelarealene imidlertid redusert med 3%. Tunnallengder er økt med 4%, og arealene i svingesjaktene er økt med 7%. Perioden for modell før og etter kalibrering, samt for måledata er representert med svingeforløpet i svingekammer 1. Dette er vist i figur 3.6.



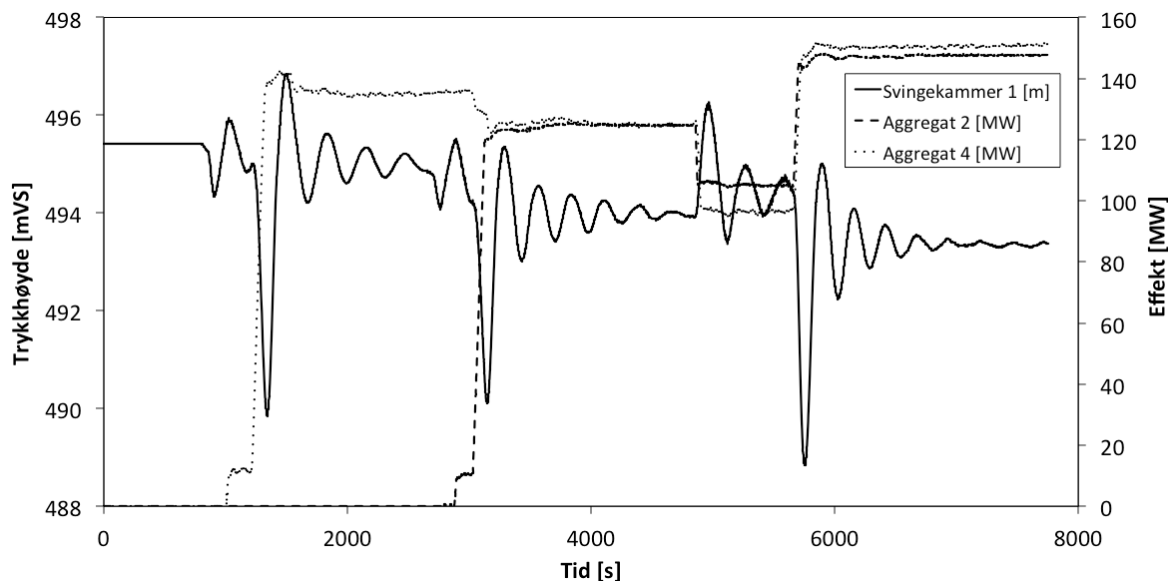
Figur 3.6: Svingninger viser perioden for modell før og etter kalibrering, og for måledata.

Falltap

Som beskrevet i kapittel 3.4 settes falltapedet i beregningsmodellen lik friksjonstapet, pluss singulærtap gjennom blenden på Marevatn, inntakslukene og svingekamrene. Det store tapet i blenden på Marevatn vil ikke ha påvirkning ved strømning mot kraftverket. Gjennom inntakslukene, som er helt åpne, vil tapet være tilnærmet lik null. Ut og inn av svingekamrene vil det derimot oppstå tap. Det er to forhold som kalibreres ut i fra friksjons- og singulærtap; falltap for stasjonære forhold, og amplitude i svingekamrene ved massesvingninger.

Formlene (2.76) for friksjonstap og (2.77) og (2.78) for singulærtap viser at falltapedet varierer med geometriske forhold og vannføring ($v = Q/A$), samt en friksjonsfaktor. De geometriske verdiene er allerede satt i modellen da den ble kalibrert for svingeperiode. Singulærtapsverdiene C_v ut og inn av svingekamrene settes til å være like for alle tre svingekamre.

Måledata fra 10. juli er vist i figur 3.7. Vannstand i oppstrøms magasin $H_{mag.}$ kan leses av i grafen der effekten for både aggregat 2 og aggregat 4 er null. Mot slutten av tidsperioden stabiliseres trykket i svingekammer 1. Fra denne delen av grafene avleses trykket i svingekammeret $H_{s.k.}$ ved gitte effekter i turbinene. Friksjonsfaktoren kalibreres ut fra disse dataene. Verdien for friksjonsfaktoren justeres opp eller ned avhengig av om falltapedet H_{tap} i modellen er lavere eller høyere sammenlignet med verdiene fra grafene i figur 3.7. H_{tap} er definert ved $H_{mag.} - H_{s.k.}$. Verdier for falltap og friksjonsfaktor fra måledata og modell er gitt i tabell 3.10. Det er brukt gjennomsnittsverdier for aggregat 2, aggregat 4 og svingekammer 1 fra $tid = 7000 - 7750s$.



Figur 3.7: Måledata fra 10. juli viser svingninger i systemet og effekten i Tonstad kraftverk.

Tunnelene er drevet i ulike tidsperioder og med ulike metoder. Dette vil få innvirkning på friksjonsfaktoren for de ulike tunnelstrekene. I måledataene er det kun mulig å trekke ut informasjon om det totale falltapet og det brukes en felles friksjonsfaktor gjennom hele systemet. For denne oppgaven er det det totale falltapet som er viktig, og virkningen av ulike friksjonstap for delstrekninger vil ha liten betydning.

Tabell 3.10: Verdier for falltap ved kalibrering av f_{tunnel} .

Beskrivelse	f_{tunnel} [—]	$H_{mag.}$ [m]	PID 2 [MW]	PID 4 [MW]	$H_{s.k.}$ [m]	H_{tap} [m]
Måledata	-	495,42	147,6	150,8	493,35	2,07
Modell før kalibrering	0,055	495,42	147,6	150,8	493,00	2,42
Modell etter kalibrering	0,047	495,42	147,6	150,8	493,35	2,07

Friksjonsfaktoren $f_{tunnel} = 0,047$ gir $H_{tap} = 2,07m$, noe som tilsvarer falltapet i måledataene. Faktoren er lavere enn forventet ut ifra vanlige verdier for råsprengt tunnel. Dette kan ha bakgrunn i de korreksjoner som er gjort i modellen ved kalibrering av perioden.

For å illustrere de geometriske forandringene sin innvirkning på friksjonsfaktoren brukes ligning (3.3) og (3.4). Disse viser sammenhengen mellom en friksjonsfaktor f_1 og en annen friksjonsfaktor f_2 . Lengder og arealer for f_2 er økt og redusert tilsvarende som under kalibrering av periode for modellen. Friksjonsfaktoren f_2 må være 10% lavere enn f_1 for å ende opp med samme friksjonstap.

$$f_1 \frac{L}{A^2 D} \frac{Q^2}{2g} = f_2 \frac{1,04L}{(0,97A)^2 \sqrt{0,97D}} \frac{Q^2}{2g} \quad (3.3)$$

$$f_2 = 0,9f_1 \quad (3.4)$$

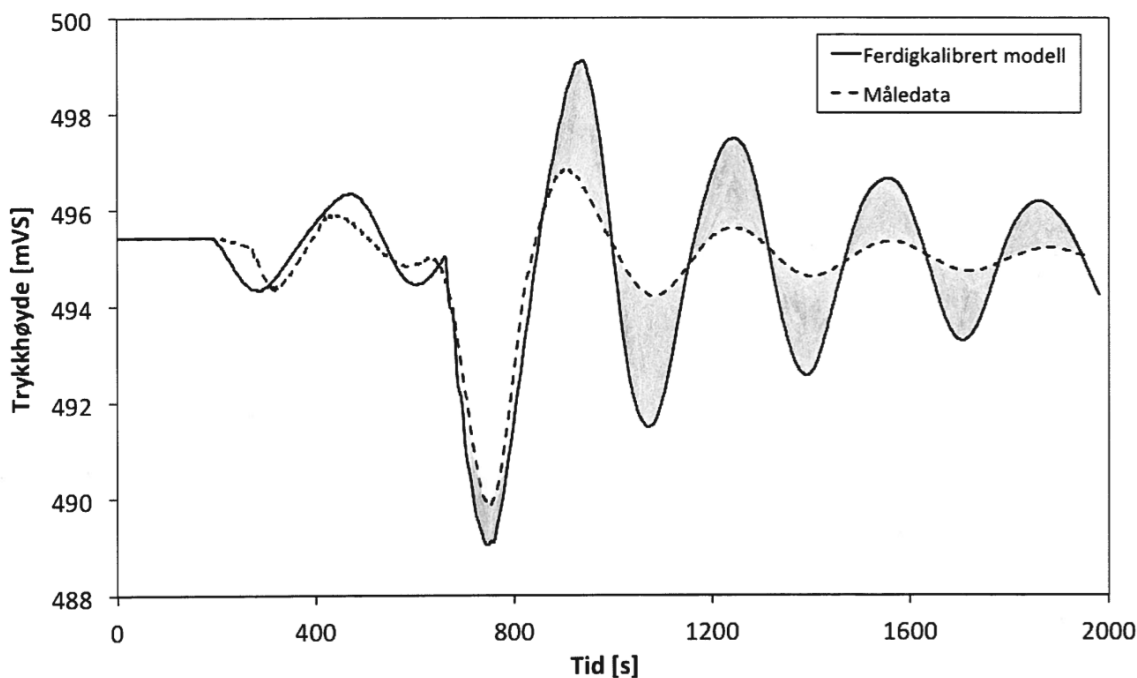
Selv om perioden i modellen og måledataene stemmer overens, er ikke nødvendigvis de korreksjoner som er gjort riktige. En feilkilde er at andre varianter av dimensjonsøkninger og -reduksjoner også kan gi lik svingeperiode. En annen feilkilde ligger i bakgrunnen for ulike svingeperioder. Forskjellene indikerer at andre forhold enn de geometriske er med å påvirke perioden. De geometriske forholdene brukes imidlertid til å styre perioden og de korreksjoner som er gjort under kalibrering av perioden beholdes.

Amplituden på svingningene i måledataene er mindre enn i modellen. Dette kommer tydelig frem i figur 3.6. At svingningene dempes fortere ut i måledataene skyldes i stor grad ikke-stasjonær friksjon, se kapittel 2.6.1. Dette må tas hensyn til i kalibrering og bruk av modellen.

Amplituden bør være tilnærmet lik i måledata og modell for første nedsving. Dette gjelder for nedsvinget som skyldes innfasing av aggregatet. For bølgene som følger skal amplituden være større i modellen enn i måledataene. For det største nedsvinget ønskes dermed en større amplitude i modellen enn i måledataene. Dette er for å ta høyde for den ikke-stasjonære friksjonen.

Amplituden kalibreres mot første pådrag den 10. juli, vist i figur 3.5. Det største nedsving i måledataene har amplitude på 5,6m. Singulærtapsverdiene C_{vp} og C_{vm} varieres for å tilpasse amplituden i modellen til måledataene, slik at den er litt større i modellen. Med $C_{vp} = 33,3$ og $C_{vm} = 11,7$ fås en amplitude i modellen på 6,4m. Amplituden er dermed 14% større i modellen sammenlignet med måledataene.

Modellen er dermed ferdigkalibrert for periode og falltap. Svingningene i svingekammer 1 for måledata og den ferdigkalibrerte modellen er vist i figur 3.8. Antatt ikke-stasjonær friksjon er skravert med grått.



Figur 3.8: Svingninger i den ferdigkalibrerte modellen sammen med måledata fra 10. juli 2013.

3.6 Verifisering

Friksjonsfaktoren på 0,047 i modellen er kalibrert på grunnlag av måledata for begynnelsen av produksjonsperioden den 10. juli 2013. Verdien sjekkes mot falltap på slutten av produksjonsperioden samme dag, samt for begynnelsen og slutten av produksjonsperioden den 13. juli 2013.

Den 13. juli stemmer friksjonsfaktoren godt for begynnelsen av dagen. For slutten av produksjonsperioden begge dagene er imidlertid f for lav. For å oppnå riktig falltap på slutten av dagen den 10. juli må $f > 0,1$. Den 13. juli er verdien noe lavere.

Verdiene for f på slutten av dagene ligger langt utenfor det normale for råsprengt tunnel. Verdiene for friksjonsfaktoren på slutten av de to produksjonsperiodene er heller ikke like. Friksjonsfaktoren på 0,047 beholdes i og med at den stemmer godt i to tilfeller, og er en mer realistisk verdi.

På grunn av de store forskjellene for periode i måledataene er det lite hensiktsmessig å verifisere modellen for periode mot de andre datasettene. Det samme gjelder amplituden som blir større ved lange perioder. Noen sekvenser fra 11. og 13. juli kjøres likevel for å bekrefte at amplitudene blir større i modellen sammenlignet med måledataene, noe de blir.

For slutten av dagen den 10. juli er friksjonen i måledataene langt større enn for begynnelsen av dagen. Modellen kjøres med $f = 0,047$ for det siste avslaget denne

dagen. Naturlignok er amplitudene i modellen større enn i måledataene i og med at amplituden dempes av friksjon.

I måledataene er det ingen datasett som er gode å verifisere modellen mot. Det er store individuelle forskjeller mellom alle datasettene og disse er det ikke funnet gode forklaringer på. Forventet tendens i form av større eller mindre amplitude i sammenligning mellom modell og måledata blir imidlertid riktig. Resultatene viser at modellen i alle tilfeller gir størst amplitude, noe som var hensikten da datasettet med lengst periode ble valgt.

Kapittel 4

Resultater

For å fremstille forløpet av trykket på nedstrøms side av inntakslukene i Homstølvann, samt hvordan de ulike grensebetingelsene påvirker størrelsen på trykket, presenterer dette kapitlet et representativt utvalg av resultatene fra de numeriske beregningene. Det presiseres at når det er situasjoner med «vann i bekkeinntakene» menes full vannføringskapasitet i bekkeinntakene. Lukeåpning oppgis som åpning i prosent av totalt tverrsnittsareal. Det forutsettes at det dimensjonerende trykket mot inntakslukene fra nedstrøms side er $20mVS$ uavhengig av lukeåpning.

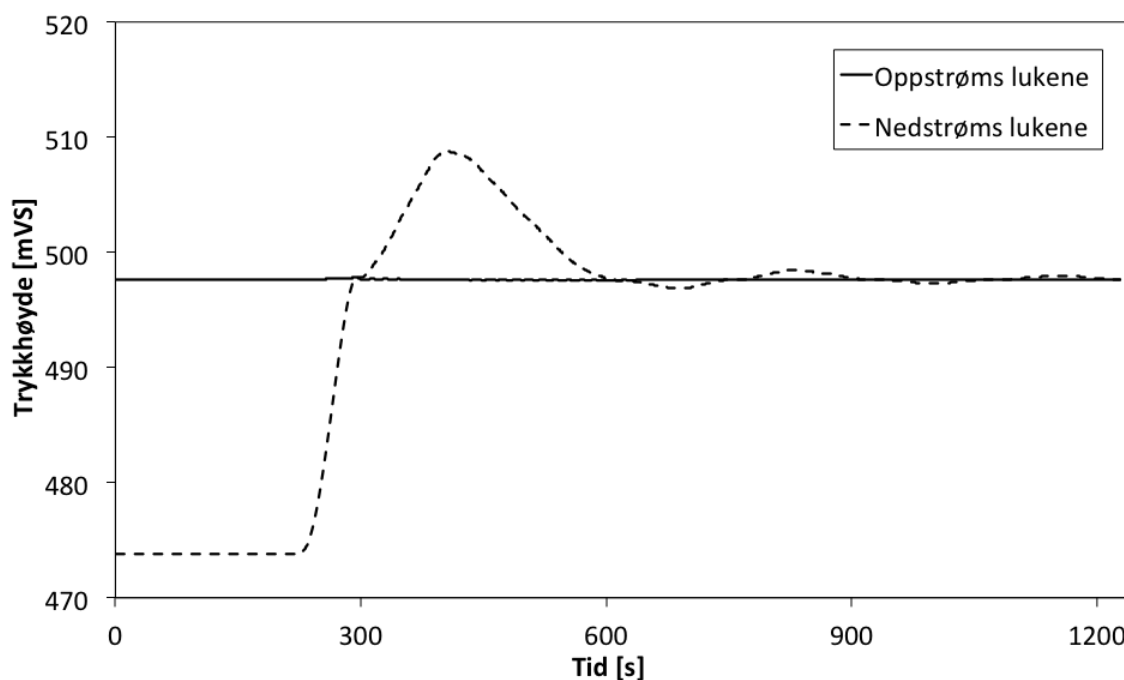
Trykksvingninger ved lukene

Ved avslag forløper svingningene ved lukene på Homstøl etter samme mønster uavhengig av grensebetingelser. Verdier for falltap gjennom lukene og størrelsen på amplitudene er imidlertid varierende. Et eksempel på svingeforløp fra simuleringene er illustrert i figur 4.1. Det er for vannstander som i situasjon 1 med 30% lukeåpning og effekt på $960MW$ i kraftverket og ingen vannføring i bekkeinntakene. Situasjon 1 henviser til vannstander i magasinene med HRV på Homstøl og Ousdal, og LRV i Sirdal, se tabell 3.2.

I begynnelsen er trykket på oppstrøms side av lukene totalt $498mVS$ som er $24mVS$ mer enn på nedstrøms side. For denne delen av grafen er systemet stabilt og har konstant vannføring. Forskjellen i trykkehøyde tilsvarer falltapedet gjennom lukene.

Etter avslaget øker trykket betraktelig på nedstrøms side. Ved et tidspunkt er trykket på hver side likt og det utøves ingen kraft mot lukene. Trykket på nedstrøms side fortsetter imidlertid å øke. Det oppstår dermed en trykkforskjell ΔH som påføres lukene fra nedstrøms side. ΔH defineres som positiv *mot* normal strømningsretning i vannveien.

For helt åpne luker er $\Delta H = 0$ og trykket nedstrøms lukene følger svingningene til trykket på oppstrøms side. For helt lukkede luker er det ingen kontakt mellom de to sidene og oppstrøms trykk er upåvirket av det som skjer nedstrøms lukene, og omvendt. Lukkede luker gir størst ΔH sammenlignet med en situasjon der alle andre forhold enn lukeåpningen er like.



Figur 4.1: Trykkforløp på oppstrøms- og nedstrøms side av inntakslukene ved avslag for situasjon 1 med 30% lukeåpning, effekt på 960MW og uten vann i bekkeinntakene.

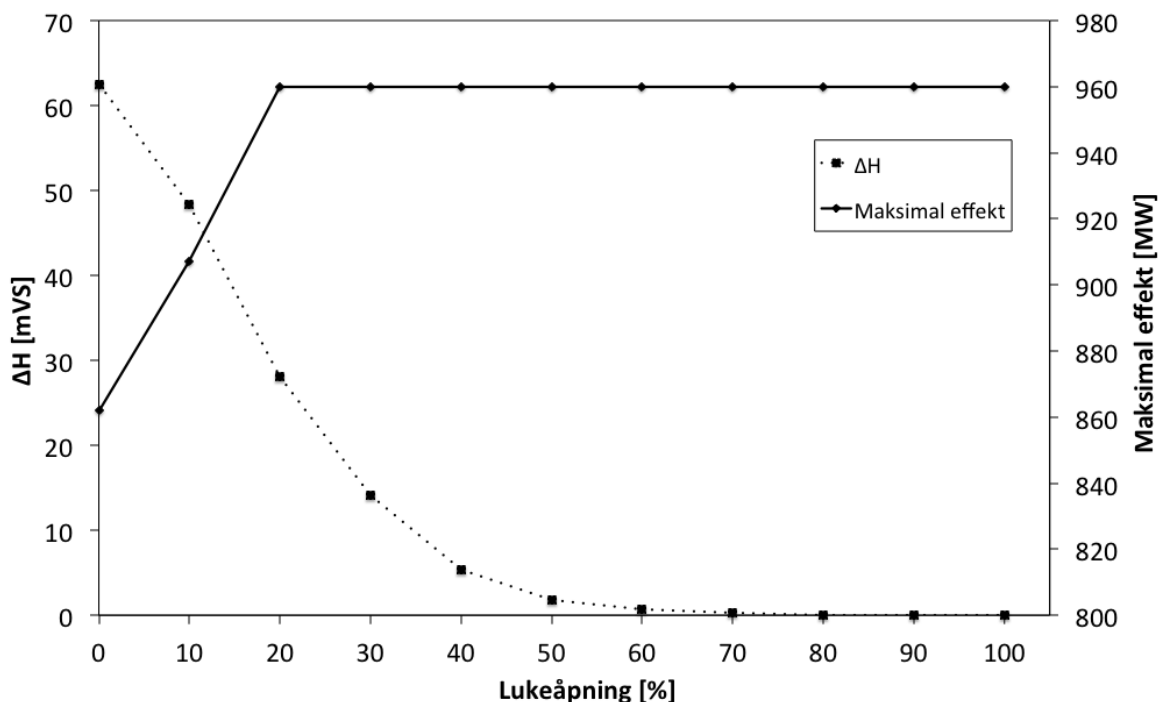
Maksimal effekt i Tonstad kraftverk

Resultater fra simuleringene gir at den minste mulige lukeåpningen med 960MW i kraftverket er 20% av det totale tverrsnittsarealet. Dette oppnås for situasjon 1 og med full vannføringskapasitet i bekkeinntakene. Situasjonen gir et trykk $\Delta H = 28mVS$ som er det største trykket som genereres ved avslag fra 960MW. Dette overskrider det dimensjonerende trykket på 20mVS. Ved å senke lukene ytterligere stabiliserer vannivået i svingekamrene seg under kote 460,0, noe som ikke er akseptabelt under drift, se kapittel 3.3.

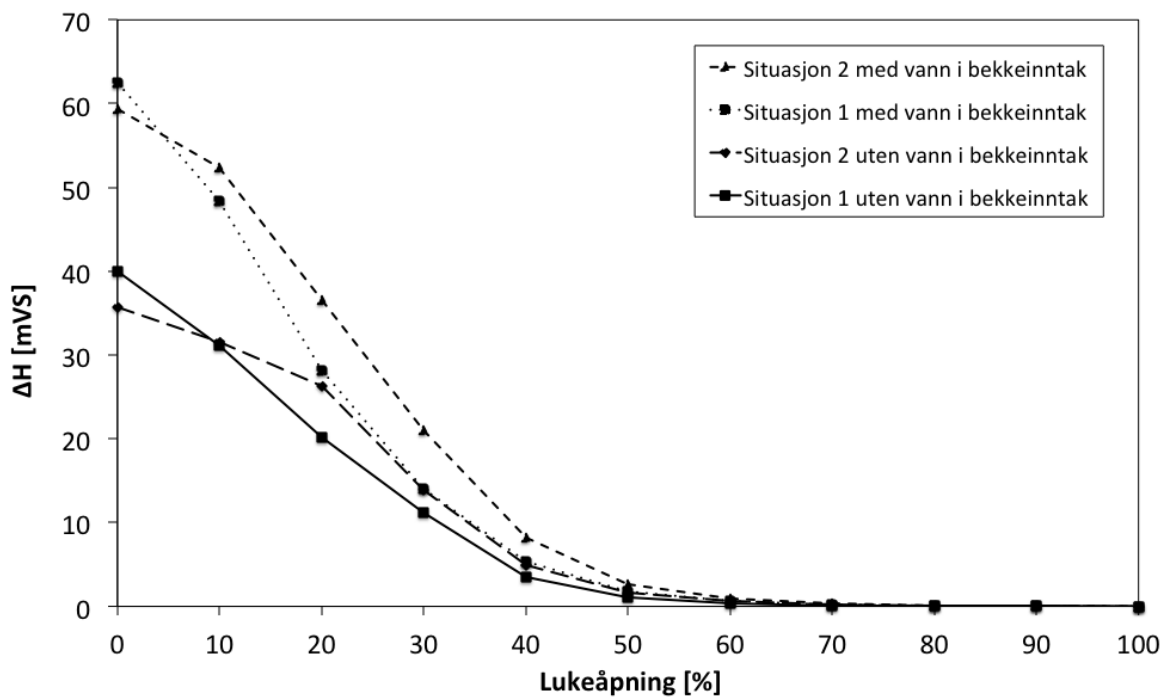
Vannivå i svingekamrene \geq kote 460,0

Trykket fra nedstrøms side undersøkes for den maksimale effekten som er mulig å oppnå ved ulike lukeåpninger, uten at vannivået i svingekamrene kommer under kote 460,0. Det maksimale ΔH fås med vannstander fra situasjon 1, lukkede luker og vann i bekkeinntakene og er 63mVS. Da er effekten på Tonstad 860MW. Figur 4.2 presenterer ΔH og maksimal effekt mot lukeåpning ved disse grensebetingelsene.

I figur 4.3 er kurven for ΔH mot lukeåpning ved maksimal effekt vist for situasjonen i figur 4.2 sammen med tilsvarende grafer for andre grensebetingelser.



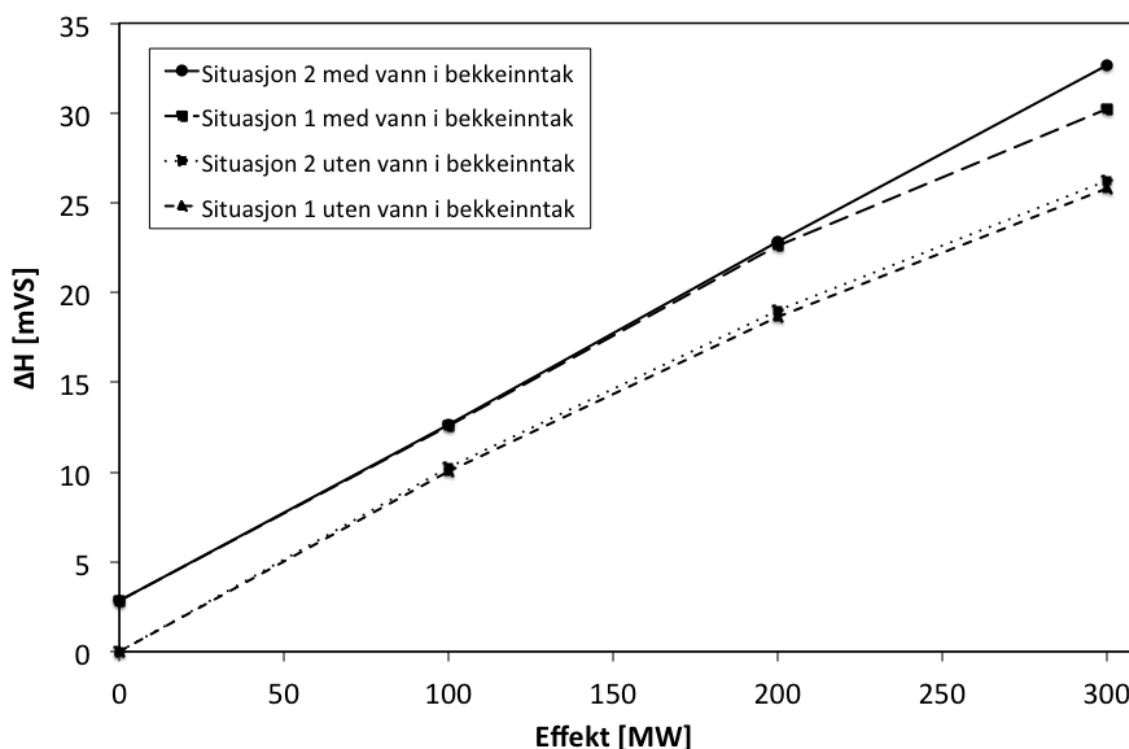
Figur 4.2: ΔH og maksimal effekt mot lukeåpning med vannstander som i situasjon 1 og full vannføringskapasitet i bekkeinntakene.



Figur 4.3: ΔH mot lukeåpning ved maksimal effekt for ulike vannstander i magasinene, og med og uten vann i bekkeinntakene.

Lukkede luker på Homstøl

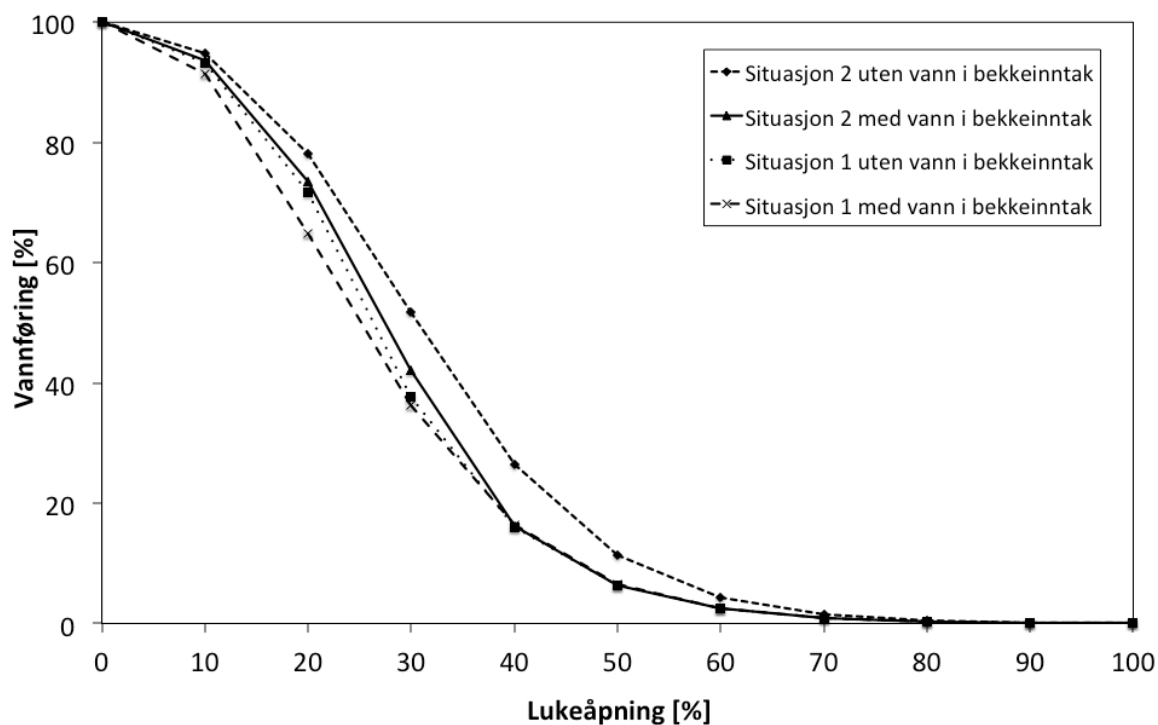
ΔH avhengig av effekt ved lukkede luker presenteres i figur 4.4. Grensebetingelser for vannstand i magasinene er situasjon 1 og 2. Situasjon 2 henviser til LRV på Homstøl og Ousdal og HRV i Sirdal. Med ingen effekt i kraftverket og vann i bekkeinntakene utøves et trykk på $3mVS$ mot inntakslukene.



Figur 4.4: ΔH mot effekt ved lukkede luker for ulike vannstander i magasinene og med og uten vann i bekkeinntakene.

Vannføring gjennom lukene

Sammenhengen mellom vannføring gjennom lukene og lukeåpning er vist i figur 4.5. Vannføringen er oppgitt som prosent av vannføring ved åpne luker. Simuleringene er kjørt med maksimal effekt i kraftverket samtidig som kravet til minimumsvannstand på kote 460,0 i svingekamrene er tilfredsstilt. Vannføringen for helt åpne luker for hvert tilfelle er gitt i tabell 4.1



Figur 4.5: Vannføring gjennom lukene avhengig av lukeåpning for ulike grensebetingelser. Vannføringen er gitt i prosent av vannføring ved helt åpne luker og lukeåpning er gitt i prosent av totalt tverrsnittsareal.

Tabell 4.1: Vannføring ved helt åpne luker for ulike grensebetingelser.

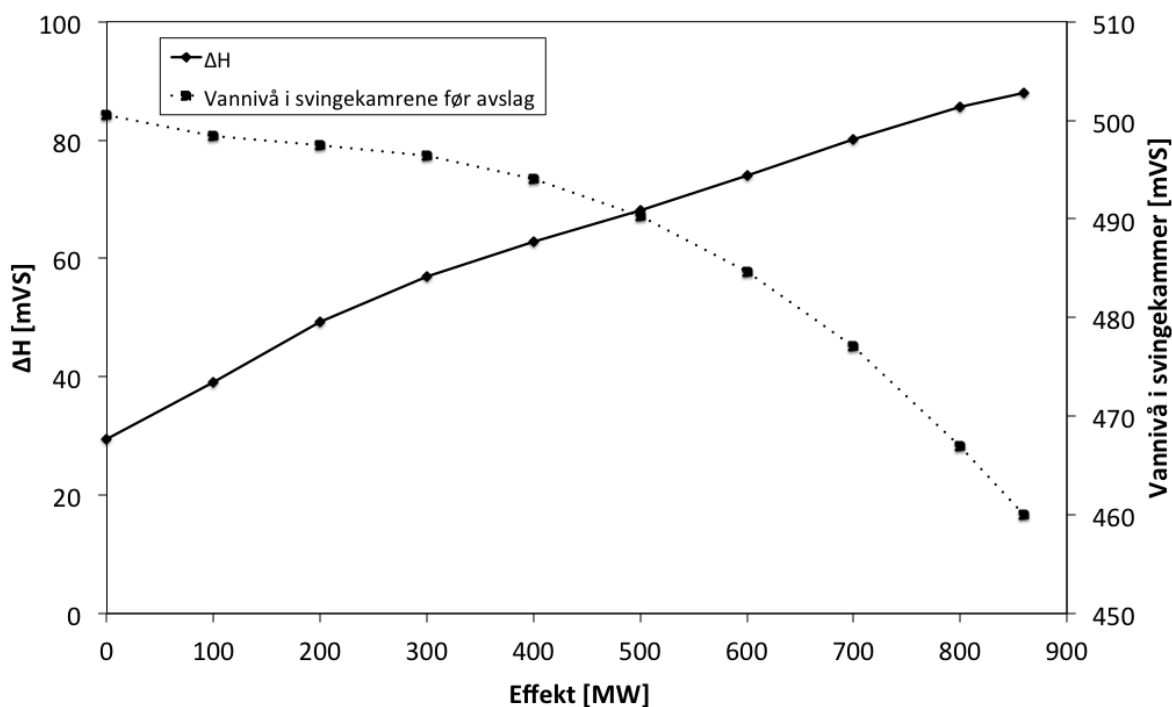
Grensebetingelse		Vannføring [m^3/s]
Situasjon 2	uten vann i bekkeinntak	131
	med vann i bekkeinntak	104
Situasjon 1	uten vann i bekkeinntak	132
	med vann i bekkeinntak	101

Ulike vannstander i oppstrøms magasiner

Resultater fra simuleringer med vannstander som i situasjon 3 er presentert i figur 4.6. Lukene på Homstøl er helt lukket og det er vann i bekkeinntakene. Vannstandene i magasinene for situasjon 3 er definert ved ulike vannivåer i de oppstrøms magasinene med HRV i Ousdal, LRV på Homstøl og HRV i Sirdal.

Ved effekt lik null er $\Delta H = 29mVS$, noe som er mer enn lukene er bygd for å tåle. Med 860MW i kraftverket stabiliserer vannivået seg på kote 460,0. Dette er dermed den maksimalt mulige effekten for situasjonen. Ved fullt avslag gir dette et trykk ΔH på

88mVS. For samme grensebetingelser, men uten vann i bekkeinntakene, er tilsvarende maksimale effekt 655MW, noe som gir $\Delta H = 67mVS$ ved fullt avslag. Begge verdiene for ΔH overstiger det dimensjonerende trykket på 20mVS.

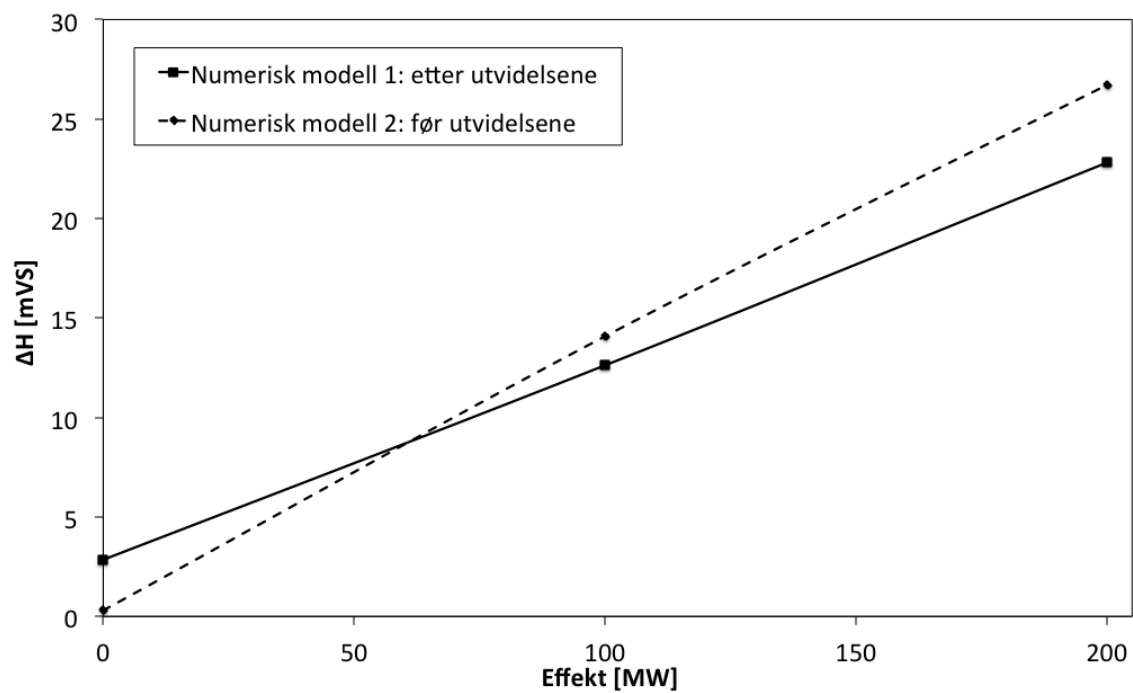


Figur 4.6: ΔH ved lukene etter avslag og vannivå i svingekamrene før avslag, plottet mot effekt. Vannstandene er som i situasjon 3, lukene er helt lukket og det er vann i bekkeinntakene.

Simuleringsresultater med/uten Øksendal, svingekammer 3 og turbin 5

En sammenligning av resultater fra simulering i de numeriske modellene 1 og 2 for vannstander som i situasjon 2, helt lukkede luker og med vann i bekkeinntakene, er vist i figur 4.7. Numerisk modell 1 er for Tonstad kraftverk etter utvidelsene. Modell 2 gjelder for anlegget slik det var før utvidelsene.

Grafene i figur 4.7 viser at trykket ΔH er høyere for systemet uten Øksendalsoverføringen, svingekammer 3 og turbin 5.



Figur 4.7: ΔH mot effekt for numerisk modell 1 og 2 ved middels effekt, vannstander fra situasjon 2 og ingen vannføring i bekkeinntakene.

Kapittel 5

Diskusjon

I dette kapitlet diskuteres de dimensjonerende situasjoner og laster på inntakslukene til Homstøl magasin på bakgrunn av simuleringsresultatene. Dette brukes som grunnlag for å utarbeide et forslag til en ny manøvreringsplan for Tonstad kraftverk for anlegget slik det er nå. Simuleringsresultatene for ΔH vurderes opp mot et trykk på $20mVS$ mot lukene fra nedstrøms side. For grensebetingelsene som gir den dimensjonerende lasten diskuteres det om det er hensiktsmessig å ta høyde for en slik situasjon i manøvreringsplanen eller ikke.

Det gjøres også en vurdering av dimensjonerende laster for nye inntaksluker sammen med en økonomisk vurdering. I tillegg blir resultatene fra simuleringene av kraftverket før og etter utvidelsene sammenlignet.

For dimensjonerende situasjoner for trykk mot lukene er det tilfeller med full vannføringskapasitet i bekkeinntakene som diskuteres. Resultatene fra simuleringene i LVTrans viser at trykket ΔH på nedstrøms side av inntakslukene er større når det strømmer vann inn i systemet fra bekkeinntakene. Det er under flom eller ved store nedbørsmengder det er aktuelt å holde tilbake vann i magasinet på Homstøl. Det er rimelig å forutsette at det under slike forhold vil komme vann i bekkeinntakene. Sira-Kvina har ikke oversikt over vannmengdene som til en hver tid kommer inn gjennom bekkeinntakene. Det er heller ikke sikkert det er mulig å oppnå $80m^3/s$ i bekkeinntakene slik som beregnet for systemskissen for flomberegning, se kapittel 3.4. Uten mer informasjon er imidlertid det sikreste å ta høyde for full vannføringskapasitet.

Dimensjonerende situasjoner og laster for kraftverket

Med LRV i Homstølvann og HRV i Ousdalsvann, slik som i situasjon 3*, ingen effekt i kraftverket og med vann i bekkeinntakene gir simuleringsresultatene et trykk mot lukene på $29mVS$. Trykket tilsvarer summen av forskjell i vannivå mellom magasinene på 26, 6m, og trykk som følge av vann i bekkeinntakene på 2, 4m. Dette er det maksimale trykket ved stillestående turbiner. Trykket overskrider $20mVS$ og er ikke akseptabelt.

*Vannstander: HRV i Ousdal, LRV på Homstøl og HRV i Sirdal.

Det er akseptabelt med en vannstandsforskjell mellom oppstrøms magasiner inntil et nivået der Ousdalsvann ligger $17,6 \approx 17m$ over Homstølvann ved stillestående turbiner og full vannføringskapasitet i bekkeinntakene. Vannstandsforskjellen er beregnet på grunnlag av at det dimensjonerende trykket er $20mVS$ og trykk som følge av vann i bekkeinntakene er på $2,4mVS$.

Et tilfelle med lavere vannnivå på Homstøl enn i Ousdal blir sett bort i fra som dimensjonerende situasjon ved avslag i kraftverket. Den er ikke hensiktsmessig, verken med hensyn til vannfordeling mellom de to magasinene eller med tanke på stort friksjonstap ved bruk av kun én tunnel, og det kan forhindres ved å åpne inntakslukene.

Vannstanden i svingekamrene vil være lav under stasjonære forhold hvis effekten i kraftverket er høy og lukeåpningen er liten. Et stort falltap gjennom vannveien gir lav vannstand i svingekamrene. Det er to forhold, utenom magasin vannstand oppstrøms, som i hovedsak påvirker nivået i svingekamrene; friksjonstapet i tunnelene og singulærtap gjennom lukene på Homstøl. For singulærtapet gir liten lukeåpning større tap enn stor åpning. Friksjonstapet øker med lengden på tunnelen. Begge tapene øker med kvadratet av Q . Vannføringen igjen øker i takt med effekten. Med liten lukeåpning på Homstøl må det meste av vannet hentes fra Ousdal, og vannføringen i tunnelen derfra blir stor. Tunnelen fra Ousdal til Josdal er mer enn dobbelt så lang som fra Homstøl til Josdal. Virkningen av dette er totalt store falltap i systemet ved små lukeåpninger og høy effekt.

Ved kjøring av maksimal effekt på $960MW$ på Tonstad er den minste akseptable lukeåpningen 25% av totalt tverrsnittsareal. Det største trykket mot lukene ved avslag tilsvarende da de dimensjonerende $20mVS$, og oppstår med grensebetingelser fra situasjon 1* med vann i bekkeinntakene. Den minste mulige åpningen med $960MW$ er 20% og oppnås med samme grensebetingelser. Det er minimumskravet til vannstand i svingekamrene som setter begrensninger på lukeåpningen. Et avslag fra $960MW$ ved 20% lukeåpning gir et trykk $\Delta H = 28mVS$ og overstiger dermed det dimensjonerende trykket for lukene.

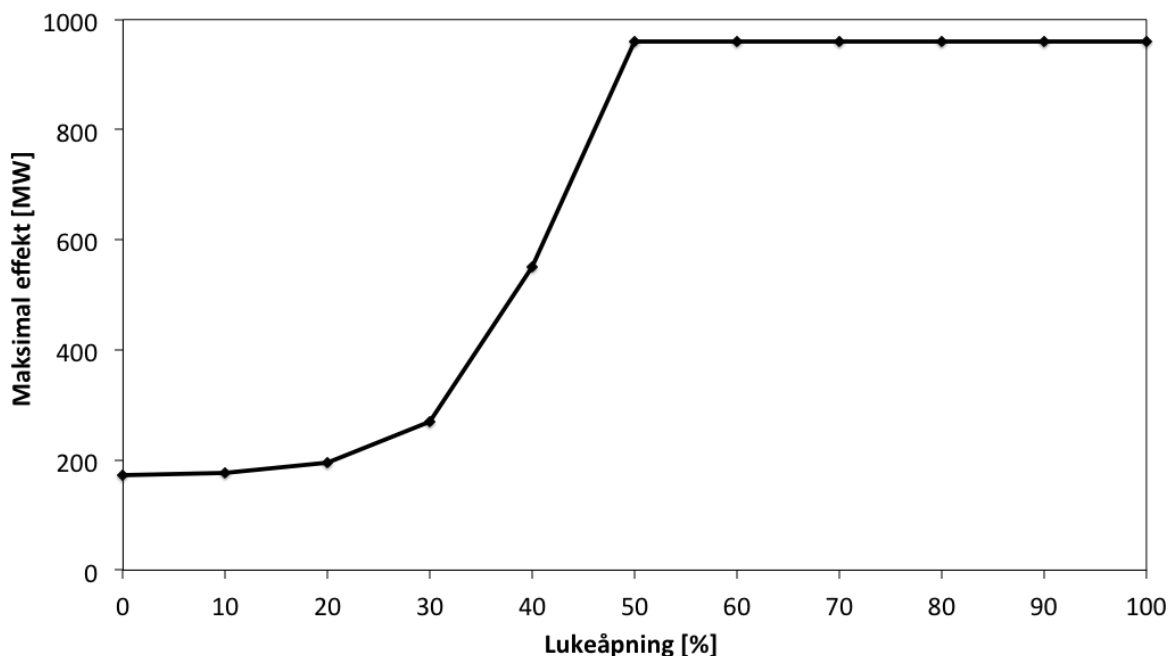
Med en lukeåpning $\geq 30\%$ av tverrsnittsarealet trengs det ikke begrensninger på effekten som kjøres i kraftverket av hensyn til ΔH . Simuleringsresultatene i figur 4.2 viser at fra 100% ned til 5% lukeåpning er det vannstander fra situasjon 2** og full kapasitet i bekkeinntakene som gir det største trykket ΔH mot lukene. Det dimensjonerende trykket på $20mVS$ oppnås innenfor disse lukeåpningsgrensene, nærmere spesifisert, ved 30% lukeåpning. Da er effekten på $900MW$ det maksimalt mulige samtidig som kravet til minimumsnivå i svingekamrene er tilfredsstillt.

En sammenheng mellom effekt og lukeåpning, der hver kombinasjon av effekt og lukeåpning gir akseptable verdier for ΔH , er vist i figur 5.1. Grafen gir raskt informasjon om hvor langt inntakslukene kan senkes hvis kraftverket kjøres med en viss last, og omvendt. Sammenhengen er laget på grunnlag av grafer tilsvarende de i figur 4.4 for flere lukeåpninger. Grensene for effekt og lukeåpning er beregnet ut i fra en forutsetning om at rullelukene har et dimensjonerende trykk på $20mVS$, også i mellomstilling.

*Vannstander: HRV på Homstøl og Ousdal og LRV i Sirdal.

**Vannstander: LRV på Homstøl og Ousdal og HRV i Sirdal.

Hvor mange turbiner som kjøres, og fordelingen av effekt dem i mellom, vil ha innvirkning på maksimalt oppsving. Fordelingen påvirker vannmengden i form av om turbinene kjøres optimalt med hensyn til virkningsgrad. Dette påvirker falltapet gjennom tunnelene. I tillegg vil fordelingen innvirke på falltapene i de ulike forgreiningene fra hovedtunnelen og frem til hver turbin.



Figur 5.1: Effekt mot lukeåpning ved dimensjonerende grensebetingelser.

Grafen i figur 5.1 kan brukes aktivt til å styre kraftverket når det er aktuelt å senke lukene i inntaket på Homstøl. Det kan kontinuerlig gjøres en vurdering av hvor stor effekt som kjøres på Tonstad og hva lukeåpningen da kan være. Det er ikke garanti for at det er mulig å oppnå like høy effekt som i figuren for de forskjellige lukeåpningene da ulike kombinasjoner av vannstander og mengde vann i bekkeinntakene kan føre til begrenset effekt som følge av for lav vannstand i svingekamrene.

En eventuell forskjell mellom vannstandene i de oppstrøms magasinene må tas hensyn til i og med at det i figur 5.1 er forutsatt lik vannstand. Det vil imidlertid kun gjelde for helt lukkede luker, og hvis vannstanden i Ousdal ligger høyere enn på Homstøl.

Vannføring gjennom inntakslukene

Simuleringene viser at en senkning av inntakslukene fra 50% til 10% lukeåpning vil gi stor gevinst med hensyn til hvor mye vann som holdes igjen i magasinet. Å senke lukene fra 100% til 50%, eller fra 10% til 0% vil derimot ha liten virkning. Om effekten reduseres kan lukene lukkes mer. Dette vil ikke nødvendigvis føre til at mer vann holdes igjen i magasinet da en reduksjon av effekten også fører til redusert vannføring gjennom lukene.

Mengden vann i bekkeinntakene har liten innvirkning på hvor stor prosentandel av vannføringen som holdes igjen i magasinet. Vannføringen i bekkeinntakene påvirker imidlertid mengden vann som holdes igjen i kubikkmeter for hver lukeåpning, men dette kan ikke kontrolleres av Sira-Kvina. Uten vann i bekkeinntakene kan 52% av vannføringen gjennom lukene holdes tilbake i magasinet, sammenlignet med 48% med full vannføringskapasitet i bekkeinntakene. Minste lukeåpning uten vann i bekkeinntakene er 25%, ved full vannføringskapasitet er denne 30%. Det vises til minste åpningen uten at begrensninger for effekt er nødvendig, se figur 4.3. Vannføringen kan finnes som et snitt av grafene for med og uten vann i bekkeinntakene i figur 4.5.

Nye inntaksluker

For dimensjonering av nye inntaksluker vurderes det høyeste trykket ΔH som er mulig å oppnå innenfor de rammer som er satt. Det forutsettes at Sira-Kvina ønsker å dimensjonere for helt lukkede luker på Homstøl.

Simuleringsresultatene fra vannstander som i situasjon 3 viser at et avslag fra en effekt lik 860MW gir $\Delta H = 88\text{mVS}$. Dette er i utgangspunktet det dimensjonerende trykket mot lukene, men ses bort i fra som dimensjonerende situasjon da den ikke er hensiktsmessig verken med hensyn til vannfordeling mellom magasinene eller friksjonstap, slik som beskrevet tidligere i kapittelet.

Det dimensjonerende trykket $\Delta H = 63\text{mVS}$ oppstår for vannstander som i situasjon 1, lukkede luker og full kapasitet i bekkeinntakene. Situasjonen er karakterisert med HRV i magasinene på Homstøl og Ousdal. Med en vannstand på dette nivået vil det i utgangspunktet ikke være nødvendig å stenge inntakslukene til Homstøl i og med at magasinet allerede er fullt. Dette vil imidlertid også være situasjonen «akkurat i det» magasinet er fullt, eller om lukene forblir stående nede etter at magasinet er fylt. Det ansees derfor som aktuelt å bruke denne verdien som dimensjonerende verdi.

For at nye inntaksluker skal være en lønnsom oppgradering for Sira-Kvina kraftselskap må investeringskostnaden være lavere enn nåverdien av den tapte inntekten. Med de restriksjonene som er på lukene i dag er dette tapet 18,4 millioner kroner, se kapittel 1.2. En omlegging fra de eksisterende restriksjonene til den foreslåtte manøvreringsplanen i dette kapittelet vil føre til at den tapte inntekten bli lavere.

Kraftverket før utvidelsene

Bekymringene til Sira-Kvina er knyttet til om utvidelsene av systemet har ført til større amplituder i de hydrauliske transientene. Resultatene fra simuleringene indikerer at situasjonen er motsatt, og at forholdene er forbedret.

Med lukkede luker på Homstøl og full kapasitet i bekkeinntakene er det nå mulig å ha en effekt på 175MW før et avslag gir $\Delta H \geq 20\text{mVS}$. Før utvidelse var tilsvarende effekt 150MW . Dette har bakgrunn i at med helt lukkede luker er oppnåelig effekt langt under det totale effekten på Tonstad, også før den nye turbinen ble installert. At totaleffekten i kraftverket er utvidet ytterligere har i så måte ingen betydning.

Med Øksendalsoverføringen er kapasiteten fra bekkeinntakene økt med $27m^3/s$. Dette gir i seg selv større trykk fra nedstrøms side av lukene ved avslag, sammenlignet med uten overføringen. Det ble imidlertid også bygget et tredje svingekammer som kan dempe amplitudene til massesvingningene. Simuleringene tilsier at det nye svingekammeret demper massesvingningene mer enn den ekstra tilførselen av vann øker dem.

Resultatene kan tyde på at inntakslukene på Homstøl ikke er dimensjonert for å være lukkede under drift. Lukene er muligens ikke tiltenkt å brukes for å holde igjen vann i magasinet under drift, og dermed kun dimensjonert for bruk ved tømning av vannveien.

Kapittel 6

Konklusjon

Rapporten vurderer krefter som kan oppstå fra nedstrøms side mot lukene i inntaket på Homstøl som følge av hydrauliske transienter ved avslag i Tonstad kraftverk. Sira-Kvina mistenker at utvidelser av vannkraftanlegget etter 1985 har ført til mulighet for krefter som de nedsenkede inntakslukene på Homstøl ikke tåler. Lukene er bygget for et dimensjonerende trykk fra nedstrøms side på $20mVS$. På grunn av muligheten for overbelastning benyttes ikke inntakslukene i dag under drift, noe som fører til tapt inntekt for selskapet.

På grunn av massesvingninger oppstår store krefter på lukene i inntaket. Det numeriske programmet LVTrans er benyttet for å beregne slike svingningers forløp ved inntakslukene. Simuleringer kjøres med ulike grensebetingelser for effekt, vannstand i magasinene og lukeåpninger, samt med og uten full vannføringskapasitet i bekkeinntakene. LVTrans simulerer dynamiske laster. Punkter fra disse lastene trekkes ut og ses på som statiske trykk mot lukene. Vibrasjoner og utmatting av lukekonstruksjonen er ikke vurdert.

Med vann i bekkeinntakene blir trykket fra nedstrøms side større enn ved simuleringer uten vann i bekkeinntakene. I den foreslåtte manøvreringsplanen for anlegget anbefales det å ta høyde for full kapasitet i bekkeinntakene, i og med at det ikke finnes noen form for overvåking av vannmengden.

Ved lukeåpninger større eller lik 30% av det totale tverrsnittarealet er det ikke nødvendig med begrensninger på effekten i kraftverket av hensyn til trykket mot inntakslukene. Under stasjonære forhold begrenses effekten av minimumskravet til vannivå i svingekamrene på kote 460,0. Ved 30% lukeåpning er maksimal effekt på Tonstad $890MW$.

Muligheten for overskridelse av $\Delta H = 20mVS$ er derimot tilstede ved lukeåpninger mindre enn 30%. Med lukkede luker på Homstøl gir avslag fra $175MW$ et trykk lik lukenes dimensjonerte styrke. Et forslag til manøvreringsplan som viser maksimal akseptabel effekt ved ulike lukeåpninger er vist i figur 5.1. Akseptable grenser er beregnet ut i fra en forutsetning om at lukene tåler et trykk på $20mVS$, også i mellomstillinger.

For dimensjonerende krefter for nye inntaksluker er det forutsatt at lukene skal kunne lukkes helt ved avslag fra den maksimalt mulige effekten uten at vannivået i svingekamrene går under minimumsgrensen. Det dimensjonerende trykket på lukene er $63mVS$. For at en investering av nye inntaksluker skal være lønnsom må kostnaden være mindre

enn nåverdien av tapt inntekt. Med de lukerestriksjonene som er i dag er dette tapet på 18,4 millioner kroner. Det har ikke vært innenfor rammene av denne oppgaven å regne ut kostnaden for nye luker.

Simuleringer av en modell av vannkraftanlegget slik det var før utvidelsene indikerer at forholdene med tanke på de hydrauliske transientene er forbedret og at massesvingningenes amplitude er redusert etter at anlegget ble utvidet.

Anbefalinger til videre arbeid

Beregningsmodellen i LVTrans kan brukes videre i arbeidet med å lage en manøvreringsplan med hensyn på lukene, men også med tanke på kjøremønstre på Tonstad generelt. Det anbefales imidlertid å revidere modellen og kalibrere den mot andre måledata, da det viste seg vanskelig å kalibrere den med de måledataene som ble brukt i denne oppgaven. Trykkmålinger fra nedstrøms side av lukene på Homstøl kunne for eksempel vært nyttig i denne sammenheng. I tillegg ville det vært interessant å finne årsaken til de store variasjonene i måledatene for massesvingningenes periode, og hva som gjør at friksjonsfaktoren øker utover dagen. Dette vil føre til mulighet for en bedre kalibreringen av den numeriske modellen.

For inntakslukene bør det gjøres en vurdering av vibrasjoner og utmatting på grunn av langvarige pulserende laster. Dette anbefales på bakgrunn av at rulleluker vanligvis ikke er dimensjonert for slike laster.

En kostnadsvurdering av nye inntaksluker er nødvendig for å vurdere om dette kan være en lønnsom investering.

Referanser

A.S. Kværner Brug. (1966) *Sikkerhetsventil. Sammenstilling*. Tegn. nr. 129749-1

A.S. Kværner Brug. (1970) *Francis turbin. Oversiktsskjema*. Tegn. nr. 150490-0

A.S. Kværner Brug. (1985) *Sikkerhetsventil. Sammenstilling*. Tegn. nr. 258443

Guddal, R. (rolv.guddal@sirakvina.no), 24. april 2014. *SV: Lukenes styrke og økonomiske tap*. E-post til B. Rasten (brittra@stud.ntnu.no).

Guttormsen, O. (2006) *TVM4165 Vannkraftverk og vassdragsteknikk. Vassdragsteknikk II*. Trondheim, Tapir akademisk forlag.

Idelchik, I. E. (1986) *Handbook of hydraulic resistance*. 2.utg. United states of America, Hemisphere publishing corporation, s. 171.

Løyning, A. (anders.loyning@sirakvina.no), 7. november 2013. *Tonstad kraftverk*. E-post til K. Vereide (kaspar.veraide@ntnu.no).

Meteorologisk institutt. (2014) *eKlima*. [Internett] Tilgjengelig fra: <http://sharki.oslo.dnmi.no/portal/page?_pageid=73,39035,73_39049&_dad=portal&_schema=PORTAL> [Nedlastet 17. mars 2014]

National aeronautics and space administration. (2014) *Mach number*. [Internett] Tilgjengelig fra: <<http://www.grc.nasa.gov/WWW/k-12/airplane/mach.html>> [Nedlastet 10. april 2014]

Nielsen, T. (1990) *Dynamisk dimensjonering av vannkraftverk*. Trondheim, NTNU.

Norconsult. (2011) *Revurdering. Trykkpåkjennte vassdragskonstruksjoner. Tonstad kraftverk*. Oppdragsnr.: 5101960

Norges vassdrags- og energidirektorat (2011). *Retningslinjer for stenge- og tappeorganer, rør og tverrslagsporter til §§ 5-14 og 5-15 i forskrift om sikkerhet ved vassdragsanlegg*. [Internett] Tilgjengelig fra: <<http://www.nve.no/Global/Sikkerhet%20og%20tilsyn/Damsikkerhet/Retningslinjer/11.pdf?epslanguage=no>> [Nedlastet 12. mars 2014].

Rottmann, K. (2008) *Matematisk formelsamling*. 10. opplag. Spektrum forlag.

Sira-Kvina & Norconsult. (1965 - 2009) *Arbeidstegninger - bekkeinntak*. For fullstendig referanseliste se vedlegg E.2.

Sira-Kvina & Norconsult. (1965 - 2011) *Arbeidstegninger - tunnel*. For fullstendig referanseliste se vedlegg E.1.

- Sira-Kvina kraftselskap. (1965) *Tonstad kraftverk. Inntak Homstölvann*. Tegn. nr. KT1.315.001.B00372^A
- Sira-Kvina kraftselskap. (1966) *Tonstad kraftverk. Fordelingsbasseng og inntak trykksjakter. Plan og snitt*. Tegn. nr. KT1.323.000.B00325^K
- Sira-Kvina kraftselskap. (1967) *Tonstad kraftverk. Inntak Homstölvann. Forankringsbolter i sjakt for rulleluker. Klosser for opptrekkstag*. Tegn. nr. KT1.315.002.B00782
- Sira-Kvina kraftselskap. (1969) *Tonstad kraftverk II. Inntak Ousdalsvann. Stikningsplan*. Tegn. nr. KT1.315.001.B01002^A
- Sira-Kvina kraftselskap. (1985) *Tonstad kr.verk, Utvidelse. Tilløpstunnel. Nedre svingekammer. Stikning, sprengning*. Tegn. nr. KT2.322.000.B06023
- Sira-Kvina kraftselskap. (1986) *Tonstad kr.verk, Utvidelse. Tilløpstunnel. Øvre svingekammer m lukekammer. Stikning, sprengning*. Tegn. nr. KT2.322.001.B06050^A
- Sira-Kvina kraftselskap. (2008) *Magasin/ avløp Sira Kvina. Systemskisse for flomberegninger*. Tegn. nr. 9465
- Sira-Kvina kraftselskap. (2012) *Tonstad kraftverk I. Oversikt. Isometrisk*. Tegn. nr. KT1.321.001.B09380^B
- Sira-Kvina kraftselskap. (2014a) *Måledata fra trykksensorer*.
- Sira-Kvina kraftselskap. (2014b) *Sira-Kvina kraftselskap*. [Internett] Tilgjengelig fra: <<http://www.sirakvina.no/>> [Nedlastet i perioden februar til april 2014].
- Sturm, T. W. (2010) *Open channel hydraulics*. New York, McGraw-Hill.
- Svingen, B. (2003) *Dokumentasjon for LVTrans (LabVIEW Transient pipe analysis)*. Trondheim, SINTEF Energiforskning AS.
- Svingen, B. (2007) *Manual LVTrans for versjon 8_1.2.4*. Trondheim, SINTEF Energiforskning AS.
- Svingen, B. (bjoernar.svingen@rainpower.no), 16. mai 2014. *RE: Noen spørsmål om LVTrans og Tonstad*. E-post til B. Rasten (brittra@stud.ntnu.no).
- Svingen, B. (bjoernar.svingen@rainpower.no), 4. juni 2014. *SV: et par siste spørsmål*. E-post til B. Rasten (brittra@stud.ntnu.no).
- Tesaker, E. (2010) Vassdragshydraulikk. I: Postmyr, L. red. *Vassdragshåndboka*. Trondheim, Tapir akademisk forlag, s. 119-123.
- Vereide, K. & Guddal, R. (2010) *Sluttrapport; Tømming av Tonstad Kraftverk tunnel-system - 2010*. Tonstad, Sira-Kvina kraftselskap.
- Vinegg, L. & Elstad, I. (2003) *Hydropower development, volume 12: Mechanical equipment*. Trondheim, NTNU.
- Wylie, E. B. & Streeter, V. L. (1993) *Fluid Transients in Systems*. New Jersey, Prentice-Hall, Inc.

Vedlegg

Vedlegg A

Mail fra R. Guddal (24. april 2014)

NTNU Student Webmail :: SV: Lukenes styrke og økonomiske tap

https://webmail.stud.ntnu.no/?_task=mail&_action=print&_u...

Emne **SV: Lukenes styrke og økonomiske tap**
Avsender Rolv Guddal <Rolv.Guddal@sirakvina.no>
Mottaker Britt Rasten <brittra@stud.ntnu.no>
Dato 2014-04-24 08:33



-
- Tonstad revurdering - Rapport med vedlegg.pdf (21 MB)

Hei Britt!

Det var trivelig å høre fra deg. Jeg har hatt en flott påske, håper du også har fått nytte påskeføre.

Når det gjelder styrkeberegningen av lukene hadde vi jo kontakt med Norconsult som skulle sjekke i sitt arkiv. Fikk du noen tilbakemelding fra de?
Vedlegger uansett endelig rapport fra 2010 - du får sjekke om det fremkommer tall her.

Når det gjelder de økonomiske tapene er det krevende å regne på. Vi kjører nå anleggene ut fra at lukene ikke kan benyttes. Dersom lukene kan benyttes ville de hovedsakelig blitt benyttet i flomsituasjoner - pga lokaltilsiget er betydelig større på Siragrenen. Men også under driftssituasjoner hvor vann fra Siragrenen bør prioriteres. Som du vet produserer Tonstad kraftverk opp mot 4 TWh i året så det blir fort snakk om store summer.

Svært grovt anslått vil jeg nok tror at er snakk om millionbeløp, så dersom du skriver 1 mill. NOK pr år har du et tall.

Hensikten med denne oppgaven er nettopp å kartlegge hvilke tiltak som eventuelt må utføres for å kunne bruke lukene, eventuelt når de kan manøvreres og tilhørende kostnader. Når vi har mer info. så må vi se på merinntektene dette kan gi.

Håper det var litt avklarende.

Mvh
Rolv

-----Opprinnelig melding-----
Fra: Britt Rasten [mailto:brittra@stud.ntnu.no]
Sendt: 23. april 2014 11:30
Til: Rolv Guddal
Emne: Lukenes styrke og økonomiske tap

Hei Rolv,

Håper du har hatt en strålende påske!

Jeg har et par ting jeg lurte på i sammenheng med masteroppgaven min.

- Den totale styrken til lukene på Homstøl:

Jeg fikk noen styrkeberegning av bolter på lukene i høst. Disse ga oss imidlertid ikke informasjon om styrken lukene har. Jeg mener at 50 meter vannsøyle ble nevnt som et "kanskje tall" da vi var på besøk på Tonstad. Har dere noe sikrere informasjon om dette? Har lukene samme styrke med kraftpåføring fra oppstrøms og nedstrøms side?

- Økonomiske tap:

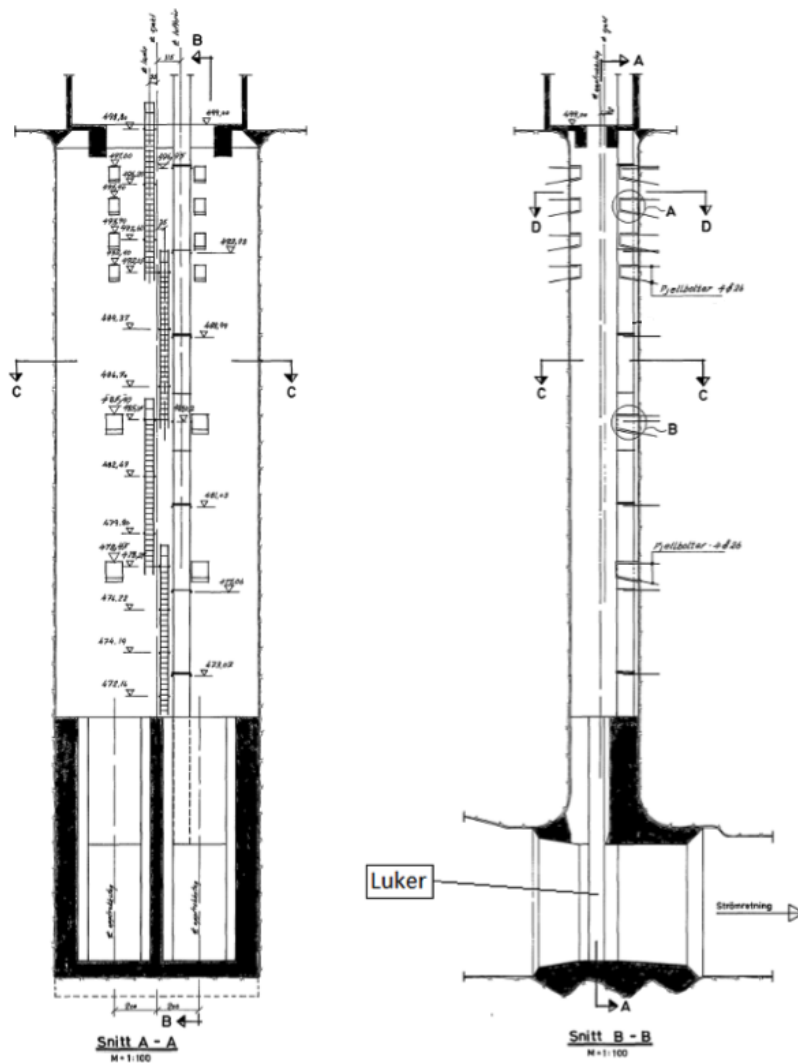
Det blir sagt at Sira-Kvina taper penger hvert år på grunn av vanntap som følge av at lukene ikke brukes. Har dere noen overslagsberegninger på hvor mye det er snakk om per år?

Hilsen Britt

Vedlegg B

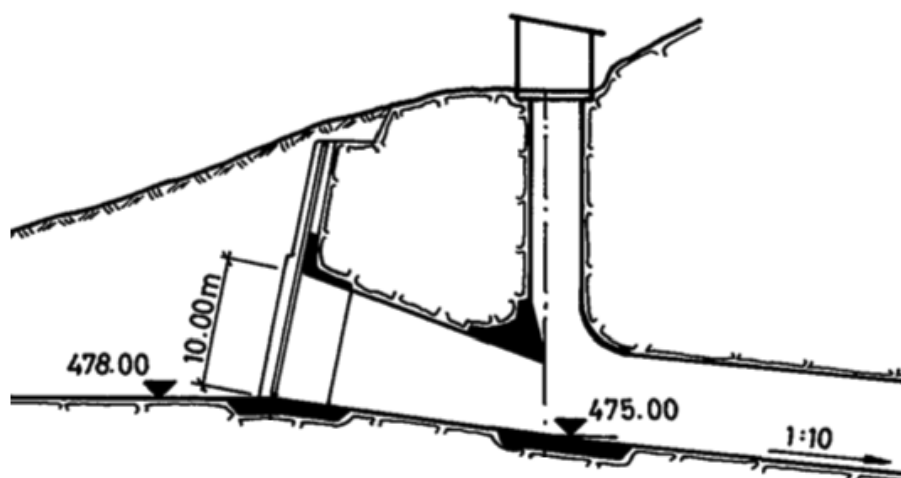
Tegninger av Tonstad kraftverk

B.1 Lukene i inntaket på Homstøl



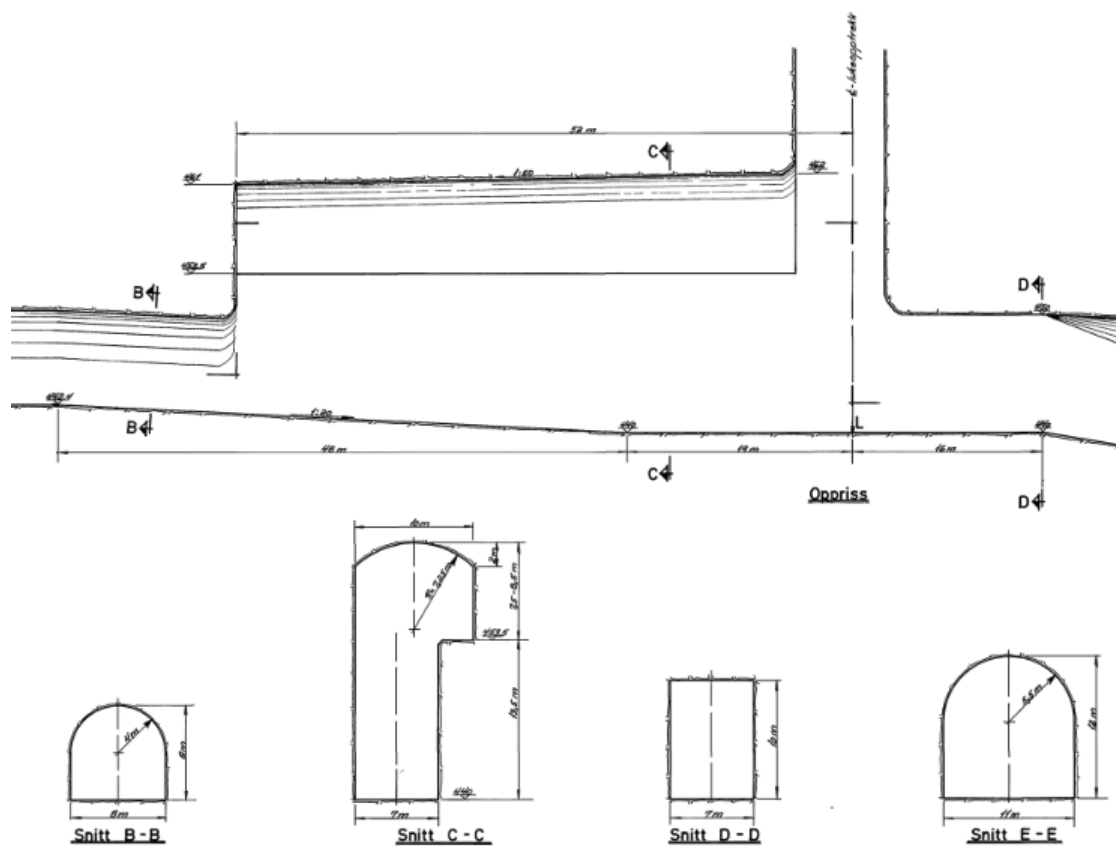
Figur B.1: Inntakslukene på Homstøl (Sira-Kvina kraftselskap, 1967).

B.2 Inntaket til Ousdalsvann

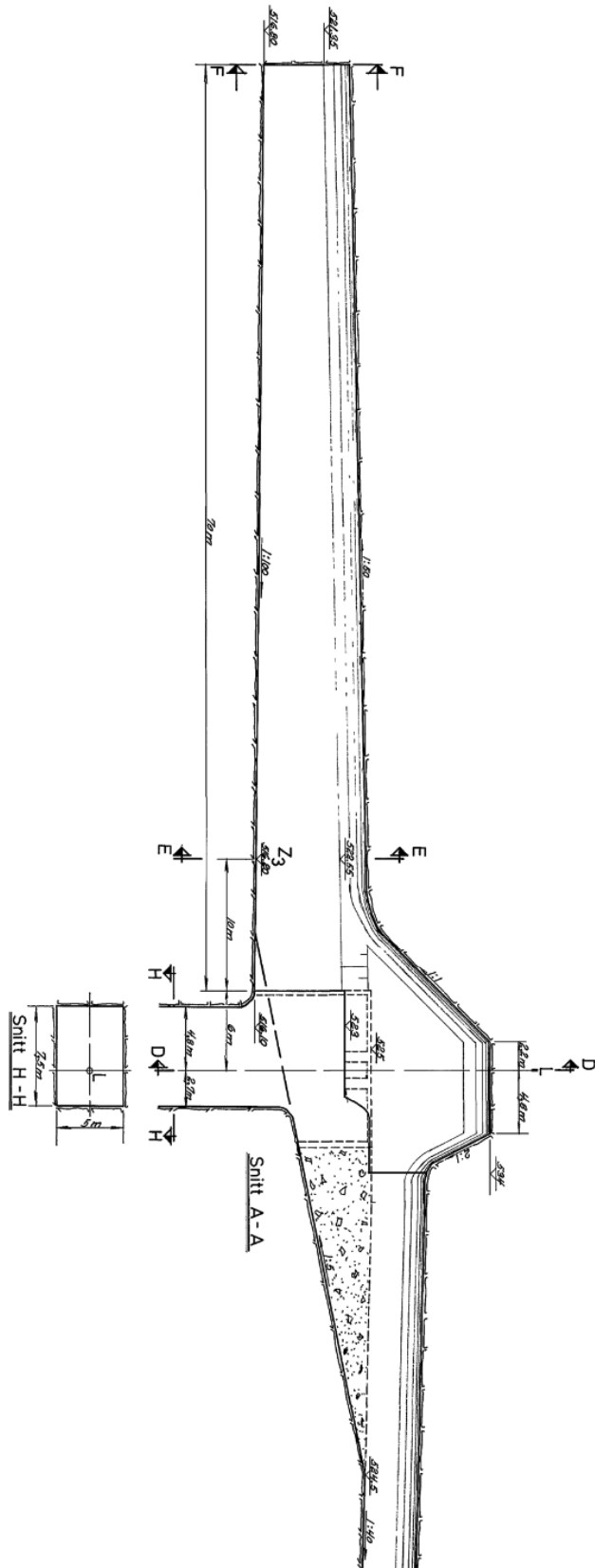


Figur B.2: Inntak Ousdalsvann (Sira-Kvina kraftselskap, 1969).

B.3 Svingekammer 3



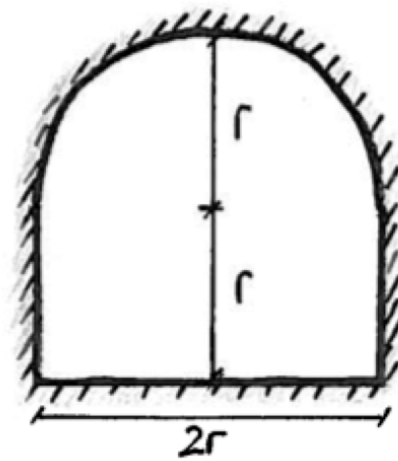
Figur B.3: Nedre del av svingekammer 3 (Sira-Kvina kraftselskap, 1985).



Figur B.4: Øvre del av svingekammer 3 (Sira-Kvina kraftselskap, 1986).

Vedlegg C

Konvensjonelt tverrsnitt



Figur C.1: Konvensjonelt tunneltverrsnitt.

Vedlegg D

Inngangsparametere i LVTrans

D.1 Tunneler

Tabell D.1: Inngangsparametere for tunnelstrekninger.

Navn i modell	L	D	Z0 / Z1	f
	[m]	[m]	[m]	[m]
P_H1	34	9,81	459,5 / 459,2	0,53
P_H2	5	11,28	459,2 / 459,2	0,01
P_H3	18	9,81	459,2 / 459,0	0,53
P_H4	5	8,37	459,0 / 459,0	0,53
P_H5	7265	8,37	459,0 / 450,5	0,53
P_H6	436	8,37	450,5 / 449,0	0,53
P_O1	5	9,10	478,0 / 478,0	0,01
P_O2	20	10,15	478,0 / 475,0	0,53
P_O3	5	8,37	475,0 / 475,0	0,01
P_O4	2341	9,10	475,0 / 468,0	0,53
P_O5	4695	9,10	468,0 / 455,2	0,53
P_O6	3665	9,10	455,2 / 458,0	0,53
P_O7	5729	9,10	458,0 / 449,0	0,53
P_Ø1	536	5,08	503,5 / 449,7	0,53
P_Ø2	1964	5,08	449,7 / 441,1	0,53
P_Ø3	2870	5,08	441,1 / 466,3	0,53

Navn i modell	L [m]	D [m]	Z0 / Z1 [m]	<i>f</i> [m]
P_F1	169	3,09	518,7 / 466,3	0,53
P_F2	1644	3,09	466,3 / 441,2	0,53
P_OH1	4029	11,28	449,0 / 441,2	0,53
P_OH2	1887	11,28	441,2 / 443,0	0,53
P_inn_sjakt1-2	95	11,28	443,0 / 443,0	0,53
P_inn_sjakt1	40	7,46	443,0 / 442,5	0,53
P_inn_sjakt2	40	7,46	443,0 / 442,5	0,53
P_inn_sjakt3	100	8,52	443,0 / 440,0	0,53
Sandfang1	200	11,73	442,5 / 434,0	0,53
Sandfang2	200	11,73	442,5 / 434,0	0,53
Sandfang3	200	11,73	440,0 / 434,0	0,53
Trykksjakt1	570	3,60	434,0 / 42,5	0,01
Trykksjakt2	570	3,60	434,0 / 42,5	0,01
Trykksjakt3	670	4,80	434,0 / 39,5	0,01
P_til_turb1	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_til_turb2	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_til_turb3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_til_turb4	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_turb1	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_turb2	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_turb3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_turb4	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_turb5	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb1	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb2	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb4	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb5	5	4,80	39,5 / 39,5	0,01

Navn i modell	L [m]	D [m]	Z0 / Z1 [m]	f [m]
P_inn_omlØpsventil1	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_omlØpsventil2	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_omlØpsventil3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_omlØpsventil4	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_omlØpsventil5	5	4,80	39,5 / 39,5	0,01
P_ut_omlØpsventil1	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_omlØpsventil2	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_omlØpsventil3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_turb3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_turb4	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_turb5	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb1	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb2	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb4	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_turb5	5	4,80	39,5 / 39,5	0,01
P_inn_omlØpsventil1	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_omlØpsventil2	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_omlØpsventil3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_omlØpsventil4	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_inn_omlØpsventil5	5	4,80	39,5 / 39,5	0,01
P_ut_omlØpsventil1	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_omlØpsventil2	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_omlØpsventil3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_omlØpsventil4	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_ut_omlØpsventil5	5	4,80	39,5 / 39,5	0,01
P_fra_turb1	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_fra_turb2	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_fra_turb3	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_fra_turb4	5	3,84	42,5 / 42,5	0,01
P_fra_turb5	30	8,00	39,5 / 39,5	0,05

Navn i modell	L [m]	D [m]	Z0 / Z1 [m]	f [m]
P_fra_sjakt1	12	4,00	42,5 / 42,5	0,05
P_fra_sjakt2	12	4,00	42,5 / 42,5	0,05
P_ut_sjakt1	60	8,70	42,5 / 42,5	0,05
P_ut_sjakt2	55	8,70	42,5 / 42,5	0,05
P_ut_sjakt3	112	8,00	39,5 / 42,5	0,05
P_ut_sjakt1-2	75	11,00	42,5 / 42,5	0,05
Utløp	700	11,00	42,5 / 47,5	0,05

D.2 Varegrind- og lukesjakter

Tabell D.2: Inngangsparametere for varegrind- og lukesjakter i LVTrans.

Parameter	Enhet	Varegrindsjakt Homstøl	Lukesjakt Homstøl og Ousdal
H0	<i>m</i>	497,60	497,6
D	<i>m</i>	7,98	5,64
f	–	0,055	0,055
Cvp	–	100_000	100_000
Cvm	–	100_000	100_000

D.3 Svingekamre

Tabell D.3: Inngangsparametere for svingekamrene i LVTrans.

Parameter	Enhet	Svingekammer 1-2	Svingekammer 3
Cvp	–	20,0	20,0
Cvm	–	7,0	7,0
H0	<i>m</i>	497,6	497,6
B-with	<i>m</i>	10,0	10,0
C-cnst	<i>m</i>	1,8	1,8
L-weir	<i>m</i>	200,0	200,0
L0	<i>m</i>	9,5	8,0
L1	<i>m</i>	11,0	10,0
L2	<i>m</i>	16,0	13,49
L3	<i>m</i>	17,5	13,5
L4	<i>m</i>	30,0	20,0
L5	<i>m</i>	50,0	22,0
L6	<i>m</i>	73,5	76,1
L7	<i>m</i>	74,3	76,8
L8	<i>m</i>	79,9	81,95
L9	<i>m</i>	81,5	85,0
A0	<i>m</i>	2000,0	2000,0
A1	<i>m</i>	273,0	390,0
A2	<i>m</i>	273,0	390,0
A3	<i>m</i>	37,0	535,0
A4	<i>m</i>	37,0	535,0
A5	<i>m</i>	37,0	40,0
A6	<i>m</i>	37,0	40,0
A7	<i>m</i>	630,0	1400,0
A8	<i>m</i>	630,0	1400,0
A9	<i>m</i>	37,0	95,0

D.4 Turbiner

Tabell D.4: Inngangsparametere for turbinelementene i LVTrans (B. Svingen, 19. februar 2014).

Parameter	Enhet	Turbin 1-4	Turbin 5
Qr	m^3/s	42,5	80,0
Hr	m	430,0	430,0
Hr_design	m	430,0	430,0
Nr	o/min	375,0	300,0
Tr	Nm	4295729,0	10107597,0
Er	Nm	4295729,0	10107597,0
a1r(deg)	$^\circ$	10,9	13,1
b1r(deg)	$^\circ$	49,5	54,7
r1	m	1,8253	2,2817
r2	m	1,0186	1,27332
Ta	s	6,0	6,94
Twt	s	0,1	0,1
Rq	–	0,0	0,0
Rm	–	0,03	0,03
Rd	–	0,04	0,04
eta_h	–	0,96	0,96
eta_r	–	0,94	0,94
Nturb	–	1,0	1,0
Poler	–	16	20,0
Dnett	–	0,0	0,0
delta_r	rad	0,785	0,785
F_grid	Hz	50,0	50,0
eve_mod	–	0,2	0,2

D.5 Regulatorer

Tabell D.5: Inngangsparametere for PID-elementene i LVTrans (B. Svingen, 19. februar 2014).

Parameter	Enhet	PID 1-4	PID 5
Pr	<i>MW</i>	168,693	317,54
Nr	<i>o/min</i>	375,0	300,0
SP_Power	<i>MW</i>	0,0	0,0
PID P_n_grid	–	2,0	2,0
PID Ti_n_grid	–	4,0	5,0
PID Td_n_grid	–	0,0	0,0
PID P_n_island	–	1,0	1,0
PID Ti_n_island	–	5,0	5,0
PID Td_n_island	–	0,0	0,0
Ti_power	<i>s</i>	100,0	100,0
T_ramp	<i>s</i>	133,0	199,0
Rp_droop	–	0,06	0,06
T_close_hi	<i>s</i>	20,0	20,0
T_close_low	<i>s</i>	20,0	20,0
T_open_hi	<i>s</i>	20,0	20,0
T_open_low	<i>s</i>	20,0	20,0
kap_change	–	0,5	0,5
a	–	0,0	0,0
b	–	1,0	1,0
c	–	0,0	0,0

Vedlegg E

Referanser for arbeidstegninger

E.1 Arbeidstegninger - tunnel.

Referansen «Sira-Kvina & Norconsult. (1965 - 2011) *Arbeidstegninger - tunnel.*» består av følgende tegninger:

Norconsult. (2011) *Tonstad kraftverk. Øksendaloverføringen. Oversikt. Plan og snitt.* Tegn. nr. 5004990-100

Norconsult. (2011) *Tonstad kraftverk. Øksendaloverføringen. Tunnelverrsnitt.* Tegn. nr. 5004990-214

Sira-Kvina kraftselskap. (1965) *Tonstad kraftverk. Fordelingsbasseng og inntak trykksjakter. Plan og snitt.* Tegn. nr. KT1.323.000.B00325^K

Sira-Kvina kraftselskap. (1965) *Tonstad kraftverk. Inntak Homstölvann.* Tegn. nr. KT1.315.001.B00372^A

Sira-Kvina kraftselskap. (1967) *Tonstad kraftverk. Övre fordelingsbasseng m/ trykksjakter. Oversikt.* Tegn. nr. KT1322.001.B00699^A

Sira-Kvina kraftselskap. (1969) *Tonstad kraftverk. Tillöpstunneler. Lengdeprofil.* Tegn nr. 2741 D

Sira-Kvina kraftselskap. (1985) *Tonstad kr. verk, Utvidelse. Hovedstikningsplan. Oversikt, lengdesnitt.* Tegn. nr. KT2.321.000.B06018

Sira-Kvina kraftselskap. (1985) *Tonstad kr. verk, Utvidelse. Trykksjakt. Stikning, sprengning.* Tegn. nr. KT2.323.001B06014^A

Sira-Kvina kraftselskap. (1985) *Tonstad kr. verk, Utvidelse. Tverrslag Toppen. Stikning, sprengning.* Tegn. nr. KT2 321 015 B06019

E.2 Arbeidstegninger - bekkeinntak

Referansen «Sira-Kvina & Norconsult. (1965 - 2009) *Arbeidstegninger - bekkeinntak.*» består av følgende tegninger:

Norconsult. (2007) *Tonstad kraftverk. Øksendalsoverføringen. Inntak Marevatn. Innføring i hovedtunnel.* Tegn. nr. 5004990-140

Norconsult. (2007) *Tonstad kraftverk. Øksendalsoverføringen. Inntak Stigansåni. Innføring i hovedtunnel.* Tegn. nr. 5004990-120

Norconsult. (2007) *Tonstad kraftverk. Øksendalsoverføringen. Inntak Åsmundvatn. Innføring i hovedtunnel.* Tegn. nr. 5004990-130

Norconsult. (2009) *Tonstad kraftverk. Øksendalsoverføringen. Inntak Marevatn. Plan og snitt. Arrangement/ måltegning.* Tegn. nr. 5004990-142

Sira-Kvina kraftselskap. (1965) *Tonstad kraftverk. Bekkeinntak Ljosdal. Stikningsplan, sprengning.* Tegn. nr. KT1.324.004.B00392^C

Sira-Kvina kraftselskap. (1965) *Tonstad kraftverk. Tverrslag Ersbekken, inntak Före vann. Stikningsplan.* Tegn. nr. KT1.321.014.B00379^E

Sira-Kvina kraftselskap. (1968) *Tonstad kraftverk II. Bekkeinntak Lilandså. Innføring i hovedtunnel. Stikningsplan.* Tegn. nr. KT1.324.004.B00973

Sira-Kvina kraftselskap. (1969) *Tonstad kraftverk II. Lundebekken. Inntak Midtstølvann. Stikningstegning.* Tegn. nr. KT1 324 001 B01226^A

Sira-Kvina kraftselskap. (1970) *Tonstad kraftverk II. Tunnel fra Rostöltjern. Stikningstegning.* Tegn. nr. KT1.324.003.B01287

Vedlegg F

Falltapsverdier for inntakslukene

Tabell F.1: Verdier for C_v for inntakslukene på Homstøl og Ousdal basert på singular-
tapskoeffisienter fra Idelchik (1986).

A [% av A_{tot}]	A [m^2]	ξ [-]	C_v [-]
100	53,3	0,00	6 341 278
90	48,0	0,13	173 819,8
80	42,7	0,41	43 583,5
70	37,3	0,94	14 606,3
60	32,0	1,92	5 237,30
50	26,7	3,82	1 825,72
40	21,3	7,82	570,424
30	16,0	17,55	143,095
20	10,7	48,52	22,998
10	5,3	231,91	1,2029
0	0,0	∞	0,0000