

# Dam Vasslivatn - Modellforsøk for undersøking av kapasiteten til flomløpet

**Eirik Vee Natvik**

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: juni 2014

Hovedveileder: Odd Guttormsen, IVM

Noregs teknisk-naturvitskaplege universitet  
Institutt for vann- og miljøteknikk





## MASTEROPPGAVE

**Kandidat:** Eirik Vee Natvik

**Tittel:** DAM VASSLIVATN – MODELLFORSØK FOR UNDERSØKELSE AV  
KAPSITETEN TIL FLOMLØP

### 1 BAKGRUNN

Dammer er nyttige, og ofte nødvendige for å kunne magasinere vann. De fleste dammene i Norge er bygget i forbindelse med vannkraftproduksjon. Vi har ca 2500 dammer som kan medføre fare for skade på mennesker, miljø eller eiendom i tilfelle brudd. Det er derfor av stor interesse å øke kunnskapen om dammenes sikkerhet. Dammens evne til å avlede flom og store vannføringer er helt vesentlig med tanke på dammens sikkerhet.

TrønderEnergi planlegger en utvidelse av flomavledningskapasiteten på dam Vasslivatn i Søvassdraget og i den forbindelse har det vært utført et fysisk modellforsøk av flomavledningsorganet på dammen.

Flomavledningsorganet er et standard lukket flomløp med overløpstørskel, samlekanal, sjakt og tunnel.

Modellen slik den står nå, er til undervisnings- og forskningsoppgaver.

Det er meget kompleks strømmingssituasjon i flomavledningsorganet i enkelte situasjoner og det er nødvendig med mer kompetanse på dette.

Når det gjelder regelverk og forvaltningspraksis kan man stille spørsmål med om gir korrekt sikkerhet på flomavledningen.

### 2 HOVEDPUNKTER I STUDIEN

Kandidaten kan bruke alt underlagsmateriale som TrønderEnergi har sendt til laboratoriet ved NTNU eller som senere vil kunne skaffe til veie i form av rapporter, notater, beregninger og tegninger.

Oppgaven skal dekke, men ikke nødvendigvis være begrenset til hovedspørsmålene nedenfor:

1. Lag et sammendrag over utførte modellforsøk på lignende hydrauliske konstruksjoner. Spesiell vektlegging av usikkerheter i resultatene.
2. Internasjonalt litteraturstudium på hydrauliske modellforsøk av lukkede flomløp eller lignende konstruksjoner.
3. Diskuter forvaltningspraksisen med friskeilstrømning i sjakt i dimensjonerende situasjon.
4. Nedstrøms vannstand er ofte en viktig faktor i flomavledningskapasiteten. Diskuter dette på dam Vasslivatn og benytt modellen slik den står i dag.
5. Overgang sjakt tunnel er også viktig i flomavledningskapasiteten. Diskuter dette ut fra teori og modellforsøk.
6. Da det ofte er meget stor innblanding av luft i sjakt er friksjonsforholdene usikre. Diskuter dette med utgangspunkt modellforsøk.
7. Det er dårlig strømningsforhold i samlekanalen mellom overløp og innløp til sjakt. Prøv forskjellige tiltak i samlekanalen og beskriv hvilken effekt dette har på strømmingen og kapasiteten til innløp sjakt.
8. Alle endringer i modellen beskrives av kandidaten samt at han skal utføre mye av endringene.

### 3 VEILEDNING, DATA OG INFORMASJON

Førsteamanuensis II Morten Skoglund vil være hovedveileder. Diskusjon med, og bidrag fra, kollegaer, studenter og medarbeidere ved NTNU, SINTEF, NVE og damciere anbefales. Bidrag som går inn i oppgaven skal alltid refereres til på korrekt måte.


Forsøkene og analysene som er utført av kandidatene i forbindelse med oppgaven må vurderes ut fra at arbeidet er en del av studiene som kreves for tildeling av graden Master i teknologi. Kandidatene og veileder står derfor fritt til å introdusere antagelser og begrensninger som i en profesjonell forsknings- eller konsulent-kontekst kunne ses på som urealistisk eller lite relevant.

### 4 RAPPORTFORMAT, REFERANSER OG ERKLÆRING

Oppgaven skal skrives i et tekstbehandlingsprogram og figurer, tabeller, foto etc. skal være av god rapportkvalitet. Rapporten skal inneholde et sammendrag, en innholdsliste, en liste over figurer og tabeller, en litteraturliste og opplysninger om andre relevante referanser. Sammendraget skal ikke overskride 450 ord og skal være egnet for elektronisk rapportering. Elektroniske data fra modellforsøk (f. eks. video og rådata fra måleutstyr) skal innleveres elektronisk på en ryddig og strukturert måte. Oppgaven skal leveres som pdf i DAIM og trykkes i tre eksemplar som leveres faglærer/institutt.

Masteroppgaven skal ikke leveres senere enn mandag 10. juni 2014.

Trondheim, 14. januar 2014

  
Morten Skoglund  
Førsteamanuensis II

## Forord

Som eit nytt ledd i modellforsøka på flomløpet til dam Vasslivatn, har arbeidet med denne masteroppgåva hatt hovudfokus på korleis dei ulike komponentane i flomløpet påverkar strøymingsforholda og flomavleiingskapasiteten til flomløpet. Sjølv om det er gjennomført fleire studiar på flomløpet allereie, er det framleis mange uavklarte spørsmål knytt til ting som strøymingssituasjonen gjennom systemet og luftinnblanding i sjakta. Håpet er at dette arbeidet kan bidra til å auka kunnskapen på eit eller fleire av desse områda.

Å vera godt kjent med modellen og korleis han fungerer frå prosjektarbeidet i haust har vore veldig fint å ta med seg inn i dette arbeidet, då det har fungert som ein fin kunnskapsplattform å byggja vidare på. Sjølve arbeidet som masterstudent har medført ein heilt ny, men minst like innhaldsrik og givande, studiesituasjon. For det vil eg takka heile studentmiljøet på Verkstedloftet, som har gjort arbeidsplassen til ein skikkeleg trivselsplass med rom for både faglege og utanomfaglege diskusjonar og aktivitetar.

Det er fleire personar som har hjelpe meg i arbeidet med denne oppgåva, og utan hjelp frå desse hadde ikkje arbeidet oppnådd den kvaliteten som vert presentert her. Eg vil takka laboratorieteknikar Geir Tesaker for alltid å vera behjelpelig når det trengs, og for generelt ein triveleg tone i laboratoriet. Slike folk er gull verdt. Eg vil også takka Berit Alstad i SINTEF for å gi meg tilgjenge til arkivet med gamle forsøksrapportar, og for å skaffa til vegs kopiar av desse rapportane til meg. Det gjorde arbeidet mitt veldig mykje lettare. Ein takk går også til Jochen Aberle for gode innspel og for tilgang på rykande fersk litteratur på temaet luftinnblanding og skalaeffektar som følgje av dette. Til slutt vil eg takka hovudrettleiar på oppgåva, professor Odd Guttormsen, som overtok som rettleiar etter at kontrakten med Morten Skoglund ovanfor var signert, for gode diskusjonar og innspel gjennom heile arbeidet. Slike store fagressursar kan ein ikkje få nok av i tilknytning til eit undervisningsmiljø som dette.

---

Eirik Vee Natvik  
Trondheim 7. juni, 2014



## Samandrag

Flomløpet til dam Vasslivatn i Hemne kommune i Sør-Trøndelag er eit lukka flomløp med overløpsterskel, sjakt, tunnel og utløp i nedstraums elv. Modellstudiar på flomløpet er tildegare blitt gjennomført i både master- og prosjektoppgåver, men spørsmål kring faktorar som påverknaden av nedstraums vasstand, luftinnblanding i sjakt og utforming av overgang sjakt tunnel og samlekanal mellom overløpsterskel og innløp sjakt har gjort det interessant med vidare forskning.

Alle skalamodellar vert påverka av skalaeffektar. Skalaeffektane aukar med aukande målestokk, og varierer ettersom kva det er som vert modellert. Desse effektane kan til ein viss grad korrigerast, men det krev samanlikningsgrunnlag frå fleire ulike modellskalaforsøk i tillegg til prototype. Luftinnblanding er døme på ein faktor der effekten av skalaeffektane ikkje er godt nok kjent. Å måla effekten luftinnblandinga har på friksjonsforholda i sjakta er difor svært komplisert, og vanskeleg å gjennomføra på ein tilfredsstillande måte.

Eit studie av gamle forsøksrapportar på liknande konstruksjonar syner at korrekt modellering av friksjon i sjakt og tunnel er den største usikkerheita i forsøka. Nye metodar og utvikling i måleutstyr gjer at tryggleiken i resultatata har vorte betre med tida.

Det finst lite forskning internasjonalt på lukka flomløp, men nokre samanliknbare element er funne.

Det er eit avvik mellom ordlyden i forskrift og retningslinjer for kontroll av dimensjonerande flom i lukka avløpssystem. Det kan tenkjast at det finst andre kriterier som kan brukast for ein slik kontroll, særskilt for korte sjakter.

Forsøk i modellen med utvida sjakt og tunnel syner at magasinvasstanden ikkje vert påverka av nivået på nedstraums vasstand, sjølv for  $Q_{PMF}$ . Systemet går med andre ord aldri fullt med denne utforminga.

Forsøk med avrunda overgang mellom sjakt og tunnel syner ein stabiliserande effekt på strøymingsforholda i overgangen. Teoretisk skal det også gi ei lita auke i flomavleiingskapasiteten, i form av redusert trykkehøgde i sjakta, men dette kunne ikkje provast i modellforsøka.

Utbetring av sålen i samlekanalen og innløpet til sjakta gjev ein stabiliserande effekt på strøymingssituasjonen i samlekanalen, men inga målbar kapasitetsauke. Den betra strøymingssituasjonen i samlekanalen gjev også ei lita betring i trykkforholda i sjakta, noko som stemmer med observasjonar frå liknande forsøk internasjonalt.

På grunn av nokre ulikskapar i utforminga av innløpet til sjakta i modellen etter diverse endringar, kan ikkje resultatata i rapporten brukast direkte. Overføringsverdien for resultatata av endringane som er utført er likevel anteken som uendra.

Alle målingar der magasinvasstanden blir påverka av undervatnet kan ikkje nyttast til andre enn kvalitative føremål. Grunnen til dette er at skaleffektar byrjar å gjera seg gjeldande i modellen når innløpet til sjakta tettar seg.

Tiltaka som er undersøkt i dette arbeidet gjev liten til ingen betring i flomavleiingskapasiteten. For dokumentert, tilfredsstillande flomavleiing vert det difor tilrådd at både sjakt og tunnel vert utvida.



## Abstract

The spillway of dam Vasslivatn in Hemne municipality in Sør-Trøndelag is a closed spillway consisting of an overflow threshold, shaft, tunnel and outlet in downstream river. Model tests on the spillway have also been conducted in previous master and project work, but questions regarding factors like downstream water level, air entrainment in the shaft and design of the transition between shaft and tunnel and area between threshold and shaft inlet have made further research interesting.

Scale effects affect all scale models. The magnitude of the scale effects increase with increasing scale, and varies depending on what effect is being modeled. These effects can to some degree be corrected, but that requires comparison data from several different scale tests as well as prototype. Air entrainment is an example of a phenomenon where the effects of the scale effects are not well known. This makes measuring the effect the air entrainment has on the friction conditions in the shaft very complicated, and difficult to conduct in a satisfying way.

A study of old model test reports on similar structures reveals correct modeling of the friction in the shaft and tunnel as the biggest uncertainty in the research. New methods and improved measurement equipment means that uncertainties in the newer reports are much lower than the old ones.

There is little research on closed spillways internationally, but some comparable elements have been found.

There is a difference in the wording in the regulations and the guidelines for check of the design flood in closed spillway systems. One could suggest other possible criteria for this check, especially for short shafts.

Experiments in the model with expanded shaft and tunnel, shows that the water level in the reservoir is unaffected by the downstream water level, even for  $Q_{PMF}$ . This means that the system is never actually filled with this design.

Experiments with a rounded transition between shaft and tunnel show a stabilizing effect on the flow conditions in the transition. This should in theory also improve the flood diversion capacity, in terms of reduced pressure level in the shaft, a little, although this could not be proven by the model studies.

Design improvements in the collecting channel and the shaft inlet gives a stabilizing effect on the flow conditions in the collecting channel, but no measurable capacity improvement. The improved flow conditions in the collecting channel also result in a small improvement in the pressure conditions in the shaft. This corresponds well with observations made in similar research internationally.

Because of some differences in the design of the shaft inlet in the model after a couple of modifications, the results in the report cannot be used directly. The transferability of the results of the changes made is nonetheless assumed as unchanged.

All measurements where the reservoir water level is affected by the downstream water level are not useful for anything else than qualitatively purposes. This is because scale effects become applicable in the model when the shaft inlet gets clogged.

The measures investigated in this work show little to no improvements of the flood diversion capacity. For documented, satisfying flood diversion, it is therefore recommended that both the shaft as well as the tunnel is expanded.

## Innhold

Forord .....	I
Samandrag .....	III
1 Innleiing.....	1
1.1 Dam Vasslivatn.....	2
1.2 Flomløpet .....	3
1.3 Flomutrekningar .....	5
1.4 Nedstraums vassføringskurve .....	6
2 Teori.....	7
2.1 Krav i Forskrift om sikkerhet ved vassdragsanlegg .....	7
2.2 Modellover .....	9
2.3 Skalaeffektar og laboratorieeffektar.....	15
2.4 Faktorar som påverkar flomavleiingskapasiteten .....	19
2.5 Strøymingstilhøve i samlekanal .....	25
2.6 Friksjon i sjakt og tunnel .....	25
2.7 Overgang mellom sjakt og tunnel .....	28
2.8 Luftinnblanding og transport av luft i vassveggar .....	29
3 Forvaltningspraksis med frispegelstrøyming i sjakt i dimensjonerande situasjon .....	33
3.1 Forskrift og retningslinjer.....	33
3.2 Forvaltningspraksis av forskrift og retningslinjer .....	33
3.3 Alternative kriterier for kontroll av dimensjonerande flom.....	37
4 Utførte modellforsøk på liknande hydrauliske konstruksjonar.....	39
4.1 Flomløb Veslebotnvatn.....	40
4.2 Flomløp Stølsvatn .....	44
4.3 Flomløp Vestredalstjern, Katlavatn, Langavatn.....	49
4.4 Nerskogen flomløp .....	51
4.5 Kraftverkene i Meråker. Modellforsøk i flomavledningskapasitet i Fjergen	53
4.6 Modellstudie av flomløpet på dam Sysenvatn.....	55
4.7 Lukka flomløp med sidekanal.....	60
4.8 Svartevassdammen – Modellforsøk for undersøkelse av kapasitet til flomløp og tappeløp .....	64
4.9 Oppsummering av usikkerheiter i resultatata .....	68
5 Hydrauliske modellforsøk på liknande konstruksjonar internasjonalt.....	71
5.1 Val Noci.....	71
5.2 Hydraulic Model Investigation of a Two-Way Drop Inlet For Floodwater Retarding Structure No. 3 Banklick Creek Watershed, Boone and Kenton Counties, Kentucky .....	73
6 Fysisk modell og modellforsøk.....	77
6.1 Tidlegare utførte modellforsøk på dam Vasslivatn.....	77
6.2 Tilbakestilling av tverrsnitt i sjakt .....	81
6.3 Overgang sjakt tunnel .....	82

6.4	Luftinnblanding og friksjonsforhold i sjakt.....	85
6.5	Tiltak i samlekanal .....	86
6.6	Gjennomføring av modellforsøk.....	88
7	Resultat.....	91
7.1	Nedstraums vasstand sin påverknad på magasinvasstanden.....	91
7.2	Avrunda overgang sjakt tunnel.....	93
7.3	Utbetring av såle i samlekanal og utforming av innløp sjakt.....	99
8	Diskusjon.....	103
8.1	Nedstraums vasstand sin påverknad på magasinvasstanden.....	103
8.2	Avrunda overgang sjakt tunnel.....	103
8.3	Utbetring av såle i samlekanal og utforming av innløp sjakt.....	106
8.4	Feilkjelder og usikkerheiter i modellforsøk.....	107
8.5	Vurdering av utbetringstiltak.....	111
9	Konklusjon.....	113
	Referansar.....	115
Vedlegg A	Bilete av modellen .....	119
Vedlegg B	Byggjeteikningar og oppmålingar .....	123
Vedlegg C	Måleresultat .....	127
Vedlegg D	Teoretiske utrekningar .....	135
Vedlegg E	Nedstraums vasstand sin påverknad på magasinvasstanden.....	137

## Figurar

Figur 1.1 Kartutsnitt over det geografiske nærområdet til Vasslivatn (Roe, 2013) ...	2
Figur 1.2 Luftsida på dam Vasslivatn (Foto: Morten Skoglund) .....	2
Figur 1.3 Terskel med gangbru og innløp til sjakt slik det er i dag (Foto: Magnhild Roe) .....	3
Figur 1.4 Lengdesnitt av tunnelsystemet .....	4
Figur 1.5 Skisse av dam og flomløp .....	5
Figur 1.6 Vassføringskurve i elv nedstrøms utløpet (Guttormsen et. al., 2013) .....	6
Figur 2.1 Kapasitetskurver ved fritt og lukka overløp (NVE, 2005) .....	8
Figur 2.2 Samheng mellom Re og Fr for $We^{0,5} = 140$ (Pfister, 2014) .....	18
Figur 2.3 Skisse av konvensjonelt tverrsnitt (Natvik, 2013) .....	21
Figur 2.4 Skisse av sjakttverrsnitt med maksimal tillaten frispegelstrøyming i sjakta (Natvik, 2013) .....	22
Figur 2.5 Avleieing av $Q_{PMF}$ eller andre kontrollflommar i lukka system (NVE, 2005) .....	23
Figur 2.6 Moodys diagram (NVE, 2010) .....	27
Figur 2.7 Falltap i bend (Guttormsen, 2006) .....	28
Figur 2.8 Strøymingsmønster i skråsakter (Guttormsen, 2006) .....	29
Figur 2.9 Overgangssone og boblesone (Guttormsen, 2006) .....	31
Figur 3.1 Uryddig strøymingssituasjon i sjakta ved $Q_{DIM}$ i modellen av flomløp Vasslivatn .....	36
Figur 4.1 Oversiktskart over Veslebotvatn (Bernsen, 1976) .....	40
Figur 4.2 Plan- og snitteikning av flomkanal (Bernsen, 1976) .....	41
Figur 4.3 Overgang flomkanal-sjakt (Bernsen, 1976) .....	42
Figur 4.4 Oversiktskart Stølsvatn (Nygaard, 1979) .....	44
Figur 4.5 Friksjon i modell (Nygaard, 1979) .....	45
Figur 4.6 Plansnitt og oppriss av utforming av terskel og flomkanal (Nygaard, 1979) .....	46
Figur 4.7 Vertikalsnitt av flomløp (Nygaard, 1979) .....	47
Figur 4.8 Måleresultat for Vestredalstjern (Nygaard, 1980) .....	50
Figur 4.9 Måleresultat for Katlavatn (Nygaard, 1980) .....	50
Figur 4.10 Trykkpulseringar i sålen 5 meter nedstrøms sjaktfoten (D. Løvdal & B. Blindheim, 1980) .....	52
Figur 4.11 Avrunda overgang sjakt - tunnel (D. Løvdal & B. Blindheim, 1980) .....	52
Figur 4.12 Planoversikt over flomløpet i Fjergen (Godtland, 1990) .....	53
Figur 4.13 Kapasitetskurver for flomløpet, $L = 77,0$ m (Godtland, 1990) .....	54
Figur 4.14 Overløpstærskel med greintunnelar. Sysendammen i bakgrunnen (Birkeland, 2008) .....	55
Figur 4.15 Lengdeprofil av flomløpet (Birkeland, 2008) .....	56
Figur 4.16 5 mm tjukke gummilister innlimt i samletunnel (Birkeland, 2008) .....	56
Figur 4.17 Falltap med 3 mm listetjukkeleik, $Q_m = 19,1$ l/s (Birkeland, 2008) .....	57
Figur 4.18 Trykkforhold ved full sjakt på flomløp Sysenvatn (Birkeland, 2008) .....	59
Figur 4.19 Forhold mellom energihøgde og minimum sjaktareal for ulike vassføringer [ $m^3/s$ ], gjeven tapsfri strøyming (Walløe, 2012) .....	60

Figur 4.20 Skilnad på målt og utrekna kapasitet (Walløe, 2012) .....	61
Figur 4.21 Usikkerheit i målingane illustrert på kapasitetskurve over overløpsterskel (Walløe, 2012) .....	62
Figur 4.22 Usikkerheit i kanargeometri (Walløe, 2012) .....	63
Figur 4.23 Flyfoto over damområdet med overløp og utløp av flomløp (NVE Atlas, referert i Bjørkmo, 2012) .....	64
Figur 4.24 Lengdesnitt av flomløpet med øvre og nedre tappeløp (Bjørkmo, 2012) .....	65
Figur 4.25 Variasjon i overløpskoeffisienten , C,på flomløp Svartevassdammen (Bjørkmo, 2012) .....	67
Figur 5.1 Opphavleg og endeleg utforming av flomløpet ved Val Noci (Pinotti & Lais, 2010) .....	72
Figur 5.2 Strøymingsrettarar i overløpet ved Val Noci (Pinotti & Lais, 2010).....	73
Figur 5.3 Innløp sjakt (Anderson, 1978).....	73
Figur 5.4 Snitteikning sjakt og overgang sjakt tunnel (Anderson, 1978).....	74
Figur 5.5 Avrunda sjaktsplittar i overgang sjakt tunnel (Anderson, 1978).....	74
Figur 6.1 Vassføringskurver frå tidlegare modellforsøk (Natvik, 2013) .....	78
Figur 6.2 Variasjon i overløpskoeffisienten, C (Natvik, 2013) .....	79
Figur 6.3 Trykkhøgde i sjakta ved dagens flomløp (Roe, 2013) .....	79
Figur 6.4 Trykkhøgde i sjakta ved delvis utvida tunnel (Roe, 2013).....	80
Figur 6.5 Tilbakestilt tverrsnittsareal i sjakt .....	81
Figur 6.6 Innsnevring i byrjing av flomtunnel (Roe, 2013).....	82
Figur 6.7 Avrunda overgang mellom sjakt og tunnel .....	83
Figur 6.8 Målsatt skisse av avrunda overgang sjakt tunnel.....	83
Figur 6.9 Opphavleg utforming av samlekanal og innløp sjakt.....	87
Figur 6.10 Samlekanal og innløp sjakt etter utbetring .....	88
Figur 6.11 Utløp flomtunnel ved $Q_{DIM}$ utan justert nedstraums vasstand.....	89
Figur 7.1 Effekt av nedstraums vasstand ved $Q_{DIM}$ .....	91
Figur 7.2 Effekt av nedstraums vasstand ved $Q_{PMF}$ .....	92
Figur 7.3 Kapasitetskurver med skarp og avrunda overgang sjakt tunnel.....	93
Figur 7.4 Variasjon i magasinvasstand over tid med skarp overgang sjakt tunnel..	94
Figur 7.5 Variasjon i magasinvasstand over tid med avrunda overgang sjakt tunnel .....	94
Figur 7.6 Trykkhøgde i sjakt med skarp og avrunda overgang sjakt tunnel .....	95
Figur 7.7 Variasjon i trykkhøgde i sjakt over tid med skarp overgang sjakt tunnel ved start pulseringar i samlekanal .....	96
Figur 7.8 Variasjon i trykkhøgde i sjakt over tid med skarp overgang sjakt tunnel ved $Q_{PMF}$ .....	97
Figur 7.9 Variasjon i trykkhøgde i sjakt over tid med avrunda overgang sjakt tunnel ved start pulseringar i samlekanal .....	98
Figur 7.10 Variasjon i trykkhøgde i sjakt over tid med avrunda overgang sjakt tunnel ved $Q_{PMF}$ .....	98
Figur 7.11 Kapasitetskurve før og etter utbetring i samlekanal.....	99
Figur 7.12 Variasjon i overløpskoeffisienten, C, før og etter utbetring i samlekanal .....	100
Figur 7.13 Variasjon i magasinvasstand rundt $Q_{PMF}$ etter utbetring i samlekanal .	100
Figur 7.14 Trykkforhold i sjakt før og etter utbetring i samlekanal .....	101

Figur 7.15 Variasjon i trykkhøgd over tid kring start pulseringar samlekanal etter utbetring i samlekanal .....	101
Figur 7.16 Variasjon i trykkhøgd over tid rundt start pulseringar før og etter utbetring i samlekanal .....	102
Figur 8.1 Korrelasjon mellom målte Manningstal og målte midlare tunnelareal (Guttormsen, 2006).....	109
Figur 8.2 Skisse av overgang sjakt tunnel i prototype.....	110
Figur 8.3 Skisse av overgang sjakt tunnel etter tilbakestilling av sjakttverrsnitt i modell.....	110

## Tabellar

Tabell 1.1 Fakta dam Vasslivatn .....	3
Tabell 1.2 Fakta om flomløpet .....	4
Tabell 1.3 Flomtilhøve dam Vasslivatn .....	5
Tabell 2.1 Skaleringsfaktorar ved Froudes modellov .....	12
Tabell 2.2 Skaleringsfaktorar ved Reynolds modellov .....	13
Tabell 2.3 Skaleringsfaktorar ved Webers modellov .....	15
Tabell 2.4 Singulær- og friksjonstap i lukka avløpssystem (Lia, 2013) .....	24
Tabell 4.1 Kontroll av friksjon i modellen (Birkeland, 2008) .....	58
Tabell 4.2 Resultat frå friksjonsmåling i modell på Svartevassdammen (Bjørkmo, 2012) .....	66
Tabell 6.1 Utforska tverrsnittsarealkombinasjonar i sjakt og tunnel .....	77
Tabell 6.2 Tapsfaktor i bend for avrunda overgang sjakt tunnel .....	84
Tabell 6.3 Teoretisk falltap i bend med skarp og avrunda overgang sjakt tunnel .....	85
Tabell 6.4 Parametrar for utrekning av Froude- og Reynoldstalet i modell .....	86



# 1 Innleiing

Flomløpet til dam Vasslivatn i Hemne kommune er eit separat, lukka flomløp med overløpsterskel, sjakt, tunnel og utløp i nedstraums elv.

Etter siste revurdering i 2011 vart det konkludert med at flomløpet til dam Vasslivatn ikkje tilfredsstillar krava til flomavleiing for fyllingsdammar i Forskrift om sikkerhet ved vassdragsanlegg. Saman med ein uryddig strøymingssituasjon i samlekanalen gjorde dette at Norges vassdrags- og energidirektorat (NVE) la ned krav om fysisk modellstudie som grunnlag for å fastsetja kapasiteten til flomavleiingssystemet.

For store flommar er vasstanden i elva eit stort usikkerheitsmoment. Det skal difor undersøkast korleis endringar i denne vasstanden påverkar flomavleiingskapasiteten.

Modellen vart bygd vinter/vår 2013, og modellstudie med dagens situasjon og med utvida tverssnitt i tunnelen vart utført i masteroppgåve av Magnhild Roe seint denne våren. Konklusjonen her var at flomavleiingskapasiteten ikkje er god nok, verken for dagens situasjon eller med utvida tunneltverrsnitt. Nye modellforsøk med utviding av sjakta i tillegg til tunnelen vart difor gjennomført av Eirik Vee Natvik i desember 2013. Desse forsøka viste stor overkapasitet og eit flomløp som tilfredsstillar alle krav i høve alle forskrifter og retningslinjer.

Som eit vidare arbeid med modellen blir det sett på som interessant å gjera forsøk for nærare å undersøka effekten av nedstraums vasstand på vasstanden i magasinet, overgangen mellom sjakt og tunnel og utforminga av denne, friksjonstilhøva i sjakta med tanke på den store luftinnblandinga og uryddige strøymingssituasjonen, samt strøymingstilhøva i samlekanalen mellom overløpet og innløpet til sjakta.

Oppgåva omfattar også ein diskusjon kring kravet til NVE om frispegelstrøyming i sjakt i dimensjonerande situasjon, i tillegg til eit arbeid der det blir sett nærare på andre liknande modellforsøk, både ved NTNU/SINTEF og internasjonalt.

Det meste av innhaldet i kapittel 1 og 2 er henta direkte frå oppgåva til Natvik (2013).

## 1.1 Dam Vasslivatn

Dam Vasslivatn ligg i Søavassdraget i Hemne kommune i Sør-Trøndelag, sjå kart, Figur 1.1. Dammen er eigd av TrønderEnergi Kraft AS (TrønderEnergi).



Figur 1.1 Kartutsnitt over det geografiske nærområdet til Vasslivatn (Roe, 2013)

Ved vasstandar høgare enn kote 277,1 utgjer Vasslivatn og Søvatn eitt samanhengande magasin. Vegetasjonen i tilsigsfeltet består av gran og furu i lågtliggende delar, elles er det fjellbjørkeskog opp til skoggrensa som ligg på om lag 500 m.o.h. (Roe, 2013). Feltet strekk seg frå 47 m.o.h. til 1039 m.o.h. (Roe, 2013).

Vasslivatn er inntaksmagasinet til Sjøa kraftverk. Sjøa kraftverk har ein installert effekt på 37 MW og ein årleg produksjon på 195 GWh (TrønderEnergi).

Dam Vasslivatn er ein 25 meter høg steinfallingsdam med skråstilt tetningskjerne av morene. Figur 1.2 syner luftsida av dammen.



Figur 1.2 Luftsida på dam Vasslivatn (Foto: Morten Skoglund)

Tabell 1.1 syner fakta om dammen.

**Tabell 1.1 Fakta dam Vasslivatn**

Damhøgde [m]	25
Kronelengde [m]	140
Damkrone nivå [m.o.h.]	284
Tetningskjerne nivå [m.o.h.]	281,5
Konsekvensklasse	3
Høgste regulerte vasstand (HRV) [m.o.h.]	279,83
Lågaste regulerte vasstand (LRV) [m.o.h.]	260,0
Magasinvolum [mill. m <sup>3</sup> ]	43
Byggjeår	1967-1968

## 1.2 Flomløpet

Flomløpet er eit separat, lukka flomløp med overløpsterskel der vatnet vert leia inn i ei sjakt via ein utsprengt kanal med fall mot sjaktinnløpet, sjå Figur 1.3.



**Figur 1.3 Terskel med gangbru og innløp til sjakt slik det er i dag (Foto: Magnhild Roe)**

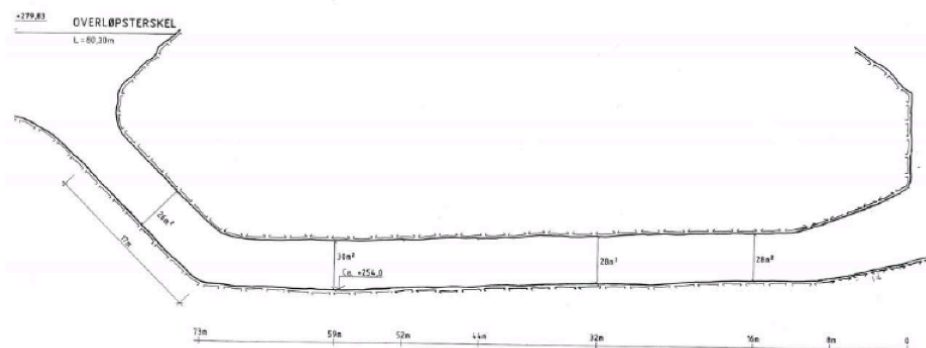
På terskelen står det 26 søyler (Skoglund, 9. desember 2013), kvar med ein diameter 0,24 meter (Roe, 2013, s. 3), som støttar opp ei gangbru. Sjakta er 20 meter lang og har ei helling på 45°. Tunnelen er horisontal og er 73 meter lang. Siste del av tunnelen har helling oppover, og terskelen ved utløpet ligg så lågt at tunnelutløpet er dykka ved dei fleste vassføringar. Flomløpet vert difor kalla flomløp med vasslås. Både sjakt og tunnel har form som eit klassisk tunnelverrsnitt.

Tabell 1.2 syner fakta om flomløpet.

Tabell 1.2 Fakta om flomløpet

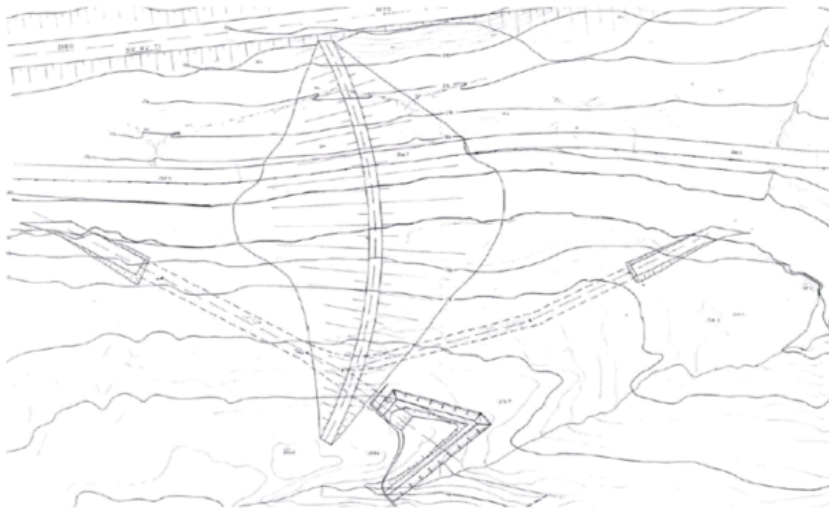
Tilgjengeleg terskellengde (ekskludert søylene) [m]	80,3
Total terskellengde (inkludert søylene) [m]	86,5
Tal brusøyler	26
Fri høgde mellom topp terskel og bru [m]	2,0
Topp skråsjakt [m.o.h.]	274
Botn skråsjakt [m.o.h.]	254
Tverrsnitt skråsjakt [m <sup>2</sup> ]	26
Helling skråsjakt [°]	45
Lengde skråsjakt [m]	20
Tverrsnitt tunnel [m <sup>2</sup> ]	28
Lengde tunnel [m]	73
Tunnelheng utløp [m.o.h.]	261

Figur 1.4 viser eit lengdesnitt av flomløpet.



Figur 1.4 Lengdesnitt av tunnelsystemet

Figur 1.5 viser ei skisse av korleis flomløpet ligg i høve til fyllingsdammen, og korleis omløpstunnelen kjem inn på flomtunnelen rett nedanfor sjakta.



Figur 1.5 Skisse av dam og flomløp

### 1.3 Flomutrekningar

Nye flomutrekningar for dam Vasslivatn vart utført i 2006 (Sand, 2006, referert i Roe, 2013). Tabell 1.3 syner resultatata av denne flomutrekninga.

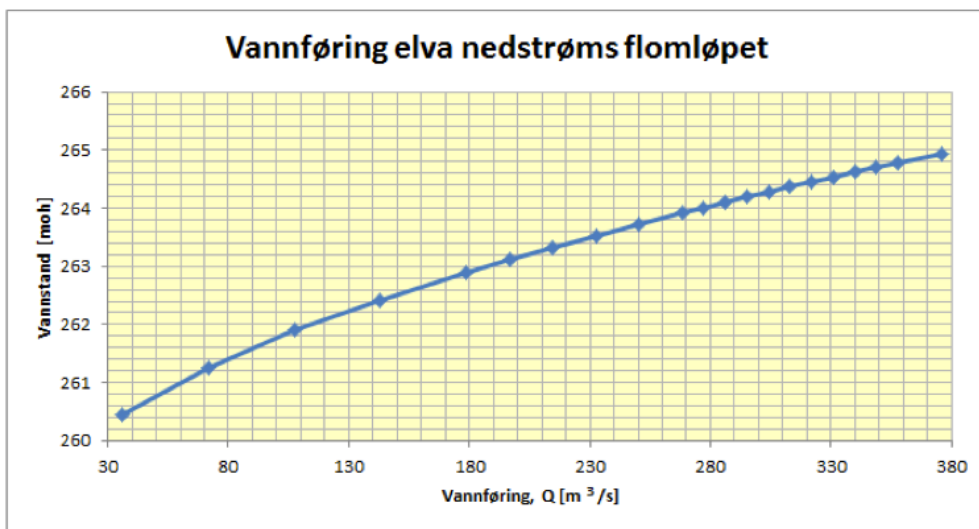
Tabell 1.3 Flomtilhøve dam Vasslivatn

	$Q_{dim}$	$Q_{PMF}$
Tilløpsflom, $Q$ [ $m^3/s$ ]	207	366
Avløpsflom, $Q$ [ $m^3/s$ ]	200	360
Maksimal tillaten vasstandsstigning [m.o.h.]	281,0	281,5
Maksimal tillaten vasstandsstigning [m]	1,15	1,65

Dam Vasslivatn ligg i eit område av NVE klassifisert som hydrologisk godheitsklasse IV (Møte dam Vasslivatn, 22. oktober 2013). I praksis betyr dette at utrekna dimensjonerande flom må påleggjast eit tillegg på om lag 20 % (Skoglund, 9. desember 2013). Her er eventuelle klimatillegg for sannsynleg framtidig flomauke neglisjert, då dette førebels ikkje er eit krav frå NVE si side (Skoglund, 9. desember 2013). Dette medfører at flomavleiingssystemet til dam Vasslivatn må kunna handtera ein dimensjonerande avløpsflom på 240  $m^3/s$ .

## 1.4 Nedstraums vassføringskurve

Ei HEC-RAS utrekning er gjort for å laga ei vassføringskurve for vasstanden i elva nedstraums utløpet (Guttormsen et. al., 2013). Denne kurva vert nytta som grunnlag for å stilla inn nedstraums vasstand i modellen. Figur 1.6 syner vassføringskurva.



Figur 1.6 Vassføringskurve i elv nedstraums utløpet (Guttormsen et. al., 2013)

## 2 Teori

### 2.1 Krav i Forskrift om sikkerhet ved vassdragsanlegg

§5-8 i Forskrift om sikkerhet ved vassdragsanlegg (Damsikkerhetsforskriften) stiller krav til korleis flomavleiing ved norske damanlegg skal skje og korleis kapasiteten skal fastsetjast.

Dimensjonering av nye flomløp, og ombygging og revurdering av eksisterande flomløp skal samordnast med gjeldande flomutrekningar. Dammar skal ha flomløp med tilstrekkeleg kapasitet til å avleia dimensjonerande avløpsflom ved dimensjonerande flomvasstand, og flomavleiinga skal kunna skje utan fare for tryggleiken til dammen.

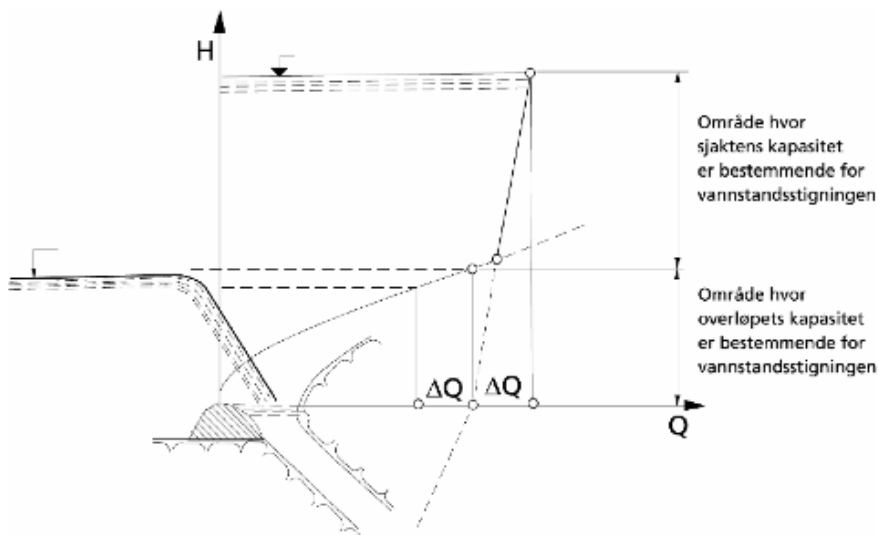
Flomavleiinga skal fortrinnsvis skje ved faste overløp med standard overløpsprofil. Utforming som avviker frå dette kan nyttast om avleiingskapasiteten og stabiliteten er tilfredsstillande dokumentert. Manøvrerbare flomløp skal berre nyttast der dei tryggleiksmessige konsekvensane ved funksjonssvikt er små.

Dersom flomavleiinga skjer gjennom sjakt eller tunnel (lukka avløp), skal desse utformast slik at det blir frispegelstrøyming i øvre del av systemet ved avleiing av dimensjonerande avløpsflom ( $Q_{DIM}$ ). Overgangen frå overløpsterskel til sjakt eller tunnel skal gjevast ei god hydraulisk utforming, slik at denne delen av flomløpet ikkje vert avgrensande for kapasiteten. Ved avleiing av påreknaleg maksimal avløpsflom ( $Q_{PMF}$ ) vert rørstrøyming tillate ved at heile tverrsnittet går vassfylt, gjeve at overløpet er bestemmande for vasstanden i magasinet.

Den totale kapasiteten til flomløpet i forhold til vasstandar og lukeopningar skal reknast utifrå anerkjende metodar, eventuelt på grunnlag av hydrauliske modellforsøk eller prøvetapping.

### 2.1.1 Retningslinjer for flomløp

Retningslinjer for flomløp (Norges vassdrags- og energidirektorat [NVE], 2005) syner korleis flomavleiingskapasiteten til norske flomløp skal reknast ut og vurderast. Om eit overløp går over i ein lukka vassveg, som sjakt eller tunnel, eller ein kombinasjon av begge, skal særskilte omsyn ved dimensjonering og utforming takast. Konsekvensane ved ei auke utover forventa vassføring eller ved reduksjon av kapasiteten er vesentleg ulik ved eit lukka avløp i høve til eit opent avløp. Figur 2.1 syner at ei lita auke i vassføringa, som ved eit fritt overløp berre vil gje ei lita auke i vasstanden, vil gje ei betydeleg stigning i vasstanden i eit lukka avløp som alt går fullt.



Figur 2.1 Kapasitetskurver ved fritt og lukka overløp (NVE, 2005)

Ved avleiing av dimensjonerande avløpsflom er frispegelstrøyming i systemet ein føresetnad, og det vert normalt ikkje tillate at meir enn 70 % av tverrsnittet går vassfylt.

$$A_{\text{vassfylt tverrsnitt}} = 0,7 * A_{\text{totalt tverrsnitt}} \quad (2.1)$$

Normalstrøyming kan antakast. Det er også vanleg praksis at ikkje meir enn 1/3 av lengda til sjakta skal vera fylt ved dimensjonerande avløpsflom (M. Skoglund, personleg kommunikasjon, 9. desember 2013).

Dam Vasslivatn er plassert i brotkonsekvensklasse 3 (Dalsnes, 2011, referert i Guttormsen et. al., 2013, s. 7). For dammar i brotkonsekvensklasse 2 og 3 utan ekstraordinære avleiingshøve, skal det lukka systemet også vera dimensjonert for å avleia påreknaleg maksimal avløpsflom. Heile tverrsnittet kan då gå vassfylt, så



lenge overløpsterskelen er bestemmande for vasstanden i magasinet utan påverknad frå undervatnet i den vassfylte sjakta (NVE, 2005).

Veileder for fyllingsdammer (NVE, 2012) stiller krav til fribord for dei ulike sonene i dammen. Ved dimensjonerande flomvasstand skal topp av sentral tetning liggja minimum 0,5 m, tillagt vindoppstuvning. Ved pårekeleg maksimal flomvasstand vert det tillate at noko vatn renn over kjernen så lenge damtoppen og nedstraums skråning tåler det.

### 2.1.2 Flomløpet i forhold til forskrifta

I oppgåvestillinga til prosjektoppgåva til Eirik Vee Natvik (Skoglund, 2013) står det eit avsnitt om vurderingar av flomutrekningane i høve til forskrifta. Dam Vasslivatn vart revurdert siste gongen i 2011. Rapporten konkluderte med at det ville vera god nok kapasitet for flomløpet til å ta unna dimensjonerande flom med frispegelstrøyming i sjakta. Vidare vart kapasiteten ved vasstand i samlekanalen lik høgste regulerte vasstand (HRV) estimert til ein stad mellom 250 m<sup>3</sup>/s og 280 m<sup>3</sup>/s. Dette vil føre til at vasstanden vil stiga over topp kjerne og filter ved ein  $Q_{PMF}$ -situasjon. Ei routing av  $Q_{PMF}$  gjennom magasinet med omsyn til gjennomstrøyming gjennom dammen gav maksimal vasstand på 1,6 meter over topp tetning og 0,8 meter under topp dam.

## 2.2 Modellover

Ein fysisk modell skal representera røynsla på ein best mogleg måte. For at resultatata frå ein fysisk modelltest skal vera gyldige, må modellen vera lik prototypen både geometrisk, dynamisk og kinematisk (Guttormsen, 2006, s. 283).

Geometrisk likskap vil seia at alle geometriske tilhøve i modellen er dei same som i prototypen (Aberle, 2013).

$$L_r = \frac{L_m}{L_p} \quad (2.2)$$

Her er:

L – lengde [m]

r – forholdet mellom modell og prototype

m – modell

p – prototype

Kinematisk likskap betyr at strøyminga i modellen er lik strøyminga i prototypen. I praksis vil det seia at alle strøymingshastigheiter vert skalert med same faktor og følgjer same geometriske mønster som i prototypen (Aberle, 2013).

$$v_r = \frac{v_m}{v_p} \quad (2.3)$$

Her er:

v – hastigheita til vatnet [m/s]  
 r – forholdet mellom modell og prototype  
 m – modell  
 p – prototype

Dynamisk likskap betyr at kreftene som verkar i eit kvart fast punkt i modellen og i prototypen skal stå i same forhold til kvarandre. Dersom alle kreftene i modellen har same forhold som i prototypen, er det perfekt dynamisk likskap (Aberle, 2013).

$$F_r = \frac{F_{m,1}}{F_{p,1}} = \frac{F_{m,2}}{F_{p,2}} = \frac{F_{m,3}}{F_{p,3}} = \dots \quad (2.4)$$

Her er:

F – kraft [N]  
 r – forholdet mellom modell og prototype  
 m – modell  
 p – prototype

Dette er berre mogleg når skaleringsfaktoren er 1, altså same skala som i prototype (Aberle, 2013).

Ei anna moglegheit er å ha samla dynamisk likskap, som vil seia at forholdet mellom summen av alle kreftene som verkar i eit punkt er det same i modell og i prototyp (Aberle, 2013).

$$F_r = \frac{\Sigma F_m}{\Sigma F_p} \quad (2.5)$$

Dynamisk likskap er den viktigaste faktoren i fysisk modellering. Når dynamisk og geometrisk likskap er oppnådd, vil det også vera kinematisk likskap (Guttormsen, 2006, s. 284).

### 2.2.1 Froudes modellov

Froudetalet skildrar forholdet mellom væskehastigheita og bølgehastigheita i ei væske (Froude number, 2013).

$$Fr = \frac{v}{c} \quad (2.6)$$

Her er:

Fr - Froudetalet  
v - væskehastigheit [m/s]  
c - bølgehastigheit [m/s]

I hydrodynamikken er Froudetalet definert som (Newman, 1977, referert i Froude number, 2013):

$$Fr = \frac{v}{\sqrt{gL}} \quad (2.7)$$

Her er:

Fr - Froudetalet  
v - hastigheit [m/s]  
g - tyngdeakselerasjonen [m/s<sup>2</sup>]  
L - lengde [m]

Froudes modellov vert brukt i nesten alle modellar av elver og hydrauliske strukturar. Skaleringskriteriet er at Froudetalet er likt i modell og i prototype (Aberle, 2013).

$$Fr_r = \frac{Fr_m}{Fr_p} = 1 \quad (2.8)$$

Her er:

Fr - Froudetalet  
r - forholdet mellom modell og prototype  
m - modell  
p - prototype

Ved å kombinera likning 2.7 og 2.8 kan dei ulike skaleringsfaktorane utleiast:

$$Fr_r = \frac{v_r}{\sqrt{g_r L_r}} = 1 \quad (2.9)$$

Tyngdekrafta i prototype og i modell er den same, og får då  $g_r = 1$ . Modellova vert då:

$$v_r = \sqrt{L_r} \quad (2.10)$$

Tabell 2.1 viser ei oversikt over dei mest brukte skaleringsfaktorane mellom modell og prototype for Froudes modellov.

**Tabell 2.1 Skaleringsfaktorar ved Froudes modellov**

Dimensjon	Eining	Geometrisk samanheng
Lengde	m	$L_r$
Areal	$m^2$	$L_r^2$
Volum	$m^3$	$L_r^3$
Hastigheit	m/s	$L_r^{1/2}$
Tid	s	$L_r^{1/2}$
Vassføring	$m^3/s$	$L_r^{5/2}$
Manningstalet	$m^{1/3}/s$	$L_r^{-1/6}$

Froudes modellov tek omsyn til gravitasjon og tregleikskrefter, men neglisjerer viskositet og overflatespenning. I turbulent strøyming er viskositet og overflatespenning neglisjerbare, og Froudes modellov gjev difor eit godt bilete av røynda der dette er tilfelle (Aberle, 2013).

### 2.2.2 Reynolds modellov

Reynoldstalet skildrar forholdet mellom tregleikskreftene og viskositetskraftene i ei væske (NASA, 2009).

$$Re = \frac{F_i}{F_\mu} = \frac{\rho v L}{\mu} \quad (2.11)$$

Her er:

- Re – Reynoldstalet
- $F_i$  – tregleikskrefter [N]
- $F_\mu$  – viskositetskraftene [N]
- $\rho$  – densitet [ $kg/m^3$ ]
- $v$  – hastigheit [m/s]
- $L$  – lengde [m]
- $\mu$  – dynamisk viskositet [ $Pa*s$ ]

Reynolds modellov er ofte brukt i modellar med laminære strøymingssituasjonar. Skaleringskriteriet er at Reynolds tal er likt i modell og i prototype (Aberle, 2013).

$$Re_r = \frac{Re_m}{Re_p} = 1 \quad (2.12)$$

Her er:

Re – Reynoldstalet  
r – forholdet mellom modell og prototype  
m – modell  
p – prototype

Ved å kombinera likning 2.11 og 2.12 kan dei ulike skaleringsfaktorane utleiast:

$$Re_r = \frac{\rho_r v_r L_r}{\mu_r} = 1 \quad (2.13)$$

Densiteten og den dynamiske viskositeten til væska i prototype og modell er den same, og får då at  $\rho_r = 1$  og  $\mu_r = 1$ . Modellova vert då:

$$v_r = \frac{1}{L_r} \quad (2.14)$$

Tabell 2.2 viser ei oversikt over dei mest brukte skaleringsfaktorane mellom modell og prototype for Reynolds modellov.

**Tabell 2.2 Skaleringsfaktorar ved Reynolds modellov**

Dimensjon	Eining	Geometrisk samanheng
Lengde	m	$L_r$
Areal	$m^2$	$L_r^2$
Volum	$m^3$	$L_r^3$
Hastigheit	m/s	$L_r^{-1}$
Tid	s	$L_r^2$
Vassføring	$m^3/s$	$L_r$
Manningstalet	$m^{1/3}/s$	$L_r^{-5/3}$

Reynolds modellov vert ofte brukt når laminære strøymingstilhøve skal modellerast, då viskositet og overflatespenning er viktige faktorar som her vert teke omsyn til.

### 2.2.3 Webers modell

Webertalet skildrar forholdet mellom tregleiskreftene og kreftene i overflatespenninga i ei væske (Heller, 2011).

$$We = \frac{F_i}{F_\sigma} = \frac{\rho v^2 L}{\sigma} \quad (2.15)$$

Her er:

- We – Webertalet
- $F_i$  – tregleiskrefter [N]
- $F_\mu$  – overflatespenningskrefter [N]
- $\rho$  – densitet [kg/m<sup>3</sup>]
- v – hastighet [m/s]
- L – lengde [m]
- $\sigma$  – einingsoverflatespenninga [N/m]

Skaleringskriteriet er at Webertalet er likt i modell og i prototype.

$$We_r = \frac{We_m}{We_p} = 1 \quad (2.16)$$

Her er:

- We – Webertalet
- r – forholdet mellom modell og prototype
- m – modell
- p – prototype

Ved å kombinera likning 2.15 og 2.16 kan dei ulike skaleringsfaktorane utleiast:

$$We_r = \frac{\rho_r v_r^2 L_r}{\sigma_r} = 1 \quad (2.17)$$

Densiteten og einingsoverflatespenninga til væska er den same i prototype og modell, og får då at  $\rho_r = 1$  og  $\sigma_r = 1$ . Modellova vert då:

$$v_r = \sqrt{\frac{1}{L_r}} = L_r^{-\frac{1}{2}} \quad (2.18)$$

Tabell 2.2 viser ei oversikt over dei mest brukte skaleringsfaktorane mellom modell og prototype for Webers modell.

**Tabell 2.3 Skaleringsfaktorar ved Webers modell**

Dimensjon	Eining	Geometrisk samanheng
Lengde	m	$L_r$
Areal	$m^2$	$L_r^2$
Volum	$m^3$	$L_r^3$
Hastigheit	m/s	$L_r^{-1/2}$
Tid	s	$L_r^{3/2}$
Vassføring	$m^3/s$	$L_r^{3/2}$
Manningstalet	$m^{1/3}/s$	$L_r^{-5/3}$

Webers modell vil kunna eigna seg godt om ein studerer strøyming over tersklar med veldig lite fall (Moholdt, 2012).

## 2.3 Skalaeffektar og laboratorieeffektar

Ein modell vil aldri kunna representera røynda heilt nøyaktig, med mindre han er ein eksakt kopi av prototypen i same skala. Generelt aukar skalaeffektane med aukande modellmålestokk. Ein gjeven skalastorleik er ikkje bestemmande for om skalaeffektar er neglisjerbare eller ikkje. Det kjem an på kva type modell det er snakk om, og kva type krefter som er dominerande i modellen. Ulike krefter vert påverka forskjellig av skalaeffektar (Heller, 2011).

Overflatekreftene i ei væske vil vera dei same uansett skala. I ein modell som er mindre enn prototypen vil vassdjupet vera skalert ned, og overflatekreftene vil ha ei sterkare relativ betydning i modellen enn i prototypen. Det vil likevel vera mogleg å gjera ei kvalitativ vurdering på om modellen over- eller underestimerer som følge av dette (Heller, 2011). Overflatespenningar vil påverka resultatet i Froudeskalerte modellar om vassdjupet er lågare enn 15 mm (Aberle, 2013).

Heller (2011) lanserer tre måtar å handtera skalaeffektar i modell på. Det er anten å unngå, kompensera for eller å korrigera. Korleis dette kan gjerast varierer etter kva type skalaeffektar det er snakk om. Samanlikning av data frå modell og prototype kan hjelpa til å skalera feil som følge av skalaeffektar, eller i det minste seia kvalitativt om modellen over- eller underestimerer (Heller, 2011).

Laboratorieeffektar kan også gjera seg gjeldande. Dette kan skje på grunn av faktorar som avgrensa rom, komplisert modellbygging grunna til dømes vanskeleg geometri, samt instrument og måling (Aberle, 2013).

### 2.3.1 Modellering av to-fase luft-vatn-strøyming i fysiske hydrauliske modellar

Pfister (2014) skildrar kunnskapen om luftbobleinnblanding og -transport som essensiell for å kunna skildra strøymingsegenskapane, inkludert fribordhøgde, friksjonstap og luft-vatn-overføringsrate (Chanson, 1997, Rao, Kobus & Barczewski, 1975, Wood, 1991, referert i Pfister, 2014).

Luftbobler kan ikkje skalerast ned. Dei har same storleik uavhengig av skala (Aberle, 2013). Overflatespenningar er stort sett irrelevante ved modellforsøk, men er relevant for modellar med luftinnblanding (Martin & Pohl, 2000, referert i Heller, 2011). Dominante overflatespenningar i modellen kan medføre relativt større luftbobler, og at luftbobler forsvinn raskare i modellen. Dette medfører mindre volumfraksjonar av luft i modellen i høve til i prototype (Chanson, 1996, referert i Heller, 2011). Dette betyr at dersom luftinnblanding er ei problemstilling, så vil resultatane frå eit modellforsøk bli noko unøyaktige og ikkje direkte overførbare. Prosessar som inkluderer luft må difor modellerast i relativt stor skala for å unngå signifikante skalaeffektar (Chanson, 2009, referert i Heller, 2011). Ulike strøymingssituasjonar vil likevel kunna studerast og samanliknast med ganske stor nytteverdi.

Korrekt modellering av to-fase luft-vatn-strøyming krev full dynamisk likskap. Dette er fordi at Weber-, Reynolds- og Froudetallet må vera identiske i prototype og i modell, då alle dei relaterte kreftene påverkar luftinnblandinga og transportfunksjonane (Pfister & Hager, 2014b). Dette er umogleg å oppnå, med mindre ei væske med andre eigenskapar enn vatn (og luft) blir nytta i modellen (Pfister & Hager, 2014a).

Pfister og Hager (2014a) skildrar Mortontallet,  $Mo$ , som ein nøkkelparameter i modellering av to-fase luft-vatn-strøyming. Denne dimensjonslause parameteren vart utvikla samband med dimensjonsanalyse for boblestigning i væske med motstand på 1930-talet, og er definert som

$$Mo = \frac{g\mu^4}{\rho\sigma^3} = \frac{We^3}{Fr^2Re^4} \quad (2.19)$$

Her er:

- $Mo$  – Mortontallet
- $g$  – tyngdeakselerasjonen [ $m/s^2$ ]
- $\mu$  – dynamisk viskositet [ $m^2/s$ ]
- $\rho$  – densitet [ $kg/m^3$ ]
- $\sigma$  – einingsoverflatespenninga [ $N/m$ ]
- $We$  – Webertallet
- $Fr$  – Froudetallet
- $Re$  – Reynoldstallet

For to-fase luft-vatn-strøyming er Morton-tallet lik  $Mo = 3,89 \cdot 10^{-11}$  ved å nytta væskeegenskapane til vatn ved  $15^\circ C$  (Pfister, 2014).



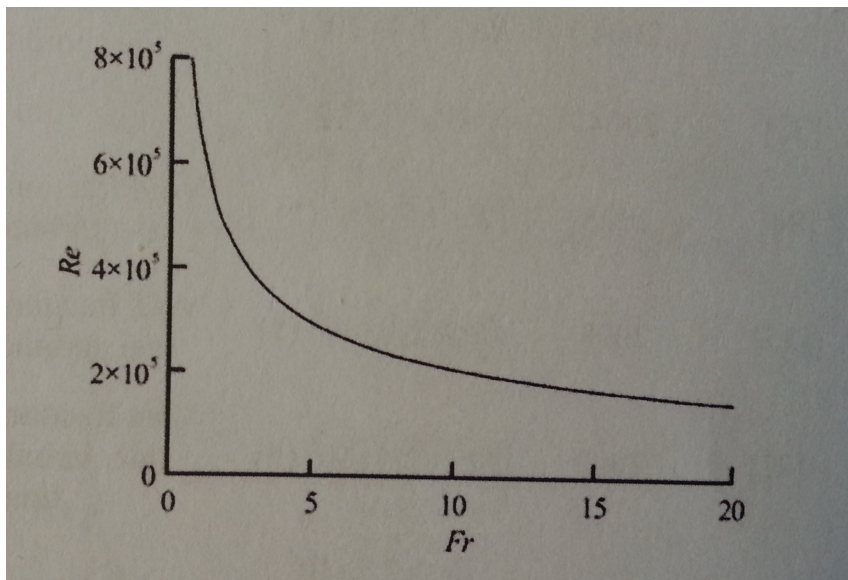
Pfister og Chanson (2012) fastslår at lufttransporten i fysiske hydrauliske modeller er underestimert i forhold til prototype. Dette grunngjev dei med at den interne strøymingsturbulensen (Reynoldstalet) er underestimert i modell, medan overflatespenninga (Webertalet) er overestimert (Chanson, 2009, referert i Pfister & Chanson, 2012). Pfister (2014) påpeiker at overflateturbulensen kan vera svært ulik i modell og i prototype trass i identisk Froudetal.

Pfister (2014) nemner to måtar å kombinera Froudeskalering med rimeleg god approksimasjon av luftinnblanding i modell. Turbulens og overflatekarakteristikkar blir då rimeleg like, men ikkje identiske slik som i prototype. Den første er å ha ein maksimal skala på 1:10 (Chanson, 1997, Boes, 2000, referert i Pfister, 2014), eller å respektera minimumsverdiar for Reynolds- og Webertalet. Pfister & Chanson (2012) lanserer følgjande grenseverdiar for høgghastigheits to-fase luft-vatn-strøyming ved Froudeskalering:  $We^{0,5} > 140$  eller  $Re > 2 - 3 * 10^{-5}$ . Dersom den eine verdien er oppfylt, så er den andre implisitt også oppfylt. Dette vert støtta av Haberman & Morton (1953, referert i Pfister & Hager, 2014a), som seier at effekten av Mortontalet på bobleoppførsel, som kan linkast til luftkonsentrasjon i modell, er neglisjerbar dersom grenser for We og Re vert respektert. Dei konkluderte med at effekten av "feil" væske i modell (vatn) ikkje hadde nokon dominerande effekt på luft-vatn-strøymingsfunksjonane dersom gitte grenseverdiar vart respektert. Desse grenseverdiane er blitt strengare og strengare med tida. Pfister (2014) påpeiker at ved høg hastigheit og to-fase strøyming er forholda meir komplekse enn dette, men at nokre av analogiane framleis er interessante.

Ei transformering av likning 2.19 gjev ein direkte samanheng mellom Reynoldstalet og Webertalet.

$$Re = \left( \frac{We^3}{Fr^2 Mo} \right)^{1/4} \quad (2.20)$$

Figur 2.2 syner eit diagram med samanhengen mellom Froude- og Reynoldstalet for  $We^{0.5} = 140$  med vatn ved  $15\text{ }^{\circ}\text{C}$  ( $Mo = 3,89 \cdot 10^{-11}$ ). Figuren syner at modellar/straumar med lågt Froudetal krev høgare Reynoldstal for å tilfredsstilla krav til akseptable skalaeffektar.



Figur 2.2 Samanheng mellom  $Re$  og  $Fr$  for  $We^{0.5} = 140$  (Pfister, 2014)

Pfister (2014) syner til resultat frå ferske eksperimentelle undersøkingar som viser at nokre parametarar, til dømes boblestorleik og turbulensskala, sannsynlegvis blir påverka av skalaeffektar opp til modellskala så store som 2:1-3:1. Pfister konkluderer vidare med at uansett kriterier for kva som kan attskapa liknande forhold for to-fase luft-vatn-strøyming i modell, så trengs det fleire full-skala prototypedata for slike tilfelle før resultat frå modellforsøk kan stolast på.

## 2.4 Faktorar som påverkar flomavleiingskapasiteten

Natvik (2013) gjorde eit arbeid med å rekna ut den teoretiske flomavleiingskapasiteten til flomløpet til dam Vasslivatn. Dette vart gjort ved å gå gjennom flomløpet del for del, og eit utdrag av grunnlaget bak utrekningane er presentert nedanfor. Resultata kan finnast i den aktuelle rapporten.

### 2.4.1 Overløpsterskel

I Retningslinjer for flomløp (NVE, 2005) finst formelen for overløpsterskel. Denne formelen gjeld for rett og svakt bua overløp.

$$Q = C * L_{eff} * H_o^{3/2} \quad (2.21)$$

Her er:

- Q – total kapasitet [m<sup>3</sup>/s]
- C – overløpskoeffisient [m<sup>1/2</sup>/s]
- L<sub>eff</sub> – effektiv overløpslengd [m]
- H<sub>0</sub> – overløpshøgde [m]

Den effektiv overløpslengda vert påverka av tal pilarar og hjørne/landfeste på grunn av sidekontraksjon.

$$L_{eff} = L_{lysopning} - (0,1 * n * H_0) \quad (2.22)$$

Her er:

- L<sub>eff</sub> – effektiv overløpslengd [m]
- L<sub>lysopning</sub> – lysopninga langs overløpet [m]
- n – tal kontraksjonar
- H<sub>0</sub> – overløpshøgde [m]

Overløpskoeffisienten C er ein funksjon av ulike faktorar.

$$C = C_0 * k_1 * k_2 * k_3 \quad (2.23)$$

Her er:

- C – korrigert overløpskoeffisient [m<sup>1/2</sup>/s]
- C<sub>0</sub> – overløpskoeffisient [m<sup>1/2</sup>/s]
- k<sub>1</sub> – korreksjon for overløpshøgde, H<sub>a</sub>, ulik frå den dimensjonerande, H<sub>0</sub>
- k<sub>2</sub> – korreksjon for undervatn som er så høgt at det påverkar kapasiteten
- k<sub>3</sub> – korreksjon for nedstraums botnnivå når dette ligg så høgt at det påverkar kapasiteten

Verdiar for desse faktorane kan finnast i figurane 3-2 til 3-5 i Retningslinjer for flomløp (NVE, 2005).

For dammar der det er fare for tilstopping og det ikkje er gjennomført fysisk avbøtande tiltak, skal det i brotgrensetilstanden reknast med minimum 25 % redusert flomavleiingskapasitet ved avleiing av  $Q_{dim}$ .

### 2.4.2 Innløp sjakt

Vassføringa i innløpet til sjakta kan finnast ved å finna hastigheita vatnet har når det når innløpet. Den maksimale hastigheita vatnet kan oppnå kan finnast frå følgjande formel:

$$v = \sqrt{2gH} \quad (2.24)$$

Her er:

- v – hastigheita til vatnet [m/s]
- g – tyngdeakselerasjonen [m/s<sup>2</sup>]
- H – fallhøgda til vatnet [m]

Fallhøgda til vatnet kan reknast ut som

$$H = z_{magasin} - z_{topp\ sjakt} \quad (2.25)$$

Her er:

- H – fallhøgda til vatnet [m]
- $z_{magasin}$  – stadhøgda i magasinet [m.o.h.]
- $z_{topp\ sjakt}$  – stadhøgda i toppen av sjakta [m.o.h.]

Dette er ei forenkling, då vasstanden vil liggja høgare enn nivået til toppen av sjakta. Denne vasstanden er vanskeleg å rekna ut, og er ein av grunnane til at det vert gjennomført modellforsøk.

På grunn av store usikkerheiter i strøymingstilhøve og vasstand i samlekanalen vert det lagt på ein tryggleiksfaktor på 1,3 på innløpshastigheita til vatnet i sjakta.

Arealet kan så finnast ved å nytta følgjande formel:

$$A = \frac{Q}{v} \quad (2.26)$$

Her er:

- A – tverrsnittsarealet i innløpet til sjakta [m<sup>2</sup>]
- Q – vassføringa over overløpsterskelen [m<sup>3</sup>/s]
- v – hastigheita til vatnet [m/s]

### 2.4.3 Frispegelstrøyming i sjakt

Retningslinjer for flomløp (NVE, 2005) forklarer at vassdjupe, og dermed også tverrsnittsarealet, som tilfredsstiller kravet til frispegelstrøyming skildra i kapittel 2.1.1, kan reknast ut ved hjelp av Mannings formel.

$$v = M * R^{2/3} * I^{1/2} \quad (2.27)$$

Her er:

v – hastigheita til vatnet [m/s]

M – Mannings tal [m<sup>1/3</sup>/s]

R – hydraulisk radius [m]

I – helling på sjakt/tunnel

Hydraulisk radius er definert som (Hydraulisk radius, 2013):

$$R = \frac{A}{P} \quad (2.28)$$

Her er:

R – hydraulisk radius [m]

A – tverrsnittsareal [m<sup>2</sup>]

P – våt perimeter [m]

Hellinga på sjakt/tunnel er definert som (Hiller, 2013):

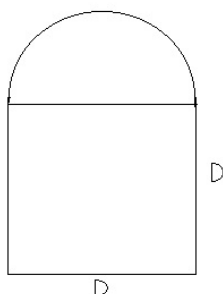
$$I = \sin(\alpha) \quad (2.29)$$

Her er:

I – helling på sjakt/tunnel

$\alpha$  – vinkelen til sjakta/tunnelen [°]

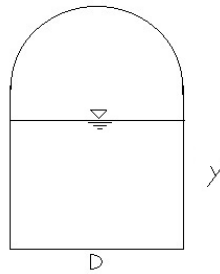
Figur 2.3 syner ei skisse av eit konvensjonelt tverrsnitt.



Figur 2.3 Skisse av konvensjonelt tverrsnitt (Natvik, 2013)

Ettersom sjakta har eit konvensjonelt tunneltverrsnitt, kan det provast at vasspegelen ved 70 % fylt tverrsnitt vil oppstå i den kvadratiske delen av tverrsnittet.

Figur 2.4 syner ei skisse av sjakttverrsnittet ved maksimal tillaten frispegelstrøyming i sjakta.



**Figur 2.4 Skisse av sjakttverrsnitt med maksimal tillaten frispegelstrøyming i sjakta (Natvik, 2013)**

Det kritiske djupet,  $y_{kritisk}$ , kan då uttrykkast som:

$$y_{kritisk} = 0,7 * (D + \frac{\pi}{8}D) \quad (2.30)$$

Her er:

$D$  – diameter i halvsirkelen og breidda i rektangelet [m]

$y_{kritisk}$  – vassdjupet i sjakta ved 70 % fylt tverrsnitt/høgda i rektangelet [m]

For utleiing, sjå prosjektoppgåva til Natvik (2013).

### 2.4.4 Fylt og delvis fylt system

Retningslinjer for flomløp (NVE, 2005) skildrar korleis ein skal rekna på fylte og delvis fylte flomløp. I den delen av systemet der det er rørstrøyming, skildrar Bernoulli si energilikning kor mykje falltap vatnet kan ha gjennom systemet.

$$z_1 - z_2 = \Sigma h_{tap} \quad (2.31)$$

Her er:

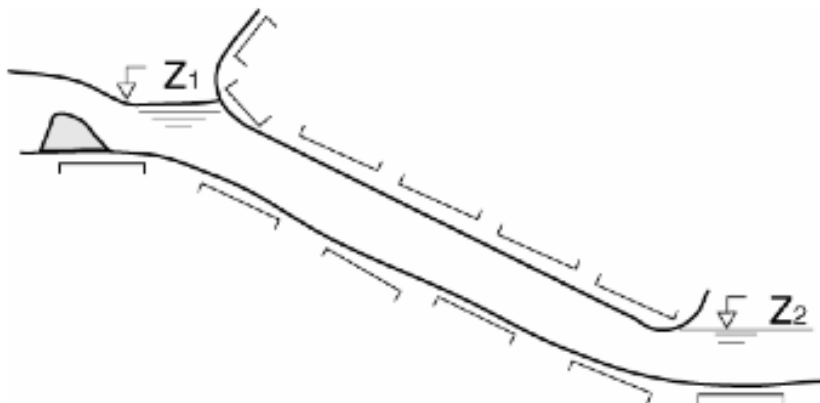
$z_1$  – stadhøgda i innløpet/sjakta [m]

$z_2$  – stadhøgda i utløpet [m]

$\Sigma h_{tap}$  – summen av alle singulær- og friksjonstap [m]

Stadhøgda i innløpet kan setjast lik HRV for  $Q_{PMF}$ . Stadhøgda i sjakta kan maksimalt vera  $1/3$  opp i sjakta, sjå kapittel 2.1.1. Tredjedelspunktet er rekna som  $1/3$  av lengda til sjakta ovanfor hengen til avløpstunnelen.

Figur 2.5 viser ei skisse over avleiing av  $Q_{PMF}$  eller andre kontrollflommar i lukka system.



Figur 2.5 Avleiing av  $Q_{PMF}$  eller andre kontrollflommar i lukka system (NVE, 2005)

Tabell 2.4 syner ei oversikt over dei ulike singulær- og friksjonstapa i eit system med overløp, sjakt og tunnel, korleis dei kan reknast ut og typiske verdiar for dei ulike koeffisientane.

Tabell 2.4 Singulær- og friksjonstap i lukka avløpssystem (Lia, 2013)

Tap i vassveg	Likning	Verdi tapskoeffisient	Gunstig	Ugunstig
Innløp	$h_i = k_i * \frac{v_s^2}{2g}$	$k_i \sim 0,1 - 0,5$	0,1	0,5
Sjakt	$h_s = \frac{v_s^2 * l_s}{M_s^2 * R^{4/3}}$	M = 29-33 (råsprengt) M = 60-70 (bora sjakter)	33	29
Bend	$h_b = k_b * \frac{v_s^2}{2g}$	$k_b = \frac{1,1}{(\alpha/90)^2}$	0,275 ( $\alpha=45^\circ$ )	0,275 ( $\alpha=45^\circ$ )
Utviding	$h_{utv}$ $= k_{utv}$ $* \frac{(v_s - v_t)^2}{2g}$	$k_{utv} \sim 1,0$	1,0	1,0
Tunnel	$h_t = \frac{v_t^2 * l_t}{M_t^2 * R^{4/3}}$	M = 32 - 34	34	32
Utløp	$h_{utl} = k_{utl} * \frac{v_t^2}{2g}$	$k_{utl} = 1,0$	1,0	1,0

Her er:

- h – samla tap i del av vassveg [m]
- k – singulærtapskoeffisient
- $v_s$  – vasshastigheita i sjakta [m/s]
- $l_s$  – lengda til sjakta [m]
- $M_s$  – Manningstalet i sjakta [ $m^{1/3}/s$ ]
- R – hydraulisk radius [m]
- $\alpha$  – vinkel på bend [ $^\circ$ ]
- $v_t$  – vasshastigheita i tunnelen [m/s]
- $l_t$  – lengda til tunnelen [m]
- $M_t$  – Manningstalet i tunnelen [ $m^{1/3}/s$ ]

I eit delvis fylt system vil innløpstapet og tapet i bend ved innløp vera null, då det er frispegelstrøyming og ikkje rørstrøyming i denne delen av systemet. I flomavleiingsystemet til dam Vasslivatn går heile tverrsnittet i innløpet fullt, og ein får slik sett eit tap, men fordi det er frispegelstrøyming i sjakta etter dette vil tapet ikkje påverka kapasiteten til det delvis fylte systemet.

På grunn av usikkerheita i tapskoeffisientane og ruhetsparameterane skal ein ved dimensjonering av tverrsnitt og kontroll av kapasitetar gjera antakingar som gjev stor friksjon dersom ikkje anna kan dokumenterast (NVE, 2005).



## 2.5 Strøymingstilhøve i samlekanal

Guttormsen (2006, s. 156-157) forklarer at utforminga øvst i sjakta er sær s viktig. Prinsipielt bør vatnet gjevast ei definert akselerasjon i same retning som sjaktaksen. Vidare er det avgjerande at vasstraumen ikkje fyller sjakta, slik at luft kan kommunisera over vasspegelen.

Ei hydraulisk dårleg utforming av innløpet til sjakta gjev irregulære strøymingstilhøve og unauddsynt stor luftmedriving. Særskilt ugunstig er det om tverrsnittet vert fyllt i sjaktinnløpet, medan det går som frispegelstrøyming lengre nede. Dette gjev redusert kapasitet, kraftig auka luftmedriving, pulserande strøyming og fare for skadelege attendeblåsingar.

Eit modellforsøk på flomløpet ved Val Noci (Pinotti & Lais, 2010) syner effekten av strøymingsrettarar radielt langs overløpsterskelen på eit flomløp av typen "morning glory" dersom strøyminga over overløpsterskelen er prega av rotasjonar, og dermed ikkje har retning direkte ned i sjakta. Resultatet er betydeleg auka flomavleiingskapasitet og generelt ryddigare og rolegare strøyming i systemet. For fleire detaljar kring dette forsøket, sjå kapittel 5.1.

Retningslinjer for flomløp (NVE, 2005) seier at det skal leggjast spesiell vekt på at overgangen frå samlekanalen nedstraums overløpet til sjakt/tunnel vert gjeven ei god trakteforma utforming.

## 2.6 Friksjon i sjakt og tunnel

Friksjonstap er tap som skjer langs heile vassvegen på grunn av strøymingsmotstand mot veggane i tunnelen. Friksjonstap vil vera den dominerande typen falltap i dei fleste råsprenge tunnelar (Guttormsen, 2006).

### 2.6.1 Mannings formel

For å rekna ut friksjonstap i tunnelar har det vore mest vanleg å nytta Mannings formel (Guttormsen, 2006).

$$h_f = \frac{v^2 * l}{M^2 * R^{4/3}} \quad (2.32)$$

Her er:

- h – absolutt falltap [m]
- v – vasshastigheit [m/s]
- l – tunnallengd [m]
- M – Manningstalet [m<sup>1/3</sup>/s]
- R – hydraulisk radius [m]

For eit konvensjonelt drive tverrsnitt kan den hydrauliske radiusen reknast ut som:

$$R = \frac{A}{p} \approx 0,265 * \sqrt{A} \quad (2.33)$$

Her er:

- R - hydraulisk radius [m]
- A - tverrsnittsareal [m<sup>2</sup>]
- P - våt omkrins [m]

Den største usikkerheita knytt til Mannings formel er usikkerheita knytt til val av Manningstal (Bjørkmo, 2012).

### 2.6.2 Darcy-Weissbachs formel

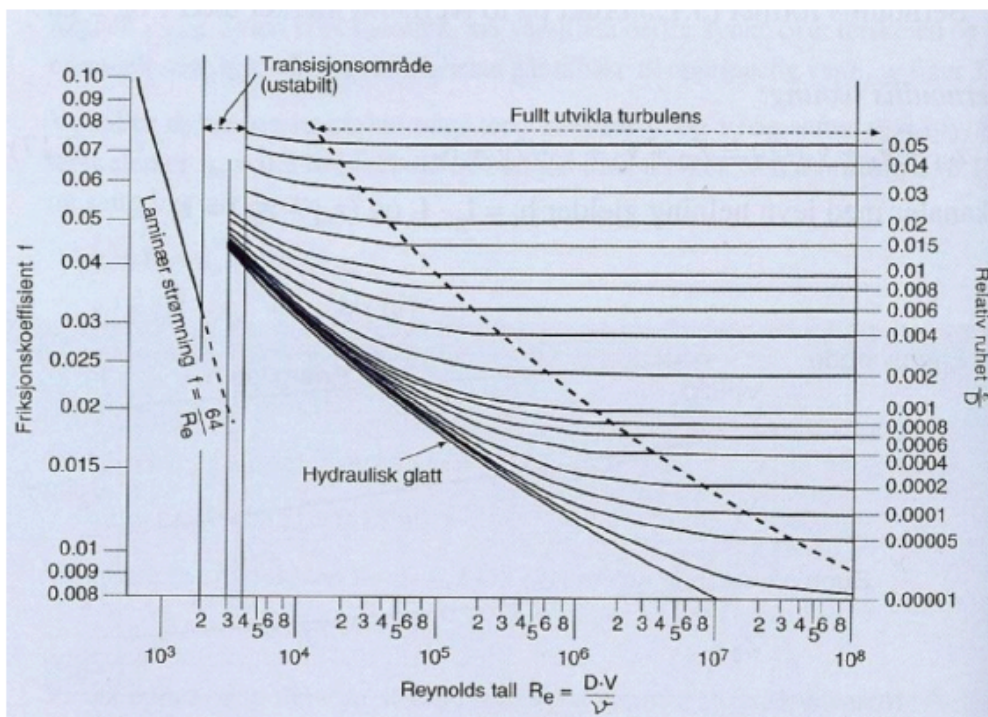
Darcy-Weissbachs formel er ein meir generell formel for friksjonstap i røyr. Denne formelen gjeld over strekningar med tilnærma konstant tverrsnitt og uniform strøyming (NVE, 2010).

$$h_f = f * \frac{l}{4 * R} * \frac{v^2}{2 * g} \quad (2.34)$$

Her er:

- h - absolutt falltap [m]
- f - friksjonskoeffisient
- l - tunnallengd [m]
- R - hydraulisk radius [m]
- v - vasshastigheit [m/s]
- g - tyngdeakselerasjonen [m/s<sup>2</sup>]

Verdien av friksjonskoeffisienten kan finnast i Moody-diagrammet, sjå Figur 2.6.



Figur 2.6 Moodys diagram (NVE, 2010)

### 2.6.3 Samanlikning

Mannings formel og Darcy-Weissbachs formel avvik noko frå kvarandre, då eksponenten for hydraulisk radius er forskjellig. Dette er teken omsyn til ved at Manningstalet er dimensjonsavhengig og avhengig av den absolute ruheten, medan Darcy-Weissbachs friksjonskoeffisient er dimensjonslaus og avhengig av den relative ruheten. Dei to formlane fell godt saman innanfor eit avgrensa gyldigheitsområde (Falltapskomiteen, 1985, referert i Roe, 2013). Friksjonskoeffisienten kan gjerast om til Manningstal og omvendt ved å slå i saman dei to formlane:

$$f = \frac{l}{M^2 * R^{1/3}} \quad (2.35)$$

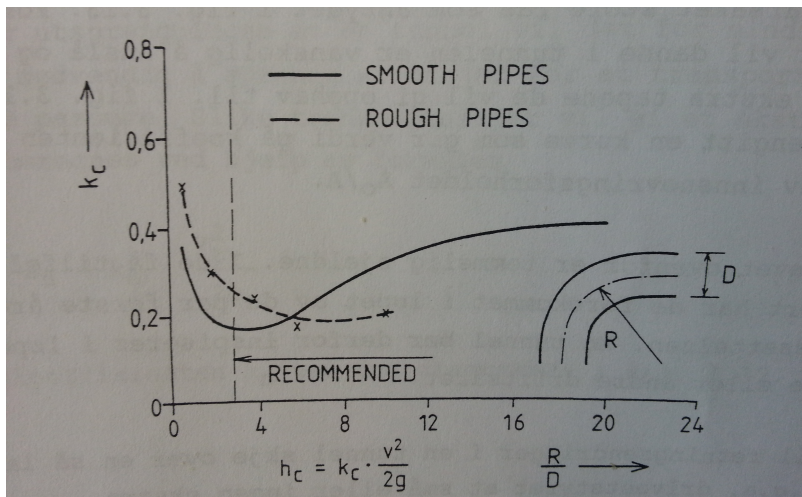
Her er:

- f – friksjonskoeffisient
- l – tunnallengd [m]
- M – Manningstalet [ $m^{1/3}/s$ ]
- R – hydraulisk radius [m]

For store og glatte tunnelar vil Mannings formel gi om lag ein eining høgare verdi enn Darcy-Weissbachs formel, medan Manningstalet for små og røe tunnelar vil liggja om lag ein til to einingar lågare (Birkeland, 2008).

## 2.7 Overgang mellom sjakt og tunnel

Utforminga av overgangen mellom sjakt og tunnel er viktig for korleis strøymingsbiletet ser ut i dette området. I Tabell 2.4 ser ein at bendtapedet i overgangen er avhengig av vinkelen i bendet. Dette gjeld dersom bendet er utforma som ein knekk. Dersom bendet er utforma som ein avrunda overgang, kan falltapsfaktoren finnast ved hjelp av Figur 2.7.



Figur 2.7 Falltap i bend (Guttormsen, 2006)

Figuren syner at falltapedet gjennom bendet er avhengig av diameteren til røyrret og radien til bendet. Den syner også at større svingradius gjev mindre falltap for røyr med høg ruhet, som vil vera tilfellet i eit råsprengt flomløpssystem i fjell.

I prototype vil det av fleire grunnar vera naturleg å utføra ein avrunda overgang mellom sjakt og tunnel på eit flomløp i betong. Betong utført med treforskaling har ein typisk ruhet på  $n = 0,015$  (Manning's Roughness Coefficient, 2014). Manningstalet kan då reknast ut slik (Mannings formel, 2014):

$$M = \frac{1}{n} \quad (2.36)$$

Dette gjev eit Manningstal på  $M = 67 \text{ m}^{1/3}/\text{s}$  for betong utført med treforskaling.

## 2.8 Luftinnblanding og transport av luft i vassvegar

Guttormsen (2006) skriv eit kapittel som omhandlar luft i vassvegar. Innhaldet i dette kapittelet er i hovudsak henta derifrå, som igjen i stor del er basert på stoff frå rapportane "Bekkeinntak på kraftverkstunneler" (Bekkeinntakskomitéen, 1986, referert i Guttormsen, 2006) og "Overmetning av oppløst luft i vann fra kraftverk" (NHL, 1983, referert i Guttormsen, 2006).

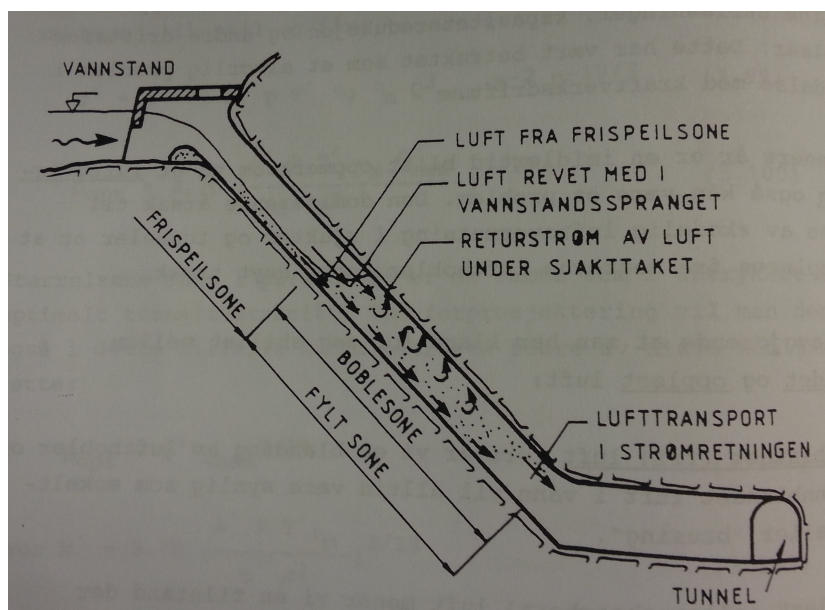
Guttormsen (2006) innleier med å påpeka at det er viktig å vera klar over at det er eit klart skilje mellom innblanda og oppløyst luft.

Med innblanda (fri) luft er det meint ei blanding av luftbobler og vatn. Innblanda luft i vatn vil alltid vera synleg som enkeltbobler eller "brusing".

Med oppløyst (absorbtert) luft er det meint ein tilstand der lufta er fordelt som enkeltmolekyl, hovudsakleg nitrogen ( $N_2$ ) og oksygen ( $O_2$ ), blant vassmolekyla. Oppløyst luft er ikkje synleg. Likevel kan ein som regel indirekte sjå når vatn er kraftig overmetta, då det vert frigjeve blakkingsbobler (fri luft) frå vatnet.

### 2.8.1 Innblanding og transport av luft i skråsjakter

Ved delvis fylt flomløp, styrtar vatnet som frispegelstrøyming ned sjakta til eit nivå som vert bestemt av trykklinja i systemet. Her vert sjakta fylt. Luft vert blanda inn i vatnet både i frispegelzona og i vasstandsspranget i overgangen til fylt tverrsnitt. Dette strøymingsmønsteret er illustrert i Figur 2.8.



Figur 2.8 Strøymingsmønster i skråsjakter (Guttormsen, 2006)

I frispegelsova øvst i sjakta er det akselerert kanalstrøyming. Hastigheita og vassdjupet går asymptotisk mot normalstrøyming, der falltapsgradienten er lik sjakthellinga. Lengda av akselerasjonssova kan antakast å vera i storleikssorden 20-50 gonger normaldjupet (vassdjupet ved normalstrøyming).

Eit stykke ned i frispegelsova får ein byrjande innblanding av luftbobler i dei øvre vasslaga. Det er virvlane i det turbulente grensesjiktet frå botn og veggjar som slår gjennom overflata og riv luft ned i vasstraumen. Luftinnblandinga aukar både i mengde og i djup nedover sjakta, og nærmar seg asymptotisk ein grenseverdi.

Sjølv med betydeleg luftinnblanding vil vasshastigheita vera nær den same som ein finn ved forsøk utan luft. Det vil seia at vassdjupet i frispegelstrøyminga aukar med eit forhold som tilsvarar luftinnblandinga, samanlikna med luftfri strøyming.

Strøymingslengda som skal til før det vert oppnådd nær fullt utvikla luftinnhald, er for bora sjakter kring 100-200 gonger normaldjupet og for råsprenge sjakter 50-100 gonger normaldjupet. Fullt utvikla luftinnhald er då i området 10-40 volum-%.

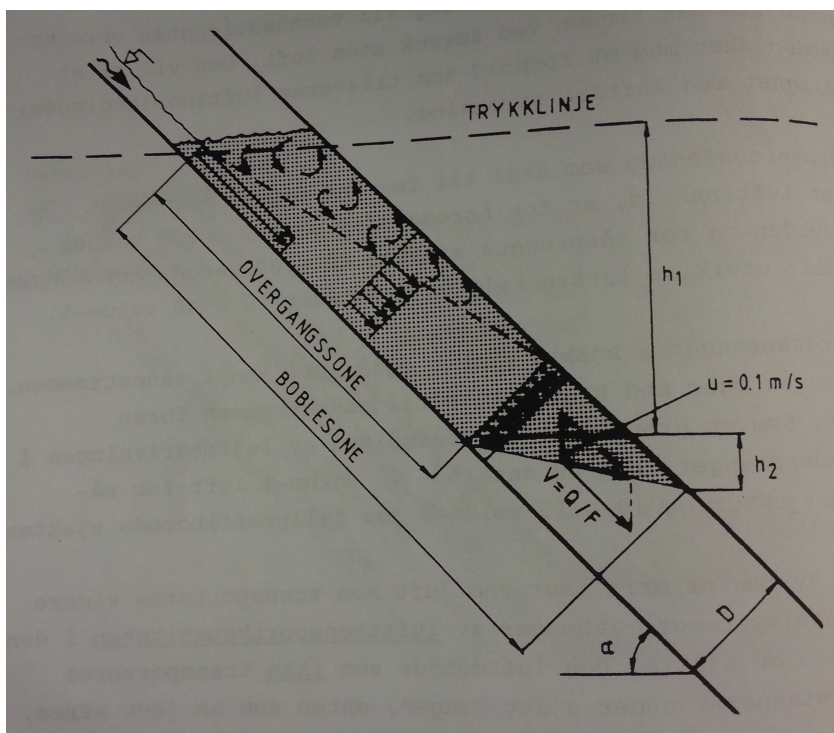
Vasstandsspranget i sjakta piskar også luft inn i vasstraumen. Meddrivinga aukar med hastigheita til vasstraumen framføre spranget. Som eit grovt mål for storleiken til luftmeddrivinga i vasstandsspranget, kan ein anta 5-10 volum-% for råsprenge sjakter og 10-15 volum-% for fullprofilbora sjakter.

Kor mykje av den primært medrivne lufta som vert transportert vidare inn i tunnelsystemet, er avhengig av lufttransportkapasiteten i den fylte delen av sjakta. Luftmengda som ikkje vert transportert vidare, returnerer under sjakthengen, anten som ein jamn straum, eller som ein pulserande attendestraum.

Ved låge vasshastigheiter i fylt tverrsnitt er et transportkapasiteten i den fylte delen av sjakta som bestemmer lufttransporten for systemet. Utrekning av innblandingskapasiteten har då liten praktisk betydning.

Ved store vasshastigheiter i fylt tverrsnitt er innblandingskapasiteten mindre enn transportkapasiteten. Då er det innblandingskapasiteten som bestemmer lufttransporten for systemet. For praktiske føremål bør ein då anta at innblandingskapasiteten er 30-50 volum-%.

Den delen av det fylte tverrsnittet i ei sjakt der det finst luftbobler innblanda i vasstraumen vert kalla boblesona. Utstrekninga til boblesona er ned til eit punkt der all medriven luft har samla seg under hengen. I overgangssona vert hastigheitsenergien i frispegelssona omsett, sjå Figur 2.9.



Figur 2.9 Overgangssone og boblesone (Guttormsen, 2006)





### 3 Forvaltningspraksis med frispegelstrøyming i sjakt i dimensjonerande situasjon

Flomutrekningar og tilfredsstillande kontroll på avleiing av desse flommane er sentrale element ved utforming av flomløp. For avleiing av dimensjonerande flom,  $Q_{DIM}$ , er krava i forskrifta og retningslinjene til korleis denne avleiinga skal skje litt uklare. Bakgrunnen for og ein diskusjon rundt dette er teken føre seg i dette kapitlet.

#### 3.1 Forskrift og retningslinjer

Kapittel 2.1 tek føre seg krava i Damsikkerheitsforskrifta (2009) og Retningslinjer for flomløp (NVE, 2005). Hovudtrekka kring avleiing av dimensjonerande flom i lukka flomløp er attgjevne nedanfor.

Damsikkerheitsforskrifta (2009) seier at flomavleiinga ved dimensjonerande flom skal kunna skje utan fare for tryggleiken til dammen, og at dersom flomavleiinga skjer gjennom sjakt eller tunnel (lukka avløp), skal desse utformast slik at det blir frispegelstrøyming i øvre del av systemet.

Retningslinjer for flomløp (NVE, 2005) nemner også frispegelstrøyming i systemet som ein føresetnad, i tillegg til at det normalt ikkje vert tillate at meir enn 70 % av tverrsnittet går fullt. Normalstrøyming kan då antakast.

#### 3.2 Forvaltningspraksis av forskrift og retningslinjer

I tillegg til krava i Damsikkerheitsforskrifta og retningslinjene til NVE, nemner vassdragsteknisk ansvarleg (VTA) i TrønderEnergi og førsteamanuensis II ved NTNU, Morten Skoglund, at vanleg praksis ved dimensjonering av luka flomløp er at vasstanden maksimalt kan stå 1/3 opp i sjakta ved avleiing av dimensjonerande flom (personleg kommunikasjon, 9. desember 2013).

Grethe Holm Midttømme, sjefsingeniør i seksjon for damsikkerhet, og Dag Bachke, seksjon for damsikkerhet, hjå NVE (personleg kommunikasjon, 24. mars 2014) påpeiker at det ikkje er etablert ein fast praksis på dette, men at det er blitt diskutert å ha det som utgangspunkt at maksimalt 1/3 av sjakta kan reknast som fylt. Vidare forklarar dei at den midtre tredjedelen av sjakta då kan reknast som overgangssone, medan den øvre tredjedelen vil ha krav til frispegelstrøyming som skildra i forskrifta og retningslinjene.

Det er ikkje heilt samsvar mellom forskrift og retningslinjer i høve til ordlyden om kva som er tilfredsstillande avleiing av dimensjonerande flom for lukka flomløp.

Der forskrifta omtalar frispegelstrøyming i øvre del av systemet som krav, står det i retningslinjene at det normalt ikkje vert tillate at meir enn 70 % av tverrsnittet går fullt som tilleggskrav til frispegelstrøyminga, med antaking om normalstrøyming. Det er heller ikkje gitt eksplisitt kva forskrifta meiner med "øvre del av systemet". Intuitivt vil det kanskje seia øvre halvdel, men formuleringa gjev rom for tolking.

Walløe (2012) skriv i si masteroppgåve eit avsnitt kring temaet frispegelstrøyming i dimensjonerande situasjon. Ho indikerer der at kravet om frispegelstrøyming verkar som om det kan vera lånt frå internasjonale retningslinjer heller enn å ha forankring i norske tilhøve. Walløe argumenterer med at det er viktig internasjonalt at systemet lukkar seg for å unngå trykkpulseringar og kavitasjon i flomtunnelane. For norske flomløp har dette derimot ikkje vore eit problem. Så sant dei geologiske forholda er gode argumenterer Walløe med at det ikkje finst nokon grunn til å krevja frispegelstrøyming gjennom sjakta, utover det å sikra at flomløpet har reservekapasitet. Ho skriv vidare at ein slik reservekapasitet enklare kan skaffast på andre måtar, til dømes ved å multiplisera dimensjonerande flom med ein sikkerhetsfaktor før han vert samanlikna med kapasiteten til flomløpet. Det vert skissert at dette også vil kunna gje frispegelstrøyming ved dimensjonerande flomvasstand (DFV), og at metoden er meir objektiv med mindre rom for tolking. Vidare vert luftinnblandingsproblematikken diskutert, og det vert nemnt at overkritisk strøyming kan gjeva ei luftinnblanding tilsvarande ei volumauke på opptil 25 % i samlekanalen. Denne lufta vil då bli dratt med vidare ned i sjakta. Dette vert nemnt som ein mogleg grunn til at NVE berre godkjenner at sjakta maksimalt kan gå 70 % full.

Torbjørn Tuften (personleg kommunikasjon, 25. april 2014), VTA i Statkraft i Sogn, oppsummerer sitt syn på saka slik: "Eg ser at det kan vere eit misforhold mellom krava i forskrifta og i retningslinja. Men ver klar over at forskrifta representerer eit absolutt krav medan ei retningslinje er retningsgjevande og kan fråvikast dersom tryggleiken kan dokumenterast. Likevel er det vel slik at retningslinjene blir brukte som absolutte krav både av dameigarar, konsulentar og NVE. Merk også kva som står på fyrste sida i retningslinja: «I de tilfeller det ikke er overensstemmelse mellom ny forskrift og retningslinjer til tidligere forskrift, er det ny forskrift som gjelder»."

Tuften indikerer med andre ord at retningslinjene i praksis fungerer på lik linje som forskrifta, altså som eit absolutt krav. Det verkar også som om det er ei slags felles semje i miljøet om at det er slik systemet fungerer.

Ingebrigt Bævre (sitert i Tuften, T., personleg kommunikasjon, 25. april 2014), VTA i Statkraft i Trondheim, forklarar si oppfatning slik: "Slik jeg oppfatter det så er det ikke helt samsvar mellom formuleringer i forskrift og i retningslinje for flomløp. Forskriften bruker formuleringen frispeilstrømming i øvre del av systemet ved avledning av Qdim. Dersom en regner med trykkstrøm og kan dokumentere at vannstanden står godt ned i sjakta så bør det holde. Står vannstanden nede i sjakta så må det nødvendigvis være frispeilstrømming over. Siden dette er viktig for sikkerheten bør det gjøres konservative beregninger med følsomhetsanalyser. I et svar fra NVE for noen måneder sider henviser NVE fremdeles til maks 70 % fylt

tverrsnitt. Det er avstanden fra beregnet fylt sjakt og opp til overløpsterskel som er viktig og ikke lengden av sjakta, så det er her kriteriet bør ligge.”

Bævre meiner altså at avstanden frå utrekna fylt tverrsnitt til toppen av overløpsterskelen er meir relevant enn kor stor del av sjakta som har frispegelstrømming eller ikkje. I tillegg indikerer han at så lenge ein kan dokumentera at vasstanden står godt ned i sjakta, så må det naudsyntvis vera frispegelstrømming over og at retningslinjene sitt krav om maks 70 % fylt tverrsnitt og normalstrømming dimed ikkje burde vera så interessant.

Midttømme og Bachke (personleg kommunikasjon, 24. mars 2014) gjev følgjande tankar om retningslinjene: ”Utfordringen er korte sjakter ala Vasslivatn. Den totale lengde/høydeforskjell i sjakta vil ha betydning. Det styrende blir hvor lang strekning som trengs nedover sjakta for å etablere normalstrømming slik at det teoretiske ”70%-vannfylt”-kravet blir oppfylt. Men uansett er dette bare TEORETISKE betraktninger. For mange sjakter vil det antakelig være vanskelig å regne på dette, bl.a. pga luftinnblanding og rotete strømningsbilde (inkludert dårlig utformet innløp til sjakta). Vi må sannsynligvis ty til modellforsøk for å dokumentere flomløpets kapasitet i de aller fleste tilfeller. Men hvis vi holder oss til teoretiske beregninger (som ofte vil være den første kontrollen man gjør), mener vi at 70%-vannfylt er et godt kriterium for avledning av  $Q_{dim}$ . Det stammer for øvrig fra tidl. prof. Dagfinn Lysne og ble tatt inn allerede i den første Damforskriften som ble utgitt i 1981.”

Midttømme og Bachke registrerer altså problema dette skapar for korte sjakter, som vil ha problem med å oppfylla kravet til normalstrøyming fordi sjakta ikkje er lang nok til å oppnå stor nok hastigheit. Vasslivatn er, som dei nemner, eit døme på ei slik kort sjakt. Vasslivatn går også under kategorien "vanskeleg å rekna på" grunna dei rotete innstrøymingsforholda, noko som er grunnen til at det blir gjort modellforsøk for å undersøka kapasiteten til flomløpet, og som Midttømme og Bachke seier blir slike utrekningar difor strengt teoretiske. På Vasslivatn er det til dømes sjølv i modellen nærast umogleg å vurdere strøymingssituasjonen i delen av sjakta med frispegelstrøyming visuelt på grunn av den uryddige strøymingssituasjonen, sjå Figur 3.1.



**Figur 3.1 Uryddig strøymingssituasjon i sjakta ved  $Q_{DIM}$  i modellen av flomløp Vasslivatn**

Det er heller ikkje mogleg å skimta nokon definert vasspegel, då det heile nærast er eit skuminferno fullt av luftbobler, som omtala i kapittel 2.8. Denne vasspegelen eksisterer difor i praksis eigentleg berre i teorien.

### 3.3 Alternative kriterier for kontroll av dimensjonerande flom

Det kan vera krevjande å prova tilfredsstillande forhold i samband med avleiing av dimensjonerande flom i høve gjeldande retningslinjer og forskrifter. Då er det mykje lettare å prova tilfredsstillande forhold ved avleiing av  $Q_{PMF}$ , og ein kan spørja seg om ikkje dette kan vera nok for ein tilfredsstillande totalsituasjon. Midttømme og Bachke (personleg kommunikasjon, 24. mars 2014) seier til dette at "begge situasjoner (PMF og  $Q_{dim}$ ) må kontrolleres (ved beregning og/eller modellforsøk) for å vurdere om forskriften er oppfylt (jf damsikkerhetsforskriften § 5-8, 8.ledd: "Dersom flomavledning skjer gjennom sjakt eller tunnel (lukket avløp).....osv)". Det er eit kjernepunkt i måten forskrifta er bygd opp på at både dimensjonerande og PMF-flom skal avleiiast på ein tilfredsstillande måte, og å fråvika dette prinsippet fordi det er vanskeleg å prova er difor truleg ikkje vegen å gå.

Eit anna alternativ er å sjå på kombinasjonen av kravet om frispegelstrøyming i forskrifta, tilleggskravet med normalstrøyming og maksimalt 70 % fylt tverrsnitt i retningslinjene og den føreslåtte praksisen med 1/3-inndelinga av sjakta. Kontrollen med maksimalt 70 % fylt tverrsnitt vil som nemnt ikkje vera mogleg å tilfredsstillast for mange korte sjakter. Ein kan difor, som Bævre nemner, tenkja seg eit kriterium der den teoretiske vasspegelen må stå ein minimum høgdeavstand under overløpsterskelen. Så lenge ein kan prova at trykknivået står godt nede i sjakta, så bør ein ikkje trenga å dokumentera maksimalt 70 % fylt tverrsnitt i området ovanfor. Her blir det naudsyntvis frispegelstrøyming uansett, gjeve at innløpet i sjakta er tilstrekkeleg stort og godt nok utforma slik at systemet ikkje blir innløpskontrollert. Krava til  $Q_{PMF}$  må framleis tilfredsstillast på same måte.

Walløe (2012) seier at luftinnblandinga i vatnet i samlekanalen kan gi ei volumauke på opptil 25 %. Denne lufta må fraktast ned sjakta saman med vatnet. Ei slik volumauke gjer at grensa på maksimalt 70 % fylt tverrsnitt endå meir urealistisk, men som Midttømme og Bachke presiserer, er dette ein strengt teoretisk betraktning basert på utrekningar utan luftinnblanding. Kravet er slik sett relevant nok, men har ei svakheit for korte sjakter. Forskriftene skal uansett vera gjeldane, og så lenge det kan provast at det er frispegelstrøyming i øvre del av systemet, anten med utrekningar eller modellforsøk, skal dette vera godt nok uavhengig av kva som står i retningslinjene. Retningslinjene seier nemleg at (NVE, 2005): "I de tilfeller det ikke er overensstemmelse mellom ny forskrift og retningslinjer til tidligere forskrift, er det ny forskrift som gjelder."



## 4 Utførte modellforsøk på liknande hydrauliske konstruksjonar

Det er tidlegare utført fleire modellforsøk på liknande hydrauliske konstruksjonar som flomløpet til dam Vasslivatn. Desse forsøka strekk seg attende til slutten av 1950-talet i Norsk Vannkraftsenter (NVKS), tidlegare kjent som Vassdrags- og Havnelaboratoriet (VHL), Norsk hydroteknisk laboratirium (NHL) og Vassdragslaboratoriet ved NTNU (O. Guttormsen, personleg kommunikasjon, 13. mai 2014). Å finna ei oversikt over desse forsøka, og dei tilhøyrande rapportane, viste seg ikkje å vera så enkelt. Arkiveringssystemet, og oppfølginga av dette, har trass i fleire forsøk på å få det til ikkje fungert skikkeleg opp gjennom tida. Mange rapportar har difor forsvunne heilt eller blitt plassert stader ingen veit kvar er. Til og med masteroppgåver frå så seint som 2008, som til dømes oppgåva til Reidar Birkeland, "Modellstudie av flomløpet på dam Sysenvatn", finst ikkje lenger i systemet. Dette medfører at lista med rapportar som blir presentert her i beste fall er mangelfull.

Utifrå ein prosjektoversikt med over 2000 utførte prosjekt frå VHL, er det plukka ut 50-60 prosjekt med tema flomløp som er forsøkt funne i arkivet til SINTEF. Dette arkivet er diverre ikkje komplett, og det som er der er heller ikkje heilt systematisert. Etter ein gjennomgang er det plukka ut fem rapportar med ganske samanliknbare problemstillingar som flomløpet til dam Vasslivatn. I tillegg til desse er det også sett nøyare på fire nyare masteroppgåver med same tema. Ei oppsummering av usikkerheitene i rapportane er presentert til slutt.

Fleire av figurane i dette kapitlet er diverre av ganske dårleg kvalitet, då dei har vore gjennom fleire kopierings- og skanningsprosessar før dei kunne setjast inn i denne rapporten.

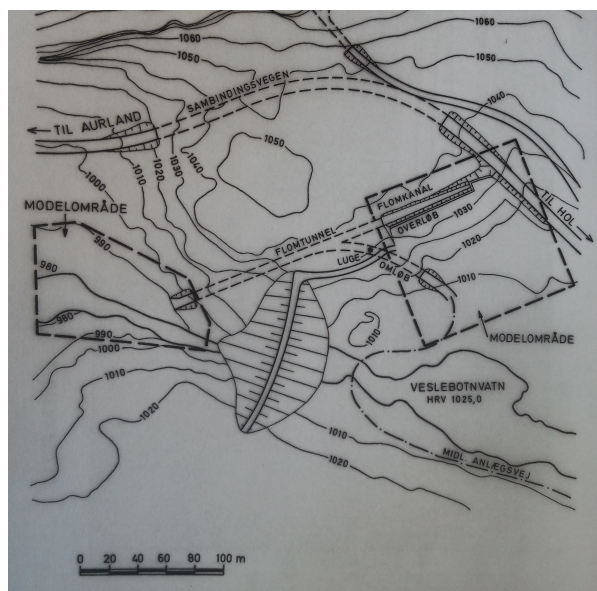
## 4.1 Flomløb Veslebotnvatn

Reguleringa av Veslebotnvatn var eit ledd i Oslo Lysverker si kraftutbygging ved Aurland. Forfattar av rapporten var Else Bernsen, og rapporten var ferdigstilt 10.03.1976.

Motivasjonen til modellforsøket var som stønad til prosjekteringa av flomløpet, med følgjande hovudpunkt:

- Kapasitetskontroll av overløpet og fastsetjing av naudsynt lengde av overløpsterskelen.
- Fastsetjing av dimensjonar på og strøymingsmessig gunstig utforming av flomkanal og skråsjaft.
- Vurdering av strøymingstilhøva i flomtunnelen, omløpstunnelen og samanløpspunktet for desse, samt om det er naudsynt med luftingsinnretningar.
- Utforming av tunnelutløpet.

Modellen vart bygd i målestokk 1:40 etter Froudes modellov, og omfatta ein del av Veslebotnvatn, overløpet, flomkanalen, flom- og avløpstunnel til og med luke, samt utløp og elveløp inntil om lag 100 meter nedstrøms utløpet. Figur 4.1 syner eit oversiktskart over flomløpet og området omfatta av modellen.



Figur 4.1 Oversiktskart over Veslebotnvatn (Bernsen, 1976)

Modellforsøka vart innleiingsvis etablert på grunnlag av teikning frå Oslo Lysverker. Modellen vart deretter endra fram til ei gunstig utforming med omsyn til kapasitets-, strøymings- og anleggsmessige tilhøve var oppnådd. Rapporten skildrar fire hovudalternativ som vart undersøkt, der det fjerde og siste alternativet blir presentert som den endelege, føreslåtte løysinga.



#### 4.1.1 Overløpsterskel

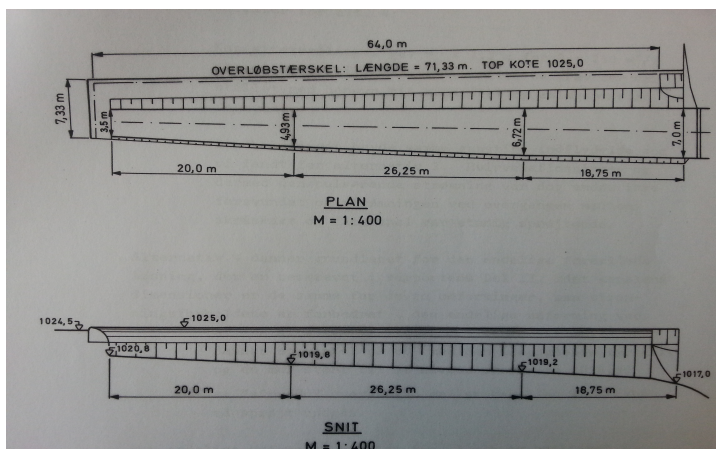
Det vart forska på to ulike terskelutformingar for flomløpet. Grunnen til dette var at ein ville undersøka ein 45° skrå front oppstrøms terskelen ned til høgste regulerte vassnivå (HRV) for å kunna handtera eventuelle isproblem på ein betre måte.

Konklusjonen vart at ei slik utforming ville endra overløpskoeffisienten, og som ein konsekvens av det minka kapasiteten til flomløpet. Den opphavlege terskelutforminga vart difor beholden.

Naudsynt overløpslengd vart funnen til å vera  $65,6 \text{ m} + 4,8 \text{ m} = 70,4 \text{ m}$ . Slik det ser ut i rapporten ser dette ut til å vera basert på resultat frå modellforsøka, og ikkje teoretiske utrekningar. Men ettersom utgangspunktet for forsøket er eksisterande teikningar frå utbyggjar, er det truleg at utrekningane som ligg bak finst der ein stad.

#### 4.1.2 Flomkanal

Figur 4.2 syner ei skisse over plan- og snitteikning av flomkanalen.



Figur 4.2 Plan- og snitteikning av flomkanal (Bernsen, 1976)

Teikningar med endeleg utforming av flomkanal, sjakt og overgangen mellom flomkanal og sjakt, finst ikkje lenger i den tilgjengelege rapporten. Hovudprinsippa til flomkanalen kjem likevel fram i figuren ovanfor.

Lengda på flomkanalen vart bestemt lik 65,0 meter som følgje av utforming og lengde på overløpet. Djupn og breidde vart dimensjonert og testa for å tilfredsstilla følgjande punkt:

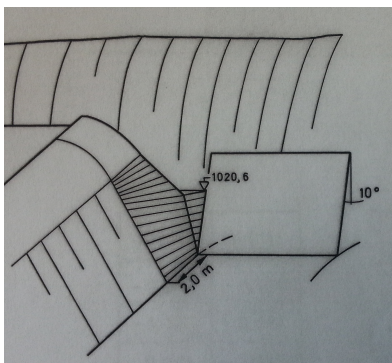
- Kritisk strøyming over terskel
- Jamn og roleg strøyming i kanalen

- Kanalen må vera framkommeleg for vanleg anleggsutstyr i byggeperioden

Optimal sidehelling vart funnen til å vera 2:1 ved terskel og 10:1 på motsett side for å oppnå optimale strøymingstilhøve.

### 4.1.3 Sjakt

Figur 4.3 syner overgangen mellom flomkanalen og sjakta.



Figur 4.3 Overgang flomkanal-sjakt (Bernsen, 1976)

Som figuren syner, er sjakta utforma med eit rektangulært tverrsnitt. Dette er ei uvanleg utforming, då avrunda sjakter gjev betre hydrauliske strøymingstilhøve ettersom arealet i høve den våte omkrinsen er større enn for firkanta former (sjå formel 2.7 og 2.8). Ei ugunstig hydraulisk utforming betyr også at naudsynt sjaktareal aukar, noko som betyr at meir stein må sprengast ut under anleggsarbeidet. Rapporten tek ikkje føre seg kvifor denne sjaktutforminga er valt.

Naudsynt høgd på sjakta vart bestemt basert på vasstandsmålingar. Sjakthøgda vart satt til 5,0 meter i oppstraums ende, og 3,4 meter like før overgangen til flomtunnelen. For å unngå sprut vart denne overgangen utforma som ein sirkelboge med radius 14 meter.

### 4.1.4 Flomtunnel

Størstedelen av flomtunnelen var alt ferdigsprengt då forsøka tok til, og var såleis alt fastlåst med tanke på dimensjonar og utforming. Det vart konkludert med at utforminga var tilfredsstillande og tilstrekkeleg til at det var frispegelstrøyming gjennom heile tunnelen utan vidare diskusjon.

#### 4.1.5 Vasstandsmålingar

For å bestemma naudsynte dimensjonar på sjakta vart vassdjupet målet fleire stader gjennom systemet. Kva utstyr som vart brukt, og nøyaktigheita på dette, vert ikkje nemnt. Det blir påpeika at dei presenterte verdiane er maksimalverdiar for vatn og luftstrøm, utan å gi nokon vidare forklaring på kva dette omfattar.

#### 4.1.6 Luftmedriving i sjakt og tunnel

Luftmedrivinga i sjakta og tunnelen vart rekna ut med U.S. Corps of Engineers sin formel:

$$\beta = 0,03 (Fr - 1)^{1,06} \quad (4.1)$$

Her er:

$$\beta = \frac{Q_{luft}}{Q_{vatn}}$$

$$Fr = \frac{v}{\sqrt{gy}} \quad (= \text{Froudetalet})$$

v - hastigheit i botn av sjakt

y - vassdjup i botn av sjakta

g - gravitasjonskonstanten

Det vart konkludert med at luftinnblandinga er såpass lita at det ikkje er behov for særskilte lutingsinnrettingar.

#### 4.1.7 Friksjon i modell

Det vert ikkje nokon stad i rapporten nemnd korleis friksjonstilhøva i modellen er forsøkt løyst. Dette er ei stor usikkerheit i resultatata frå modellforsøket.

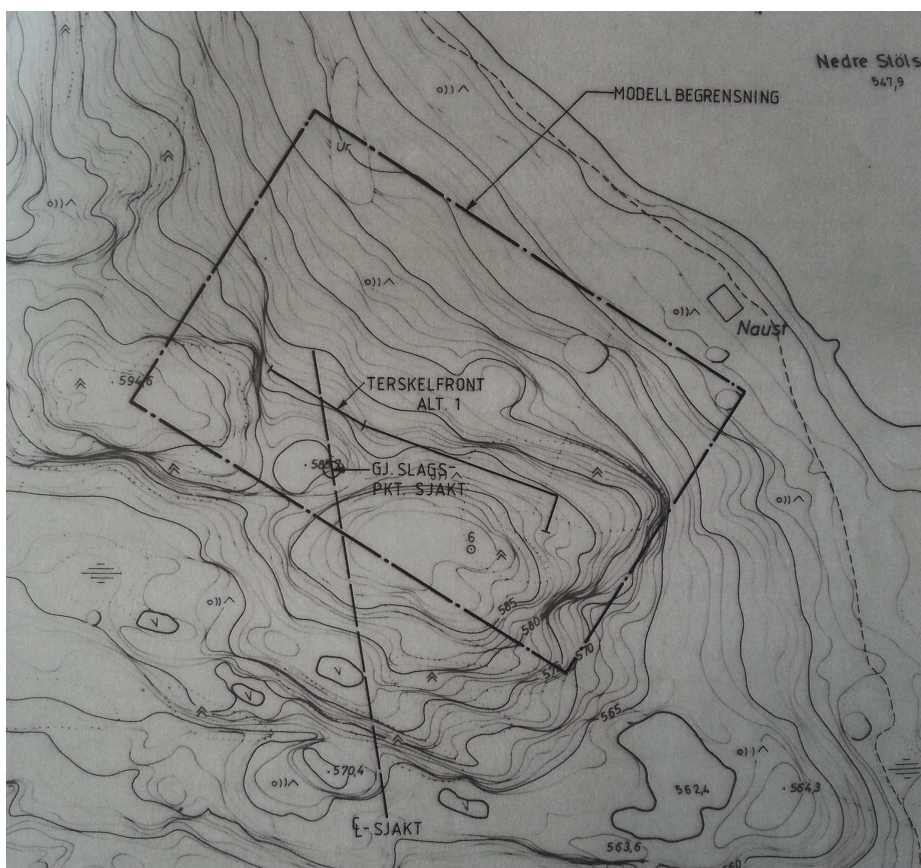
## 4.2 Flomløp Stølsvatn

Dam Stølsvatn inngjekk i Steinsland Kraftanlegg, og vart bygd av Bergenshalvøens Kommunale Kraftselskap (BKK). Forfattar av rapporten var Ivar Nygaard, og rapporten var ferdigstilt 17.10.1979.

Oppdraget frå BKK gjekk ut på ved hjelp av modellforsøk å

- dimensjonera flomkanalen bak overløpsterskelen, samt overgangen til sjakta.
- tilpassa avløpskurva til flomoverløpet til ei oppgjeven, naturleg avløpskurve.
- sjekka den maksimale slukeevna til det endeleg utforma flomløpet med tilhøyrande flomstigning.

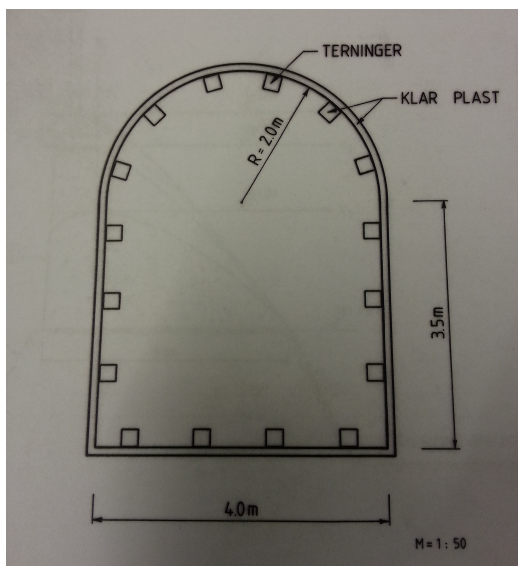
Modellen vart bygd i målestokk 1:50 basert på Froudes modellov. Figur 4.4 syner eit oversiktskart over Stølsvatn og modellavgrensinga.



Figur 4.4 Oversiktskart Stølsvatn (Nygaard, 1979)

#### 4.2.1 Friksjon i modell

Figur 4.5 syner ei skisse over korleis friksjonen i flomløpet vart forsøkt attskapt i modellen.



Figur 4.5 Friksjon i modell (Nygaard, 1979)

For å oppnå riktig ruhet, vart det limt inn kubiske plastterningar med sidekantar på om lag 6 mm på innsida av sjakta. Dette vart komme fram til basert på ein antatt ruhet i prototype tilsvarende eit Manningstal på  $M = 31$  og følgjande formel:

$$d_{90}^{1/6} = \frac{25,4}{M} \quad (4.2)$$

Her er  $d_{90}$  steinstorleiken, der 90 % av ujамleikane i tunnelen har diameter mindre enn  $d_{90}$ . Formelen er vidare verken forklart eller kjeldetilvist.

Terningane vart plasserte med ein innbyrdes avstand på om lag 3,0 cm. Kvifor akkurat denne avstanden er valt vert ikkje nærare forklart. Det er heller ikkje utført forsøk for å undersøka om den innsette friksjonen er riktig. Dette er ei svakheit i forsøket.

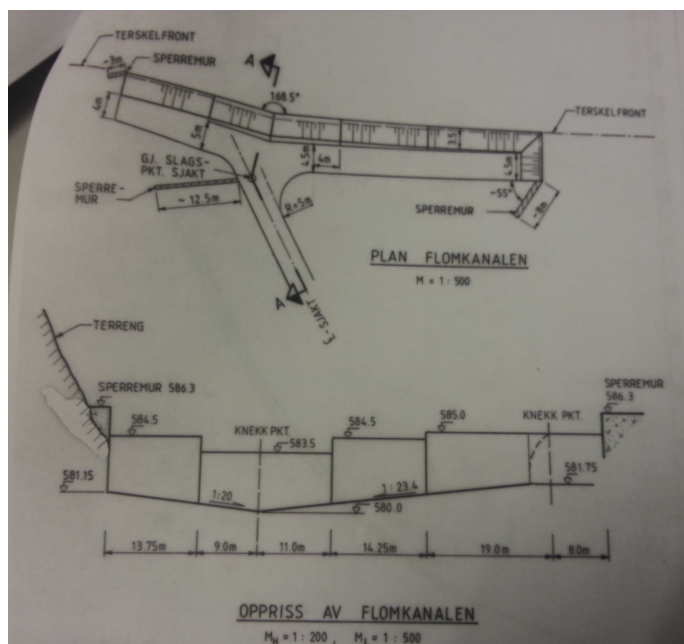
#### 4.2.2 Plassering av flomkanal

Det vart prøvd ut ulike plasseringar av flomløpet. Sjakta var alt sprengt, og difor ikkje noko som kunne justerast. Hensikta med dette var å oppnå den mest gunstige kombinasjonen av krava om:

- minimale utsprengingar på grunn av flomkanalen og minimale betongmassar til tersklane.

- eit økonomisk betinga masseforhold mellom utstøypte og utsprengte massar.
- ei hydraulisk god utforming av flomkanalen, overgangen frå flomkanalen til sjakta og øvste del av sjakta.
- minimal strossing av øvste del av sjakt.

To alternativ vart nærare undersøkt. I det første var flomkanalen lagt i ein knekk i terrenget, mot i ei rett linje i det andre. Figur 4.6 viser eit plansnitt og oppriss av utforminga til alternativ 1.



Figur 4.6 Plansnitt og oppriss av utforming av terskel og flomkanal (Nygaard, 1979)

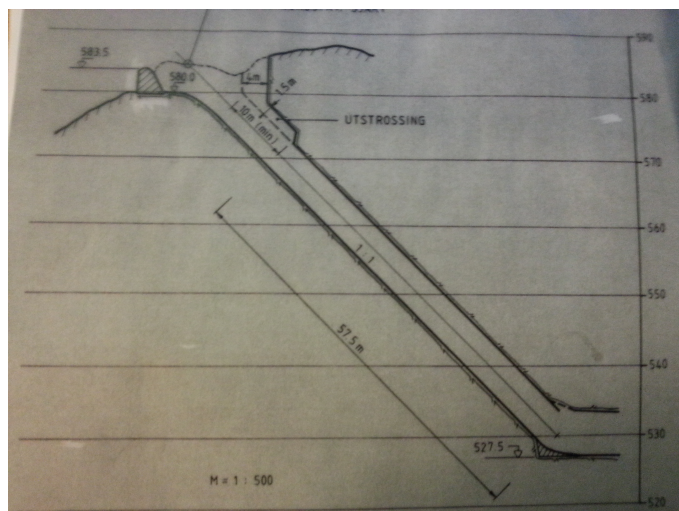
Opprisset i figuren syner at det vart vald ei løysing der overløpsterskelen er delt opp i fleire seksjonar med terskelkroner på ulike kotehøgder.

### 4.2.3 Overgang flomkanal – sjakt

Innløpet til sjakta hadde minimumstverrsnitt i høve målt vassdjup i modellen. Det vart difor tilrådd ei strossing av i hengen i øvste del av sjakta for å unngå at tverrsnittet skulle gå fullt her.

#### 4.2.4 Overgang sjakt – tunnel

Overgangen mellom sjakt og flomtunnel er ikkje kommentert spesielt i rapporten då sjakta og plasseringa av den alt er utsprengt, men det er verdt å merka seg at teikninga viser ein betongstøyp, avrunda overgang mellom sjakt og flomtunnel. Figur 4.7 syner denne overgangen på eit vertikalsnitt av øvste del av flomløpet.



Figur 4.7 Vertikalsnitt av flomløp (Nygaard, 1979)

#### 4.2.5 Luft

Det vert påpeika i rapporten at ein på denne tida veit veldig lite om korleis luft påverkar tunnelsystem, anna enn at ho ikkje følgjer dei same modellovene som vatn og at det dimed blir umogleg å seia noko sikkert om kva lufta kan skapa av problem i prototype utifrå modellobservasjonar.

Det vart gjort eit forsøk på å rekna ut det luftmedrivinga basert på at maksimalt luftbehov oppstår når vassføringa er om lag 25 % av den maksimale vassføringa med tverrsnittet heilt fylt av vatn utan luftinnblanding. Denne antakinga vart henta frå "Forslag til "FORSKRIFTER FOR DAMMER" frå 1979.

Vidare blir det vist til forsøk frå VHL som syner at luftbehovet kan reknast ut ved hjelp av følgjande formel:

$$Q_v = 0,25 * M * r^{\frac{8}{3}} * I^{\frac{1}{2}} * n^{1,50} \quad (4.3)$$

Her er:

$Q_v$  – medriven luftmengde [ $m^3/s$ ]

$M$  – Manningstalet [ $m^{1/3}/s$ ]

$r$  – halve breidda til sjakta [m]

$I$  – hydraulisk gradient

$n$  – forholdet mellom høgda og halve breidda til tunnelen

Truleg er det her ein liten feil i rapporten, nemleg at det med  $Q_v$  er meint  $Q_L$ . Det vert ikkje gjevne vidare forklaringar eller andre kjelder på denne formelen. Det vert heller ikkje trekt konklusjonar frå dette anna enn at den medrivne luftmengda ved andre vassføringar truleg vil vera mindre enn denne.

### 4.2.6 Kapasitet

Overløpsterskelen var ikkje dimensjonerande for flomløpet, men i staden sjakttverrsnittet kombinert med ruheten i sjakta.

Den maksimale slukeevna til systemet vart testa i modellen, og det vart observert at sjakta til tider gjekk full, med trykkvariasjonar og pendling i vassføringa i sjakta som resultat. Resultatet av forsøket må difor sjåast på som eit gjennomsnitt for den maksimale slukeevna.

### 4.2.7 Konklusjon

Rapporten konkluderer med at begge utformingane kunne nyttast, avhengig av kor god kontroll ein vil ha på luft- og vassmengd som går inn i sjakta. Alternativ 1 blir skildra som den beste hydrauliske løysinga, men også den mest kostbare.



### 4.3 Flomløp Vestredalstjern, Katlavatn, Langavatn

Dammene ved Vestredalstjern, Katlavatn og Langavatn inngjekk i det fjerde byggjetrinnet i Aurlandsutbygginga. Alle dammene er fyllingsdammar, og var tiltenkt separate, lukka flomløp med sideoverløp, flomkanal, sjakt og flomtunnel. Oppdragsgjevar var Oslo Lysverker, og rapporten frå VHL vart ferdigstilt 11.03.1980. Forfattar var Ivar Nygaard.

Forsøka omfatta dimensjonering av overløp, flomkanal, sjakt og flomtunnel, i tillegg til ei vurdering av erosjonstilhøva ved tunnelutløpa. Under dimensjoneringa skulle det berre føresetjast flomavleiing over overløpet. Modellane vart bygd basert på Froudes modellov i skala 1:40, 1:30 og 1:20 for høvesvis Vestredalstjern, Katlavatn og Langavatn.

#### 4.3.1 Friksjon

Ruheten i sjakta og tunnelen vart forsøkt attskapt ved å kle sålen og veggane med steinkorn. Det ligg altså ingen matematikk bak, og kor godt denne løysinga fungerte blir rein spekulasjon. Bilete av modellen er heller ikkje vedlagt, slik at ein kan sjå korleis dette såg ut i praksis. Det som uansett er sikkert, er at dette er eit stort usikkerheitsmoment i modellforsøket. Å forsøka å kvantifisera usikkerheita noko meir er i praksis umogleg.

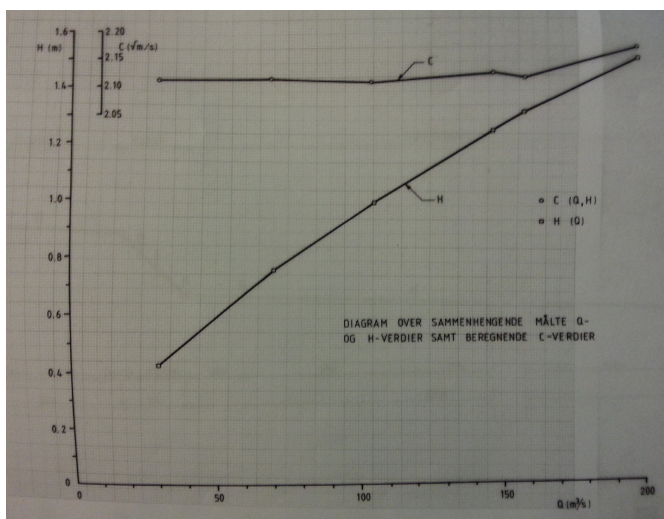
#### 4.3.2 Luftinnblanding

I rapporten vert luftinnblandingproblematikken diskutert ein del. I avsnitt 3.4 om utforming av Vestredalstjern står det mellom anna følgjande: "Under arbeidene med de tre flomløpene i modell, har beregning av luftmengder blitt utført parallelt med forsøkene. De teoretisk beregnede luftmengder er blitt tatt hensyn til når takhøyder i tunneler og sjakter er fastsatt."

Desse utrekningane er ikkje lagt ved rapporten, og må difor reknast som ei stor usikkerheit. Då skalaeffektar som følgje av luftinnblanding ikkje var godt kjent på denne tida vil det vera stor usikkerheit knytt til desse utrekningane uansett.

### 4.3.3 Kapasitetskurver

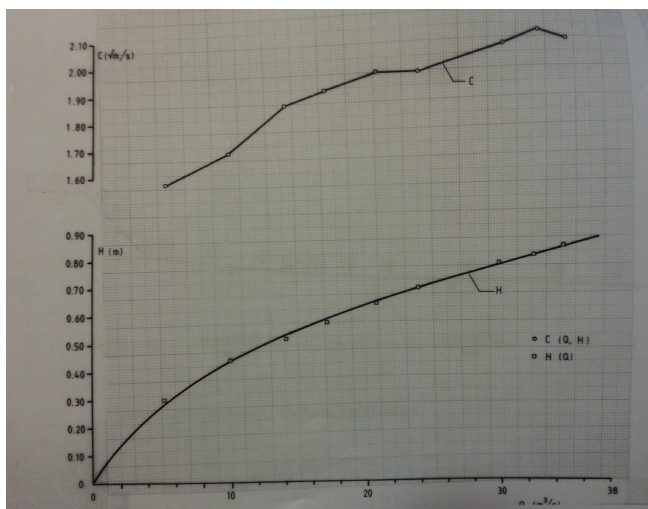
Figur 4.8 syner måleresultata frå forsøket på Vestredalstjern.



Figur 4.8 Måleresultat for Vestredalstjern (Nygaard, 1980)

Av dette kan ein sjå at det er gjort til saman seks målingar for å finna samanhengen mellom vassføring og vasstand. Av andre ting som kan nemnast er at diagrammet er kopiert skeivt på papiret. I tillegg går dei øvste, og mest interessante, verdiane utanfor papiret. Dette ser ikkje særskilt ryddig ut, men kan framleis brukast. C-verdien tyder på ein særst godt utforma overløpsterskel.

Figur 4.9 syner måleresultat frå forsøket på Katlavatn.



Figur 4.9 Måleresultat for Katlavatn (Nygaard, 1980)

Først og fremst kan ein registrera same sløve kopiering og skeivheit på papiret som for Vestredalstjern. Det andre, og litt meir interessante, er dei låge C-verdiane for små vassføringar. Dette er ikkje diskutert i rapporten, men skuldast truleg veldig låg vasstand over terskelen, slik at overflatespenninga til vatnet reduserer kapasiteten til flomløpet.

Måleresultata frå Langavatn var diverre utelatne av den tilgjengelege rapporten, og kan difor ikkje presenterast.

## 4.4 Nerskogen flomløp

Nerskogen flomløp vart på oppdrag frå Kraftverkene i Orkla/Trondheim Elektrisitetsverk (TEV) undersøkt nærare i modell i VHL. Forfattarar var D. Løvdal og B. Blindheim, og rapporten var ferdigstilt 04.07.1980.

Modellforsøket gjekk ut på å:

- Kontrollera kapasiteten for ordinært flomløp, reserveflomløp og naudtappeløp.
- Finna ei strøymingsmessig gunstig utforming av overgangen frå flomkanal til flomsjakt.
- Måla trykkbelastning i kryss flomløp/omløp som grunnlag for å dimensjonera sikringstiltak.
- Måla trykk mot tverrslagsport og vurderer tiltak for å redusera dette.
- Vurdera lufttransport og avluftingsarrangementet.
- Vurdera erosjonssikring av vegskråning ved utløpet i elveleiet.

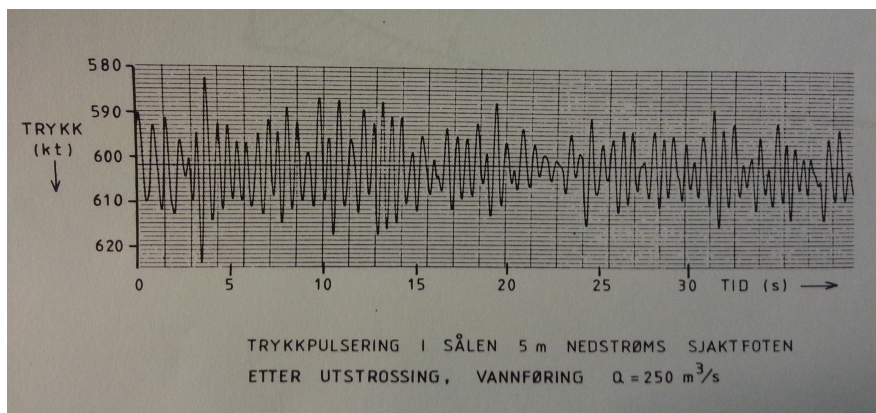
Modellen vart bygd i målestokk 1:50. Det vert ikkje nemnd noko om modellover og kva modellov som vart nytta som utgangspunkt for modellen, men det er naturleg å anta at grunnlaget er Froudes modellov, som tilfelle er for dei aller fleste flomløpsmodellar.

### 4.4.1 Overgang flomkanal-flomsjakt

Det var tilstreba frispegelstrøyming i overgangen mellom flomkanal og sjakt. Dette skulle hindra lukking av strøymingstverrsnittet, noko som kunne ha ført til støtvis utblåsing av returluft. For å stabilisera rotasjonane i strøyminga vart det bestemt at det var naudsynt med ledemurar langs kanalsidene i overgangen.

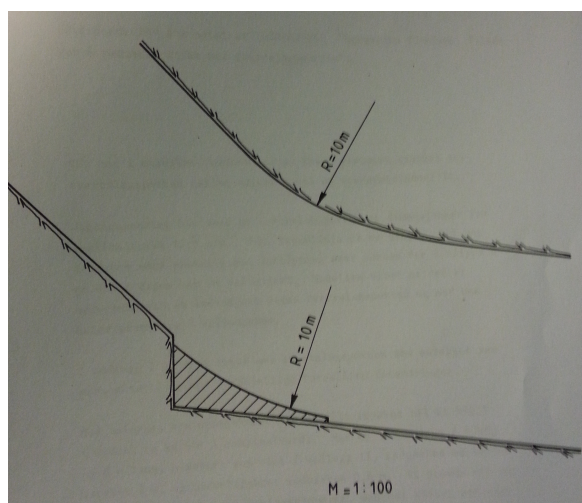
## 4.4.2 Trykkpulseringar i kryss flomløp-omløp

Trykkpulseringar vart registrert for tre ulike vassføringar, både før og etter utstrossing. Figur 4.10 syner nokre kurver som viser desse pulseringane.



**Figur 4.10 Trykkpulseringar i sålen 5 meter nedstrøms sjaktfoten (D. Løvdal & B. Blindheim, 1980)**

Desse resultatane var basert på at sålen i foten av sjakta er avrunda med ein støyp med radius om lag 10 meter, sjå Figur 4.11.



**Figur 4.11 Avrunda overgang sjakt - tunnel (D. Løvdal & B. Blindheim, 1980)**

Trykkmålingane viste at den pulserande trykkbelastninga var størst rett nedstrøms foten av sjakta. Trykket pulserte her mellom damptrykk og om lag 40 mVs.

Det vart også registrert ein trykkdifferanse mellom høgre og venstre side i enkelte punkt. Faktisk kunne desse variasjonane over tverrsnittet i eitt tidspunkt vera like

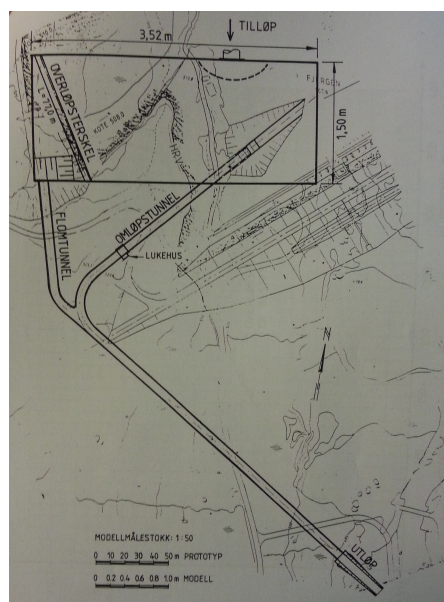
store som trykkvariasjonen over tid i eitt punkt. Sagt på ein annan måte, betyr det at trykket to stader i same tverrprofil kunne svinga i motfase.

Ei samanlikning av strøymingsbiletet før og etter utstrossing synte ei betring av det visuelle strøymingsbiletet, men det reduserte ikkje trykkpulseringane. Det blir forklart med at hastigheits- og turbulensnivået ikkje vart særleg endra med den utførte utstrossinga.

#### 4.5 Kraftverkene i Meråker. Modellforsøk i flomavledningskapasitet i Fjergen

Flomløpet ved reguleringsmagasinet Fjergen vart på oppdrag frå Nord-Trøndelag Elektrisitetsverk undersøkt i eit modellstudie ved NHL. Forfattar var Klemet Godtland, og rapporten var ferdigstilt 08.11.1990.

Oppdraget var å fastsetja flomavleiingskapasiteten til eit nytt flomløp og omløp frå Fjergen-magasinet. Modellen vart bygd i målestokk 1:50 etter Froudes modellov, og forsøka tok utgangspunkt i eit Manningstal på  $M = 32$  i dei to tunnelane. Dette blir skildra som røynslemessig vanleg ruhet i norske tunnelar med teknikkane som vart brukt på den tida. Figur 4.12 syner ei planoversikt over flomløpet og modellavgrønsinga.



Figur 4.12 Planoversikt over flomløpet i Fjergen (Godtland, 1990)

Det vart køyrt forsøk for to ulike overløpslengder;  $L = 47,0$  m og  $L = 77,0$  m.

#### 4.5.1 Tunnelruhet

Utanfor det teoretiske arealet vart det i modellen lagt på ein ruhet på 4-8 mm for å modellera ujamleikar som oppstår i overflata av råsprengte tunnelar i prototype.

Ved hjelp av trykkuttak på ulike stader av tunnelen kunne ein måla falltapet  $\Delta h$  (mm) over ei kjent lengd  $L$  (m). Ettersom vasshastigheit og hydraulisk radius var kjente verdiar, kunne prototyperuheten då reknast ut ved hjelp av Mannings formel. Manningstalet vart funne til å vera  $M = 32$ .

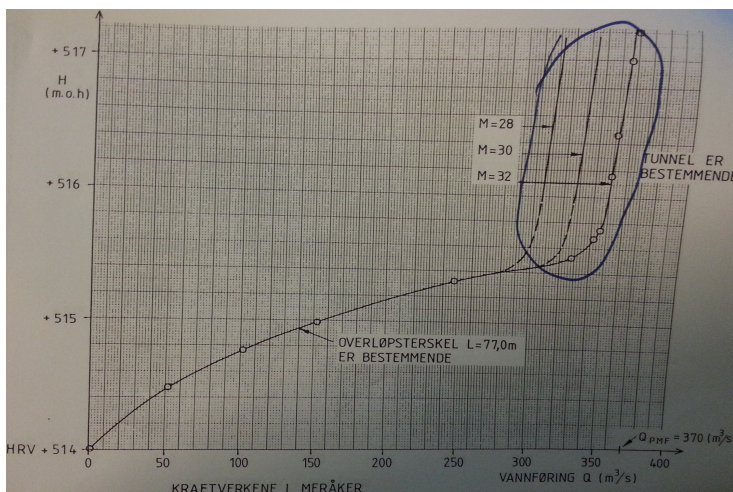
Tilsvarande Manningstal i modellen vart rekna ut til  $M = 60$ . Ved hjelp av formelen

$$d_{90}^{1/6} = \frac{25,4}{M} \tag{4.4}$$

vart det funne at dette tilsvarar ein absolutt ruhet på  $d_{90} = 6,6$  mm. Denne ruheten vart lagt på utanfor teoretisk areal, noko som førte til at det verkelege, råsprengte arealet vart om lag 10 % større enn teoretisk areal.

#### 4.5.2 Kapasitetskurve

Figur 4.13 syner kapasitetskurver for flomløpet med varierende Manningstal for overløpslengde  $L = 77,0$  m.



Figur 4.13 Kapasitetskurver for flomløpet,  $L = 77,0$  m (Godtland, 1990)

Fordi modellkassa nådde avgrensinga si fysisk, så vart det siste punktet rekna ut teoretisk. Forsøket vart gjennomført basert på  $M = 32$ , medan kurvene for  $M = 28$  og  $M = 30$  er rekna ut basert på resultatata frå dette forsøket.

Figuren syner påverknaden ruheten, her representert ved Manningstalet, har på kapasiteten til flomløpet. Dersom friksjonen er større enn den antekne verdien på  $M = 32$ , så vil det redusera kapasiteten til flomløpet betrakteleg. Dette vil stemma dersom det er heile systemet som går fullt. Dersom det derimot er innløpet til sjakta som er proppen i systemet, så vil ikkje systemet oppføra seg slik. Då vil alle kapasitetskurvene ha same form heilt til ruheten i systemet blir så stor at vasstanden i sjakta når toppen av sjakta før systemet blir innløpskontrollert. Om dette er tilfelle her er umogleg å seia, då det ikkje er kommentert i rapporten. Det er heller ikkje nemnt nokon stad om sjakta faktisk går full eller ikkje i forsøket. Å konkludera med at tunnelen er bestemmande, som vist i Figur 4.13, kan difor ikkje gjerast, sjølv om det godt kan vera tilfelle. Ei trykkmåling i sjakta ville kunna vist om ho gjekk full eller ikkje. Kurvene for  $M = 28$  og  $M = 30$  må difor takast med ei klype salt.

#### 4.6 Modellstudie av flomløpet på dam Sysenvatn

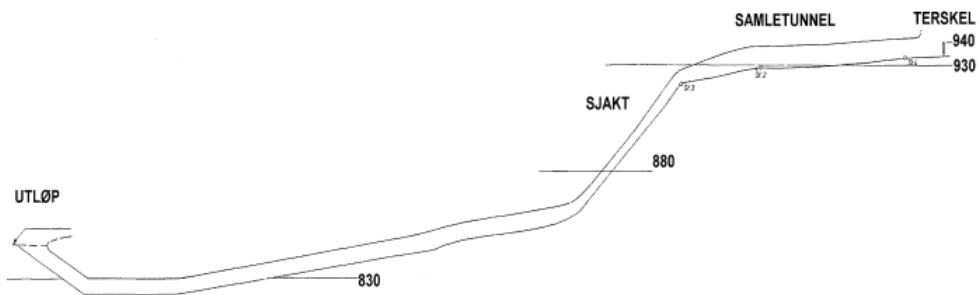
Flomløpet ved dam Sysenvatn ligg i Eidfjord kommune i Hordaland. Det er eit komplisert, lukka system beståande av ein overløpsterskel, fire separate greintunnelar, samletunnel, sjakt og eit dykka utløp. Det er vanskeleg å fastsetja den verkelege kapasiteten, og det er usikkert korleis kapasiteten vert påverka av eventuelle ras eller luftlommer i systemet. Dette var motivasjonen bak å gjennomføra ei fysisk modellstudie på flomløpet.

På oppdrag frå Statkraft Energi a/s vart det difor bygd ein modell av heile flomavleiingssystemet i målestokk 1:40. Modellen vart bygd basert på Froudes modellov. Forfatar av masteroppgåva er Reidar Birkeland, og oppgåva vart ferdigstilt 16. juni 2008. Figur 4.14 syner eit bilete av område rundt overløpsterskelen.



**Figur 4.14** Overløpsterskel med greintunnelar. Sysendammen i bakgrunnen (Birkeland, 2008)

Figur 4.15 syner eit lengdeprofil av flomløpet.



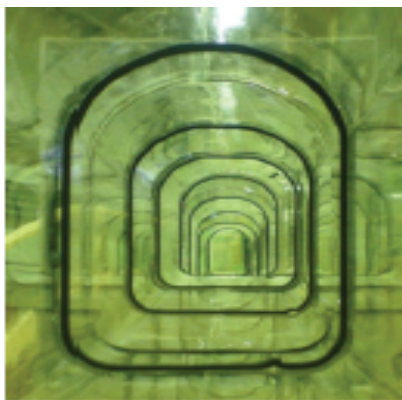
Figur 4.15 Lengdeprofil av flomløpet (Birkeland, 2008)

#### 4.6.1 Friksjon

For å fastsetja ruheten i systemet, nytta Birkeland seg av Rahms metode og Solviks metode. Desse blir trekt fram som særleg gode for grunnlagsdata tilgjengeleg ved Sysen, med gode oppmålte tverrsnitt frå flomløpet, men heller dårleg dokumentasjon om korleis overflata såg ut i detalj.

Basert på erfaringstal og dei utrekna verdiane, vart det bestemt å nytta eit Manningstal på  $M = 33$  i flomtunnelen i prototype. Ynskt friksjonsfaktor,  $f$ , kunne då reknast ut for dei ulike delane i tunnelsystemet.

For å etterlikna friksjonen i prototype, vart det limt inn friksjonslister i modellen. Figur 4.16 syner eit bilete av dette.



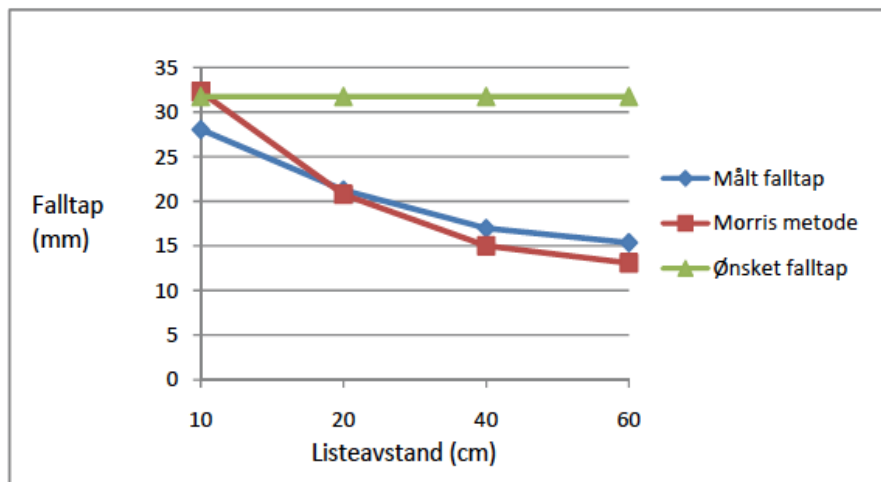
Figur 4.16 5 mm tjukke gummilister innlimt i samletunnel (Birkeland, 2008)

For å rekna ut tjukkleiken til og avstanden mellom desse listene, forsøkte Birkeland å nytta seg av Morris metode. I tillegg vart det gjort testing av friksjon i ein testrigg for å verifisera denne metoden. Dette vart gjort ved å måla trykket i kvar ende av ei kjent tunnelstrekning.



Forsøka gav ein friksjonsfaktor for glatt modell på  $f_{glatt} = 0,017$ . Vidare synte modellforsøk med ulik listetjukkuleik og listeavstand at Morris metode ikkje ville gi nøyaktige nok verdiar for bruk i modellen av flomløpet på Sysen.

Figur 4.17 syner eit av resultatata frå friksjonsforsøka.



Figur 4.17 Falltap med 3 mm listetjukkuleik,  $Q_m = 19,1$  l/s (Birkeland, 2008)

Ettersom resultatata ikkje var tilfredsstillande, vart det forsøkt å utvikla ein ny formel for å generalisera målingane gjort i testriggeren. Det vart teken utgangspunkt i at friksjonen er bygd opp av to delar:

$$f = f_{glatt} + f_{ru} \quad (4.5)$$

Her er:

$f_{glatt}$  – friksjonskoeffisienten for glatt tunnel

$f_{ru}$  – friksjonskoeffisient for ekstra innlimt ruhet

$f_{ru}$  vart vidare funnen til å vera:

$$f_{ru} = 8,43 * \left(\frac{L}{4R}\right)^{-0,796} * \left(\frac{h}{4R}\right)^{1,655} * \left(\frac{L}{4R}\right)^1 \quad (4.6)$$

Her er:

L – avstand mellom listene

h – listetjukkuleik

l – listelengde

Den nye formelen gav relative avvik på mellom 0 % og 4 %, sett vekk ifrå ei måling på 7 %. Den nye formelen vart på bakgrunn av dette vurdert som god, og vart vedteken brukt vidare på Sysenmodellen.

Formelen vart vidare nytta til å rekna ut listetjukkeleik og listeavstand for å oppnå ønskt friksjon i dei ulike tunneldelane i Sysenmodellen. Desse verdiane vart vidare kontrollmålt i sjølve modellen. Tabell 4.1 syner resultatata frå kontrollmålinga.

**Tabell 4.1 Kontroll av friksjon i modellen (Birkeland, 2008)**

	Sjakt	Vannlås
Vannføring	60,2 l/s	60,2 l/s
Falltap	535 mm	165 mm
Beregnet $f$ fra målt falltap	0,0802	0,044
Ønsket $f$	0,065	0,053
Omgjort $M$ til prototyp	29,95	38,84
Ønsket $M$ i prototyp	33	33

I vasslåsen synte målingane at den oppnådde friksjonen var for liten, noko som i hovudsak skuldast at det i denne strekninga berre var limt inn gummilister i veggjar og hengen, og ikkje i tunnelsålen. Dette vart gjort på grunn av rastestar som skulle gjennomførast i modellen. Det vart difor bestemt å leggja inn tilleggsfriksjon i vasslåsen med innlagt grus. Kontrollmålingar synte at dette gav tilfredsstillande friksjon.

I sjakta synte målingane for stor friksjon i høve til opphavleg ynskje. Dette vart ikkje vurdert som eit problem, men heller ein føremon. Dette fordi det sannsynlege Manningstalet for sjakter er vurdert til om lag  $M = 28-32$  (Backe, 1993, referert i Birkeland, 2008), og det ynskte Manningstalet på  $M = 33$  er glattare enn dette. Ved testing av kapasitet for flomløp er det viktig å anta stor friksjon for ikkje å få betre kapasitet enn det som er tilfelle i prototype. Eit Manningstal på  $M = 29,95$  er på sikker side i høve til dette.

#### 4.6.2 Luft

Birkeland gjennomførte også forsøk på transport av luft gjennom flomløpet. Luftlommer i systemet såg ikkje ut til å vera noko problem, verken med tanke på reduksjon av kapasitet eller fare for eksplosive utblåsingar.

Birkeland diskuterer vidare ein del av problema med simulering av luftproblem i fysiske modellstudiar. Han fokuserer særskilt på skalaeffektar som følgje av forholdet mellom kreftene i turbulent strøyming og overflatespenninga til vatnet. Det vert påpeika at det ved luftinnblanding vert piska luft inn i vatnet av kreftene som oppstår i turbulente strøymingar, medan overflatespenningane verkar imot. Overflatespenningane i vatnet er dei same i prototype og i modell, medan kreftene i

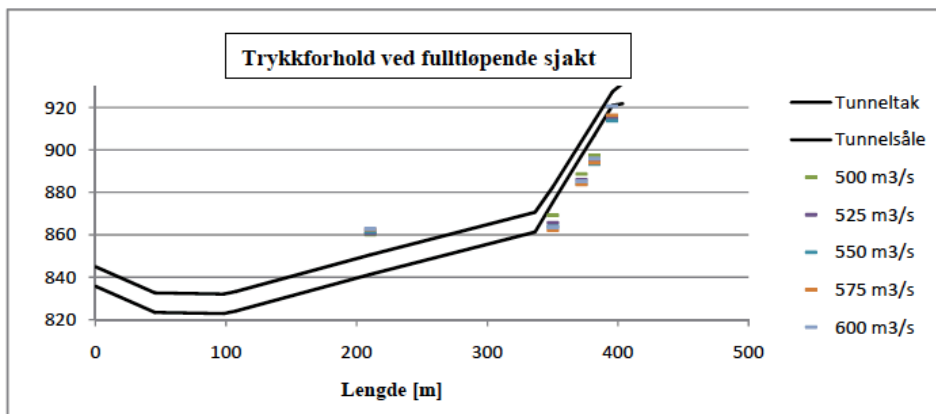
vasstraumen er mykje større i prototype. Resultatet er at det i prototype vil bli blanda inn mykje meir luft enn det vil i modellen. Trass i denne usikkerheita kring luft, påpeiker Birkeland at ein likevel kan rekna med at modellforsøk vil kunna gi kvalitativt riktige resultat, altså at modellforsøka vil kunna fortelja om eit forslag er betre eller dårlegare enn eit anna. Han seier at ein også vil kunna undersøka om ein vil få oppsamling av luft i ein eller fleire delar av modellen.

#### 4.6.3 Kapasitetsmåling

Kapasitetsmålingar synte ein kapasitet for flomløpet på rundt 590 m<sup>3</sup>/s.

#### 4.6.4 Trykkforhold i sjakta

Det vart registrert at sjakta gjekk full ved  $Q = 500 \text{ m}^3/\text{s}$ . Figur 4.18 syner resultatata frå trykkmålingane.



Figur 4.18 Trykkforhold ved full sjakt på flomløp Sysenvatn (Birkeland, 2008)

Figuren syner at undertrykket er størst i botnen av sjakta, noko som ikkje stemmer med utrekningar som sa at undertrykket er størst i toppen av sjakta. Birkeland presenterer ei mogleg forklaring om at trykkuttaka kan vera plassert for nær dei innlimte gummilistene, utan å konkludera.

Vidare vert kavitasjon lansert som eit mogleg problem i prototype. God fjellkvalitet, saman med at eventuelle erosjonsmassar uansett ikkje vil redusera kapasiteten, betyr at det likevel ikkje vert sett på som eit problem.

Det siste forsøket som vert presentert, er eit forsøk med å sleppa inn luft i botnen av sjakta under forsøket. Systemet dreg då inn luft og den samanhengande vasstrengen vert broten opp. Dette medfører at kapasitetskurva ikkje vert korrekt, men illustrerer den tenkte situasjonen. Systemet går då fullt ved om lag 520 m<sup>3</sup>/s. Kapasiteten til flomløpet vert difor vurdert til å vera ein stad mellom 520 m<sup>3</sup>/s og 590 m<sup>3</sup>/s.

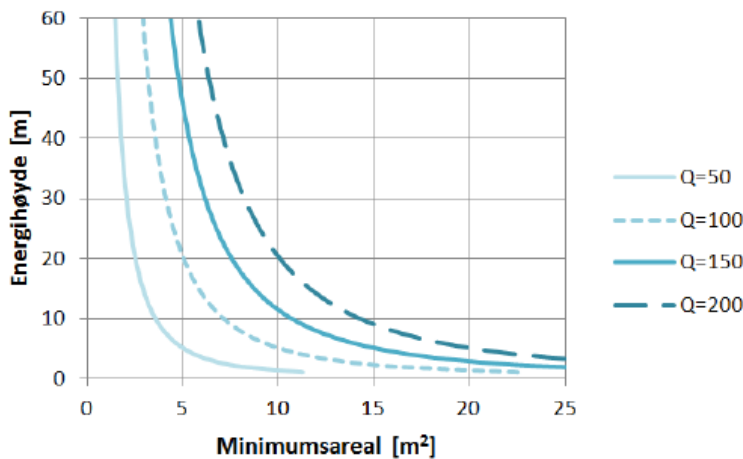
## 4.7 Lukka flomløp med sidekanal

Kristine Lilleeng Walløe utførte i si masteroppgåve, levert juni 2012, eit studie på lukka flomløp med sidekanal. Dette var i hovudsak eit prinsippforsøk for utforming av sidekanal og kva parametrar som påverka kapasiteten til dette, men inkluderte også ein del om overgangen mellom flomkanal og sjakt og utforming av innløpet til sjakta. I hovudsak gjaldt dette undersøkingar om korleis innløpet til sjakta påverkar strøyminga i og kapasiteten til sidekanalen.

### 4.7.1 Innløp til sjakt

Walløe skriv at det viktigaste når det gjeld dimensjonering av innløpet til sjakta, er å ha tilstrekkeleg kanaldjup ved innløpet til sjakta. Ved kapasitetspunktet til flomløpet vil innløpet vera dykka, og ei konservativ tilnærming er då å setja energihøgda lik djupet av kanalen ved innløpet. Eit absolutt minimumsdjup kan då setjast lik  $H = \frac{Q^3}{A^2 2g}$ , der Q er dimensjonerande avløpsflom og A er arealet til sjakta. Det viste seg at å nytta denne tilnærminga direkte gav gode resultat.

Figur 4.19 syner samanhengen mellom energihøgda og minimum sjaktareal ved innløp for ulike vassføringar, gjeven at strøyminga i samlekanalen er tapsfri. Tapsfri strøyming er ein føresetnad som ikkje er realistisk, då friksjonen i samlekanalen vil medføra tap.



Figur 4.19 Forhold mellom energihøgda og minimum sjaktareal for ulike vassføringar [ $\text{m}^3/\text{s}$ ], gjeven tapsfri strøyming (Walløe, 2012)

For ei gjeven vassføring og sjaktareal kan ein frå figuren lesa av energihøgda som absolutt minimum djup i samlekanalen ved sjaktinnløpet.

#### 4.7.2 Kapasitetskurver

Walløe gjennomførte fleire ulike kapasitetsmålingar med ulikt sjaktareal. Desse samanlikna ho så med verdiar rekna ut med Mannings formel. Figur 4.20 syner avviket i målt og utrekna kapasitet for ulike utformingar av samlekanal og sjakt.

Forsøk	0.0.0.5.1	0.0.0.5.1	3.1.0.5.1	3.2.0.5.1	3.2.0.5.1
$D_y$	75 mm	110 mm	140 mm	90 mm	110 mm
Målt kapasitet	7,7 l/s	19,7 l/s	35,0 l/s	12,2 l/s	18,0 l/s
Beregnet kapasitet	8,6 l/s	18,0 l/s	37,1 l/s	10,9 l/s	17,2 l/s
Avvik [%]	12%	-9%	6%	-11%	-4%
Forsøk	5.2.0.5.1	5.3.0.5.1	5.3.0.5.1	5.0.0.5.1	
$D_y$	110 mm	110 mm	160 mm	110 mm	
Målt kapasitet	19,4 l/s	18,8 l/s	46,0 l/s	24,0 l/s	
Beregnet kapasitet	19,9 l/s	19,8 l/s	46,0 l/s	24,0 l/s	
Avvik [%]	3%	5%	0%	0%	

Figur 4.20 Skilnad på målt og utrekna kapasitet (Walløe, 2012)

Utrekningane stemte best for skarpkanta innløp, og for utformingar utan akselerasjonskanal. Her var det største avviket i utrekna kapasitet i høve observert kapasitet på om lag 5 %. For skarpkanta innløp med akselerasjonskanal var avviket noko større, med opptil 8 % avvik. Det vart også notert at kanalbreidd tilsvarande sjaktdiameter gav best resultat, noko som kan forklarast med at ein breiare kanal enn sjaktdiameter vil ha større falltap i innløpet til sjakta.

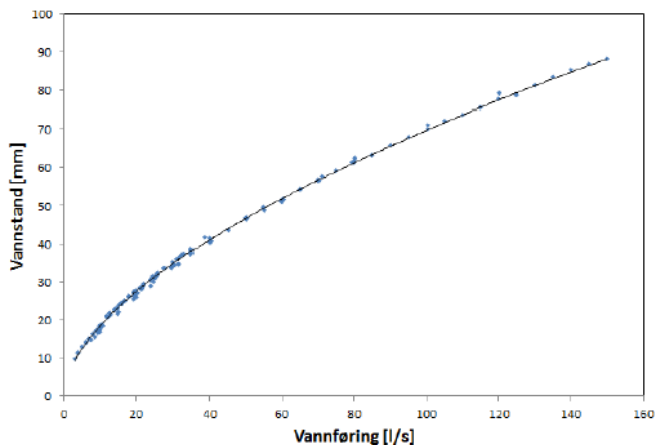
#### 4.7.3 Usikkerheiter i resultat og feilkjelder

Walløe nemner innblanding av luft som ei stor usikkerheit i forsøka med lukka flomløp og sidekanal, og seier at luftinnblandinga kan gi ei volumauke i vatnet på opptil 25 %.

Walløe noterer også ein del feilkjelder i samband med gjennomføringa av modellforsøket. Vassføringa har ei usikkerheit på 0,5 % i målaren, og det vart målt lekkasjar på opptil 1 % under forsøka. Total usikkerheit i vassføringa vart då maksimalt 1,5 %.

Vasstanden i magasinet vart målt ved hjelp av ein målestav som vart senka manuelt ned til vassoverflata. Fordi dette vart gjort manuelt, gav det ei ukvantifiserbar usikkerheit i målingane som vil variera frå måling til måling. Vasstanden i magasinet er utifrå bileta i rapporten å dømme heller ikkje veldig stabil for store vassføringar. Endeleg usikkerheit i avlesing av magasinvasstand vart vurdert til minst  $\pm 1,5$  mm.

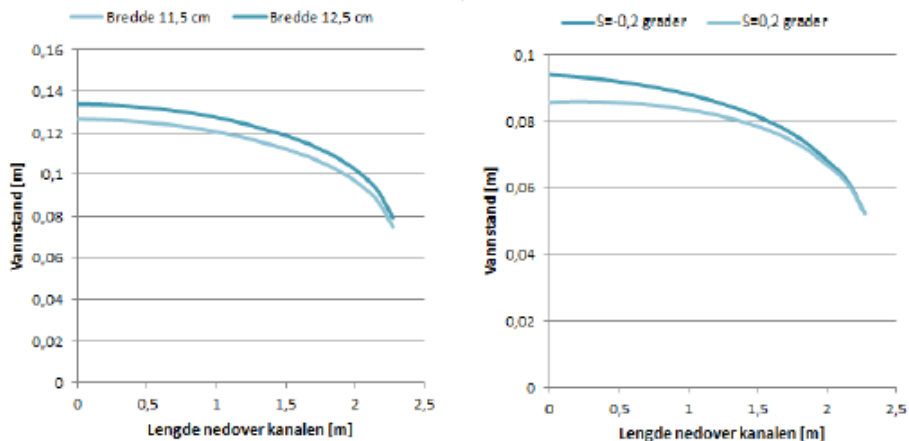
Hastighetshøgda i målepunktet vart også ignorert. Den vart vurdert til å vera i storleiksorden om lag  $\pm 0,5$  mm, noko som er mindre enn 0,5 % for vassføringar store nok til at hastighetshøgda vil gjera seg gjeldande. Figur 4.21 syner usikkerheitene i målingane på kapasitetskurva over overløpsterskelen.



**Figur 4.21 Usikkerheit i målingane illustrert på kapasitetskurve over overløpsterskel (Walløe, 2012)**

Måling av vasstanden i sidekanalen hadde grunna særdeles turbulent strøyming endå større usikkerheiter knytt til seg, då vasstanden også her vart målt manuelt. Trass i at vasstandsmålaren vart plassert i punktet med minst variasjon, vart det registrert ei variasjon i målingane på  $\pm 3$ -10 mm. For forsøket med ru kanal (med innlimt stein i kant og såle som ruhet), vart det notert ei ekstra usikkerheit i at enkeltsteinar var plassert for nær linjalen der vasstanden vart lest av.

Walløe anslår også ein del usikkerheiter knytt til geometrien i modellen. Breidda på kanalen hadde ei usikkerheit på om lag  $\pm 5$  mm, medan hellinga hadde ei usikkerheit på om lag  $\pm 0,2$  grader. Figur 4.22 syner usikkerheita i kanalgeometrien.



(a) Sensitivitet, breidde.  $S=0$  grader,  $Q=8$  l/s (b) Sensitivitet, helling.  $B=0,4$  m,  $Q=15$  l/s

**Figur 4.22 Usikkerheit i kanalgeometri (Walløe, 2012)**

Walløe noterer også ei usikkerheit i sjaktdiameter på om lag  $\pm 2$  mm, noko som kan tilsvare opptil 6 % skilnad i utrekna kapasitet.

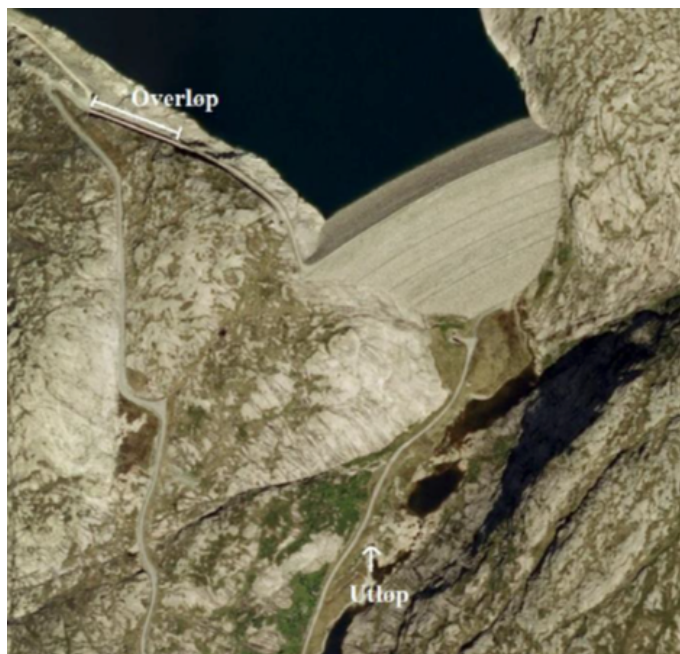
Usikkerheita i hellinga til sjakta er også nemnt, men sidan det vert antatt eit innløpskontrollert system, vart denne usikkerheita sett på som neglisjerbar.

Andre feilkjelder som vert nemnt er måling av vasstand før vasstanden har stabilisert seg ved ny vassføring, luftinnblanding som følgje av at overflatespenninga til vatnet ikkje vart skalert, og undertrykk som følgje av fylt tverrsnitt i sjakta. Det siste vart forsøkt unngått ved god lufting i tillegg til å nytta korte sjakter i modellen.

Nedstraums vasstands påverknad på systemet vart også neglisjert i modellen, noko som ikkje naudsyntvis er riktig.

#### 4.8 Svartevassdammen – Modellforsøk for undersøkelse av kapasitet til flomløp og tappeløp

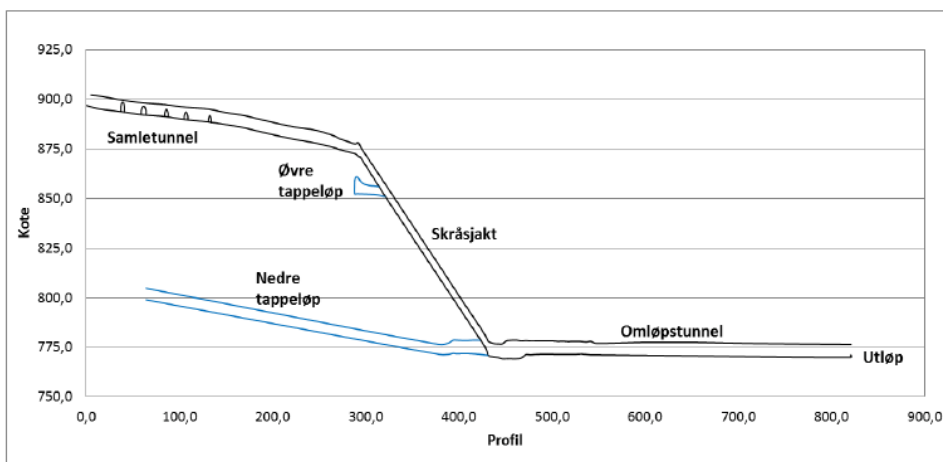
Flomløpet ved Svartevassdammen er eit lukka flomløp beståande av overløpsterskel, seks separate greintunnelar, samletunnel, skråsjukt og omløpstunnel. I tillegg er det kopla på to tappeløp inn på systemet via øvre og nedre tappeløp. Systemet kan difor sjåast på som komplisert. Flomløpet ved Svartevassdammen tilfredsstilte ikkje kravet til flomavleiing og fyllingsdammar i Damsikkerheitsforskrifta, etter at nye flomutrekningar gav eit høgare krav til avleiing enn det som låg til grunn då flomløpet vart bygd. Dette påverka også tilgjengeleg fribord for dammen. Figur 4.23 syner eit flyfoto med overløp og utløp for flomløpet.



Figur 4.23 Flyfoto over damområdet med overløp og utløp av flomløp (NVE Atlas, referert i Bjørkmo, 2012)



Figur 4.24 syner eit lengdesnitt av flomløpet. Legg merke til dei seks greintunnelane som er kopa på samletunnelen på toppen.



Figur 4.24 Lengdesnitt av flomløpet med øvre og nedre tappeløp (Bjørkmo, 2012)

#### 4.8.1 Grunnlagsdata

Bjørkmo oppgjev ein del tabellar med ulike tverrsnittsareal for dei ulike komponentane i flomløpet, utan at kjem tydeleg fram kva verdiar som faktisk vart nytta i modellen. Presentasjonen er i beste fall uryddig. Den tilhøyrande teksten forklarar heller ikkje om det er data frå laserskanninga eller Sira-Kvina som er brukt, sjølv om det er truleg at det er førstnemnte som er tilfelle.

Ein annan ting er at Bjørkmo nyttar tilløpsflommen i utrekningane for kva skala modellen bør byggjast i. Samla set gjev dette eit rufsete fyrsteintrykk av arbeidet, utan at det treng å ha påverknad på resultatata frå forsøka.

#### 4.8.2 Friksjon

For å finna friksjonen i flomløpet, vart det gjort utrekningar basert på IBA-metoden og Solviks metode. Basert på vurderingar av resultatata i forhold til erfaringstal og visuelle observasjonar frå synfaring, vart det bestemt å dela systemet i to delar, der ruheten frå IBA-metoden vart nytta for øvre del med greintunnelar og samletunnel, medan ruheten for nedre del vart satt til 0,100. Tverrsnittsruheten for dei ulike tunnelstrekningane vart bestemt ved å nytta ein korrelasjon mellom målt tverrsnittsruhet og målte midlare tunnelareal.

For å skalera friksjonen i modellen, valde Bjørkmo å nytta seg av metoden til Birkeland, sjå kapittel 4.6.2. Ettersom metoden var både ny og ganske uprøvd, vart det gjennomført nye referanseforsøk for å undersøka friksjonskoeffisienten  $f_{glatt}$ . I

omløpstunnelen vart midla verdi funnen til å vera lik 0,018, medan han for sjakta vart funnen til 0,022. Verdien som vart brukt vidare for heile systemet vart satt til snittverdien av desse, altså  $f_{glatt} = 0,020$ . Denne friksjonen vart vidare testa i modellen. Tabell 4.2 syner utrekna friksjon og målt friksjon i modellen.

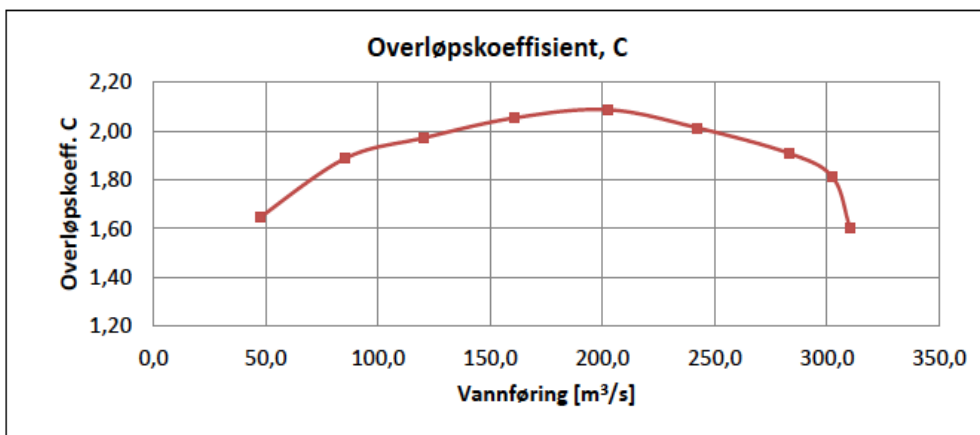
Tabell 4.2 Resultat frå friksjonsmåling i modell på Svartevassdammen (Bjørkmo, 2012)

	Sjakt	Omløpstunnel
$f_{m\ddot{a}lt}$	0,0663	0,0548
$f_{beregnet}$	0,0620	0,0540
$M_{m\ddot{a}lt}$	62,6	64,2
$M_{beregnet}$	64,7	64,7

#### 4.8.3 Kapasitet og overløpskoeffisient

Kapasiteten til flomløpet vart funnen til å vera om lag 310 m<sup>3</sup>/s. For målingane var lufteorgana ved øvre og nedre tappeløp innstilt slik dei står til vanleg, som vil seia at øvre lufteventil stod open, medan nedre lufteventil var stengt.

Figur 4.25 syner variasjonen i overløpskoeffisienten,  $C$ , for flomløpet på Svartevassdammen.



Figur 4.25 Variasjon i overløpskoeffisienten,  $C$ , på flomløp Svartevassdammen (Bjørkmo, 2012)

$C$ -verdien for den første målinga er veldig låg. Dette vert forklart med at vassdjupe er så lågt, under 25 mm, at overflatespenningane gjer seg gjeldande. Dei låge verdiane på slutten av serien vert forklart med at vasstanden nedstraums terskelen påverkar strøyminga over terskelen, slik at overløpsterskelen ikkje lenger er bestemmande for kapasiteten. Det vert utifrå dette konkludert med at overløpet med påfølgjande badekar og innløp har god kapasitet fram til systemet er lukka.

#### 4.8.4 Trykkforhold i sjakta

For å undersøka trykkforholda i skråsjakta, gjennomførte Bjørkmo ein måleserie der øvre luftesjakt vart stengt av. Kapasiteten til flomløpet auka då med så mykje som  $120 m^3/s$ . Heile systemet var i dette tilfellet lukka ved  $430 m^3/s$ , og ein samanhengande vasstreng ned gjennom sjakta vart observert. Dette skapte eit undertrykk der tyngdekrafta drog vatnet nedover sjakta, noko som bidrog til å auka kapasiteten til flomløpet betydeleg. Denne effekten vil ikkje kunne overførast til prototype, der trykket aldri kan vera lågare enn damptrykket til vatnet. Dette damptrykket sette Bjørkmo til  $-10 m$  for dei vidare betraktningane. Ved dette trykket vil kavitasjon oppstå i prototype.

Det var ikkje installert trykkmålarar i modellen på Svartevassdammen. Bjørkmo forsøkte likevel å rekna på trykket i sjakta ved kapasitetspunktet, med føresetnaden om at det i øvre del av systemet for begge tilfella var tilnærma fylt tverrsnitt utan særleg luftinnblanding.

Utrekningane synte eit undertrykk på om lag 24 m i tilfellet med lukka luftesjakt, noko som ville medført kavitasjon lenge før denne situasjonen. Den verkelege

situasjonen med open luftesjakt synte eit vasstrykk på om lag 6 m, altså med god margin i høve kavitasjon. Det vart difor konkludert med at resultatata med rimeleg god tryggleik kunne overførast til prototype.

### 4.8.5 Kapasitetskurver for nye utformingar

Etter å ha testa flomløpet med utforminga slik det var i prototype, vart det gjort forsøk på å stenga delar av overløpet slik at ny overløpslengde vart 48 m. Det kjem ikkje klart fram kvifor dette vart gjort, då systemet i utgangspunktet hadde god kapasitet og flomløpet alt var bygd. Vasstanden ved den nye utforminga vart som venta vesentleg høgare enn ved den opphavlege utforminga.

### 4.8.6 Usikkerheiter i resultat og feilkjelder

Utanom feilkjeldene kring luftinnblanding og overflatespenning, nemner ikkje Bjørkmo noko særleg om usikkerheiter i resultatata frå forsøka. Dette gjeld mellom anna måling av vasstanden og vassføringa. Usikkerheitene kring ruhet og friksjon i modellen er dog godt dokumentert.

## 4.9 Oppsummering av usikkerheiter i resultatata

I rapportane som er gjennomgått er det fleire typiske usikkerheiter i resultatata som går igjen. Det er eit markant skilje mellom dei gamle rapportane frå VHL og dei nyare masteroppgåvene på fleire av punkta.

Forsøksrapportane frå VHL har klare manglar når det kjem til modellering av friksjon i sjakt og tunnel. Dette heng truleg saman med at det ikkje fantes nokon god måte å løysa dette på i laboratoriet på den tida. Der enkelte har kommentert og gjort forsøk på å attskapa friksjonen, har andre utelate å kommentera problemstillinga i det heile. Dette medfører store usikkerheiter i når systemet går fullt i kapasitetsmålingane.

Det er også usikkerheiter knytt til kor stor den faktiske ruheten er i prototype. Figur 4.13 syner eit døme på kva friksjonen kan ha å seia på kapasiteten til eit lukka flomløp. For VHL-rapportane er det truleg at usikkerheita i korleis ruheten er etterlikna i modellen er større enn usikkerheita i ruheten som ein prøver å oppnå, medan det for dei seinare oppgåvene framleis er usikkerheiter knytt til begge deler. Desse usikkerheitene er dog vesentleg mindre enn for dei gamle rapportane, ettersom ny kunnskap, teknologi og formelverk har blitt utvikla og kan nyttast. Friksjon er likevel framleis ei av hovudutfordringane ved slike modellforsøk.

Hovudgrunnen til at dette framleis er ei utfordring er i hovudsak knytt til innblanding av luft. Innblanding av luft gjer friksjonsforholda usikre der dette er eit problem, ettersom luft ikkje kan skalerast ned på same måte som vatn og ein framleis ikkje veit korleis ein skal ta omsyn til dette i modellforsøk.

Overflatespenninga til vatnet i samband med luftinnblanding vert også nemnt som ei viktig og ukvantisierbar usikkerheit.

Rapportane frå VHL er heller ikkje særskilt grundige på kva måleutstyr som er brukt i forsøka. Som følgje av dette står det heller ikkje noko om kor store usikkerheiter dette medfører, noko som gjer at det i ettertid er vanskeleg å anslå tryggleiken i resultata. Å forsøka å kvantisera usikkerheita i ettertid blir meir eller mindre kvalifisert gjetting og spekulasjonar. Dei nyare rapportane forklarar i hovudsak dette veldig ryddig, og usikkerheitene på dette området er som regel neglisjerbar i høve til andre usikkerheiter ved bruk av elektronisk måleutstyr.

Det er også knytt usikkerheiter til nøyaktigheita av utforminga av modellen i høve prototypen. Walløe (2012) opererer til dømes med opptil 6 % usikkerheit som følgje av geometrisk usikkerheit i tverrsnittsarealet til sjakta. Denne usikkerheita er ikkje særskilt kommentert eller kvantisert i nokon av dei andre rapportane.

Undertrykk er også nemnt som ei usikkerheit/feilkjelde i fleire av rapportane. Alle modellerte lukka flomløp vil få ein kunstig heverteffekt når systemet går fullt, og dette er godt diskutert i dei nyare rapportane. Dei eldre rapportane frå VHL nemner ikkje noko om dette.



## 5 Hydrauliske modellforsøk på liknande konstruksjonar internasjonalt

Lukka flomløp er ein vanleg konstruksjon knytt til flomavleiing ved fyllingsdammar i Noreg. Det er fleire grunnar til at det er slik, mellom anna generelt sterk bergmasse og tradisjon for og kompetanse innan tunneldrift i fjell. Men det er ikkje berre i Noreg det finst lukka flomløp; det finst liknande konstruksjonar også andre stader i verda. Det er også blitt køyrt modellforsøk på slike konstruksjonar utanfor Noreg, anten på liknande system eller system der delar av konstruksjonen kan samanliknast med flomløpet til dam Vasslivatn. Etter å ha studert fleire rapportar frå eit litteratursøk, vart det funne to rapportar som diskuterer samanliknbare element med Vasslivatn.

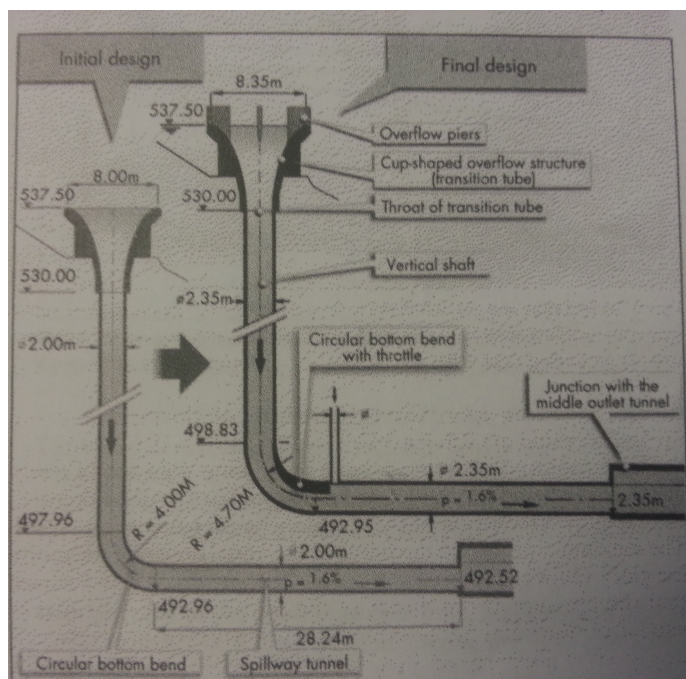
Fleire av figurane i dette kapitlet er diverre av ganske dårleg kvalitet, då dei har vore gjennom fleire kopierings- og skanningsprosessar før dei kunne setjast inn i denne rapporten.

### 5.1 Val Noci

Pinotti og Lais (2010) ved ETH i Zürich, Sveits, utførte i 2007 eit studie på det nye flomløpet til dam Val Noci i Italia. Som følgje av nye flomutrekningar måtte flomavleiingskapasiteten utbetrast, og det vart difor foreslått eit separat, lukka flomløpssystem av typen "morning glory". Dette gjorde at dei eksisterande flomavleiingsorgana ikkje vart påverka, og kunne fungera som tidlegare.

Det vart bygd ein modell av flomløpet i skala 1:25 etter Froudes modellov. Dette medførte at skalaeffektar for resultata overført til prototype var neglisjerbare for overløpshøgder over 0,55 m, noko som tilsvarte vassføringar over 22 m<sup>3</sup>/s.

Figur 5.1 syner utforminga av flomløpet.



Figur 5.1 Opphavg og endeleg utforming av flomløpet ved Val Noci (Pinotti & Lais, 2010)

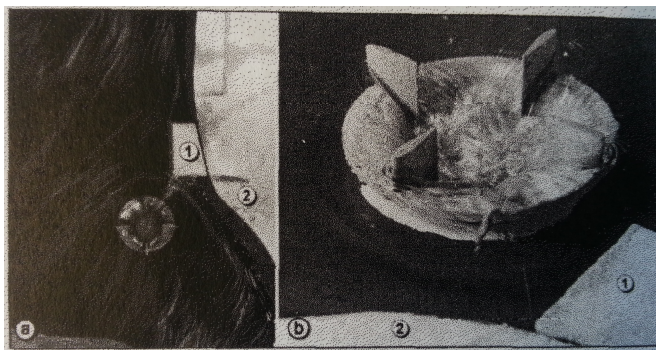
Testing av den opphavlege utforminga synte at kapasiteten til utforminga ikkje var god nok. Store vassføringar medførte store rotasjonar i vasstraumen rundt overløpet, noko som skapte ugunstige innstrøymingstilhøve i innløpet. Vassføringar høgare enn om lag  $50 \text{ m}^3/\text{s}$  gav også undertrykk i overgangen sjakt tunnel som kunne føra til kavitasjon. Flomløpet nådde maksimal kapasitet ved  $58 \text{ m}^3/\text{s}$ .

For å løysa desse problema, vart det i den endelege utforminga gjort fleire endringar:

- Fire hydraulisk godt utforma strøymingsrettarar vart satt opp radielt langs overløpsterskelen for å betra innstrøymingstilhøva til sjakta.
- Sjakt og tunnel vart utvida for å auka kapasiteten til flomløpet.
- Overgangen mellom sjakt og tunnel vart utforma som ein strupe for å sikra stor hastigheit og unngå kavitasjon som følge av for lågt trykk.
- Ei luftesjakt vart satt inn i starten av flomtunnelen for å sikra frispegelstrøyming.



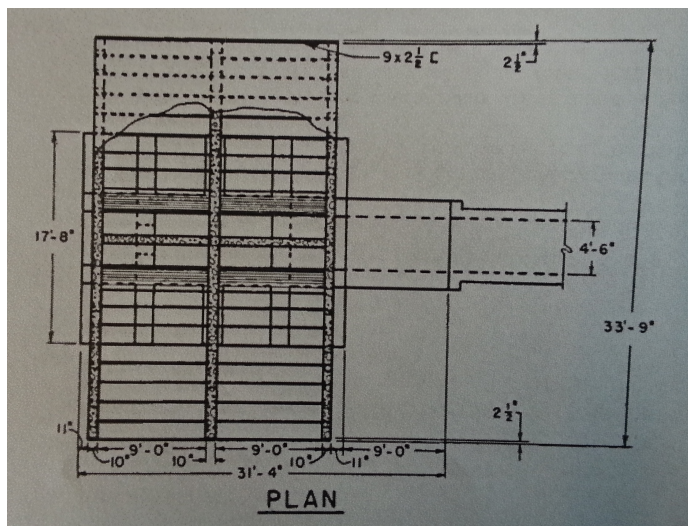
Strøymingsrettarane resulterte i ei klar betring i strøymingstilhøva i innløpet, og gjorde at pulseringane, med tilhøyrande store fluktuasjonar i trykket i sjakta, forsvann. Figur 5.2 syner den endelege utforminga til overløpet.



Figur 5.2 Strøymingsrettarar i overløpet ved Val Noci (Pinotti & Lais, 2010)

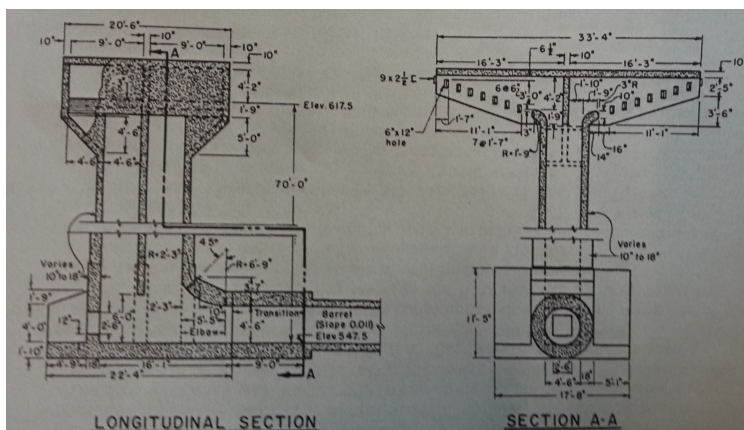
## 5.2 Hydraulic Model Investigation of a Two-Way Drop Inlet For Floodwater Retarding Structure No. 3 Banklick Creek Watershed, Boone and Kenton Counties, Kentucky

C. L. Anderson (1978) publiserte ein rapport om eit modellstudie på eit foreslått lukka flomløpssystem i samband med bygging av ein ny fyllingsdam. Det føreslåtte flomløpet hadde ei ganske spesiell utforming, der den vertikale sjakta var delt i to like store delar på midten. Figur 5.3 syner ei planteikning av utforminga av innløpet til sjakta.



Figur 5.3 Innløp sjakt (Anderson, 1978)

Figur 5.4 syner ei snitteikning av utforminga av innløpet til sjakta, sjakta og overgangen mellom sjakta og tunnel.

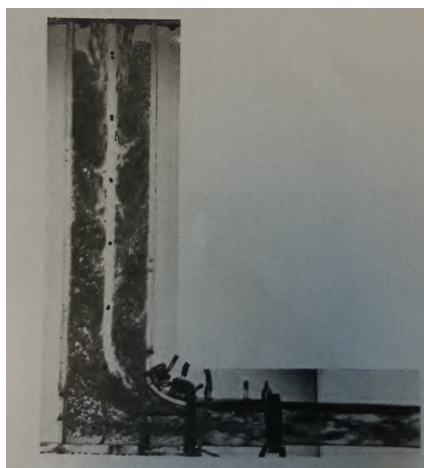


Figur 5.4 Snitteikning sjakt og overgang sjakt tunnel (Anderson, 1978)

Systemet går etter dette vidare inn i ein lang flomtunnel før det renn ut i ein energidrepar.

Studiet gjekk i hovudsak ut på å studera strøymingstilhøva i sjakta og innløpet til sjakta, og korleis dette påverka kapasiteten til systemet. Det vart gjort forsøk både med og utan den vertikale splitteveggen.

Problem som dukka opp ved køyring av modellen var virveldanning i innløpet og uryddig strøymingssituasjon i overgangen sjakt tunnel. For å motverka virveldanninga, vart det lagt ei rist over innløpet til sjakta. For å betra strøymingstilhøva i sjakta, vart det lagt inn ei avrunding i enden av vertikale splitteveggen, sjå Figur 5.5.



Figur 5.5 Avrunda sjaktsplittar i overgang sjakt tunnel (Anderson, 1978)

Resultata frå forsøka viste at den vertikale splitteveggen hindra skvulping i innløpet, og fungerte dimes i praksis som ein strøymingsrettar. Forsøka synte også at dei to andre føreslåtte tiltaka hadde positiv effekt på strøymingsbiletet i systemet. Den avrunda overgangen mellom sjakt og tunnel stabiliserte strøymingsforholda i dette området.

Hydraulic Model Investigation of a Two-Way Drop Inlet For Floodwater Retarding  
Structure No. 3 Banklick Creek Watershed, Boone and Kenton Counties, Kentucky

---

## 6 Fysisk modell og modellforsøk

Modellen av flomløpet til dam Vasslivatn vart bygd vinteren/våren 2013, og er bygd i skala 1:20 basert på Froudes modellov (Roe, 2013, s. 25).

For fleire detaljar om modellen og bygginga av modellen, sjå masteroppgåva til Magnhild Roe (2013).

Dette kapittelet tek føre seg grunnlagsdata frå tidlegare modellforsøk, samt utførte endringar i samband med nye forsøk i modellen, og vurderingar og diskusjonar kring desse endringane. Ein kort gjennomgang av gjennomføringa av modellforsøka vert også presentert.

### 6.1 Tidlegare utførte modellforsøk på dam Vasslivatn

Innleiande forsøk på modellen av flomløpet til dam Vasslivatn vart utført i masteroppgåve våren 2013 av Magnhild Roe. Vidare forsøk vart så gjort av Natvik i samband med prosjektoppgåve hausten 2013. Desse forsøka dannar samanlikningsgrunnlaget for resultatata frå forsøka i denne masteroppgåva.

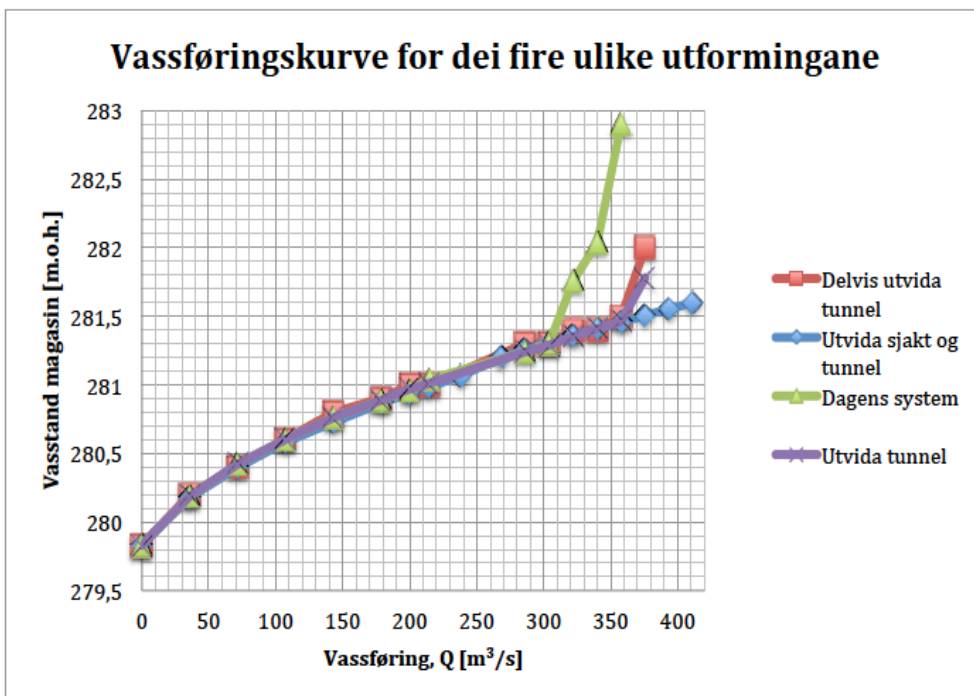
Siste ombygging før arbeidet med denne masteroppgåva tok til innebar ei utviding av sjakttverrsnittet frå 26 m<sup>2</sup> til 39 m<sup>2</sup> (Natvik, 2013). Tabell 6.1 syner ei oversikt over dimensjonane på flomløpet slik det står i dag, samt andre tverrsnittsarealkombinasjonar som har blitt forska på i modellen.

**Tabell 6.1 Utforska tverrsnittsarealkombinasjonar i sjakt og tunnel**

	Dagens system	Masteroppgåve 2013	Prosjektoppgåve 2013
Tverrsnitt sjakt [m <sup>2</sup> ]	26	26	39
Tverrsnitt tunnel [m <sup>2</sup> ]	28	41	41

### 6.1.1 Vassføringskurver

Figur 6.1 syner ei oversikt over resultatata frå tidlegare modellforsøk på flomløpet.

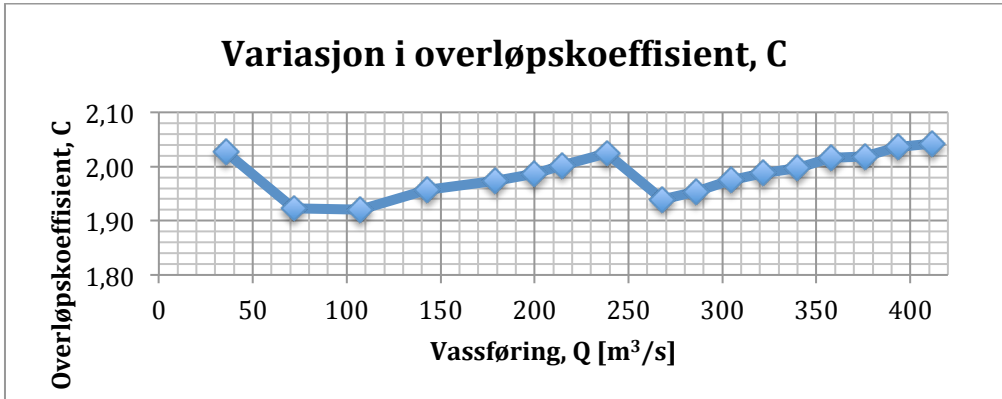


Figur 6.1 Vassføringskurver frå tidlegare modellforsøk (Natvik, 2013)

I det siste forsøket med utvida sjakt og tunnel er overløpsterskelen dimensjonerande for alle undersøkte vassføringar. Nedstraums vasstand er ikkje teken omsyn til, ettersom trykkhøgda i sjakta på tidlegare utformingar viste at vasstanden i sjakta uansett ikkje nådde toppen av sjakta. Det var ikkje meir vatn tilgjengeleg i modellen til å undersøka den faktiske kapasiteten med denne utforminga (Natvik, 2013).

### 6.1.2 Overløpsterskel

Figur 6.2 syner variasjonen i verdien til overløpskoeffisienten,  $C$ , ved utvida sjakt og tunnel (Natvik, 2013).

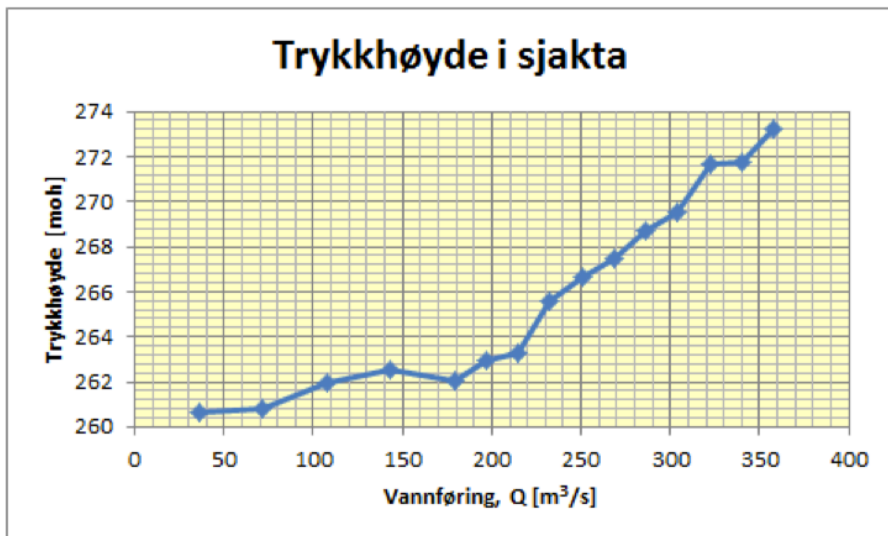


Figur 6.2 Variasjon i overløpskoeffisienten,  $C$  (Natvik, 2013)

Dette syner prov på ein godt utforma overløpsterskel (Natvik, 2013). Kva som skjer i den plutselige knekken rundt  $250 \text{ m}^3/\text{s}$  er usikkert, men kan ha samanheng med ei endring i strøymingsbiletet grunna utforminga av overløpet.

### 6.1.3 Trykkhøgde i sjakt

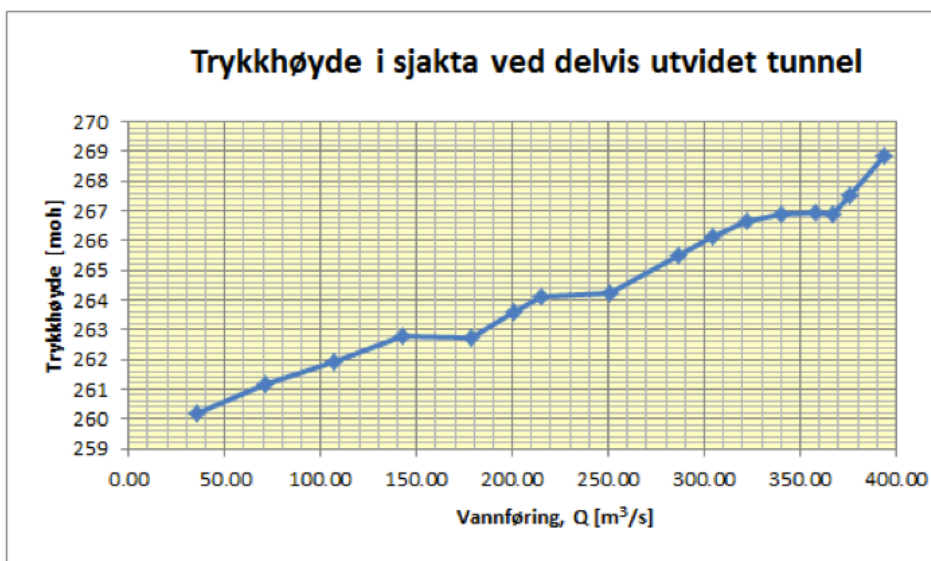
Figur 6.3 syner ei måling av trykkhøgda i sjakta for det opphavlege flomavleingsystemet.



Figur 6.3 Trykkhøgde i sjakta ved dagens flomløp (Roe, 2013)

Nedstraums vasstand er her teken omsyn til. Sjakta går full når vassføringa når  $Q_{PMF}$ , altså  $Q = 360 \text{ m}^3/\text{s}$ . Figur 6.1 syner at overløpsterskelen sluttar å vera dimensjonerande ved om lag  $Q = 300 \text{ m}^3/\text{s}$ , altså medan sjakta framleis ikkje er fylt opp med vatn. Desse verdiane er gjennomsnittsverdiar målt over tid. Figur 7.7 og Figur 7.8 syner at trykkhøgda varierer med store utslag over tid, dog med litt andre føresetnader i modellforsøket, som forklart i kapittel 6.6.2. Det er likevel grunn til å tru at verdiane Roe her presenterer ikkje er veldig stabile grunna den uryddige strøymingssituasjonen som oppstår. Det kan difor tenkjast at nedstraums vasstand påverkar kapasiteten til flomløpet ved den opphavlege utforminga til ein viss grad i veldig små tidsperiodar, sjølv om ho i mesteparten av tida (ved ei gjeven vassføring) ikkje vil gjera det. Nedstraums vasstand påverkar altså mest truleg ikkje vasstanden i magasinet før overløpsterskelen vert dimensjonerande.

Figur 6.4 syner trykkhøgda i sjakta ved delvis utvida tunnel.



Figur 6.4 Trykkhøgda i sjakta ved delvis utvida tunnel (Roe, 2013)

Figuren indikerer ei betring av strøymingstilhøva ved denne endringa (Roe, 2013). I dette tilfellet er trykkhøgda såpass låg at nedstraums vasstand med stor sikkerheit ikkje påverkar vasstanden i magasinet uansett vassføring.

Trykkmålarer syner ikkje reell trykkhøgda grunna tap i sjakta som trykkmålarer ikkje klarar å måla. Han kan likevel gi eit inntrykk av kvar vasstanden står i sjakta (Roe, 2013, s. 44).



## 6.2 Tilbakestilling av tverrsnitt i sjakt

Forsøket med utvida sjakt og tunnel viste at flomløpet slukte alt vatn tilgjengeleg i modellen i laboratoriet utan teikn til problem (Natvik, 2013). For å kunna måla om utførte endringar i modellen ville gje utslag på flomavleiingskapasiteten til systemet, vart det difor lagt inn eit innlegg i sjakta som reduserte sjaktarealet frå 39 m<sup>2</sup> attende til det opphavlege arealet på 26 m<sup>2</sup>. Innlegget er utført i isopor. Det er antatt at ruheten til isoporen er den same som plasten, noko som ikkje er sikkert, sjå kapittel 8.4.10. Figur 6.5 syner eit bilete av innløpet til sjakta etter tilbakestilling av tverrsnittet i sjakta.



Figur 6.5 Tilbakestilt tverrsnittsareal i sjakt

Etter denne endringa er ikkje modellen lenger ein kopi av det faktiske flomløpet. I tillegg vil dei skarpe kantane medføra dårlege innstrøymingstilhøve i sjakta. Av praktiske grunnar er det vanskeleg å attskapa den delen av samlekanalen som vart kutta vekk då sjakta vart utvida. Den overordna motivasjonen blir difor ikkje like mykje å undersøka kapasiteten til flomløpet, men effekten av endringane som blir gjort. Dette kan gjerast ved å køyra eit referanseforsøk med det tilbakestilte sjakttverrsnittet som kan brukast som samanlikningsgrunnlag før andre endringar blir gjort. For vidare diskusjon kring dette, sjå kapittel 8.4.9.

Den store kapasitetsbetringa i forsøket med utvida sjakt og tunnel indikerer at sjakttverrsnittet er den avgrensande faktoren i flomløpet før utviding av sjakta. Mest truleg er det snakk om eit innløpsavgrensa system. Det er difor truleg at avgrensinga igjen vil liggja i innløpet til sjakta når denne utforminga vert attkonstruert.

### 6.3 Overgang sjakt tunnel

Flomløpet på dam Vasslivatn har eit skarpt knekkpunkt i overgangen mellom sjakt og tunnel. Etter innleiande forsøk for å undersøka kapasiteten til flomløpet, gjorde Roe (2013) ei endring i overgangen mellom sjakt og tunnel i eit forsøk på å få vekk pulseringane i samlekanalen ved  $Q_{DIM}$ . Tanken bak var å få ei høgare vasshastigheit i overgangen. Figur 6.6 syner korleis dette vart gjort.

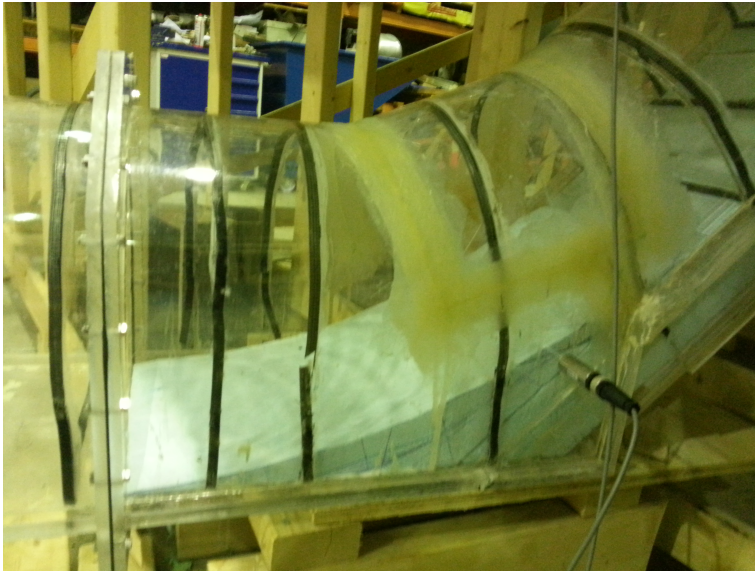


Figur 6.6 Innsnevring i byrjing av flomtunnel (Roe, 2013)

Denne endringa gav lovande resultat, og større stabilitet i flomløpet ved store vassføringar (Roe, 2013).

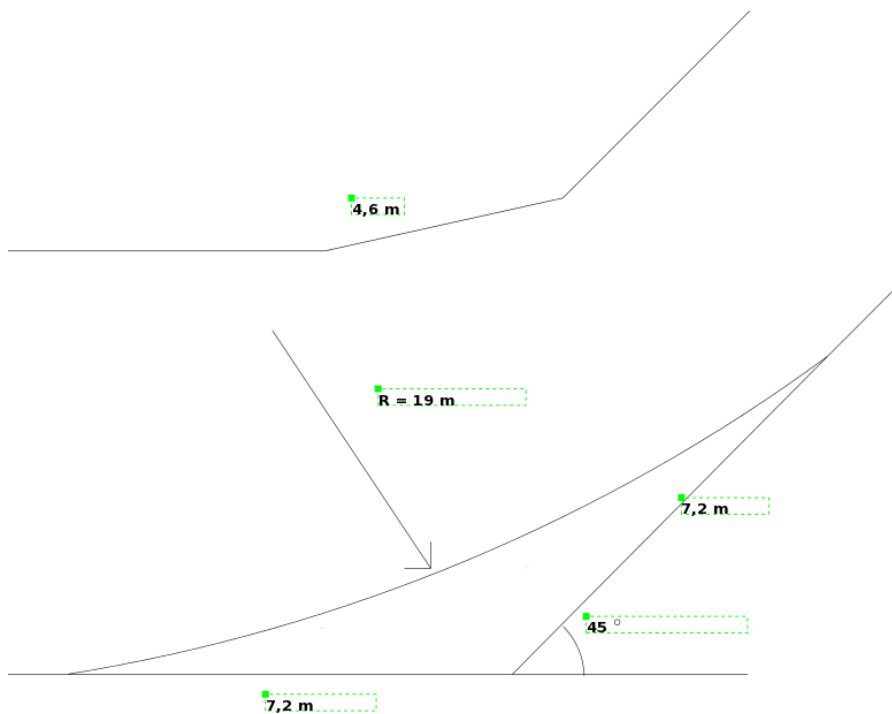
Som eit steg vidare er det satt inn ein avrunda overgang i sålen mellom sjakt og tunnel, som skildra i kapittel 2.7. Overgangen er utført i isopor. Overgangen i dette forsøket har dog eit par ulikskapar i høve røyrbendet som vert skildra der. Tverrsnittet er ikkje sirkulært, men har eit konvensjonelt tunneltverrsnitt. Tverrsnittsarealet er heller ikkje konstant, men aukar gradvis frå sjakt- til tunneltverrsnitt ( $26 \text{ m}^2$  til  $41 \text{ m}^2$ ) gjennom overgangen. Det er heller ikkje høve til å utforma overgangen sirkulært i hengen, men her er det alt ei gradvis overgang som truleg vil fungera ganske bra som erstatning.

Figur 6.7 syner eit bilete av den avrunda overgangen innsett i modellen.



Figur 6.7 Avrunda overgang mellom sjakt og tunnel

Figur 6.8 syner ei målsatt skisse av overgangen.



Figur 6.8 Målsatt skisse av avrunda overgang sjakt tunnel

Det er usikkert om overgangen i modellen ville fått same utforming i prototype. Det er også veldig truleg at dette ikkje er den mest gunstige utforminga av overgangen, men eit studium på dette ville fort blitt veldig omfattande. Denne utforminga vil dog gje eit godt bilete på korleis ein hydraulisk godt utforma overgang kan påverka flomavleiinga og strøymingssituasjonen.

Ein godt utforma hydraulisk overgang vil teoretisk gje mindre falltap i systemet, og på den måten auka kapasiteten til flomløpet. Ein annan effekt ein håpar at denne utforminga vil ha, er å betra den uryddige strøymingssituasjonen i overgangen sjakt tunnel. Ein avrunda overgang vil gi vatnet ei gradvis retningsendring inn i tunnelen, og ein vil såleis unngå at vatnet frå sjakta, som har veldig stor hastigheit, nærmast krasjar ned i vasspegelen, noko som er med og bidreg til den store uryddigheita i strøymingsbiletet.

Ein slik overgang vil i prototype bli utført i betong. Dersom heile tverrsnittet hadde vore utført i betong med Manningstal  $M = 67$ , ville det ha tilsvara ruhetar på om lag  $f = 0,016$  i sjakta og  $f = 0,015$  i flomtunnelen ved å nytta formel 2.35. Dette er veldig nærme den glatte ruheten på  $f_{\text{glatt}} = 0,017$  som Roe nytta som utgangspunkt i friksjonsskaleringa si ved hjelp av Birkelands metode (Roe, 2013, s. 36). Birkelands metode er skildra i kapittel 4.6.1. Kontrollforsøk gjennomført av Bjørkmo (2012) gav ruhet på  $f_{\text{glatt}} = 0,022$  for sjakt og  $f_{\text{glatt}} = 0,018$  for tunnel. Den føreslåtte betongen er altså antatt noko glattare enn det er mogleg å få til i modellen. Det er i dette arbeidet antatt at ruheten til isoporen er den same som platen, noko som ikkje er sikkert, sjå kapittel 8.4.10. I tillegg er strøymingsbiletet i overgangen dominert av stor luftinnblanding, noko som gjer friksjonstilhøva usikre, sjå kapittel 2.6. Friksjonselement er difor ikkje nytta på den avrunda overgangen.

Ettersom tverrsnittet i overgangen gradvis vert utvida, er ikkje tapsfaktoren i Figur 2.7 konstant. Ei tilnærming blir då å nytta gjennomsnittet av arealet i sjakta og tunnelen for å rekna ut hastigheita til vatnet, og på same måten gjennomsnittet av høgda i sjakta og tunnelen i staden for rørdiameteren. Tapsfaktoren i bendet kan då reknast ut.

Tabell 6.2 syner dei naudsynte måla og tapsfaktoren for den avrunda overgangen mellom sjakt og tunnel. Alle fysiske mål er lista i fullskalamål.

**Tabell 6.2 Tapsfaktor i bend for avrunda overgang sjakt tunnel**

$H_{\text{sjakt}}$ [m]	4,6
$H_{\text{tunnel}}$ [m]	7
$H_{\text{overgang, gjennomsnitt}}$ [m]	5,8
$R$ [m]	19
$H/R$	3,3
$k_{\text{overgang}}$	0,25

Den nye tapsfaktoren for den avrunda overgangen er altså  $k = 0,25$ , mot  $k = 0,275$  for den skarpe overgangen. Skilnaden er altså ikkje særskilt stor.

Figur 2.7 syner at ein større svingradius ville ha gjeve eit mindre tap i bendet. Dette er verken mogleg eller hensiktsmessig å få til her, då tunnelen i modellen er delt inn seksjonar som må demonterast dersom det skal utførast endringar i nedre del av sjakta. Utforminga av hengen i overgangen kan heller ikkje endrast i modellen.

Tabell 6.3 syner teoretisk utrekna falltap i overgangen mellom sjakt og tunnel for flomløp Vasslivatn med skarpkanta og avrunda overgang ved  $Q_{DIM}$  og  $Q_{PMF}$ . I utrekninga er det for samanlikninga sin del antatt same tverrsnittareal, og dimes same hastigheit på vatnet, for dei to overgangane. Sjå vedlegg D for utrekningar.

**Tabell 6.3 Teoretisk falltap i bend med skarp og avrunda overgang sjakt tunnel**

	$h_{\text{tap,overgang}} \text{ [m]}$	
	$Q = Q_{DIM}$	$Q = Q_{PMF}$
Skarp overgang	0,50	1,62
Avrunda overgang	0,45	1,47

Tabellen syner at reduksjonen i singulærfalltapet i overgangen er minimal.

Utrekninga syner ikkje effekten av at det er betong i sålen i slutten av sjakta og i starten av flomtunnelen i staden for råsprengt fjell. Ettersom betong har mindre friksjon enn råsprengt fjell, ville det ha minska falltapet gjennom systemet noko. I tillegg vil ein avrunda overgang truleg betra strøymingssituasjonen i overgangen, noko som kan ha ein stabiliserande effekt på systemet ved store flommar.

## 6.4 Luftinnblanding og friksjonsforhold i sjakt

Det er ofte svært stor luftinnblanding i sjakta på Vasslivatn. Dette gjer at friksjonsforholda i sjakta er usikre, ettersom vatn og luft har ulike materialeigenskapar og ein miks av desse difor vil oppføra seg ulikt frå det reint vatn vil gjera. Modellering av slike to-fase luft-vatn-strøymingar og skalaeffektar i samband med dette er diskutert i kapittel 2.3.1.

Då Vasslivatn-modellen er bygd i skala 1:20, tilfredsstillar ikkje modellen det første av dei to føreslåtte krava til Pfister (2014), som er ein minimum modellskala på 1:10. Det andre kravet om tilfredsstillande Reynolds- og Weibertal kan reknast på teoretisk.

Natvik (2013) gjorde eit arbeid med å rekna ut flomavleingskapasiteten ved dam Vasslivatn teoretisk. Ved normalstrøyming i dimensjonerande situasjon har vatnet ei normalhastigheit på  $v = 25 \text{ m/s}$  i sjakta. Sjakta er kort, og vatnet vil difor aldri nå normalstrøyming, så dette blir difor eit teoretisk betraktin.. Ved å nytta den teoretiske hastigheita rekna om til modellstorleik, og det tilsvarande teoretiske vassdjupet, kan Froudetallet og Reynoldstallet i modellen reknast ut. Tabell 6.4 syner naudsynte parametarar og utrekna Froude- og Reynoldstal for modellen.

Tabell 6.4 Parametrar for utrekning av Froude- og Reynoldstalet i modell

L [m]	0,095
$v_{\text{sjakt}}$ [m/s]	5,6
$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	1000
$\mu$ [Pa*s]	0,001002
Fr	5,8
Re	$5,3 \cdot 10^5$

Desse verdiane tilfredsstillar kravet til Pfister (sjå Figur 2.2), og skalaeffektane som følgje av luftkonsentrasjon kan difor reknast som små. Desse utrekningane må likevel sjåast på med litt skepsis, då verdiane er strengt teoretiske.

Trass i at kravet teoretisk sett er oppfylt, er ikkje dette godt nok til å kunna gjennomføra modellforsøk for å undersøka samanhengen mellom luftinnblanding og friksjon på ein tilfredsstillande måte. Hovudgrunnen til dette er skalaeffektar og manglande samanlikningsdata frå fullskala-målingar, som diskutert i kapittel 2.3.1. Vatn og luft har ulik tyngdetettleik, og då det ikkje er mogleg å kvantifisera kor mykje modellen underestimerer luftinnblandinga i flomløpet utan samanlikningsmateriale frå prototype, vil det heller ikkje vera mogleg å kvantifisera kor mykje luftinnblandinga spelar inn på friksjonsforholda i sjakta.

Ein kan tenkja seg eit forsøk der ein aukar friksjonen i sjakta i modellen drastisk og ser om det gjev utslag på kapasiteten/trykkehøgda i sjakta, men dette blir i beste fall kvalitative spekulasjonar utan særleg nyttige resultat. Då det heller ikkje finst anretningar for å måla luftinnblandinga i systemet, som sikkert kunne ha blitt konstruert om ynskjeleg, vil eit slikt forsøk i praksis ikkje ha nokon verdi.

På bakgrunn av dette vart det i samråd med Jochen Aberle bestemt ikkje å utføra modellforsøk på Vasslivatn for å undersøka rolla luftinnblandinga spelar på friksjonen i sjakta.

## 6.5 Tiltak i samlekanal

Overløpet ved Vasslivatn har ei ganske utradisjonell utforming, noko som medfører spesielle innstrøymingstilhøve i samlekanalen. Ved flom strøymer det vatn ned mot innløpet til sjakta frå nesten alle moglege vinklar. Dette medfører at delar av vatnet har innstrøymingsretning nesten normalt på sjaktretninga, noko som ikkje er gunstig. Innløpet på Vasslivatn har heller ikkje særleg trakteforma utforming, slik det er skildra i retningslinjer for flomløp (NVE, 2005). I tillegg til dette er botnen i samlekanalen ganske ujamn og dårleg utforma. Ettersom systemet med utvida flomtunnel og opphavleg sjakt med ganske stor tryggleik er innløpskontrollert, vil endringar i dette området kunna gjeva positive utslag på flomavleiingskapasiteten.

For å betra innstrøymingstilhøva til sjakta i samlekanalen kan det tenkjast fleire moglege utbetringstiltak.

Glatting av sålen i samlekanalen vil vera eit naturleg tiltak. Dette vil redusera tapet i samlekanalen, og strøyminga i samlekanalen vil også bli ryddigare.

Ei betre utforming av innløpet til sjakta er også eit opplagt tiltak. Målet er då å forsøka å oppnå eit meir avrunda og trakteforma innløp som skildra i retningslinjene. Dette vil i ein anleggssituasjon typisk bli gjort samstundes som glatting av sålen, og desse to tiltaka heng difor tett saman med kvarandre.

Eit anna mogleg tiltak kan vera strøymingsrettarar i samlekanalen. Dette kan redusera problemet med at vatnet strøymar inn frå ugunstige vinklar ved å tvinga større delar av vatnet til å strøyma meir direkte ned i sjakta. Modellforsøket på "morning glory"-flomløpet ved Val Noci synte at dette kan ha gunstig effekt både på kapasiteten til flomløpet og strøymingssituasjonen i sjakta (Pinotti & Lais, 2010). Flomløpet på Vasslivatn har ikkje utforming som eit flomløp av typen "morning glory", men har fleire likskapstrekk med denne type utforming. Kva form, fasong, lengde, plassering og kor mange strøymingsrettarane som eventuelt vil vera mest gunstig er vanskeleg å seia grunna den usymmetriske geometrien på overløpsterskelen, men er noko som kan undersøkjast i modellen.

Eit tredje mogleg tiltak kunne ha vore stenging av delar av overløpet. Tanken bak dette er den same som med strøymingsrettarane, nemleg å betra innstrøymingstilhøva i innløpet til sjakta. Problemet med dette er at lengda av overløpsterskelen vil bli redusert, noko som medfører redusert kapasitet over terskelen. Vasstanden i magasinet vil då stiga for alle flommar. Då marginen for maksimal flomstigning i høve forskrifta alt er veldig liten, er ikkje dette eit tilrådd tiltak å gjennomføra. Roe (2013, s. 63) skildrar i tillegg enkle forsøk med stenging av delar av terskelen, som i siste revurderingsrapport blir nemnt som problematisk, utan særleg betring av strøymingssituasjonen.

Det vart valt å sjå på korleis ei glatting av sålen i samlekanalen og ei betre utforminga av innløpet til sjakta ville påverka flomavleiingskapasiteten. Figur 6.9 syner eit bilete av samlekanalen og innløp sjakt i modellen før utbetring.



Figur 6.9 Opphavleg utforming av samlekanal og innløp sjakt

Figur 6.10 syner samlekanalen og innløpet til sjakta i modellen etter utbetring. Hovudfokuset under utbetringa var, som biletet syner, å få til ei meir gunstig trakteforma utforming på innløpet. Spørsmålet blir då om dette er nok, eller om øvste del av sjakta må strossast skikkeleg for å oppnå særleg effekt.



**Figur 6.10 Samlekanal og innløp sjakt etter utbetring**

Forsøka er gjennomført med avrunda overgang mellom sjakt og tunnel, og det er teken utgangspunkt i eit innløpskontrollert system. Det er difor ikkje så interessant kva som skjer før innløpet byrjar å tetta seg, og pulseringar oppstår i samlekanalen. Det er difor ikkje gjort målingar på vassføringar mindre enn  $Q = 269 \text{ m}^3/\text{s}$  basert på observasjonar får tidlegare forsøk.

Andre utbetringstiltak i samlekanalen er ikkje blitt studert i modellen i dette arbeidet.

## 6.6 Gjennomføring av modellforsøk

Det er gjennomført ei rekkje ulike modellforsøk i samband med denne oppgåva. Korleis dei ulike forsøka er gjort, er skildra i avsnitta nedanfor.

### 6.6.1 Effekt av nedstraums vasstand

Å undersøka om vasstanden nedstraums tunnelutløpet påverkar vasstanden i magasinet kan gjerast ved hjelp av eit enkelt modellforsøk. Dette går ut på å køyra ei fast vassføring gjennom systemet, gradvis heva vasstanden nedstraums, og sjå om dette gjev utslag på magasinvasstanden.



### 6.6.2 Kapasitets- og trykkmålinger for ulike utformingar

Modellforsøka er gjennomført ved å køyra ei gjeven vassføring gjennom systemet. Vasstandsstigninga i magasinet (i forhold til definert nullnivå) ved ei denne vassføringa vert funnen ved å logga vasstandsstigninga over eit visst tidsintervall og bruka gjennomsnittsverdien av dette. For små vassføringar med stabil vasstand i magasinet trengs det ikkje meir enn nokre sekund med målingar, medan det for store vassføringar, som gjev variasjonar i magasinvasstanden, må målast i fleire minutt for å få ein representativ gjennomsnittsverdi. For å validera resultatata vert dette gjort to gonger, og gjennomsnittsverdien av dei to målingane vert nytta. Usikkerheita i målingane vil på denne måten verta mindre.

Vasstanden er målt for vassføringar med intervall på om lag 20 l/s i starten, og om lag 10 l/s rundt kritiske punkt som  $Q_{DIM}$  og  $Q_{PMF}$ . Dette tilsvarar intervall på 35,8 m<sup>3</sup>/s og 17,9 m<sup>3</sup>/s i prototype. Den faktiske vassføringa vert lest av ein vassføringsmålar manuelt. For forsøket med utbetringstiltak i samlekanalen er det nytta vassføringsintervall heilt ned til om lag 5 l/s og 2,5 l/s, tilsvarande 8,9 m<sup>3</sup>/s og 4,5 m<sup>3</sup>/s i prototype, kring  $Q_{PMF}$  for å kunna studera dette kritiske området endå betre.

Det er ingen vassføringsmålar ved utløpet, men ved å stabilisera vasstanden i magasinet for kvar vassføring, vil  $Q_{inn} = Q_{ut}$ . Vasstanden i magasinet vil ikkje vera stabil når overløpsterskelen ikkje lenger er dimensjonerande, sjå til dømes Figur 7.4.

Nedstraums vasstand er ikkje teken omsyn til i desse forsøka. Hovudgrunnen er at nedstraums vasstand ikkje påverkar magasinvasstanden (innløpskontrollert system), slik at kapasitetskurva for flomløpet uansett ikkje vert påverka. Flomtunnelen vil uansett uavhengig av om nedstraums vasstand er teken omsyn til eller ikkje vera dykka, ettersom utløpet er i ein vasslås. Figur 6.11 syner korleis utløpet til flomtunnelen i modellen ser ut ved  $Q_{DIM}$  når nedstraums vasstand ikkje er teken omsyn til.



Figur 6.11 Utløp flomtunnel ved  $Q_{DIM}$  utan justert nedstraums vasstand

For diskusjon om feilkjelder som følgje av dette, sjå kapittel 8.4.1.

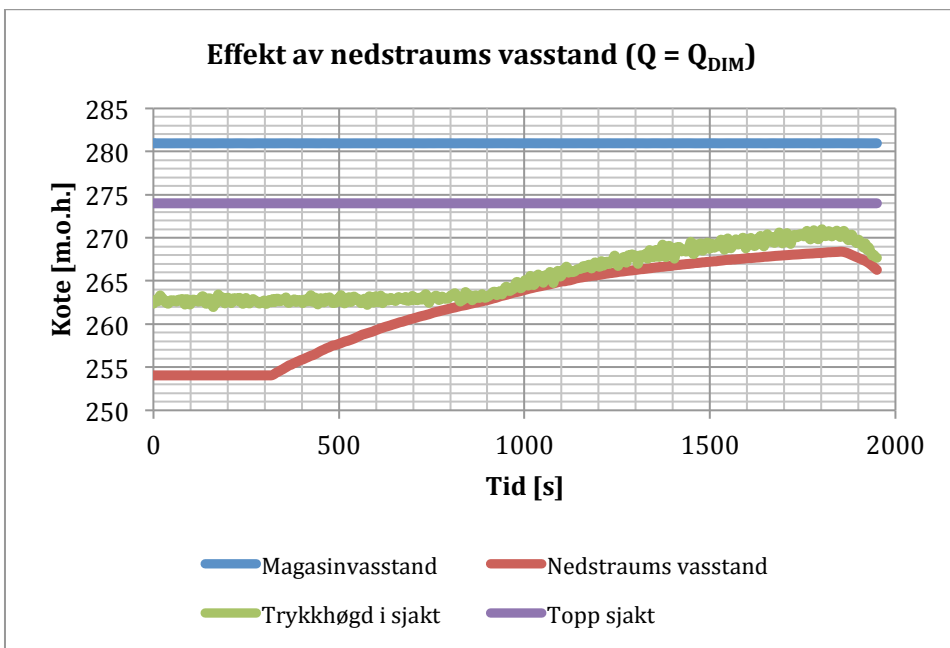


## 7 Resultat

I dette kapitlet er resultatene fra de ulike delforsøkene presentert. Merk at alle verdier i figurane, også tida, er rekna om til prototype.

### 7.1 Nedstraums vasstand sin påverknad på magasinvasstanden

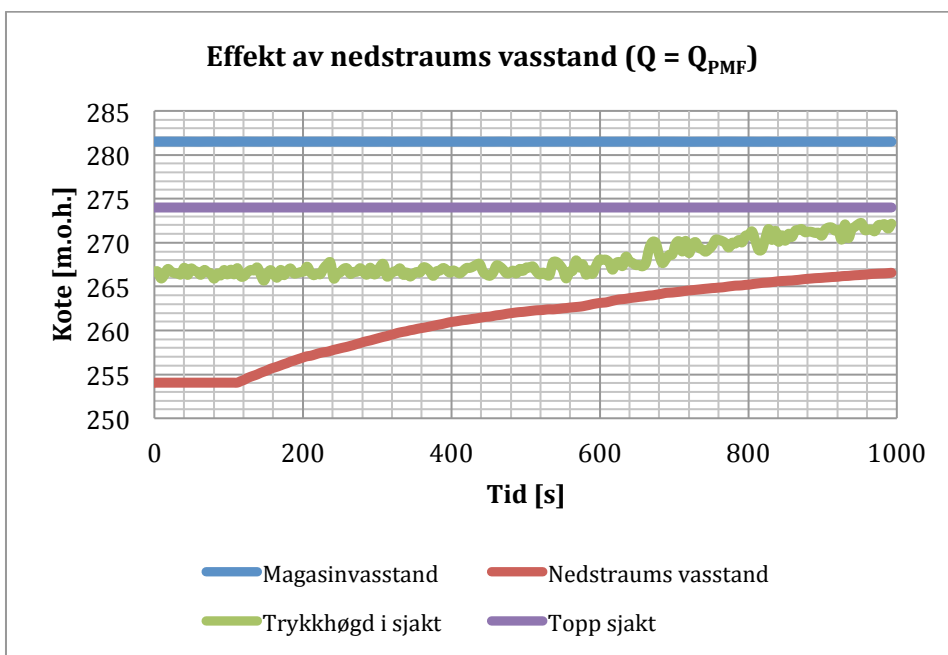
Figur 7.1 syner korleis nedstraums vasstand påverkar vasstanden i magasinet og trykkehøgda i sjakta ved  $Q_{DIM}$ .



Figur 7.1 Effekt av nedstraums vasstand ved  $Q_{DIM}$

Figuren syner at magasinvasstanden ikkje vert påverka av nedstraums vasstand ved  $Q_{DIM}$ .

Figur 7.2 syner korleis nedstraums vasstand påverkar vasstanden i magasinet og trykkehøgda i sjakta ved  $Q_{PMF}$ .



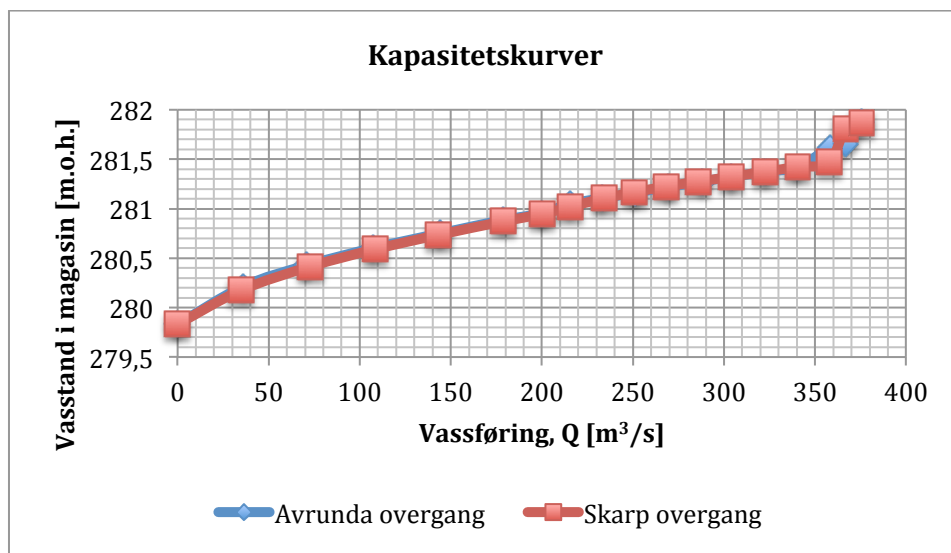
Figur 7.2 Effekt av nedstraums vasstand ved  $Q_{PMF}$

Figuren syner at magasinvasstanden ikkje vert påverka av nedstraums vasstand ved  $Q_{PMF}$ .

Desse forsøka er gjennomført med utvida sjakt og tunnel, slik modellen stod ved byrjinga av arbeidet med denne oppgåva.

## 7.2 Avrunda overgang sjakt tunnel

Figur 7.3 syner kapasitetskurvene for referanseforsøket med tilbakestilt sjakt (skarp overgang) og for avrunda overgang mellom sjakt og tunnel. Verdiane i figuren er gjennomsnittsverdiar av vasstanden i magasinet.

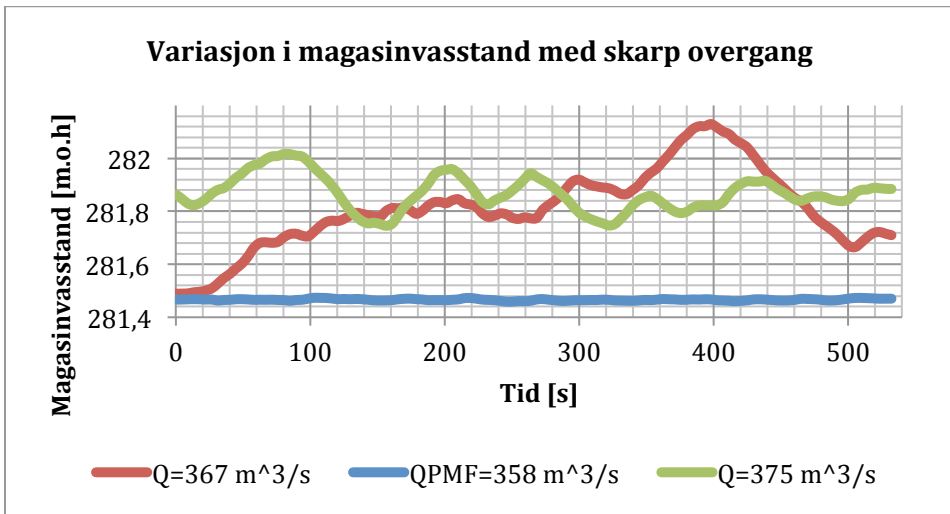


Figur 7.3 Kapasitetskurver med skarp og avrunda overgang sjakt tunnel

Vasstanden vart observert som stabil i samlekanalen opp til om lag  $Q = 268 \text{ m}^3/\text{s}$ . Etter dette var det tydelege pulseringar og variasjonar i vasstanden for begge utformingane. Då det ikkje er installert vasstandsmålar i samlekanalen, kan ikkje denne pulseringa synleggjerast i tal. Dette kan først gjerast når overløpsterskelen ikkje lenger er dimensjonerande, og vasstanden i magasinet byrja å variera. Figuren syner at overløpsterskelen er dimensjonerande fram til om lag  $Q = 358 \text{ m}^3/\text{s}$  med skarp overgang, og  $Q = 340 \text{ m}^3/\text{s}$  med avrunda overgang sjakt tunnel. Ved vassføringar høgare enn dette, går systemet over til å vera eit lykka system.

Det vart også observert ei virveldanning ved om lag  $Q = 375 \text{ m}^3/\text{s}$  med begge utformingane.

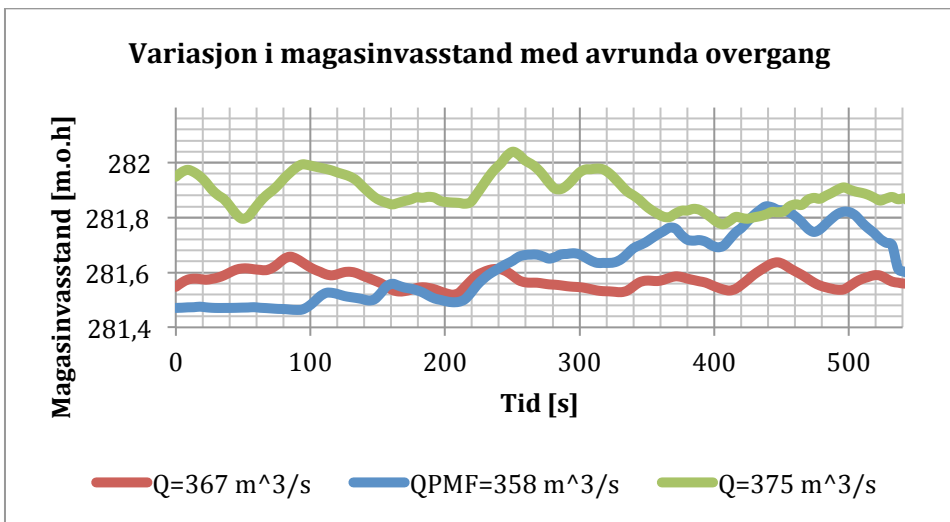
Figur 7.4 syner variasjonen i magasinvasstanden over tid med skarp overgang mellom sjakt og tunnel for vassføringar kring  $Q_{PMF}$ . Figuren syner korleis vasstanden i magasinet byrjar å pulsera straks undervatnet påverkar strøyminga over overløpsterskelen.



Figur 7.4 Variasjon i magasinvasstand over tid med skarp overgang sjakt tunnel

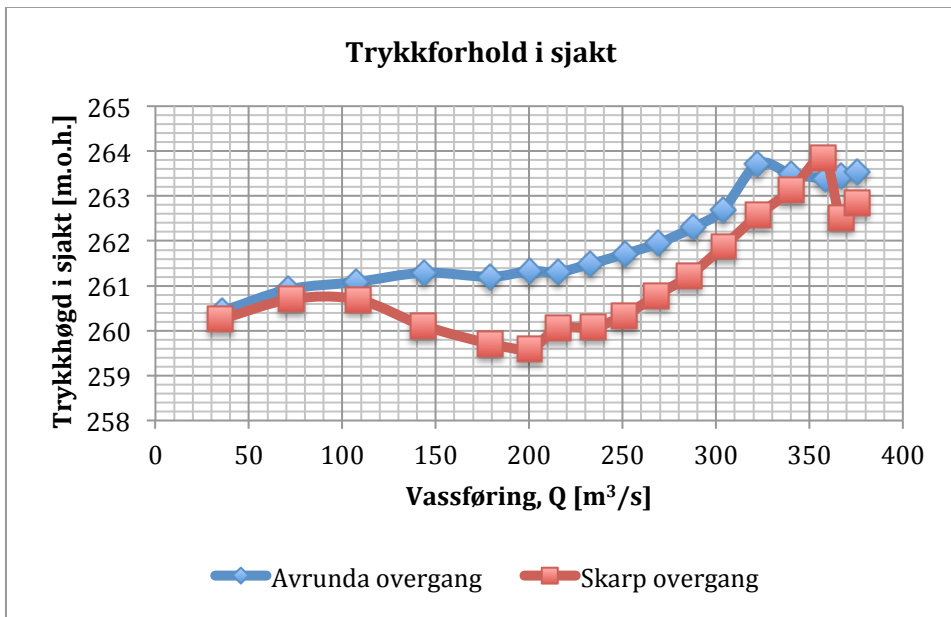
Figuren syner at tidsintervallet ikkje er tilstrekkeleg for å få målt ein representativ gjennomsnittsverdi for vasstanden ved  $Q = 367 \text{ m}^3/\text{s}$ . Gjennomsnittsverdien som er brukt i Figur 7.3 må difor reknast som noko usikker.

Figur 7.5 syner variasjonen i magasinvasstanden over tid med avrunda overgang mellom sjakt og tunnel for vassføringar kring  $Q_{PMF}$ .



Figur 7.5 Variasjon i magasinvasstand over tid med avrunda overgang sjakt tunnel

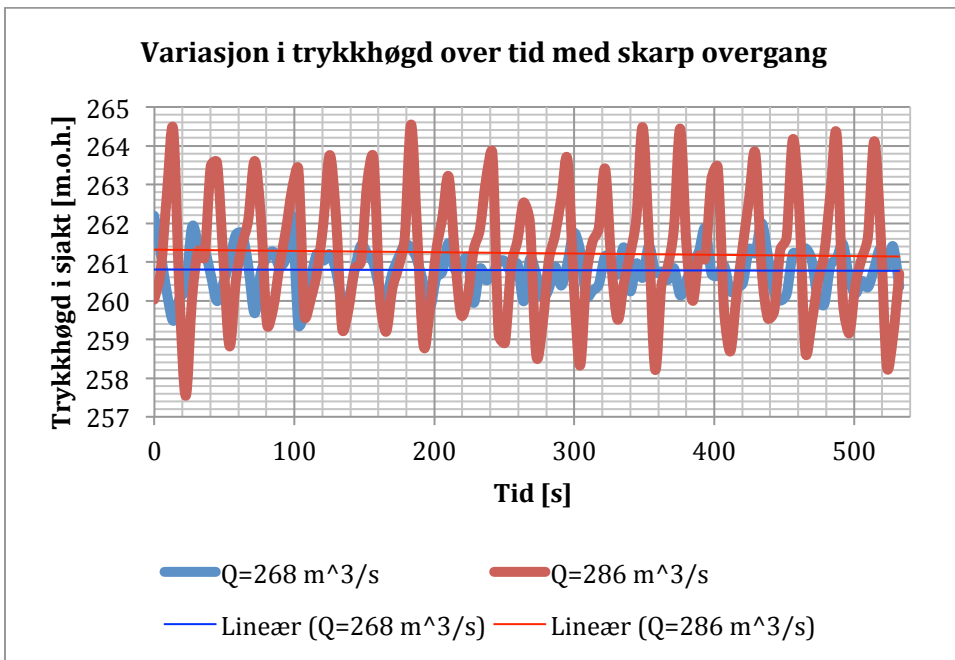
Figur 7.6 syner dei målte trykkforholda i sjakta for referanseforsøket med tilbakestillt sjakt (skarp overgang) og for avrunda overgang mellom sjakt og tunnel. Verdiane i figuren er gjennomsnittsverdiar av den målte trykkhøgda i sjakta.



Figur 7.6 Trykkhøgde i sjakt med skarp og avrunda overgang sjakt tunnel

Figuren syner at trykkhøgda med skarp overgang synk noko mellom  $Q = 100 \text{ m}^3/\text{s}$  og  $Q = 200 \text{ m}^3/\text{s}$ , i tillegg til at ho synk brått etter  $Q_{PMF}$ . Den same trenden kan berre delvis sporast med avrunda overgang.

Ein nærare kik på måleresultata syner at trykkhøgda i sjakta er relativt stabil over tid for vassføringar opp til om lag  $Q = 268 \text{ m}^3/\text{s}$ , men at ho byrjar å variera mykje etter dette. Dette er samstundes som pulseringane i samlekanalen oppstår, og har truleg samanheng med eit periodisk undertrykk i modellen, sjå kapittel 8.4.3. Figur 7.7 syner variasjonen i trykkhøgda i sjakta over tid kring denne vassføringa med skarp overgang sjakt tunnel.

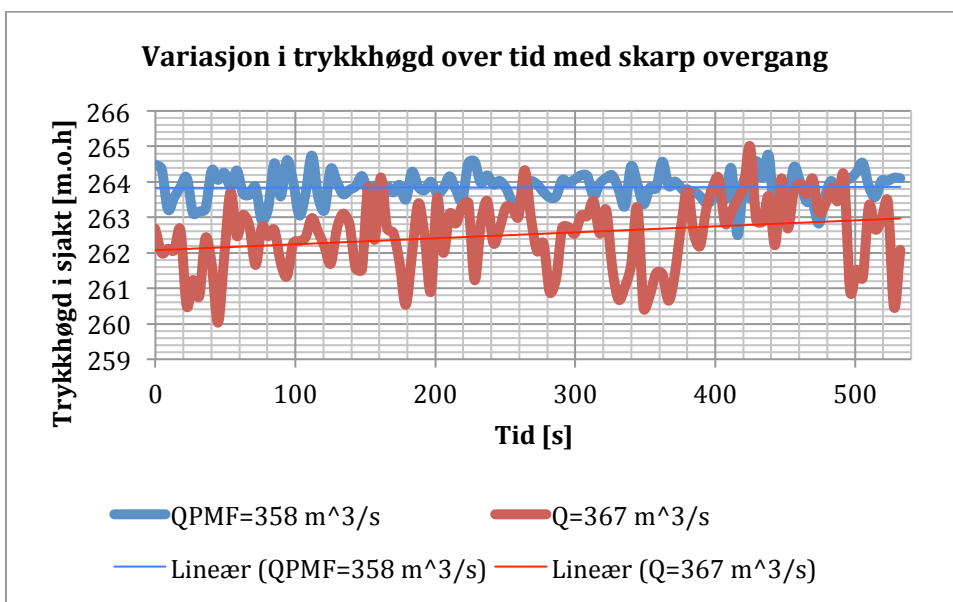


Figur 7.7 Variasjon i trykkhøgde i sjakt over tid med skarp overgang sjakt tunnel ved start pulseringar i samlekanal

Figuren syner at trykkhøgda i dei største toppane ved  $Q = 286 \text{ m}^3/\text{s}$  er om lag like stor som gjennomsnittet til trykkhøgda ved  $Q = 358 \text{ m}^3/\text{s}$  (sjå Figur 7.6), og varierer med så mykje som seks meter i løpet av få sekund. Dei nær vassrette trendlinjene tyder på ganske stabile gjennomsnittsverdiar.



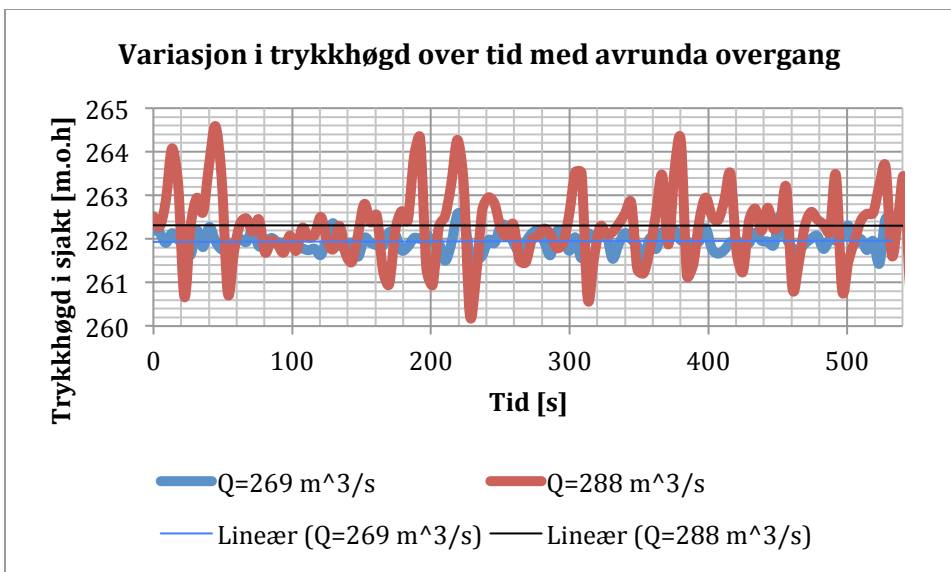
Figur 7.8 syner variasjonen i trykkhøgda i sjakta over tid kring  $Q_{PMF}$  med skarp overgang sjakt tunnel.



Figur 7.8 Variasjon i trykkhøgda i sjakta over tid med skarp overgang sjakt tunnel ved  $Q_{PMF}$

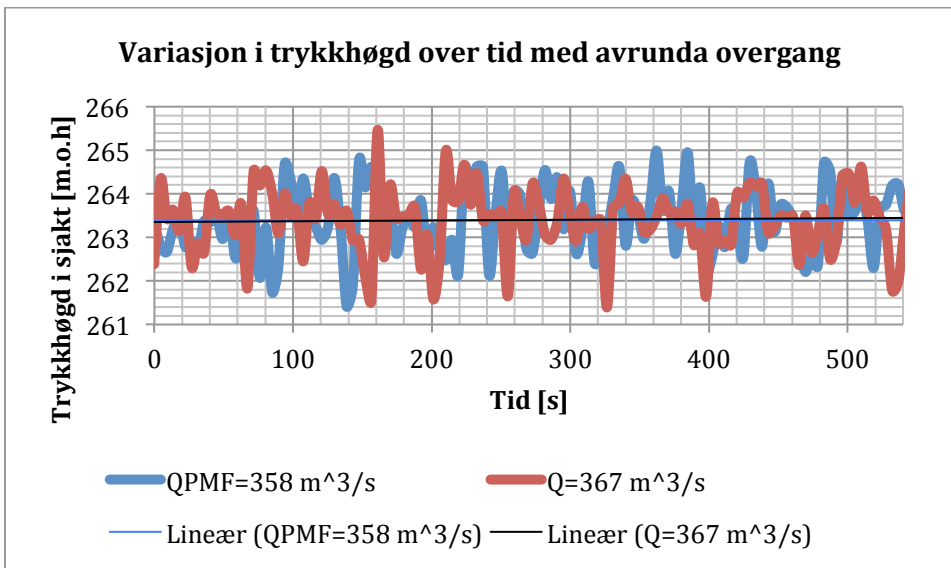
Figuren syner at trykkhøgda er rimeleg stabil for  $Q = 358 \text{ m}^3/\text{s}$ , medan variasjonane er klart større for  $Q = 367 \text{ m}^3/\text{s}$ . Trendlinjene gjev også eit innblikk i stabiliteten i målingane, der den horisontale linja for  $Q = 358 \text{ m}^3/\text{s}$  indikerer at trykkhøgda varierer kring ei ganske stabil gjennomsnittshøgda, medan den stigande trendlinja for  $Q = 367 \text{ m}^3/\text{s}$  indikerer større usikkerheit i målinga.

Figur 7.9 syner variasjonen i trykkhøgda i sjakta over tid for utvalde vassføringar rundt vassføringa der synlege pulseringar i samlekanalen oppstår med avrunda overgang sjakt tunnel. Situasjonen er klart meir stabil enn for skarp overgang.



Figur 7.9 Variasjon i trykkhøgde i sjakt over tid med avrunda overgang sjakt tunnel ved start pulseringar i samlekanal

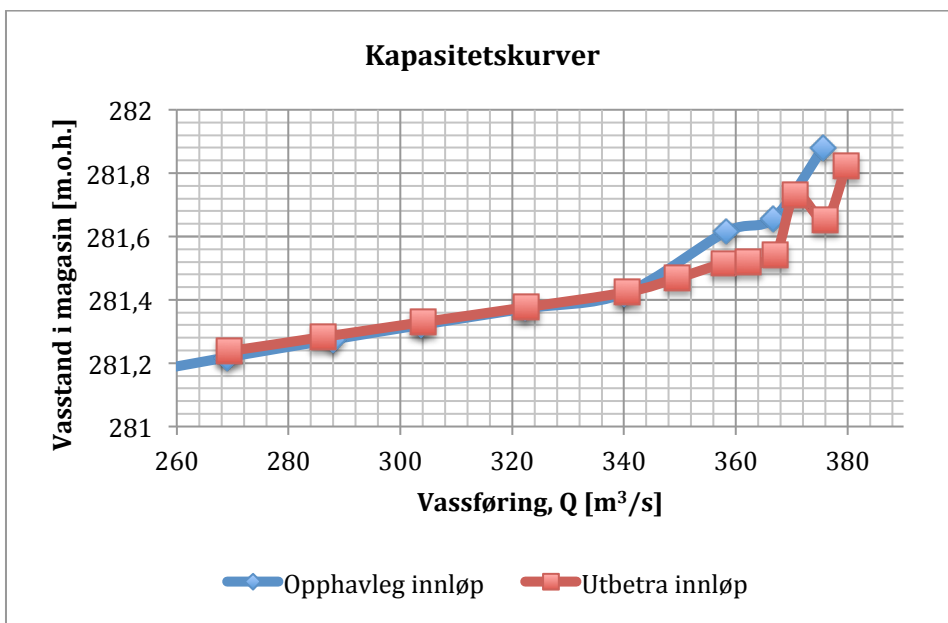
Figur 7.10 syner variasjonen i trykkhøgda i sjakta over tid kring  $Q_{PMF}$  med avrunda overgang sjakt tunnel. Ingen særskilt endring frå skarp overgang er synleg.



Figur 7.10 Variasjon i trykkhøgde i sjakt over tid med avrunda overgang sjakt tunnel ved  $Q_{PMF}$

### 7.3 Utbetring av såle i samlekanal og utforming av innløp sjakt

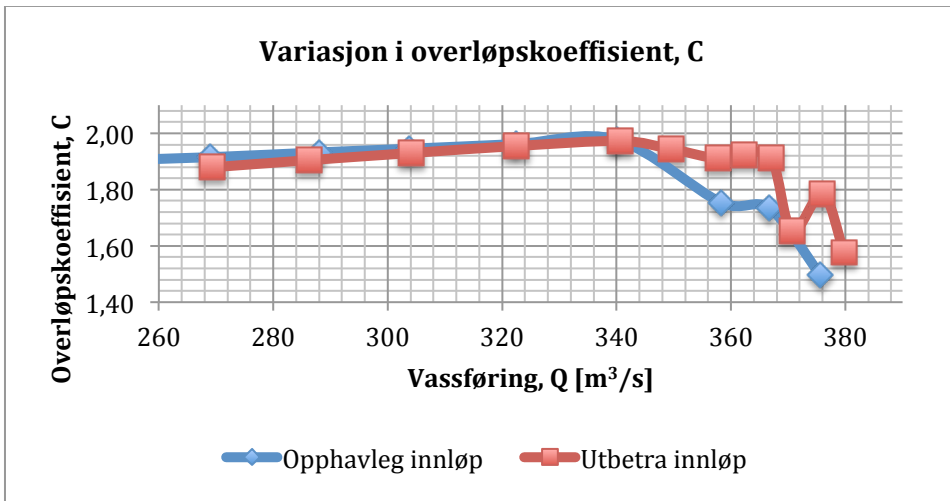
Figur 7.11 syner kapasitetskurva frå forsøket med utbetring av såle i samlekanal og utforming av innløpet til sjakta i samlekanalen. Referanseforsøket med opphavleg innløp er forsøket med avrunda overgang mellom sjakt og tunnel.



Figur 7.11 Kapasitetskurve før og etter utbetring i samlekanal

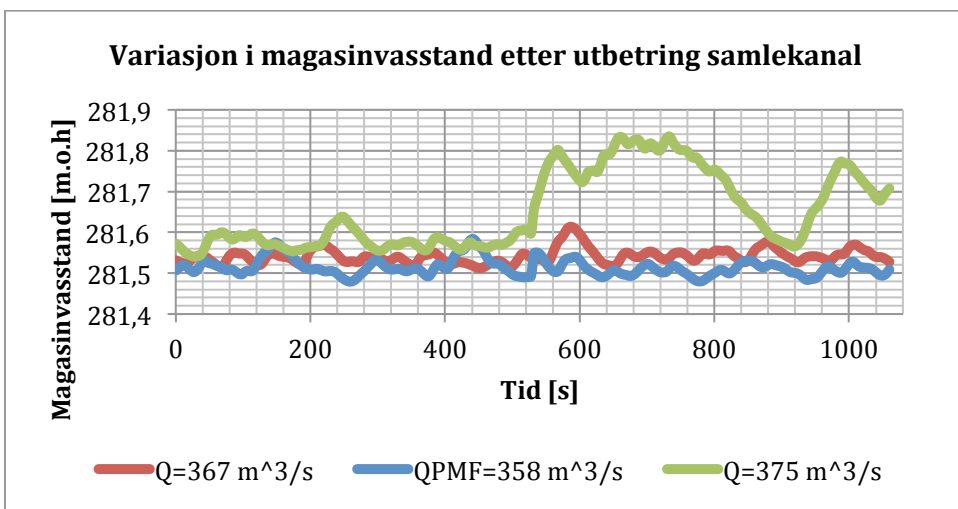
Figuren antyder ei lita auke i flomavleingskapasiteten etter utbetring. Dette er truleg ei falsk auke som følgje av undertrykk, sjå kapittel 8.4.3. Knekken i det nest siste målepunktet er vanskeleg å forklara, men kan skuldast ei virveldanning ved tredje siste målepunkt som tilfører luft til systemet, og at systemet lukkar seg igjen etter dette slik at undertrykket påverkar magasinvasstanden igjen. Figur 7.13 syner også prov på desse ulike situasjonane.

Figur 7.12 syner variasjonen i overløpskoeffisienten,  $C$ , før og etter utbetring.  $C$ -verdien i området mellom om lag  $Q = 340 \text{ m}^3/\text{s}$  og  $Q = 370 \text{ m}^3/\text{s}$  er kunstig høg som følge av undertrykket nemnt ovanfor.



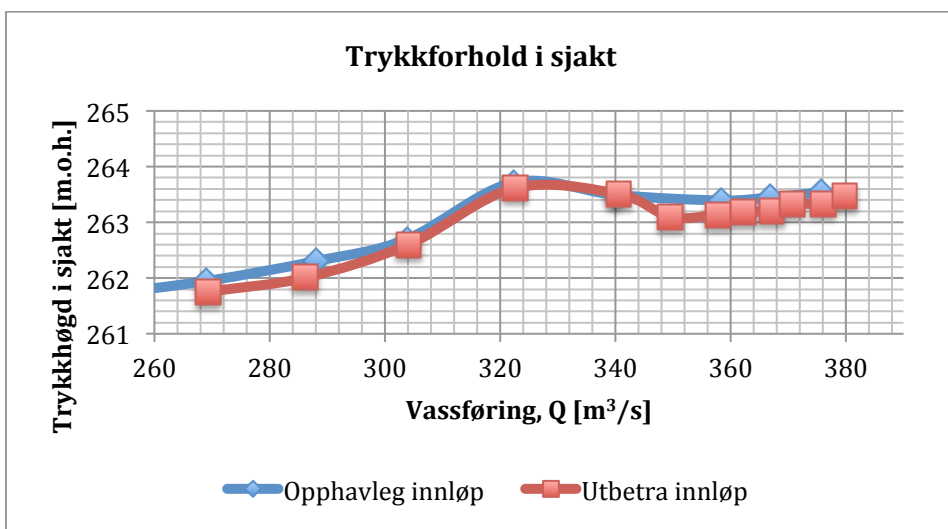
Figur 7.12 Variasjon i overløpskoeffisienten,  $C$ , før og etter utbetring i samlekanal

Figur 7.13 syner variasjonen i magasinvasstanden etter utbetring i samlekanalen for vassføringar kring  $Q_{PMF}$ . Sjølv om vasstanden i modellen tilsynelatande såg stabil ut, syner figuren veldig små, men likevel tydelege, variasjonar, noko som tyder på at undervatnet påverkar vasstanden. Kurva til  $Q_{PMF}$  i Figur 7.4 syner til samanlikning ein heilt stabil magasinvasstand, utan påverknad frå undervatnet. Det plutslege skiljet om lag halvvegs for  $Q = 375 \text{ m}^3/\text{s}$  skuldast truleg at systemet her får tilgang på luft og byrjar å pulsera meir igjen, slik at undertrykket berre er periodevis aktivt.



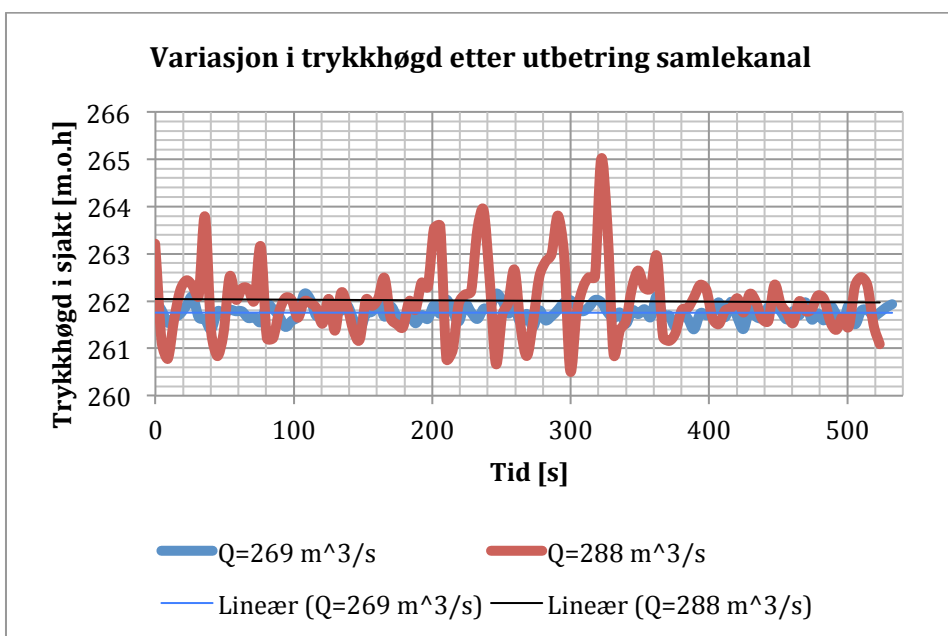
Figur 7.13 Variasjon i magasinvasstand rundt  $Q_{PMF}$  etter utbetring i samlekanal

Figur 7.14 syner ei samanlikning av trykkforholda i sjakta før og etter utbetring. Trykket ligg generelt litt lågare etter utbetring, men skilnaden er minimal.



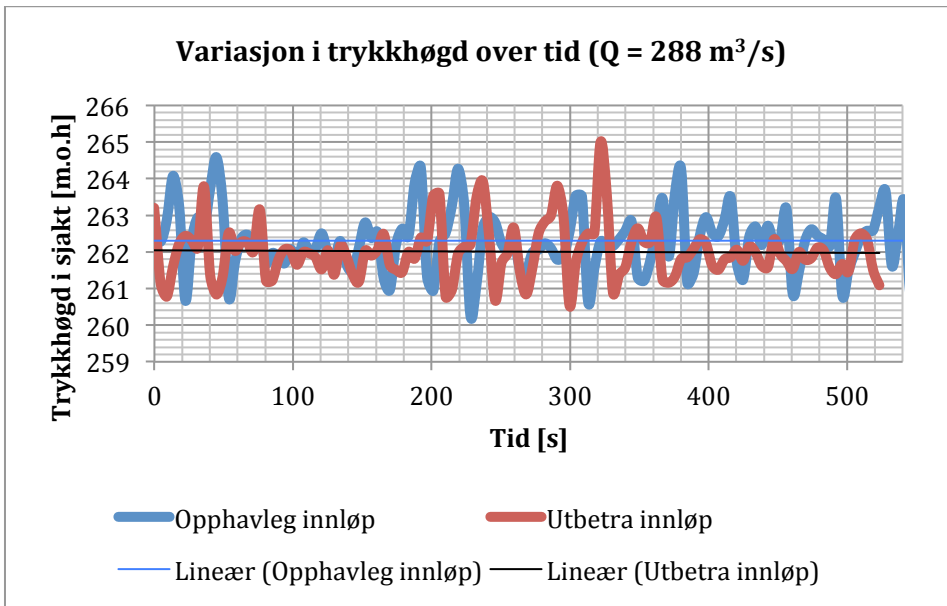
Figur 7.14 Trykkforhold i sjakt før og etter utbetring i samlekanal

Figur 7.15 syner trykktilhøva i sjakta over tid rundt start pulseringar i samlekanalen etter utbetring. Resultata syner at trykkvariasjonane startar rundt same vassføring som før utbetring, sjå Figur 7.9.



Figur 7.15 Variasjon i trykkhøgde over tid kring start pulseringar samlekanal etter utbetring i samlekanal

Figur 7.16 syner ei samanlikning av trykkforholda rundt start pulseringar i samlekanalen før og etter utbetring. Det kan skimast ei periodevis stablisering av strøymingsforholda, men ikkje nok til å konkludera. Dei lineære linjene syner at gjennomsnittstrykket ligg litt lågare etter utbetringa, som også vist i Figur 7.14.



Figur 7.16 Variasjon i trykkhøgde over tid rundt start pulseringar før og etter utbetring i samlekanal

## 8 Diskusjon

### 8.1 Nedstraums vasstand sin påverknad på magasinvasstanden

Figur 1.6 syner at antatt nedstraums vasstand er om lag på kote 263 ved  $Q_{DIM}$ , og om lag på kote 265 ved  $Q_{PMF}$ . Desse verdiane har ein del usikkerheiter knytt til seg då dei er rekna ut i HEC-RAS. Meir informasjon om desse usikkerheitene kan finnast i masteroppgåva til Magnhild Roe (2013).

Figur 7.1 syner at nedstraums vasstand heilt opp til kote 269 ikkje påverkar vasstanden i magasinet ved  $Q_{DIM}$ . Det registrerte trykket i sjakta når aldri toppen av sjakta, noko som indikerer at systemet aldri er fylt.

Figur 7.2 syner at nedstraums vasstand heilt opp til kote 267 ikkje påverkar vasstanden i magasinet ved  $Q_{PMF}$ . Det registrerte trykket i sjakta når aldri toppen av sjakta, noko som indikerer at systemet aldri er fylt.

Dette betyr at nedstraums vasstand ikkje påverkar magasinvasstanden for flomløpsutforminga med utvida sjakt og tunnel.

### 8.2 Avrunda overgang sjakt tunnel

Frå kapasitetskurva, Figur 7.3, går det fram at overløpsterskelen ikkje er dimensjonerande for  $Q_{PMF}$  etter innsetjing av den avrunda overgangen mellom sjakt og tunnel. Dette skuldast mest truleg ei unøyaktigheit i utføringa av målingane ved eit av forsøka ettersom systemet er innløpskontrollert, og den einaste endringa som er gjort er i overgangen mellom sjakt og tunnel. Figur 7.6 syner at vasstanden i sjakta står langt under innløpet, slik at dette ikkje påverkar forholda oppstraums. Figur 7.5 syner at etter om lag 80 sekund sluttar vasstanden ved  $Q_{PMF}$  å vera stabil for utforminga med avrunda overgang. Det tyder på at overløpsterskelen sluttar å vera dimensjonerande på dette tidspunktet, og at denne vassføringa ligg heilt i grenseland for kapasiteten til flomløpet. Snittverdien for denne målinga, som er plotta i kapasitetskurva (Figur 7.3), blir difor også litt misvisande.

I forsøket med utvida tunnel, som har same utforming som forsøket med tilbakestillt sjakt i denne rapporten, registrer Roe pulseringar i vasstanden i samlekanalen ved  $Q_{DIM} = 200 \text{ m}^3/\text{s}$  (Roe, 2013, s. 47). I dette tilsvarande forsøket er det altså ikkje registrert særlege pulseringar før ved om lag  $Q = 286 \text{ m}^3/\text{s}$ . Dette kan ved første augekast tyda på at neglisjert nedstraums vasstand stabiliserer systemet, men det er truleg ikkje tilfelle, sjå kapittel 8.4.1. Ein annan forklaring kan vera at innløpet til sjakta har ei litt anna utforming som følgje av endringane som har blitt gjort, eller at den subjektive vurderinga av pulseringar i samlekanalen er ulik. Ein kombinasjon av desse er ganske truleg.

Figur 7.3 og Figur 7.4 syner at det oppstår pulseringar i vasstanden i magasinet når overløpsterskelen ikkje lenger er bestemmande for flomavleingskapasiteten. Ettersom berre ein liten del av magasinet er teken med i modellen, vil utslaga i desse svingingane ikkje vera representative for kva som vil skje i prototype, då eit større magasin vil ha ei betydeleg dempende effekt på utslaga. Figur 7.4 syner også at virvelen som oppstår ved  $Q = 375 \text{ m}^3/\text{s}$  verkar å ha ein stabiliserande effekt på vasstanden i magasinet, og dimed også på pulseringane som oppstår. Dette kan forklarast med jamnare tilførsel av luft til sjakta, slik at virvelen fungerer omtrent som eit lufterøyr. Dette skjer først for flommar større enn  $Q_{PMF}$ , og er slik sett ikkje særskilt interessant.

Ein annan observasjon som vart gjort, er at pulseringane i samlekanalen oppstår ved same vassføring uavhengig av utforming av overgang, altså ein stad mellom  $Q = 269 \text{ m}^3/\text{s}$  og  $Q = 288 \text{ m}^3/\text{s}$ . Det tyder på at denne effekten ikkje har nokon klar samanheng med det som skjer nedstraums sjaktinnløpet, men støttar opp under teorien om at flomløpet er innløpskontrollert. Figur 7.6 syner at trykkehøgda er forskjellig for dei to utformingane ved denne vassføringa, og understrekar teorien om innløpskontrollert system nok ein gong.

Figur 7.6 syner ei tilsynelatande unaturleg form på trykkehøgdekurva for skarp overgang, der trykkehøgda gradvis minkar for vassføringar mellom  $100 \text{ m}^3/\text{s}$  og  $200 \text{ m}^3/\text{s}$ . Dette skuldast truleg at nedstraums vasstand ikkje er teken omsyn til, sjå kapittel 6.6.2 og 8.4.1. I staden for at trykkehøgda då aukar med aukande nedstraums vasstand ettersom utløpet blir gradvis meir dykka, vil vatnet frå sjakta setja opp eit større og større trykk mot vasspegelen etter kvart som vassføringa aukar, og pressa vasstandsspranget nedover i systemet. Etter kvart som vassføringa aukar utover dette vil mottrykket i tunnelen bli så stort at vasstandsspranget gradvis vil bevega seg oppover systemet igjen.

Kurva oppfører seg etter dette som venta, fram til om lag  $Q = 360 \text{ m}^3/\text{s}$ . Her skjer det brått ein trykkreduksjon på om lag 1,5 meter, før trykket ser ut til å stiga normalt igjen etterpå frå dette nye utgangspunktet. Dette skjer altså samstundes med at overløpsterskelen ikkje lenger er dimensjonerande. Om dette har nokon direkte samanheng, eller berre er tilfeldig, er vanskeleg å seia noko om. Figur 6.3 og Figur 6.4 syner at den målte trykkehøgda i sjakta i forsøka til Roe (2013) ikkje oppfører seg på same måte. Det kan difor tenkjast at det kan vera eit resultat av at nedstraums vasstand er neglisjert eller at utforminga i innløpet til sjakta ikkje er særskilt god, saman med at vasstanden plutsleg stig kraftig som følgje av at overløpsterskelen ikkje lenger er dimensjonerande. Intuitivt skal ikkje nokon av desse faktorane gjeva slike utslag, men det må sjåast på som ei moglegheit. Ei anna forklaring kan vera at dette er ein effekt av undertrykk. Dette er forklart nærare i kapittel 8.4.3.

Trykkehøgdekurva for utforminga med avrunda overgang oppfører seg ikkje på same måten. Den syner generelt høgare trykkehøgda for alle vassføringar, i tillegg til ei meir naturleg form utan område med særleg synkande trykk. Dette er motsett at det den teoretiske utrekninga indikerer, sjå Tabell 6.3. Kvifor dette skjer er



vanskeleg å forklara, men ei mogleg forklaring kan vera at den avrunda overgangen skapar ein rolegare strøymingssituasjon i overgangen. Den gradvise vinkelendringa hindrar den verste krasj-effekten som oppstår i dette området, strøyminga blir mindre turbulent, og overgangssona frå stor bobleinnblanding til røyrstrøyming blir betydeleg mindre. Vasspegelen for røyrstrøyminga, som trykkmålaren måler, vil då stå generelt høgare i sjakta, sjølv om den generelle strøymingssituasjonen er betra. Av same grunn blir ikkje vasspegelen flytta nedover systemet ved vassføringar mellom 100 m<sup>3</sup>/s og 200 m<sup>3</sup>/s. Dersom nedstraums vasstand hadde blitt teken omsyn til, og vatnet hadde stått lenger opp i sjakta, vil den avrunda overgangen mest truleg ha ført til mindre tap i bendet, som forklart i kapittel 2.7.

Aukinga i trykkehøgda flatar også for den avrunda overgangen ut rundt kapasitetspunktet, men synk ikkje plutselig slik som for den skarpe overgangen. Grunnen er truleg den same, med anten undertrykk eller neglisjering av nedstraums vasstand som trulege orsakar. At overgangen ikkje er så skarp kan vera ein effekt av meir stabile forhold i sjakta som følgje av den avrunda overgangen.

Figur 7.9 og Figur 7.10 syner at trykkmålingane i sjakta er meir stabile med den avrunda overgangen enn med skarpt knekkpunkt (Figur 7.7 og Figur 7.8). Dette indikerer at den avrunda overgangen betrar strøymingstilhøva i overgangen. Dersom nedstraums vasstand hadde blitt teken omsyn til, ville truleg den same effekten vore synleg. Gjeven eit system som ikkje er innløpskontrollert, vil ein avrunda overgang mellom sjakt og tunnel kunna vera med å auka kapasiteten til flomløpet.

Det er vanskeleg å seia noko om kvifor variasjonen i trykkehøgda varierer så mykje som ho gjer etter at pulseringane oppstår. Det er særskilt spanande at variasjonane er så store ved  $Q = 286 \text{ m}^3/\text{s}$ , medan dei er rimeleg små igjen for  $Q_{\text{PMF}}$ . Det er likevel tydeleg at situasjonen rundt  $Q_{\text{PMF}}$  er klart meir uryddig enn ved lågare vassføringar, som syner stabile svingingar i trykkehøgda. Det siste kan ha samanheng med stabile svingingar/pulseringar i samlekanalen. At det er stor variasjon i variasjonen i trykkehøgda ved aukande vassføring er vanskeleg å forklara, men understrekar den kompliserte strøymingssituasjonen på Vasslivatn.

Av andre observasjonar kan det nemnast at det vart observert ei klar visuell betring i strøymingssituasjonen i overgangen mellom sjakt og tunnel med avrunda overgang i høve til den skarpe. I staden for eit skuminferno, verka vatnet no i mykje større grad å skyta fart ut i tunnelen i staden for å skapa turbulens i overgangsområdet.

### 8.3 Utbetring av såle i samlekanal og utforming av innløp sjakt

Figur 7.11 og Figur 7.12 antyder ei kapasitetsauke for flomløpet etter utbetring av utforminga i samlekanalen og i innløpet til sjakta. Dette er truleg ikkje tilfelle, då systemet lukkar seg kontinuerleg i innløpet ved  $Q = 350 \text{ m}^3/\text{s}$ , noko som skapar eit konstant undertrykk i modellen. Vasstanden i samlekanalen blir då kunstig låg, og magasinvasstanden blir ikkje like påverka som han elles ville ha blitt. Figur 7.13 syner tydeleg at vasstanden i magasinet vert påverka av undervatnet, sjølv om variasjonane er så små at dei ikkje er fysisk synlege i modellen. Ettersom undervatnet utan undertrykk ville stått høgare, ville magasinvasstanden gjort det same. Resultatet er ei falsk auke i flomavleiingskapasiteten, og resultatata i dette området kan difor ikkje overførast til prototype.

At situasjonen med kontinuerleg undertrykk oppstår, er truleg ein effekt av tiltaka som er gjort. Strøymingssituasjonen i samlekanalen blir meir stabil, noko som kjem til syne i form av mindre storleik på pulseringane i samlekanalen når innløpet byrjar å tetta seg. At også variasjonane i trykkehøgda i sjakta ser ut til å stabilisera seg, i tillegg til at trykkehøgda generelt er litt lågare, tyder på at den betra strøymingssituasjonen i samlekanalen bidreg til å betra strøymingsforholda også i sjakta. Dette er den same stabiliserande effekten som vart observert med strøymingsrettarane i modellforsøket på Val Noci, sjå kapittel 5.1. Ei betring i strøymingssituasjonen i samlekanalen påverkar altså truleg strøymingssituasjonen i sjakta og overgangen mellom sjakt og tunnel på ein positiv måte.

I forhold til å auka kapasiteten til flomløpet, tyder resultatata likevel på at det er avgrensa kva slike kosmetiske tiltak i samlekanalen kan bidra med. Truleg er sjakta for trong i innløpet, slik at vatnet ikkje klarar å oppnå stor nok hastigheit på høgdeskilnaden mellom overløpstærskel og innløp sjakt til å passera gjennom innløpet ved store flommar. Ein meir stabil strøymingssituasjonen er difor truleg ikkje nok til å auka kapasiteten nemneverdig.

For endå betra å kunna vurdera effekten av tiltaket, burde det blitt gjort meir nøyaktige målingar på kapasiteten før utbetringstiltaka. Ein kunne då ha sett eventuelle veldig små betringar i til dømes kapasitet. Dette vart diverre ikkje gjort, men trenden i resultatata ville uansett ha vore den same. Meir nøyaktige referansemålingar ville altså ikkje ha endra utfallet av forsøket.

## 8.4 Feilkjelder og usikkerheiter i modellforsøk

Det finst fleire feilkjelder og usikkerheiter knytt til modellforsøka som er gjennomført. Desse påverkar i større eller mindre grad resultatata og usikkerheita i resultatata frå forsøka.

### 8.4.1 Neglisjert nedstraums vasstand

Ved gjennomføring av forsøk for undersøking av kapasiteten til flomløpet og trykkforholda i sjakta, er nedstraums vasstand blitt neglisjert. Dette inneberer fleire potensielle feil.

Den første er at trykkforholda i sjakta ikkje er reelle. Med neglisjert nedstraums vasstand vil vasstanden i sjakta stå ein god del lågare enn ho skulle ha gjort, ettersom nivået på nedstraums vasstand direkte påverkar nivået på vasstanden i sjakta, sjå likning 2.2 og Figur 2.5.

Denne skilnaden i vasstand medfører ein annan strøymingssituasjon i sjakta og overgangen sjakt tunnel med neglisjert nedstraums vasstand. Med lågare vasstand vil ein større del av sjakta vil ikkje vera fylt, og vatnet i frispegelsona rekk å oppnå større hastigheit før det når den fylte delen. Innpiskinga av luft blir då større i dette området. Boblesona, som omtala i kapittel 2.8.1, står kontinuerleg heilt nede i foten av sjakta.

Flomløpet er uansett innløpskontrollert, og kvar vasstanden i sjakta står vil ikkje påverka dette. At pulseringane i samlekanalen oppstår ved  $Q = 286 \text{ m}^3/\text{s}$  uavhengig av trykkhøgda i sjakta provar dette. Figur 7.6 syner dette godt, då dei ulike utformingane her ville medført pulseringar på ulike vassføringar om dei var påverka av trykkhøgda i sjakta. Det er difor truleg at den endra strøymingssituasjonen som følgje av skilnaden i vasstanden i sjakta ikkje påverkar situasjonen oppstraums sjakta.

Den neglisjerte nedstraums vasstanden vert nemnt som ein mogleg grunn til at pulseringane i samlekanalen vert observert ved ei høgare vassføring enn ved tilsvarende forsøk utført av Roe. Basert på resonnementet ovanfor, saman med at det kan vera fleire grunnar til skilnaden, er dette difor lite truleg.

For å studera strøymingssituasjonen i overgangen mellom sjakt og tunnel burde likevel nedstraums vasstand blitt teken omsyn, då det er veldig sannsynleg at nivået på vasstanden i sjakta påverkar strøymingssituasjonen i overgangen. Resultata frå forsøka har likevel ein viss nytteverdi, til dømes den stabiliserande effekten til den avrunda overgangen, men det synest klart at å neglisjera nedstraums vasstand er ei svakheit i forhold til korleis strøymingssituasjonen i sjakta, og særskilt i overgangen sjakt tunnel, oppfører seg. Nedstraums vasstand bør difor takast omsyn til ved eventuelle vidare forsøk på strøymingssituasjonen i dette området.

### 8.4.2 Luft

Skalaeffektane som følgje av luftinnblanding i sjakta er skildra i kapittel 2.3.1. Luft er ei betydeleg feilkjelde, men det er ikkje mogleg å kvantifisera kor stor denne feilkjelda er i modellen.

### 8.4.3 Undertrykk ved tetting av innløp sjakt

Når innløpet til sjakta tettast seg, oppstår det pulseringar i samlekanalen. Desse pulseringane oppstår som følgje av eit periodevis undertrykk/vakuum i sjakta på grunn av at lufttilførselen gjennom innløpet vert stengt. Dette periodevise undertrykket spelar inga reell rolle på kapasiteten til flomløpet, då vasstanden i samlekanalen utan pulseringar vil vera lik den høgste vasstanden med pulseringar. Undervatnet vil difor starta å påverka overløpsterskelen ved same vassføring både med og utan pulseringar i vasstanden.

Etter utbetring i samlekanalen oppstår det eit kontinuerleg undertrykk i sjakta ved vassføringar kring  $Q_{PMF}$ . Dette bidreg til å halda vasstanden i samlekanalen på eit kunstig lågt nivå, noko som igjen gjer at vasstanden i magasinet ikkje vert like påverka av undervatnet som det elles ville ha blitt. Denne effekten er mykje større i modell enn i prototype, noko som medfører ei falsk auke i kapasiteten til flomløpet. Målingane som er påverka av kontinuerleg undertrykk kan difor ikkje overførast til prototype.

Pulseringane i magasinvasstanden vil også vera ein effekt av det periodiske undertrykket, men storleiken på vasstandsvariasjonane er ikkje reelle. Dette heng saman med at berre ein liten del av magasinet er teken med i modellen. Dersom heile magasinet hadde vore med, ville utslaga ha vore klart mindre på grunn av dempingseffekten eit større volum vil ha på vasstanden.

Undertrykk er truleg også grunnen til at dei store svingingane i trykkehøgda i sjakta oppstår. Det er difor truleg at dei store utslaga i til dømes Figur 7.7 ville vore klart mindre utan det periodiske undertrykket.

### 8.4.4 Usikkerheit i måleutstyr

Vassføringa inn i modellen er tilnærma konstant, men kan variera med  $\pm 0,1$  l/s. Dette tilsvarar  $0,2$  m<sup>3</sup>/s i prototype. Vasstandsmålarane har ei feilmargen på 1 %. Begge desse feilmarginane er veldig små, og innanfor nøyaktigheita til den fysiske modellen. Dei vert difor nytta utan annan kontroll (Roe, 2013, s. 30).

#### 8.4.5 Lekkasjar i modellen

Modellen er sett saman av fleire komponentar, og det oppstår nokre mindre lekkasjar i overgangen mellom nokre av desse. Desse lekkasjane er dog veldig små i høve til dei store vassmengdene som går gjennom systemet, og blir ubetydelege.

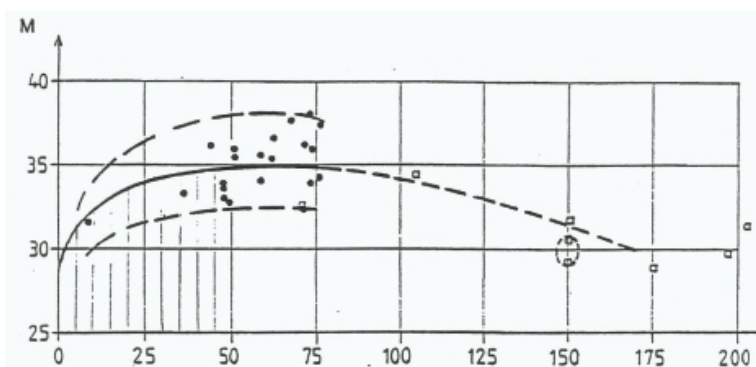
#### 8.4.6 Omløpstunnel ikkje med i modell

På flomløpet på Vasslivatn vert det kopla på ein omløpstunnel i starten av flomtunnelen. Denne tunnelen vil medføra eit ekstra singulærtap som ikkje blir teken med i modellen. Det vart vurdert at så lenge alle dei andre falltapa er med og ruheten vert modellert riktig, så kan det ekstra falltapa på grunn av omløpstunnelen neglisjerast (Roe, 2013, s. 61).

#### 8.4.7 Skalering av friksjon ved utviding av tverrsnitt i sjakt

Ved utviding av sjakta vart det ikkje teken omsyn til at friksjonstilhøva i sjakta også vart endra som følgje av dette. Ved ei tverrsnittsauke må listeavstanden minkast for å halda friksjonen konstant (Roe, 2013), noko som ikkje vart gjort i dette tilfellet. Det betyr at friksjonstilhøva i sjakta var noko glattare enn dei skulle ha vore for alle forsøk som vart gjennomført med denne utforminga. Dette gjeld kapasitetsforsøka med utvida sjakta og tunnel, utført av Natvik (2013), samt forsøket for å undersøka nedstraums vasstand på flomavleiingskapasiteten, sjå kapittel 7.1 og 8.1.

Denne feilen har truleg liten effekt på resultatata frå desse forsøka. Ei utviding frå 26 m<sup>2</sup> til 39 m<sup>2</sup> ikkje vil påverka Manningstalet i særleg stor grad, sjå Figur 8.1.



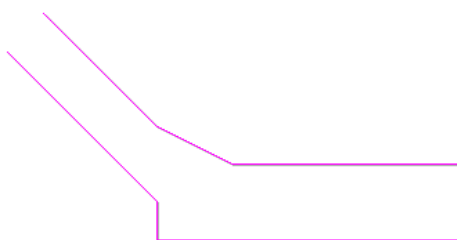
Figur 8.1 Korrelasjon mellom målte Manningstal og målte midlare tunnelareal (Guttormsen, 2006)

Ei lita endring i friksjonstilhøva kan likevel ha ganske stor påverknad på kapasiteten til flomløpet, sjå til dømes Figur 4.13. Det viktigaste er uansett at problema med luftinnblanding så store at friksjonsforholda uansett er svært usikre, sjå kapittel 6.4. Den ekstra usikkerheita som følgje av denne utvidinga spelar difor inga avgjerande rolle for gyldigheita til resultatata frå forsøket.

Ved tilbakestilling av tverrsnittet i sjakta vert opphavleg tverrsnitt oppretta igjen, og friksjonstilhøva vert difor dei same igjen som skildra i rapporten til Roe (2013).

#### 8.4.8 Unøyaktigheit i utforming av overgang sjakt tunnel ved tilbakestilling av sjakttverrsnitt

Referanseforsøket med tilbakestilt sjakt, som skildra i kapittel 6.2, vart utført med ei lita unøyaktigheit i overgangen mellom sjakt og tunnel. Figur 8.2 syner ei skisse over korleis overgangen ser ut i prototype. Merk at dei ulike lengdene på skissa ikkje står i rett forhold til kvarandre.



Figur 8.2 Skisse av overgang sjakt tunnel i prototype

Overgangen i den opphavlege modellen av flomløpet var også utforma slik, sjå til dømes Figur 6.6.

Figur 8.3 syner ei skisse av overgangen etter tilbakestilling av sjakttverrsnitt. Merk at dei ulike lengdene på skissa ikkje står i rett forhold til kvarandre.



Figur 8.3 Skisse av overgang sjakt tunnel etter tilbakestilling av sjakttverrsnitt i modell

Denne unøyaktigheita gjer at strøymingssituasjonen i overgangen vil vera noko annleis i modellen enn i prototype. Begge overgangane er dog skarpe, og ikkje særskilt godt hydraulisk utforma, og strøymingsretninga til vatnet inn i tunnelen frå sjakta er den same. Unøyaktigheita vil difor truleg ha minimal påverknad på strøymingssituasjonen i overgangen, og på resultatata frå forsøka.

#### 8.4.9 Utforming av innløp til sjakt etter tilbakestilling av sjakttverrsnitt

Som nemnt i kapittel 6.2, er ikkje modellen lenger ein eksakt kopi av flomløpet etter tilbakestillinga av sjakttverrsnittet. Resultata frå forsøka som er gjort med denne utforminga vil difor ikkje vera like gyldige i prototype som resultata frå forsøka utført med den opphavlege utforminga. Dei vil likevel framleis kunna gje ein god indikasjon. Effekten av dei utførte endringane med denne utforminga som utgangspunkt vil ein kunna anta at vil vera rimeleg samanliknbare med det som ville ha skjedd med den opphavlege utforminga.

#### 8.4.10 Ruhet isopor

Ved tilbakestilling av tverrsnittet i sjakta og ved innsetjing av avrunda overgang mellom sjakt og tunnel, er isopor nytta som materiale. Det er blitt antatt at ruheten til isopor er den same som for platen resten av tverrsnittet består av. Dette antakinga har ikkje noko forskingsbasert grunnlag, anna enn at det også vart nytta isopor som innlegg i flomtunnelen i det tidlege arbeidet med Vasslivatn, utan store avvik frå formelverket til Birkeland (Roe, 2013). Usikkerheita er difor sett på som lita, og blir nærast ubetydeleg grunna den store usikkerheita som følgje av luftinnblandinga og effekten den har på friksjonsforholda.

#### 8.4.11 Utforming av avrunda overgang mellom sjakt og tunnel

Den avrunda overgangen som vart satt inn mellom sjakt og tunnel er ikkje heilt tett ut i tunnelveggane. I prototype ville betongen ha blitt støypt ut i heile sålen, men ettersom sjakta er litt smalare enn tunnelen vart overgangen sagd ut for å passa breidda i sjakta. I tillegg ville trykkmålaren i botnen av sjakta blitt dekt om dette området hadde blitt fylt, og det ville då ikkje vore mogleg å måla trykkehøgda i sjakta. Denne "feilen" vil dog truleg ha liten til ingen påverknad på resultata i forsøka.

### 8.5 Vurdering av utbetringstiltak

Både den avrunda overgangen mellom sjakt og tunnel og utbetringstiltaka i samlekanalen og innløpet til sjakta gjev positive effektar på strøymingssituasjonen i flomløpet. Det er likevel avgrensa kor stor nytteverdi desse tiltaka vil ha i praksis.

Resultata syner at det i hovudsak er tverrsnittet i innløpet til sjakta som er avgrensande for kapasiteten til flomløpet med opphavleg sjakttverrsnitt og utvida tunnel. Då systemet ikkje går fullt, vil det som skjer nedstraums innløpet ikkje påverka kapasiteten til flomløpet. Å endra utforminga i overgangen mellom sjakt og tunnel vil difor ikkje gi nokon gevinst på flomavleiingskapasiteten.

Tiltaka i samlekanalen og rundt sjaktinnløpet betra strøymingssituasjonen noko, men for å få ei merkbar kapasitetsauke må innløpet strossast ut skikkeleg, då

vasshastigheita i innløpet ikkje er stor nok til å ta unna dei største flommane med den opphavlege utforminga. At situasjonen med tilbakestillt sjakttverrsnitt gav avvik frå den same situasjonen før endring, syner også at det er i innløpet kontrollen ligg, då dei opphavlege innløpsforholda ikkje vart attskapte ved tilbakestilling. Ei kosmetisk utglatting som utført i dette arbeidet vil gje positive effektar på strøymingssituasjonen i samlekanalen, men vil ikkje løysa problemet med avleing av  $Q_{PMF}$  når innløpet blir lukka.

Forsøket med utvida sjakt og tunnel syner tydeleg effekten ei utstrossing av sjakta vil ha, sjå Figur 6.1. Sjakta er kort, 20 meter, og dersom det skal strossast i innløpet til sjakta i tillegg til tunnelen, vil det vera lite hensiktsmessig å lata ein del av sjakttverrsnittet stå urørt, då ekstrakostnadane relativt sett vil vera låge. Kor mykje sjakta bør strossast er ikkje blitt studert, men utvidinga frå 26 m<sup>2</sup> til 39 m<sup>2</sup> som er syner stor overkapasitet i høve til krava. Ei så stor utstrossing er difor truleg ikkje naudsynt, men ettersom mindre utvidingar ikkje er blitt studert i modellen kan heller ikkje kapasiteten dokumenterast.

Eit anna alternativ kan vera å senka toppnivået til sjakta ved å sprenga ut samlekanalen, slik at vatnet oppnår større hastigheit i innløpet. Det vil då vera lettare å fokusera på sjaktinnløpet. I tillegg vil ei slik endring gjera sjakta kortare, og NVE sine krav ved dimensjonerande situasjon kan bli vanskelegare å tilfredsstillast.



## 9 Konklusjon

Alle modellforsøk utført i målestokkar mindre enn prototype er sårbare for feil i samband med skalaeffektar. Skalaeffektane aukar med aukande målestokk, og varierer ettersom kva det er som vert modellert. Desse effektane kan til ein viss grad korrigerast, men det krev samanlikningsgrunnlag frå fleire ulike modellskalaforsøk og prototype. Luftinnblanding i vatn er eit døme på ein situasjon med store usikkerheiter knytt til skalaeffektar, og å måla effekten luftinnblandinga har på friksjonsforholda i sjakta er difor svært komplisert, og vanskeleg å gjennomføra på ein tilfredsstillande måte.

Alle modellforsøka utført ved vassdragslaboratoriet ved NTNU/SINTEF har alle usikkerheiter knytt til resultatata. Særskilt er attskaping av friksjon i sjakt og tunnel eit problemområde, og då spesielt i dei eldre forsøka. Nye og betre metodar medfører færre og mindre usikkerheiter i dei nyare forsøka.

På internasjonal basis finst det lite litteratur som omhandlar modellforsøk med dei same problemstillingane som på Vasslivatn. Enkelte samanliknbare element finst likevel.

Forskrift og retningslinjer er ikkje heilt samstemte i kva som er kravet til sikker flomavleiing i dimensjonerande situasjon for lukka avløpssystem. Det kan diskuteras om forvaltningspraksisen slik han vert praktisert i dag er den rette, og då særskilt i forhold til korte sjakter.

Nedstraums vasstand er ein sentral faktor knytt til flomavleiingskapasiteten. For utforminga med utvida sjakt og tunnel på Vasslivatn har derimot nedstraums vasstand ingen påverknad på flomavleiingskapasiteten sjølv for  $Q_{PMF}$ , då magasinasstanden held seg uendra uavhengig av nivået på nedstraums vasstand.

Forsøk med avrunda overgang mellom sjakt og tunnel syner ein stabiliserande effekt på strøymingsforholda i overgangen. Teoretisk skal ein avrunda overgang også gi ei auke i flomavleiingskapasiteten, i form av redusert trykkhøgde i sjakta, men dette kunne ikkje provast i modellen.

Utbetring av sålen i samlekanalen og innløpet til sjakta gjev ein stabiliserande effekt på strøymingssituasjonen i samlekanalen, men inga målbar kapasitetsauke. For å få til dette må innløpet til sjakta utvidast, då heile sjakttverrsnittet går fullt i innløpet på grunn av for låg vasshastigheit. Den betra strøymingssituasjonen i samlekanalen medfører også ei lita betring i trykkforholda i sjakta, noko som stemmer med observasjonar frå liknande modellforsøk internasjonalt.

For forsøka med avrunda overgang og utbetringar i samlekanalen er sjakttverrsnittet redusert tilbake til opphavleg storleik. Detaljane i innløpet til sjakta er ikkje attskapt, og strøymingssituasjonen i samlekanalen er difor noko

endra som følge av dette. Resultata frå forsøka er difor ikkje direkte overførbare til prototype, men effekten av dei gjennomførte tiltaka vil ha om lag den same overføringsverdien som dei ville hatt med den opphavlege utforminga.

Effekten av at nedstraums vasstand er neglisjert i modellforsøka. Dette spelar truleg inga rolle på flomavleiingskapasiteten, då flomløpet er innløpskontrollert for utforminga med opphavleg sjakttverrsnitt og utvida tunnel. Den største effekten er at trykkhøgda i sjakta ikkje er representativ for røynda.

Alle målingar som er utført på vassføringar etter at overløpsterskelen ikkje lenger er upåverka av undervatnet, kan ikkje direkte overførast til prototype. Grunnane til dette er fleire, og ulike for dei ulike situasjonane, men inkluderer undertrykk, virveldanning og at berre delar av magasinet er teken med i modellen.

Tiltaka som er undersøkt i dette arbeidet gjev liten til ingen betring i flomavleiingskapasiteten. For dokumentert, tilfredsstillande flomavleiing vert det difor tilrådd at både sjakt og tunnel vert utvida.

## Referansar

Aberle, J. (2013) *Physical hydraulic modelling*. Forelesingsfoil TVM4128 Vassdragsteknikk VK 27. september 2013. Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

Anderson, C. L. (1978) *Hydraulic Model Investigation of a Two-Way Drop Inlet For Floodwater Retarding Structure No. 3 Banklick Creek Watershed, Boone and Kenton Counties, Kentucky*. Science and Education Administration, United States Department of Agriculture.

Bernsen, E. (1976) *FLOMLØB VESLEBOTNVATN - MODELFORSØG*. Akademisk rapport, Vassdrags- og Havnelaboratoriet ved Norges Tekniske Høgskole – tilslutta SINTEF.

Birkeland, R. (2008) *Modellstudie av flomløpet på dam Sysenvatn*. Masteroppgåve, Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

Bjørkmo, D. (2012) *Svartevassdammen – Modellforsøk for undersøkelse av kapasitet til flomløp og tappeløp*. Masteroppgåve, Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

Damsikkerhetsforskriften. (2009) *Forskrift om sikkerhet ved vassdragsanlegg (Damsikkerhetsforskriften)*. Fastsatt ved kgl. res. 18. desember 2009 med heimel i lov 24. november 2000 nr. 82 om vassdrag og grunnvatn (vassressursloven) § 2 fjerde ledd bokstav e, § 36, § 38 andre ledd bokstav d, § 39, § 58 og § 65. Tilgjengeleg frå: <[http://lovdata.no/dokument/SF/forskrift/2009-12-18-1600/KAPITTEL\\_5#%C2%A75-8](http://lovdata.no/dokument/SF/forskrift/2009-12-18-1600/KAPITTEL_5#%C2%A75-8)> [Lasta ned 25. november 2013].

Froude number (25. november 2013). *Wikipedia* [Internett]. Tilgjengeleg frå: <[http://en.wikipedia.org/wiki/Froude\\_number](http://en.wikipedia.org/wiki/Froude_number)> [Lasta ned 8. desember 2013].

Godtland, K. (1990) *KRAFTVERKENE I MERÅKER - MODELFORSØK FLOMAVLEDNINGSKAPASITET FJERGEN*. Akademisk rapport, Norsk hydroteknisk laboratorium.

Guttormsen, O. (2006) *Kompendium TVM4165 Vannkraftverk og vassdragsteknikk II, Vassdragsteknikk II*. Trondheim, Tapir Akademisk Forlag.

Guttormsen, O., Roe, M., Belete, K. & Aberle, J. (Februar 2014) *Modellforsøk flomløp Dam Vasslivatn*. Akademisk rapport, Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

Guttormsen, O., 13. mai 2014. Munnleg kommunikasjon.

Heller, V. (2011) Scale effects in physical hydraulic engineering models. *Journal of Hydraulic Research*, 49 (3) 2011, s. 293-306.

Hiller, P. (2013) *Lukka flomløp*. Løysingsforslag øving 3 TVM4128 Vassdragsteknikk VK. Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

Hydraulisk radius (5. mai 2013). *Wikipedia* [Internett]. Tilgjengeleg frå: <[http://no.wikipedia.org/wiki/Hydraulisk\\_radius](http://no.wikipedia.org/wiki/Hydraulisk_radius)> [Lasta ned 20. desember 2013].

Lia, L. (2013) Forelesingsnotat frå undervisning TVM4128 Vassdragsteknikk VK 13. september 2013. Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

Løvdal, D. & Blindheim, B. (1980) *NERSKOGEN FLOMLØP – MODELLFORSØK*. Akademisk rapport, Vassdrags- og Havnelaboratoriet ved Norges Tekniske Høgskole – tilslutta SINTEF.

Manning's Roughness Coefficient (15. mai 2014). *The Engineering ToolBox* [Internett]. Tilgjengeleg frå <[http://www.engineeringtoolbox.com/mannings-roughness-d\\_799.html](http://www.engineeringtoolbox.com/mannings-roughness-d_799.html)> [Lasta ned 18. mai 2014].

Mannings formel (1. februar 2014). *Wikipedia* [Internett]. Tilgjengeleg frå <[http://sv.wikipedia.org/wiki/Mannings\\_formel](http://sv.wikipedia.org/wiki/Mannings_formel)> [Lasta ned 18. mai 2014].

Midttømme, G. H. & Bachke, D. (ghm@nve.no), 24. mars 2014. *SV :Innspeil til masteroppgåve om lukka flomløp ved NTNU (Tema: Forvaltningspraksis med frispelstrømning i sjakt i dimensjonerande situasjon)*. E-post til E. V. Natvik (eirikvee@stud.ntnu.no).

Moholdt, L. H. (2012) *Flomtunnel ved Sarpsfossen*. Masteroppgåve, Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

Natvik, E. V. (2013) *Dam Vasslivatn, nye modelltestar*. Prosjektoppgåve, Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

NASA. (22. mai 2009) *Reynolds Number* [Internett]. Tilgjengeleg frå: <<http://www.grc.nasa.gov/WWW/BGH/reynolds.html>> [Lasta ned 8. desember 2013].

NVE. (Oktober 2005) *Retningslinjer for flomløp, til §4-6 og §4-6 i forskrift om sikkerhet og tilsyn med vassdragsanlegg*. Tilgjengeleg frå: <<http://www.nve.no/Global/Sikkerhet%20og%20tilsyn/Damsikkerhet/Retningslinjer/Retningslinjer%20for%20floml%C3%B8p%20-%202002.pdf?epslanguage=no>> [Lasta ned 26. november 2013].

NVE. (2010) *Vassdragshåndboka*. Trondheim, Tapir Akademisk Forlag.

NVE. (April 2012) *Veileder for fyllingsdammer, til §5-10 og §6-1 i forskrift om sikkerhet ved vassdragsanlegg*. Tilgjengeleg frå:

<[http://webby.nve.no/publikasjoner/veileder/2012/veileder2012\\_04.pdf](http://webby.nve.no/publikasjoner/veileder/2012/veileder2012_04.pdf)> [Lasta ned 26. november 2013].

Nygaard, I. (1979) *FLOMLØP STØLSVATN – Modellforsøk*. Akademisk rapport, Vassdrags- og Havnelaboratoriet ved Norges Tekniske Høgskole – tilslutta SINTEF.

Nygaard, I. (1980) *FLOMLØP VESTREDALSTJERN, KATLAVATN, LANGAVATN – MODELLFORSØK*. Akademisk rapport, Vassdrags- og Havnelaboratoriet ved Norges Tekniske Høgskole – tilslutta SINTEF.

Pfister, M. & Chanson, H. (2012) Discussion to scale effects in physical hydraulic engineering models. *Journal of Hydraulic Research*, 50 (2) 2012, s. 244-246.

Pfister, M. & Hager, W. H. (2014a) History and Significance of the Morton Number in Hydraulic Engineering. *Journal of Hydraulic Engineering*, 140 (5) 2014, 08014002.

Pfister, M. & Hager, W. H. (2014b) Erratum for "History and Significance of the Morton Number in Hydraulic Engineering". *Journal of Hydraulic Engineering*, 140 (5) 2014, 02514001.

Pfister, M. (2014) Two-phase air-water flows: Scale effects in physical modeling. *Journal of Hydrodynamics*, 26 (2) 2014, s. 291-298.

Pinotti, M. & Lais, A. (2010) Investigating Val Noci. *International Water Power & Dam Construction*, 62 (10) oktober 2010, s. 30-33.

Roe, M. (2013) *Dam Vasslivatn – Modellforsøk for undersøkelse av kapasiteten til flomløpet*. Masteroppgåve, Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

Skoglund, M. (2013) *PROSJEKTOPPGAVE HØST 2013: DAM VASSLIVATN, NYE MODELLTESTER*. Oppgåveformulering for prosjektoppgåve til Eirik Vee Natvik. Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.

Skoglund, M., 9. desember 2013. Munnleg kommunikasjon.

TrønderEnergi. *Søa* [Internett]. Tilgjengeleg frå: <<http://tronderenergi.no/om-tronderenergi/kraftverk/soa>> [Lasta ned 19. desember 2013].

Tuften, T. (torbjorn.tuften@statkraft.no) 25. april 2014. *Innspel til masteroppgåve om lukka flomløp ved NTNU (Tema: Forvaltningspraksis med frispelstrømning i sjakt i dimensjonerande situasjon)*. E-post til E. V. Natvik (eirikvee@stud.ntnu.no).

Walløe, K. L. (2012) *Lukka flomløp med sidekanal*. Masteroppgåve, Institutt for vann- og miljøteknikk, NTNU.



## Vedlegg A Bilete av modellen

Modell med rørsystem, magasin, terskel og innløp til sjakt. Nedstraums basseng i bakgrunnen.

Overgang mellom sjakt og tunnel

Tunnelutløp og første del av elva

Nedstraums basseng med luka som kan justera vasstanden

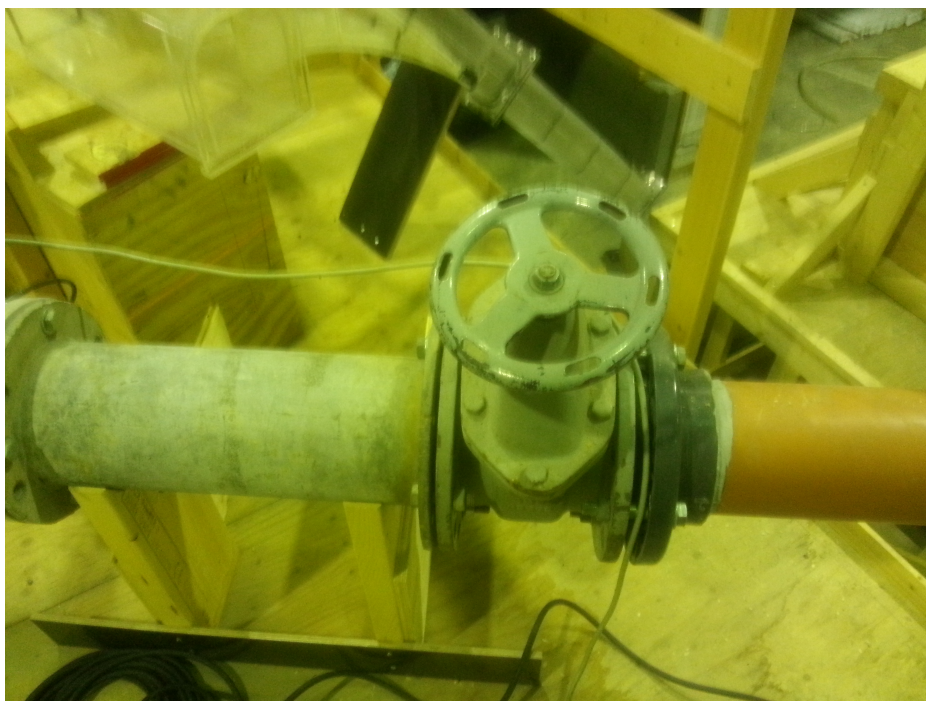
Ventil for regulering av vassføring

Utstyr for måling av vassføring





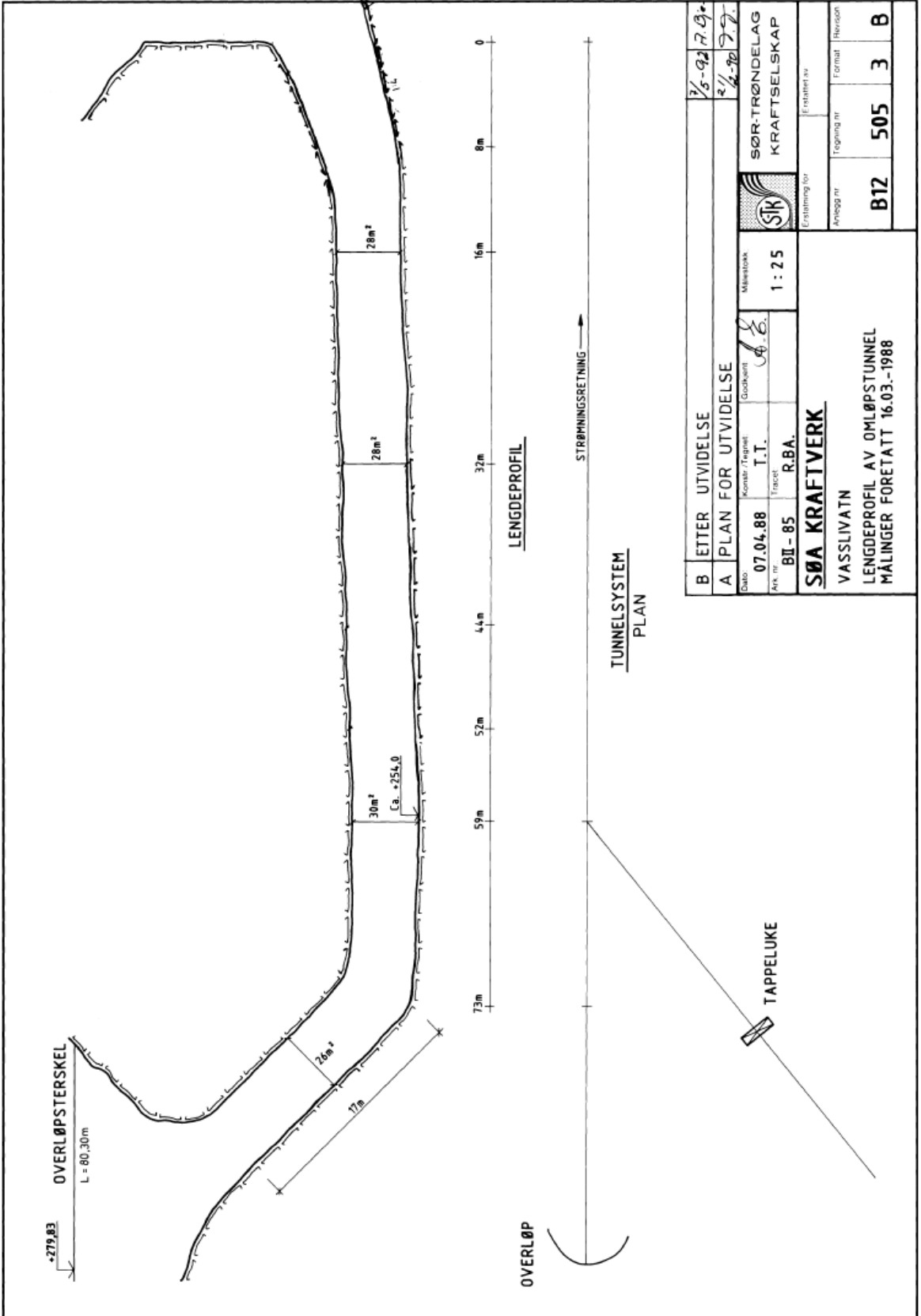


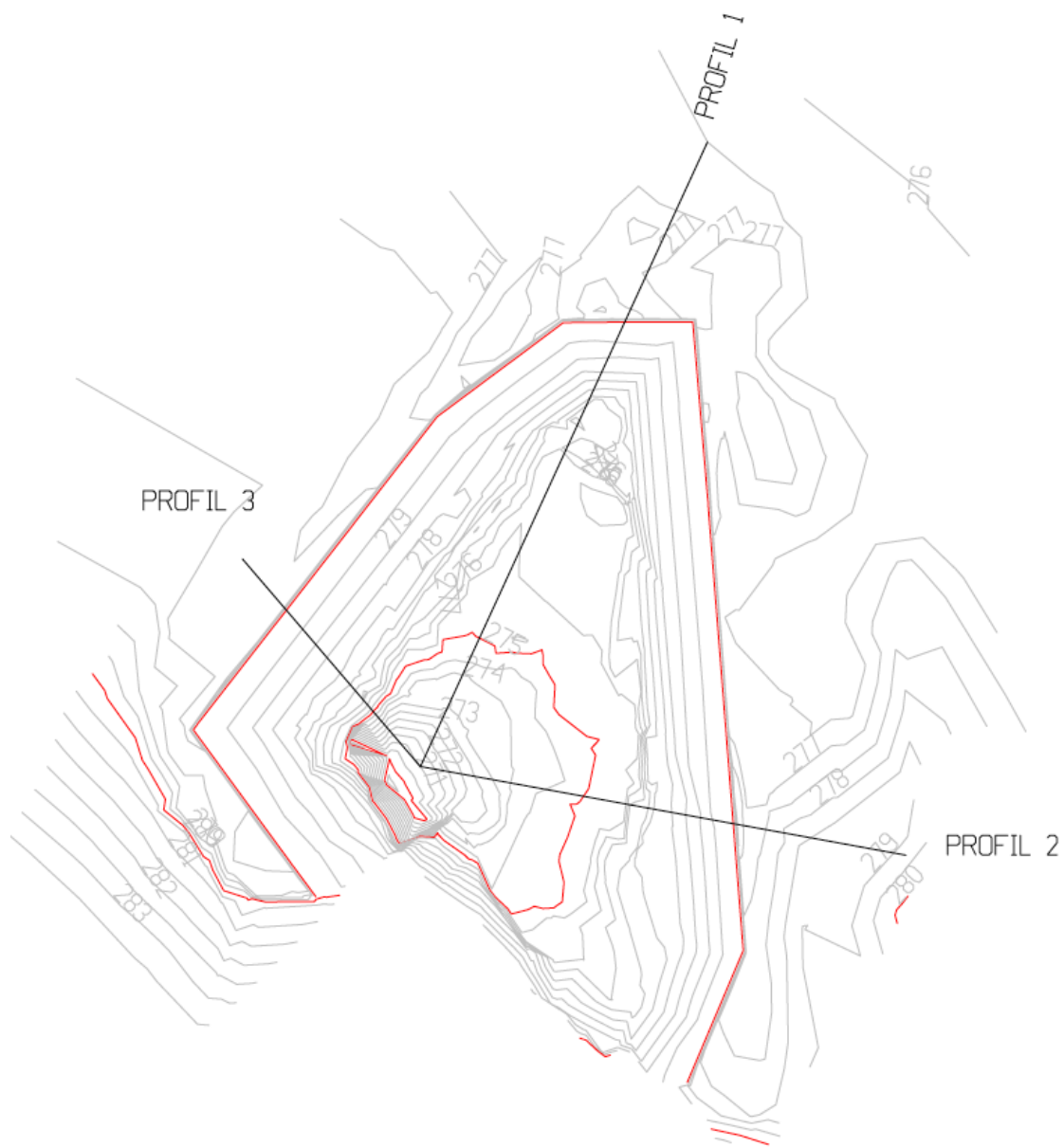


## **Vedlegg B Byggjeteikningar og oppmålingar**

Teikning lengdeprofil av tunnelen

Høgdekoter overløpsterskel og samlekanal







## Vedlegg C Måleresultat

Kapasitet og trykk etter tilbakestilt sjakttverrsnitt

Variasjon i C-verdi etter tilbakestilt sjakttverrsnitt

Kapasitet og trykk med avrunda overgang sjakt tunnel

Variasjon i C-verdi med avrunda overgang sjakt tunnel

Kapasitet og trykk etter tiltak i samlekanal

Variasjon i C-verdi etter tiltak i samlekanal

		Kapasitet flomløp etter tilbakestilt sjakt							
MODELL	PROTOTYPE	TEST 1		TEST 2		GIENNOMSNIITT			
		Vasstørrelse [m <sup>3</sup> /s]	PROTOTYPE	PROTOTYPE	PROTOTYPE	PROTOTYPE	PROTOTYPE		
Vasføring [l/s]	Vasføring [m <sup>3</sup> /s]	Vasstand magasin [m.o.h.]	Trykkehøg [m.o.h.]	Vasstand magasin [m.o.h.]	Trykkehøg [m.o.h.]	Vasstand magasin [m.o.h.]	Trykkehøg [m.o.h.]		
0	0	279,83	-	279,83	-	279,83	-		
19,4	34,70	280,18	260,28	280,17	260,22	280,17	260,25		
40,7	72,81	280,41	260,55	280,41	260,86	280,41	260,70		
60,6	108,40	280,59	260,67	280,59	260,71	280,59	260,69		
80	143,11	280,73	260,12	280,73	260,11	280,73	260,12		
100	178,89	280,87	259,74	280,87	259,69	280,87	259,71		
112	200,35	280,95	259,60	280,95	259,61	280,95	259,60		
120,3	215,20	281,02	260,30	281,01	259,79	281,02	260,05		
131	234,34	281,11	259,84	281,11	260,31	281,11	260,08		
140,2	250,80	281,17	260,33	281,16	260,35	281,17	260,34		
149,9	268,15	281,22	260,79	281,22	260,79	281,22	260,79		
159,7	285,68	281,27	261,28	281,27	261,18	281,27	261,23		
169,9	303,93	281,32	261,90	281,32	261,85	281,32	261,88		
180,3	322,53	281,37	262,57	281,37	262,58	281,37	262,57		
190,3	340,42	281,42	263,16	281,42	263,11	281,42	263,13		
199,9	357,59	281,47	263,84	281,47	263,85	281,47	263,84		
205	366,72	281,72	262,40	281,90	262,64	281,81	262,52		
209,9	375,48	281,89	262,87	281,85	262,84	281,87	262,85		



Variasjon i C-verdi etter tilbakestilt sjakt					
		GJENNOMSNIITT			
MODELL	PROTOTYPE	PROTOTYPE			
Vassføring [l/s]	Vassføring [m3/s]	Vasstand magasin [m.o.h.]	H0 [m]	Leff [m]	C
0	0	279,83	0,00	86,54	-
19,4	34,70	280,17	0,34	86,37	1,99
40,7	72,81	280,41	0,58	86,25	1,89
60,6	108,40	280,59	0,76	86,16	1,90
80	143,11	280,73	0,90	86,09	1,93
100	178,89	280,87	1,04	86,02	1,96
112	200,35	280,95	1,12	85,98	1,97
120,3	215,20	281,02	1,19	85,95	1,93
131	234,34	281,11	1,28	85,90	1,89
140,2	250,80	281,17	1,34	85,87	1,89
149,9	268,15	281,22	1,39	85,84	1,90
159,7	285,68	281,27	1,44	85,82	1,92
169,9	303,93	281,32	1,49	85,79	1,94
180,3	322,53	281,37	1,54	85,77	1,96
190,3	340,42	281,42	1,59	85,74	1,98
199,9	357,59	281,47	1,64	85,72	1,99
205	366,72	281,81	1,98	85,55	1,54
209,9	375,48	281,87	2,04	85,52	1,51

Kapasitet flomløp med avrunda overgang sjakt tunnel											
MODELL	TEST 1			TEST 2			GJENNOMSNITT				
	PROTOTYPE Vassføring [l/s]	PROTOTYPE Vasstand magasin [m.o.h.]	PROTOTYPE Trykkhøgd [m.o.h.]	PROTOTYPE Vasstand magasin [m.o.h.]	PROTOTYPE Trykkhøgd [m.o.h.]	PROTOTYPE Vasstand magasin [m.o.h.]	PROTOTYPE Trykkhøgd [m.o.h.]	PROTOTYPE Vasstand magasin [m.o.h.]	PROTOTYPE Trykkhøgd [m.o.h.]		
0	0	279,83	-	279,83	-	279,83	-	279,83	-		
20.1	35,96	280,21	260,44	280,21	260,43	280,21	260,43	280,21	260,43		
39.7	71,02	280,43	260,93	280,43	260,90	280,43	260,90	280,43	260,92		
60.1	107,51	280,60	261,11	280,60	261,06	280,60	261,06	280,60	261,09		
80.4	143,82	280,75	261,29	280,75	261,29	280,75	261,29	280,75	261,29		
100	178,89	280,89	261,22	280,89	261,18	280,89	261,18	280,89	261,20		
111.9	200,17	280,95	261,33	280,95	261,33	280,95	261,33	280,95	261,33		
120.4	215,38	281,05	261,33	281,05	261,28	281,05	261,28	281,05	261,30		
130.1	232,73	281,10	261,49	281,10	261,48	281,10	261,48	281,10	261,49		
140.4	251,16	281,16	261,69	281,16	261,73	281,16	261,73	281,16	261,71		
150.4	269,04	281,22	261,94	281,22	261,96	281,22	261,96	281,22	261,95		
161	288,01	281,27	262,31	281,27	262,30	281,27	262,30	281,27	262,30		
169.8	303,75	281,32	262,74	281,32	262,65	281,32	262,65	281,32	262,70		
180.2	322,35	281,37	263,72	281,37	263,71	281,37	263,71	281,37	263,72		
190.1	340,06	281,42	263,50	281,42	263,48	281,42	263,48	281,42	263,49		
200.3	358,31	281,62	263,41	281,61	263,37	281,61	263,37	281,62	263,39		
205	366,72	281,57	263,42	281,74	263,47	281,66	263,47	281,66	263,45		
210	375,66	281,89	263,54	281,87	263,54	281,88	263,54	281,88	263,54		

Variasjon i C-verdi med avrunda overgang sjakt tunnel					
		GJENNOMSNIITT			
MODELL	PROTOTYPE	PROTOTYPE			
Vassføring [l/s]	Vassføring [m3/s]	Vasstand magasin [m.o.h.]	H0 [m]	Leff [m]	C
0	0	279,83	0,00	86,54	-
20,1	35,96	280,21	0,38	86,35	1,75
39,7	71,02	280,43	0,60	86,24	1,78
60,1	107,51	280,60	0,77	86,15	1,84
80,4	143,82	280,75	0,92	86,08	1,89
100	178,89	280,89	1,06	86,01	1,92
111,9	200,17	280,95	1,12	85,98	1,95
120,4	215,38	281,05	1,22	85,93	1,86
130,1	232,73	281,10	1,27	85,90	1,88
140,4	251,16	281,16	1,33	85,87	1,90
150,4	269,04	281,22	1,39	85,85	1,92
161	288,01	281,27	1,44	85,82	1,93
169,8	303,75	281,32	1,49	85,79	1,95
180,2	322,35	281,37	1,54	85,77	1,96
190,1	340,06	281,42	1,59	85,74	1,98
200,3	358,31	281,62	1,79	85,65	1,75
205	366,72	281,66	1,83	85,63	1,73
210	375,66	281,88	2,05	85,51	1,50

Kapasitet flomløp etter utbettringstiltak i samlekanal og innløp sjakt											
MODELL	Vassføring [l/s]	TEST 1				TEST 2				GJENNOMSNIITT	
		PROTOTYPE		PROTOTYPE		PROTOTYPE		PROTOTYPE		PROTOTYPE	
		Vassføring [m <sup>3</sup> /s]	Vasstand magasin [m.o.h.]	Trykkhøgd [m.o.h.]	Trykkhøgd [m.o.h.]	Vasstand magasin [m.o.h.]	Trykkhøgd [m.o.h.]	Trykkhøgd [m.o.h.]	Vasstand magasin [m.o.h.]	Trykkhøgd [m.o.h.]	Trykkhøgd [m.o.h.]
0	0	279,83	-	-	279,83	-	-	279,83	-	-	-
150,6	269,40	281,24	261,76	261,76	281,24	261,75	261,75	281,24	261,75	261,75	261,75
160	286,22	281,28	262,01	262,01	281,28	262,01	262,01	281,28	262,01	262,01	262,01
170	304,11	281,33	262,61	262,61	281,33	262,59	262,59	281,33	262,60	262,60	262,60
180,3	322,53	281,38	263,52	263,52	281,38	263,71	263,71	281,38	263,62	263,62	263,62
190,4	340,60	281,43	263,53	263,53	281,42	263,48	263,48	281,42	263,51	263,51	263,51
195,4	349,54	281,47	263,08	263,08	281,47	263,12	263,12	281,47	263,10	263,10	263,10
200	357,77	281,52	263,16	263,16	281,51	263,11	263,11	281,51	263,13	263,13	263,13
202,5	362,24	281,52	263,18	263,18	281,52	263,20	263,20	281,52	263,19	263,19	263,19
205,2	367,07	281,53	263,15	263,15	281,55	263,24	263,24	281,54	263,20	263,20	263,20
207,2	370,65	281,67	263,28	263,28	281,79	263,38	263,38	281,73	263,33	263,33	263,33
210,2	376,02	281,58	263,17	263,17	281,73	263,49	263,49	281,65	263,33	263,33	263,33
212,3	379,77	281,81	263,50	263,50	281,84	263,45	263,45	281,82	263,47	263,47	263,47

Variasjon i C-verdi etter tiltak i samlekanal					
GJENNOMSNITT					
MODELL	PROTOTYPE	PROTOTYPE			
Vassføring [l/s]	Vassføring [m3/s]	Vasstand magasin [m.o.h.]	H0 [m]	Leff [m]	C
0	0	279,83	0,00	86,54	-
150,6	269,40	281,24	1,41	85,84	1,88
160	286,22	281,28	1,45	85,81	1,90
170	304,11	281,33	1,50	85,79	1,93
180,3	322,53	281,38	1,55	85,77	1,95
190,4	340,60	281,42	1,59	85,74	1,97
195,4	349,54	281,47	1,64	85,72	1,94
200	357,77	281,51	1,68	85,70	1,91
202,5	362,24	281,52	1,69	85,70	1,93
205,2	367,07	281,54	1,71	85,68	1,91
207,2	370,65	281,73	1,90	85,59	1,65
210,2	376,02	281,65	1,82	85,63	1,78
212,3	379,77	281,82	1,99	85,54	1,58



## Vedlegg D Teoretiske utrekningar

Singulærtap i overgang sjakt tunnel med skarp og avrunda utforming

Vedlegg D      Teoretiske utrekningar

---

	k	A [m <sup>2</sup> ]	Q [m <sup>3</sup> /s]	v [m/s]	g [m <sup>2</sup> /s]	h [m]
Skarp overgang	0,275	33,5	200	5,97014925	9,81	0,49957888
Avrunda overgang	0,25	33,5	200	5,97014925	9,81	0,45416262
Skarp overgang	0,275	33,5	360	10,7462687	9,81	1,61863556
Avrunda overgang	0,25	33,5	360	10,7462687	9,81	1,47148688



## **Vedlegg E Nedstraums vasstand sin påverknad på magasinvasstanden**

Nedstraums vasstand sin påverknad på magasinvasstanden ved  $Q_{DIM}$

Nedstraums vasstand sin påverknad på magasinvasstanden ved  $Q_{PMF}$

PROTOTYPE (Q = QDIM)			
Tid [s]	Magasinvasstand [m.o.h.]	Trykkehøg i sjakt [m.o.h.]	Nedstrams vasstand [m.o.h.]
0	280,96	262,37	254,05
4	280,96	262,66	254,05
9	280,96	262,88	254,05
13	280,96	262,66	254,05
18	280,96	263,30	254,05
22	280,95	263,06	254,05
27	280,95	262,90	254,05
31	280,95	262,54	254,05
36	280,95	262,47	254,05
40	280,95	262,37	254,05
45	280,95	262,70	254,05
49	280,95	262,76	254,05
54	280,95	262,67	254,05
58	280,96	262,75	254,05
63	280,96	262,62	254,05
67	280,96	262,76	254,05
72	280,96	262,87	254,05
76	280,96	262,83	254,05
80	280,96	262,86	254,05
85	280,96	262,26	254,05
89	280,96	262,86	254,05
94	280,96	262,74	254,05
98	280,96	262,27	254,05
103	280,95	262,58	254,05
107	280,96	262,83	254,05
112	280,96	262,77	254,05
116	280,96	262,78	254,05
121	280,96	262,60	254,05
125	280,96	262,70	254,05
130	280,96	263,13	254,05
134	280,95	263,19	254,05
139	280,95	262,56	254,05

143	280,95	262,36	254,05
148	280,95	262,93	254,05
152	280,95	262,97	254,05
157	280,95	262,71	254,05
161	280,95	261,98	254,05
165	280,95	262,36	254,05
170	280,96	262,43	254,05
174	280,96	263,42	254,05
179	280,96	262,86	254,05
183	280,96	263,12	254,05
188	280,96	262,98	254,05
192	280,96	262,40	254,05
197	280,95	262,79	254,05
201	280,95	263,06	254,05
206	280,95	262,70	254,05
210	280,95	262,43	254,05
215	280,95	262,95	254,05
219	280,96	262,94	254,05
224	280,96	262,98	254,05
228	280,96	262,67	254,05
233	280,96	263,04	254,05
237	280,96	262,66	254,05
241	280,96	262,35	254,05
246	280,95	262,89	254,05
250	280,95	263,00	254,05
255	280,95	262,51	254,05
259	280,95	262,40	254,05
264	280,95	262,67	254,05
268	280,95	262,90	254,05
273	280,96	262,77	254,05
277	280,96	262,66	254,05
282	280,96	262,48	254,05
286	280,96	262,38	254,05
291	280,96	262,53	254,05
295	280,96	262,65	254,05
300	280,95	262,72	254,05

304	280,95	262,33	254,05
309	280,95	262,62	254,05
313	280,95	262,78	254,05
318	280,95	262,53	254,05
322	280,95	262,90	254,12
326	280,95	262,55	254,22
331	280,95	262,89	254,36
335	280,95	262,92	254,45
340	280,96	262,64	254,56
344	280,96	262,84	254,67
349	280,96	262,74	254,76
353	280,96	262,91	254,89
358	280,96	263,07	255,00
362	280,96	262,52	255,12
367	280,96	262,47	255,23
371	280,96	262,66	255,28
376	280,96	262,68	255,40
380	280,95	262,87	255,48
385	280,95	262,56	255,57
389	280,95	262,79	255,66
394	280,95	262,72	255,74
398	280,96	262,74	255,84
402	280,96	262,43	255,90
407	280,96	262,82	255,98
411	280,96	262,81	256,08
416	280,96	262,65	256,15
420	280,96	263,04	256,25
425	280,96	263,33	256,33
429	280,96	262,58	256,39
434	280,96	263,06	256,47
438	280,95	262,97	256,57
443	280,95	262,28	256,68
447	280,95	262,78	256,79
452	280,96	263,00	256,89
456	280,96	262,63	256,98
461	280,96	262,55	257,06

465	280,96	263,05	257,16
470	280,96	262,74	257,24
474	280,95	263,09	257,32
479	280,95	262,88	257,41
483	280,96	262,45	257,51
487	280,96	262,59	257,54
492	280,95	262,49	257,58
496	280,95	262,97	257,65
501	280,95	262,61	257,72
505	280,95	263,35	257,79
510	280,95	262,80	257,87
514	280,95	262,41	257,94
519	280,95	262,57	258,01
523	280,95	262,92	258,05
528	280,95	263,10	258,11
532	280,95	262,55	258,18
537	280,95	262,92	258,25
541	280,96	263,19	258,33
546	280,96	262,80	258,42
550	280,95	262,96	258,51
555	280,95	262,72	258,59
559	280,95	262,43	258,68
563	280,95	262,60	258,78
568	280,95	262,93	258,83
572	280,95	262,77	258,89
577	280,95	262,23	258,95
581	280,95	263,19	259,00
586	280,96	263,04	259,06
590	280,96	262,63	259,12
595	280,96	262,52	259,20
599	280,96	263,22	259,29
604	280,96	262,62	259,35
608	280,96	262,58	259,44
613	280,96	263,30	259,50
617	280,96	262,45	259,56
622	280,96	262,73	259,63

626	280,96	262,99	259,69
631	280,96	262,77	259,75
635	280,96	262,76	259,80
640	280,96	263,04	259,86
644	280,96	262,84	259,93
648	280,96	262,83	259,99
653	280,96	262,68	260,04
657	280,96	263,03	260,11
662	280,96	263,12	260,17
666	280,96	262,90	260,23
671	280,96	263,03	260,26
675	280,96	262,81	260,32
680	280,96	263,14	260,39
684	280,96	262,72	260,45
689	280,96	262,78	260,51
693	280,96	262,77	260,57
698	280,96	263,27	260,61
702	280,96	262,81	260,67
707	280,96	263,08	260,72
711	280,96	262,78	260,78
716	280,96	262,86	260,84
720	280,96	263,09	260,89
724	280,95	262,83	260,94
729	280,95	263,07	260,98
733	280,96	263,47	261,03
738	280,96	263,21	261,09
742	280,96	262,46	261,14
747	280,96	262,91	261,21
751	280,96	262,93	261,27
756	280,96	263,11	261,34
760	280,96	263,28	261,38
765	280,96	263,22	261,43
769	280,96	262,78	261,47
774	280,96	263,01	261,52
778	280,96	263,19	261,57
783	280,96	262,95	261,62

787	280,96	263,00	261,66
792	280,96	262,94	261,71
796	280,96	263,01	261,77
801	280,96	263,29	261,82
805	280,96	263,26	261,86
809	280,95	263,52	261,90
814	280,95	263,55	261,94
818	280,95	263,16	261,99
823	280,96	262,93	262,04
827	280,96	262,61	262,09
832	280,96	263,03	262,13
836	280,96	262,86	262,16
841	280,96	263,70	262,19
845	280,96	263,33	262,24
850	280,96	263,15	262,29
854	280,96	263,32	262,34
859	280,96	262,78	262,38
863	280,96	262,99	262,43
868	280,96	263,31	262,47
872	280,96	263,24	262,50
877	280,95	263,04	262,54
881	280,96	263,09	262,59
885	280,96	263,47	262,63
890	280,96	263,16	262,68
894	280,96	263,04	262,73
899	280,96	263,23	262,76
903	280,96	263,20	262,82
908	280,96	263,40	262,87
912	280,96	263,59	262,93
917	280,96	263,74	262,98
921	280,96	263,70	263,02
926	280,96	263,35	263,08
930	280,96	263,68	263,15
935	280,96	263,80	263,22
939	280,96	263,43	263,27
944	280,96	263,80	263,31

948	280,96	264,24	263,36
953	280,96	264,31	263,40
957	280,96	263,90	263,46
962	280,96	263,84	263,52
966	280,96	264,00	263,58
970	280,96	264,09	263,64
975	280,96	264,61	263,69
979	280,96	264,88	263,72
984	280,95	264,75	263,76
988	280,95	264,19	263,81
993	280,95	264,23	263,87
997	280,96	264,62	263,92
1002	280,96	265,09	263,97
1006	280,96	264,59	264,02
1011	280,96	264,49	264,07
1015	280,96	265,56	264,13
1020	280,96	265,10	264,16
1024	280,96	264,55	264,21
1029	280,96	264,69	264,26
1033	280,96	265,41	264,30
1038	280,96	265,73	264,34
1042	280,96	265,07	264,38
1046	280,96	265,57	264,41
1051	280,96	264,79	264,46
1055	280,96	265,59	264,50
1060	280,96	265,69	264,53
1064	280,96	265,61	264,57
1069	280,96	266,04	264,61
1073	280,96	265,62	264,66
1078	280,96	264,76	264,71
1082	280,96	265,68	264,76
1087	280,96	266,02	264,81
1091	280,95	266,14	264,86
1096	280,95	265,53	264,90
1100	280,96	265,63	264,94
1105	280,96	266,29	264,96



1109	280,96	266,29	264,96
1114	280,96	266,65	265,01
1118	280,96	265,97	265,05
1123	280,96	266,21	265,07
1127	280,96	266,01	265,13
1131	280,96	266,08	265,18
1136	280,96	266,10	265,25
1140	280,96	266,30	265,30
1145	280,96	266,38	265,34
1149	280,96	266,38	265,37
1154	280,96	266,46	265,40
1158	280,96	266,71	265,43
1163	280,96	266,53	265,47
1167	280,96	266,77	265,50
1172	280,96	266,78	265,54
1176	280,96	266,87	265,54
1181	280,96	266,45	265,58
1185	280,96	266,80	265,60
1190	280,96	267,13	265,63
1194	280,96	267,04	265,64
1199	280,96	266,78	265,68
1203	280,96	266,67	265,71
1207	280,96	267,30	265,74
1212	280,96	266,80	265,78
1216	280,96	266,92	265,81
1221	280,96	267,22	265,84
1225	280,96	267,16	265,86
1230	280,96	266,99	265,90
1234	280,96	267,35	265,92
1239	280,96	267,50	265,95
1243	280,96	267,94	265,97
1248	280,96	267,43	266,00
1252	280,96	266,73	266,04
1257	280,96	267,34	266,07
1261	280,96	267,48	266,08
1266	280,96	267,73	266,10

1270	280,96	267,74	266,13
1275	280,96	267,12	266,15
1279	280,96	267,95	266,18
1284	280,96	267,79	266,20
1288	280,96	268,05	266,21
1292	280,96	268,03	266,23
1297	280,96	267,74	266,26
1301	280,96	267,90	266,28
1306	280,96	266,98	266,31
1310	280,96	267,88	266,34
1315	280,96	267,98	266,36
1319	280,96	267,82	266,37
1324	280,96	267,76	266,40
1328	280,95	268,18	266,42
1333	280,95	267,59	266,45
1337	280,96	268,57	266,47
1342	280,96	267,77	266,49
1346	280,96	267,85	266,52
1351	280,96	267,80	266,54
1355	280,96	268,60	266,57
1360	280,96	267,94	266,58
1364	280,96	267,82	266,61
1368	280,96	268,67	266,63
1373	280,96	269,18	266,64
1377	280,96	267,98	266,67
1382	280,96	267,78	266,69
1386	280,96	268,89	266,71
1391	280,96	269,04	266,73
1395	280,96	268,05	266,74
1400	280,96	268,57	266,78
1404	280,96	267,58	266,81
1409	280,96	268,85	266,83
1413	280,96	268,85	266,85
1418	280,96	268,92	266,86
1422	280,96	268,45	266,89
1427	280,96	268,50	266,91

1431	280,96	268,62	266,93
1436	280,96	268,40	266,95
1440	280,96	268,64	266,96
1444	280,96	269,07	266,98
1449	280,96	269,50	267,01
1453	280,96	268,20	267,02
1458	280,95	268,17	267,06
1462	280,95	269,24	267,08
1467	280,95	268,62	267,08
1471	280,95	268,88	267,10
1476	280,95	269,36	267,13
1480	280,96	268,51	267,16
1485	280,96	269,12	267,16
1489	280,96	269,08	267,19
1494	280,96	269,44	267,20
1498	280,96	268,72	267,21
1503	280,96	269,27	267,25
1507	280,96	269,20	267,26
1512	280,96	268,85	267,28
1516	280,96	269,27	267,28
1521	280,96	269,05	267,31
1525	280,96	269,06	267,33
1529	280,95	269,77	267,35
1534	280,96	269,43	267,37
1538	280,96	268,64	267,40
1543	280,96	268,86	267,43
1547	280,96	269,91	267,44
1552	280,96	269,41	267,45
1556	280,96	268,79	267,46
1561	280,96	269,16	267,49
1565	280,96	269,29	267,49
1570	280,96	269,83	267,50
1574	280,96	269,24	267,52
1579	280,96	269,35	267,54
1583	280,96	269,52	267,56
1588	280,96	269,99	267,58

1592	280,96	269,92	267,59
1597	280,96	268,78	267,62
1601	280,96	269,66	267,64
1605	280,96	269,82	267,66
1610	280,96	269,99	267,64
1614	280,96	269,77	267,67
1619	280,96	269,08	267,68
1623	280,96	269,15	267,70
1628	280,96	269,84	267,72
1632	280,96	269,98	267,73
1637	280,96	270,20	267,75
1641	280,96	269,49	267,77
1646	280,95	269,02	267,80
1650	280,95	269,77	267,81
1655	280,96	270,42	267,81
1659	280,96	269,81	267,83
1664	280,96	269,58	267,85
1668	280,96	270,10	267,87
1673	280,96	269,45	267,88
1677	280,96	269,52	267,90
1682	280,96	269,83	267,91
1686	280,96	270,60	267,93
1690	280,96	270,36	267,94
1695	280,96	269,38	267,96
1699	280,96	269,71	267,97
1704	280,96	270,34	267,98
1708	280,96	270,53	267,99
1713	280,96	269,98	268,01
1717	280,96	269,29	268,03
1722	280,96	270,02	268,04
1726	280,96	270,32	268,05
1731	280,96	270,26	268,06
1735	280,96	270,07	268,07
1740	280,96	270,36	268,08
1744	280,96	270,42	268,10
1749	280,96	270,40	268,12

1753	280,96	270,17	268,13
1758	280,96	270,51	268,15
1762	280,96	270,79	268,16
1766	280,96	270,05	268,17
1771	280,96	269,82	268,18
1775	280,96	270,25	268,18
1780	280,96	270,88	268,20
1784	280,96	270,27	268,21
1789	280,96	269,90	268,23
1793	280,96	269,88	268,23
1798	280,96	270,71	268,24
1802	280,96	270,98	268,24
1807	280,96	270,34	268,27
1811	280,96	270,20	268,29
1816	280,96	270,29	268,31
1820	280,96	270,78	268,32
1825	280,96	270,41	268,32
1829	280,96	270,17	268,34
1834	280,96	270,58	268,34
1838	280,96	270,69	268,35
1843	280,96	270,81	268,36
1847	280,96	270,37	268,38
1851	280,96	270,10	268,39
1856	280,96	270,40	268,39
1860	280,96	270,80	268,36
1865	280,96	270,51	268,31
1869	280,96	269,92	268,25
1874	280,96	269,74	268,17
1878	280,96	270,18	268,08
1883	280,96	270,35	267,99
1887	280,96	269,75	267,91
1892	280,96	269,53	267,82
1896	280,96	269,40	267,74
1901	280,96	269,78	267,66
1905	280,96	269,40	267,57
1910	280,96	269,13	267,49

1914	280,96	268,89	267,40
1919	280,96	269,36	267,32
1923	280,96	268,61	267,21
1927	280,95	268,91	267,09
1932	280,95	268,46	266,95
1936	280,96	267,97	266,79
1941	280,96	268,05	266,62
1945	280,96	267,83	266,45
1950	280,96	267,68	266,28

PROTOTYPE (Q = QPMF)			
Tid [s]	Magasinvasstand [m.o.h.]	Trykkehøgd i sjakt [m.o.h.]	Nedstraums vasstand [m.o.h.]
0	281,50	266,71	254,05
4	281,50	266,71	254,05
9	281,50	265,92	254,05
13	281,50	266,33	254,05
18	281,50	267,00	254,05
22	281,50	266,72	254,05
27	281,50	266,54	254,05
31	281,50	266,50	254,05
36	281,50	266,38	254,05
40	281,50	267,14	254,05
45	281,50	266,32	254,05
49	281,50	267,05	254,05
54	281,50	266,84	254,05
58	281,49	266,64	254,05
63	281,49	266,33	254,05
67	281,50	266,89	254,05
72	281,50	266,64	254,05
76	281,50	266,49	254,05
80	281,50	265,90	254,05
85	281,50	266,49	254,06
89	281,50	266,26	254,06
94	281,50	266,89	254,06
98	281,50	266,38	254,05
103	281,50	266,92	254,06
107	281,50	266,39	254,06
112	281,50	267,10	254,06
116	281,51	266,17	254,22
121	281,51	266,18	254,37
125	281,50	266,62	254,57
130	281,50	266,89	254,73
134	281,50	266,83	254,86
139	281,50	267,18	255,00
143	281,50	266,35	255,17

148	281,50	265,67	255,31
152	281,50	266,45	255,46
157	281,50	266,87	255,64
161	281,50	266,39	255,76
165	281,50	266,01	255,88
170	281,50	266,89	256,02
174	281,50	266,30	256,16
179	281,50	266,76	256,28
183	281,50	267,06	256,45
188	281,50	266,50	256,56
192	281,50	266,53	256,70
197	281,49	266,64	256,82
201	281,49	266,73	256,95
206	281,50	267,27	257,06
210	281,50	266,64	257,11
215	281,50	266,29	257,22
219	281,50	266,49	257,34
224	281,50	266,41	257,45
228	281,50	267,08	257,52
233	281,50	267,49	257,57
237	281,50	267,74	257,67
241	281,50	265,93	257,78
246	281,50	266,47	257,87
250	281,50	266,61	257,97
255	281,50	267,01	258,05
259	281,50	267,07	258,14
264	281,50	266,44	258,24
268	281,50	266,66	258,34
273	281,50	266,69	258,46
277	281,50	267,09	258,56
282	281,50	266,65	258,69
286	281,49	266,36	258,78
291	281,49	267,15	258,86
295	281,49	266,41	258,97
300	281,49	266,54	259,07
304	281,50	267,26	259,18



309	281,50	267,54	259,27
313	281,49	266,17	259,36
318	281,49	266,40	259,48
322	281,49	266,69	259,57
326	281,49	266,80	259,69
331	281,50	267,06	259,78
335	281,50	266,32	259,85
340	281,50	266,60	259,92
344	281,50	266,14	260,02
349	281,50	266,43	260,08
353	281,50	266,66	260,17
358	281,50	266,60	260,24
362	281,50	267,18	260,30
367	281,50	267,09	260,37
371	281,50	266,70	260,46
376	281,50	266,21	260,53
380	281,50	266,74	260,61
385	281,50	266,82	260,68
389	281,50	267,12	260,76
394	281,50	266,88	260,85
398	281,50	266,57	260,94
402	281,49	266,84	260,99
407	281,50	266,66	261,05
411	281,50	266,50	261,11
416	281,50	266,78	261,17
420	281,50	267,12	261,21
425	281,49	267,12	261,27
429	281,50	267,27	261,32
434	281,50	267,48	261,37
438	281,49	267,56	261,44
443	281,49	266,68	261,50
447	281,50	266,38	261,55
452	281,50	266,22	261,58
456	281,50	266,56	261,64
461	281,50	267,39	261,72
465	281,50	267,29	261,76

470	281,50	266,96	261,82
474	281,50	266,52	261,89
479	281,50	266,54	261,95
483	281,49	266,82	262,00
487	281,49	266,48	262,05
492	281,49	267,01	262,09
496	281,49	266,78	262,11
501	281,49	267,17	262,16
505	281,49	267,15	262,21
510	281,49	267,29	262,25
514	281,49	266,73	262,29
519	281,50	266,38	262,31
523	281,50	266,59	262,33
528	281,50	266,35	262,38
532	281,50	266,30	262,41
537	281,50	267,74	262,40
541	281,50	267,82	262,43
546	281,50	267,48	262,47
550	281,50	266,94	262,52
555	281,50	265,92	262,55
559	281,50	266,69	262,60
563	281,50	266,81	262,64
568	281,50	267,98	262,67
572	281,50	267,16	262,70
577	281,49	267,53	262,75
581	281,50	266,36	262,83
586	281,50	266,84	262,91
590	281,50	266,44	263,00
595	281,50	267,34	263,06
599	281,50	268,06	263,12
604	281,50	268,04	263,16
608	281,50	268,05	263,19
613	281,50	267,72	263,28
617	281,50	266,92	263,38
622	281,50	267,65	263,46
626	281,50	267,78	263,53

631	281,50	267,33	263,56
635	281,50	268,40	263,60
640	281,50	267,91	263,67
644	281,50	267,69	263,72
648	281,50	267,44	263,77
653	281,50	267,45	263,82
657	281,50	267,30	263,86
662	281,50	267,67	263,91
666	281,50	269,30	263,97
671	281,50	270,08	264,00
675	281,50	270,00	264,06
680	281,50	268,62	264,12
684	281,50	267,67	264,19
689	281,50	268,09	264,27
693	281,50	268,60	264,30
698	281,50	268,66	264,32
702	281,50	269,85	264,36
707	281,49	270,14	264,40
711	281,49	268,98	264,45
716	281,49	270,21	264,51
720	281,49	268,80	264,55
724	281,49	269,78	264,59
729	281,49	270,06	264,62
733	281,49	269,43	264,66
738	281,49	269,23	264,71
742	281,49	268,97	264,75
747	281,49	269,25	264,78
751	281,49	269,66	264,82
756	281,50	270,34	264,84
760	281,50	270,30	264,88
765	281,50	270,17	264,90
769	281,50	269,94	264,95
774	281,50	269,44	265,01
778	281,50	269,99	265,06
783	281,50	269,90	265,10
787	281,50	270,30	265,11

792	281,50	270,02	265,14
796	281,50	270,78	265,19
801	281,50	270,81	265,21
805	281,50	271,28	265,27
809	281,49	270,21	265,32
814	281,49	269,16	265,37
818	281,49	269,24	265,42
823	281,50	270,47	265,44
827	281,50	271,55	265,47
832	281,49	270,30	265,51
836	281,49	271,35	265,55
841	281,49	270,09	265,60
845	281,49	270,84	265,63
850	281,50	270,21	265,65
854	281,50	271,01	265,67
859	281,50	270,64	265,69
863	281,50	271,35	265,73
868	281,50	271,46	265,76
872	281,50	271,55	265,81
877	281,50	271,18	265,85
881	281,50	271,24	265,89
885	281,50	271,22	265,92
890	281,50	271,10	265,95
894	281,50	271,13	265,97
899	281,50	270,79	265,99
903	281,50	271,47	266,02
908	281,50	271,71	266,05
912	281,50	271,72	266,08
917	281,50	271,37	266,10
921	281,50	271,43	266,13
926	281,50	270,34	266,18
930	281,50	272,08	266,20
935	281,50	270,52	266,21
939	281,50	271,52	266,25
944	281,50	271,81	266,29
948	281,50	272,10	266,30

953	281,50	272,21	266,33
957	281,50	271,43	266,35
962	281,50	271,49	266,39
966	281,49	271,49	266,43
970	281,49	271,30	266,45
975	281,49	271,96	266,47
979	281,49	272,03	266,49
984	281,49	272,08	266,50
988	281,50	271,60	266,53
993	281,50	272,16	266,57