

Forord

Dammers sikkerhet er helt avhengig av kapasiteten på flomløpet. Sideoverløp med kanal, sjakt og tunnel er en type flomløp som er vanlig ved store fyllingsdammer i Norge. Dammene kan være sårbare for høyere vannstand enn de er dimensjonert for. For samfunnssikkerheten er det derfor svært viktig å ha god kunnskap om flomløpskapasiteten ved den enkelte dam, men den kan være vanskelig å beregne. Av den grunn er det et mål å forbedre og sammenstille kunnskapen som er tilgjengelig.

På oppdrag fra NVE har Multiconsult, i samarbeid med NTNU, gjennomført et toårig FoU-prosjekt. Denne litteratur- og caserapporten fra 2020 var første steg i arbeidet og ble i mars 2022 fulgt opp med en metoderapport som gir råd om beregningsmetoder. Metoderapporten vil inngå som del av bakgrunns litteraturen når NVE senere skal utgi en ny veileder for flomløp.

Prosjektet har hatt tilgang på ei referansegruppe bestående av representanter fra fem fagmiljø innen vassdragshydraulikk. Referansegruppa har kommet med innspill underveis i prosessen og kommentert utkast til rapporter.

Oslo, april 2022

Lars Grøttå
Seksjonssjef
Tilsyns- og beredskapsavdelinga

Dokumentet sendes uten underskrift. Det er godkjent i henhold til interne rutiner.

LITTERATUR- OG CASESTUDIERAPPORT

Beregningsmetoder for flomløp med sideoverløp, kanal og lukka avløp

OPPDRAGSGIVER

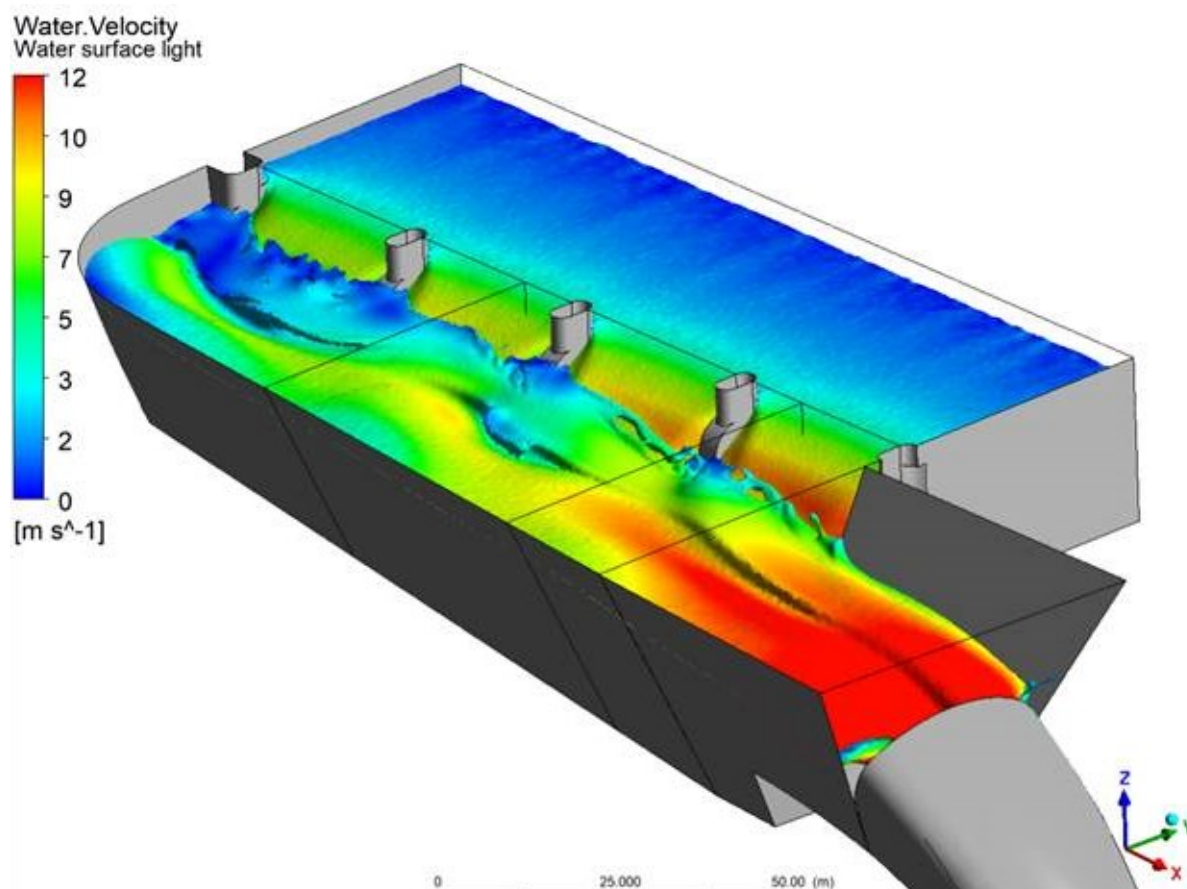
NVE

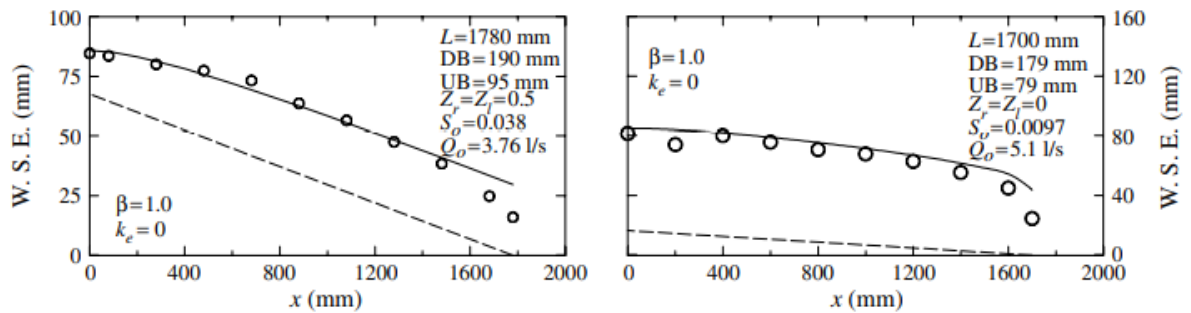
EMNE

Litteratur- og casestudier

DATO / REVISJON: 7. februar 2022 / 2

DOKUMENTKODE: 10217192-01-RIVASS-RAP-01





Figur 4-9. Forsøk i trapesformet kanal til venstre, og i rektangulær kanal til høyre. Begge er øker gradvis i bredden (Kouchakzadeh, et al., 2002)

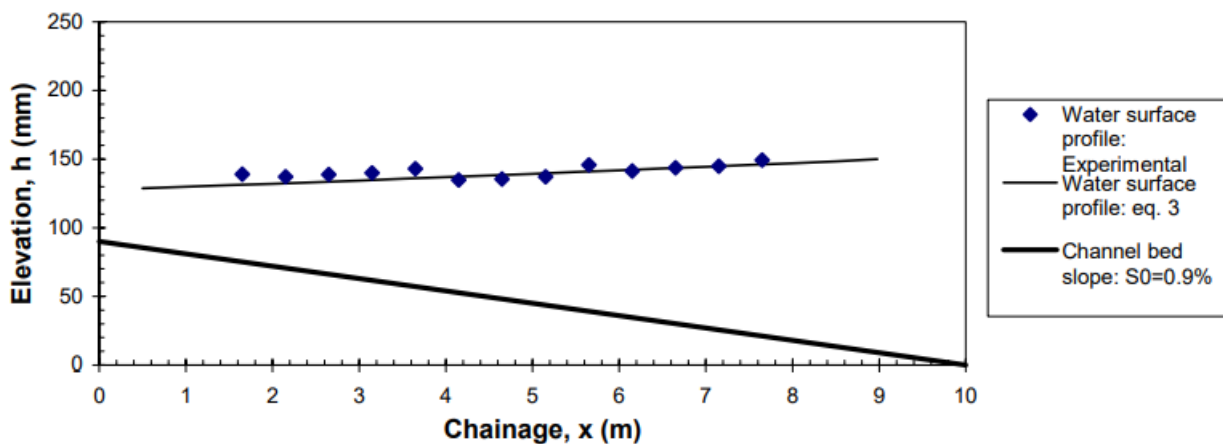


Figure 8. Water surface profiles (a comparison of experimental results & eq. 3) for $Q=5$ (l/s) & $q=5$ (l/s) at $S_0=0.9\%$ (super critical flow).

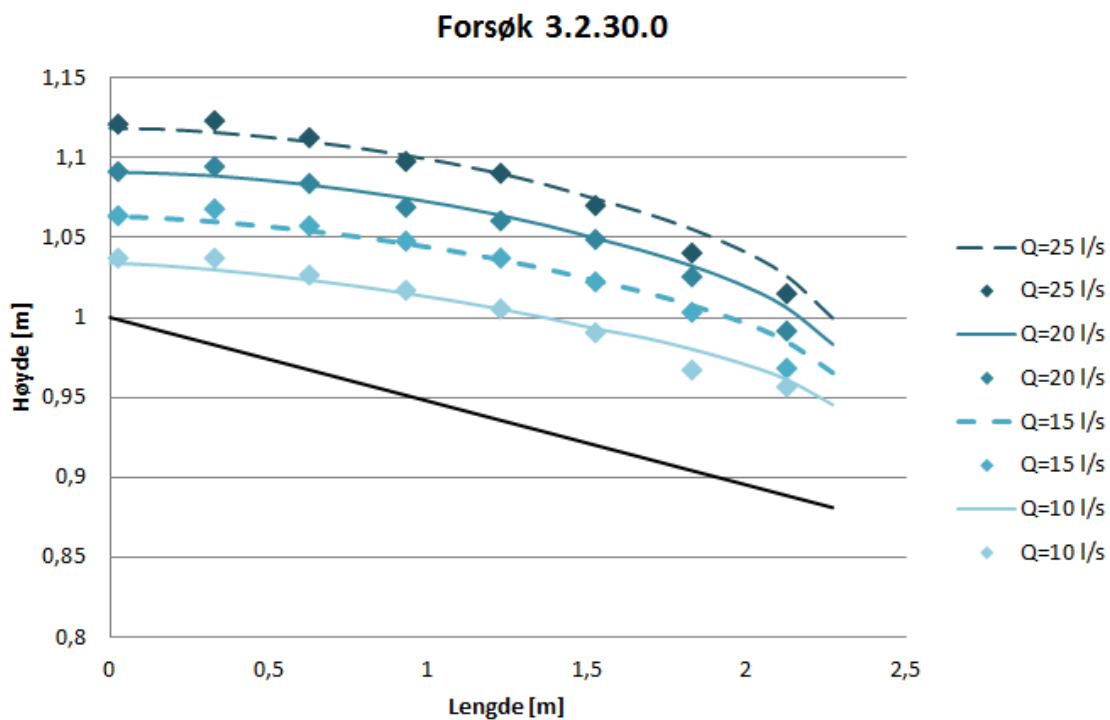
Figur 4-10. Vannlinje i V-formet sidekanal (Mohammadi, 2005)

Ulike overløpslengder

I flere av eksperimentene til (Bremen & Hager, 1989), presentert tidligere, er det sideveis innstrømmende vann bare på deler av strekningen.

Økt ruhet i samlekanalen

Både Walløe (2012) og Hovland (2013) har gjort eksperimenter med en samlekanal med stor ruhet. Walløe har sammenlignet observert vannstand ved kanalveggen med beregnet vannstand, og får et gjennomsnittlig avvik på 6%. Det største prosentavviket er for eksperimentene med lav vannstand.



Figur 4-11. Modellert og observert vannstand for samlekanal med stor ruhet (Walløe 2012)

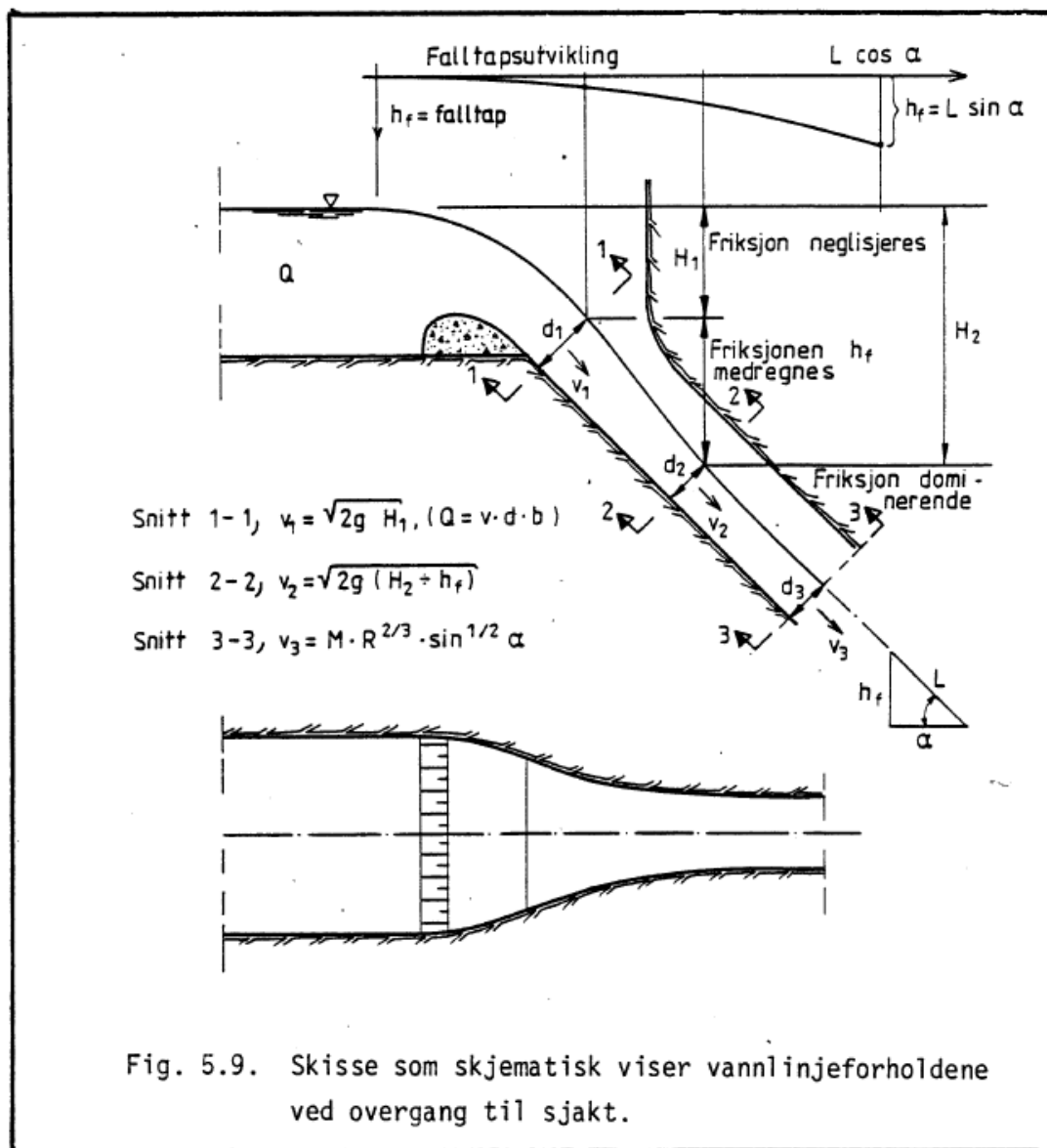
Ved sammenligning av kapasitet for ru og glatte samlekanaler med samme utforming finner Walløe en redusert kapasitet på opptil 8%. I enkelte av eksperimentene var det imidlertid nesten ingen forskjell i kapasitetskurve for glatt og ru samlekanal med samme utforming.

I alle de overnevnte eksemplene er det Hinds ligning, ev. den utvidede ligningen, som er benyttet til å sammenligne observert vannlinje med beregnet vannlinje.

Det er teoretisk sett også mulig å benytte en beregning basert på energiligningen. Dette er utledet av Yen og Wenzel (1970). Det er imidlertid behov for korreksjonsfaktorer ved bruk av denne tilnærmingen, og det er gjort begrenset forskning på dette. En av de få som har sett nærmere på korreksjonsfaktorer og undersøkt begge tilnærmingene, er (Castro-Organ & Hager, 2012) som sammenligner vannlinje beregnet med impulssetningen og energiligningen. Castro-Organ og Hager kommer fram til at vannlinje beregnet med ligninger utviklet fra impulssetningen gir best samsvar med observert vannlinje, se Figur 4-12.



Figur 4-13. Flomløpet ved dam Vasslivatnet før ombygging



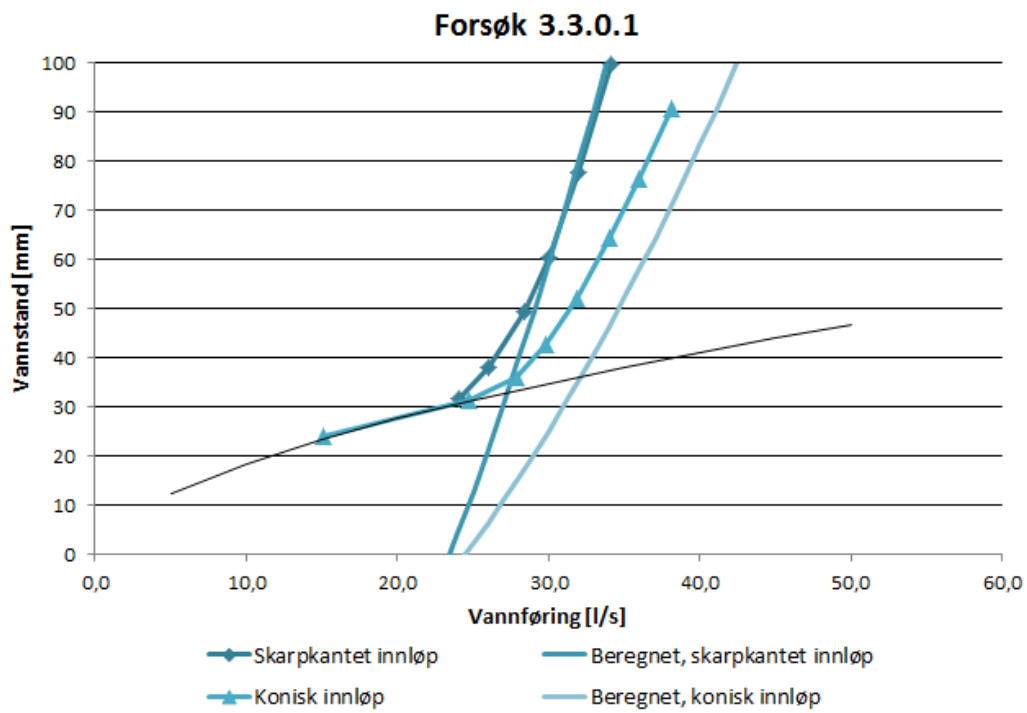
Figur 4-18. Illustrasjon av innløp til sjakt, fra bekkeinntaksrapporten (VR, 1988)

4.3.3 Hydraulisk kort sjakt

I denne strømningssituasjon er den øvre delen av systemet lukket, men på et punkt i sjakta eller tunnelen slipper vannflaten taket og strømmingen fortsetter som frispelstrømning. Det vil si at den nedre delen av avløpet har større kapasitet enn den øvre delen. Blaisdell (1952) angir at ved denne strømningssituasjonen kan kapasiteten beregnes ved en energiberegning i snittet rett før overgang til frispelstrømning:

$$Q = C_s A \sqrt{2g H_w}$$

Ligningen antar at strekningen med trykkstrømning er såpass kort at friksjon spiller en mindre rolle, og alle tap må inkluderes i koeffisienten C_s . Blaisdell (1958) har gjort noen forsøk på beregne C_s , men denne vil nødvendigvis variere veldig ut fra flomløpets utforming.



Figur 4-19. Forsøk med tunnel med 3 graders helning, fra Walløe (2012).

5 Numeriske modeller

5.1 Introduksjon

I tillegg til fysiske modeller, har både 1D- og 2D-modeller, samt 3D-modeller som løser Navier-Stokes likninger i kombinasjon med avanserte turbulensmodeller (CFD modeller), blitt brukt for å beregne sideoverløp og lukka flomløp.

1D hydrauliske modeller beskriver hastigheter og dybder som gjennomsnitt over tverrprofiler, og vil være mest egnet dersom strømningsretningen er entydig. 2D hydrauliske modeller beskriver hastigheter og dybder distribuert i horisontalplanet, men beregner ett snitt over dybden. Både 1D- og 2D-modeller er begrenset til strømning der strømningslinjenes kurvatur er neglisjerbar, dvs. der vertikalkomponenten av akselerasjonsvektoren er neglisjerbar, og der trykkfordelingen i vannsøylen er nær hydrostatisk. Ved strømning f.eks. nær hydrauliske konstruksjoner, obstruksjoner eller over terskler vil det typisk være 3-dimensjonale strømningsforhold og ikke-hydrostatisk trykk. I disse tilfellene kan man modellere strømningen ved bruk av 3D CFD-modeller. Disse modellene kan være mindre avhengige av kalibrering enn 1D- og 2D-modeller. Spesielt gjelder dette dersom overflatefriksjon har liten betydning, f.eks. ved beregning av kapasiteten til et fritt overløp. I det tilfellet vil modellenes nøyaktighet være mest avhengige av overordnet geometri, og vil være mindre sensitiv for ruhetstall. CFD modeller kan være avhengige av kalibrering av ruhet for tilfeller der overflatefriksjonen er viktig. Ved beregning av bl.a. resirkulasjonssoner (f.eks. bakevjer) og singulærtap tilknyttet disse vil også valg av turbulensmodell ha i CFD-modellen ha betydning. Foreløpig er det ikke grunnlag for å si om CFD modeller ikke egnet til å beregne effekten av luftinnblanding i lukka flomløp, men det er aktiv forskning på dette området.

5.2 1-dimensjonale (1D) hydrauliske modeller

5.2.1 Stasjonære beregninger basert på energilikninga

For stasjonær strømning kan vannlinjen beregnes i profiler ved å bruke «standard step»-metoden. I «standard step» metoden løses energilikninga (etter Chow (1959)):

$$z_2 + y_2 + \alpha_2 \frac{v_2^2}{2g} = z_1 + y_1 + \alpha_1 \frac{v_1^2}{2g} + h_l$$

der α_1 og α_2 er hastighetskoeffisienter og energitapet $h_l = h_f + h_s$ der h_s er singulærtap og $h_f = \Delta x S_f$ er friksjonstapet. S_f er friksjonshelninga som kan uttrykkes f.eks. via Mannings eller Chezys formel.

«Standard step»-metoden forutsetter at strømningen er gradvis varierende, 1-dimensjonal og stasjonær. Metoden innebærer at beregningsstrekningen deles inn i tverrprofiler. Ved overkritisk strømning gjøres beregningen fra oppstrøms mot nedstrøms og ved underkritisk strømning fra nedstrøms mot oppstrøms.

5.2.2 Ikke-stasjonære beregninger basert på impulsbevaring og kontinuitet

Ikke stasjonære 1D-modeller er basert på Saint-Venants likning for 1-dimensjonal ikke-stasjonær strømning, som kan skrives:

$$\frac{1}{A} \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{Q^2}{A} \right) + g \frac{\partial y}{\partial x} - g(S_0 - S_f) = 0$$

De to første leddene er lokal- og konvektiv akselerasjon, etterfulgt av et trykkledd, gravitasjonsledd og friksjonsledd (Bjerke & Skoglund, 1995). Likningen løses numerisk sammen med kontinuitetslikningen. Vanligvis gjøres dette i programvare som HEC-RAS eller MIKE11. På samme måte som i «standard step»-metoden baseres løsningen av likningene på å dele inn strekningen som det skal gjøres beregninger på i en rekke tverrprofiler.

I noen tilfeller løses også forenklete versjoner av St. Venants likninger som det er enklere å løse stabilt (Brunner, 2016) (DHI, 2017). Dersom de to første akselerasjonsleddene i likningene ovenfor, som representerer treghetskreftene, neglisjeres, så fås likningene for en diffusiv bølge:

$$g \frac{\partial y}{\partial x} - g(S_0 - S_f) = 0$$

Ligningen er gyldig dersom akselerasjonsleddene er mye mindre enn trykk-, gravitasjon- og friksjonsleddene (Novak, et al., 2010). Dersom friksjonshelningen er tilnærmet lik bunnhelningen kan også trykkleddet neglisjeres og Saint-Venants likning reduseres til likningen for en kinematisk bølge:

$$g(S_0 - S_f) = 0$$

Løsningen av likningene kan vanskeliggjøres av numerisk ustabilitet, særlig i overgangen mellom overkritisk og underkritisk strømning. De fleste programvarer har i dag algoritmer som håndterer denne typen ustabilitet. Dette kan innebære gradvis reduksjon av en eller begge akselerasjonsleddene avhengig av Froudetallet, og f.eks. at likningene for diffusiv bølge blir brukt ved overkritisk strømning (Brunner, 2016).

Beregninger med Saint-Venants likninger forutsetter at strømningen kan tilnærmes som 1-dimensjonal, og vanligvis beskrives hastigheter og dybde/vannspeil med en enkelt verdi for hvert tverrprofil. Noen programmer kan imidlertid også ta hensyn til oppstuvning i ytterkant av svinger og hastighetsfordeling over profilet. Dybden i trykkleddet forutsetter en hydrostatisk trykkfordeling, og likningene forutsetter videre ikke-kompressibilitet og konstant densitet.

Ruheten i modellen, ofte Manningtallet, må kalibreres eller kan finnes fra erfaringsdata i litteraturen, f.eks. finnes det data for mange kanaltyper og naturlige elver i Chow (1959). Singulærtap må også tas eksplisitt hensyn til, eller bakes inn i Manningtallet, og i praksis skjuler oftest kalibrerte Manningtall i denne typen modeller aggregerte effekter av både friksjon og singulærtap.

5.2.3 1D-modeller av flomløp med samlekanal

Eksempel på bruk av 1D-modeller på lukka flomløp og flomløp med samlekanal finnes i forbindelse med flomberegninger, revurdering og ombygging av dammer, men det er svært få publiserte studier.

Blant de få studiene som finnes er Baker og Reedy (2008), som har modellert flomløpet ved Lake Skinner i California. Dette er en samlekanal med åpent avløp hvor det ved svært høye vannføringer også kan renne vann over den bakre veggen av samlekanalen, slik at det blir sideveis vannstrømning både inn og ut av kanalen. Kanalen er modellert både med fysisk modell, en regnearkmodell basert på Hinds og med HEC-Ras. Det framgår ikke nøyaktig hvordan beregningen i HEC-Ras er satt opp, men det ser fra artikkelen ut til å være en ikke-stasjonær 1D-modell som beregner med ligningene for diffusiv bølge når Froudetallet blir høyt. Beregningene med HEC-Ras viste seg å gi ca. 20% avvik i modellert vannføring sammenlignet med den fysiske modellen, mens beregningene med Hinds ligning ga svært godt samsvar med den fysiske modellen.

5.3 2-dimensjonale (2D) hydrauliske modeller

2D-modeller baseres på Saint-Venants likninger i to dimensjoner i planet, også kalt gruntnvannslikningene. Likningene kan utledes fra Navier-Stokes likning ved dybdeintegrering. Det forutsettes ikke-kompressibilitet, konstant densitet og hydrostatisk trykkfordeling (USACE, 2016). Ved «Reynolds-averaging» (se kapittel 5.4.1) kan likningene også utvides til å inkludere et turbulent ledd.

I 2D-modeller deles domenet inn i et beregningsnett med beregningsceller og noder i planet slik at hastigheter, dybder og eventuelt turbulente egenskaper beregnes for hver enkelt celle eller node.

På samme måte som for 1D Saint-Venant likningene er det mulig å forenkle gruntnvannslikningene til likningene for diffusiv bølge i to dimensjoner, ved å neglisjere akselerasjonsleddene i likningene.

Som for 1D-modeller er ruheten en viktig kalibreringsparameter. Dersom det ikke finnes kalibreringsdata, må erfaringstall brukes. Manningtall i 2D modeller er ikke nødvendigvis ekvivalent med Manningstall i 1D-modeller, og erfaringstall som f.eks. tar hensyn til aggregerte energitap i elver må brukes med forsiktighet. I 2D-modellen beregnes friksjonen mot en flate i bunnen av vannsøyla i en celle, mens den i 1D-modellen representerer hele eller deler av elveprofilen (Morvan, et al., 2008). Dette er ikke samme situasjon. Hvis 2D-modellen tar hensyn til turbulens, fører dette også til energitap som vil være bakt inn i friksjonstapet i 1D-modellen.

På samme måte som for 1D hydrauliske modeller, finnes det eksempler der disse er brukt på flomløp med samlekanal i forbindelse med f.eks. revurderinger, men det er ikke funnet publisert litteratur på dette.

5.4 CFD modeller

5.4.1 Teoretisk grunnlag

Grunnlikninger og turbulensmodeller

Den vanligste typen CFD-modeller brukt til kapasitetsberegninger for flomløp og en rekke andre problemstillinger, er RANS modeller, som står for «Reynolds-Averaged Navier-Stokes». Likningene er ikke-lineære partielle differensiallikninger som vanligvis må tilnærmes via numeriske metoder. RANS likningene framkommer ved å dekomponere hastighetsfeltet $u = U + \acute{u}$ («Reynolds averaging») slik at man står igjen med en gjennomsnittlig komponent, U og en fluktuerende komponent, \acute{u} . RANS-likningene kan skrives (etter Wilcox (2006)):

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0$$

$$\rho \left(\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right) = G_i - \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (2\mu S_{ji} - \rho \overline{\acute{u}_i \acute{u}_j}), \quad S_{ji} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial U_j}{\partial x_i} + \frac{\partial U_i}{\partial x_j} \right)$$

Første likning er kontinuitetslikningen, mens den andre likningen er impulssetningen.

Likningene likner på Navier-Stokes likninger i ubehandlet form, men leddet $\rho \overline{\acute{u}_i \acute{u}_j}$, kalt Reynoldsspenning introduseres og representerer den gjennomsnittlige effekten av de raske fluktuasjonene eller turbulente bevegelse. Fordi de fluktuerende hastighetene ikke er kjent, kan leddet ikke løses direkte, men må løses gjennom en turbulensmodell. I tillegg til RANS brukes også mer finoppløste og ressurskrevende modeller, «Large Eddy Simulation», LES og «Deattached Eddy

Simulation», DES, i økende grad. Navier-Stokes likninger kan også løses «direkte» på et veldig fint beregningsnett, men dette krever svært store beregningsressurser og brukes kun i forskningssammenheng på avgrensede problemer.

Det finnes en lang rekke turbulensmodeller for å beregne reynoldsleddet i RANS, og det finnes ingen turbulensmodell som er best egnet for alle tilfeller. Den mest brukte typen turbulensmodeller for beregninger på flomløp (og mange andre bruksområder), er likevel såkalte to-likningsmodeller. Noen mye brukte eksempler på denne typer modeller er Standard k-ε, Realizable k-ε, «Renormalised group» (RNG) k-ε, k-ω modellen, og «Shear stress transport» SST k-ω.

I forbindelse med beregninger på overløpsterskler med frispeilstrømning vil ofte det konvektive leddet være stort i forhold til reynoldsspenning-/turbulensleddet (Olsen, 2015), slik at turbulensmodellen vil ha liten betydning. Det er mange forskningsartikler som har testet turbulensmodeller for frie overløp og har funnet at det har liten betydning, f.eks. (Savage, et al., 2016) (Crookston & Tullis, 2018).

Betydningen vil imidlertid kunne være av større ved beregning av singulærtap. (Gumus, et al., 2016) sammenlikner f.eks. turbulensmodeller for beregning av strømmingen og dykket vannstandssprang gjennom en underløpsluke og fant at en Reynoldsspenningsmodell (RSM) gav best samsvar med modellforsøk for horisontale hastigheter og vannlinje, sammenliknet med en rekke 2-liknings turbulensmodeller i dette tilfellet. Pedersen et. al (2018) tester effekten av forskjellige turbulensmodeller for dykket strømning over et ideelt overløp. Det var liten forskjell mellom modellene ved frispeilstrømning, men litt større forskjell i beregnet kapasitet mellom forskjellige turbulensmodeller når undervannet påvirker kapasiteten. Valg av turbulensmodell kan også ha stor betydning for demping av turbulens ved luftinnblanding (Olsen, 2015).

Behandling av frispeil

Volume of fluid (VOF) metoden er beskrevet i (Hirt & Nichols, 1981) og er den vanligste måten å håndtere tofasestrømning (luft og vann) i CFD beregninger med frispeilstrømning og derunder kapasitetsberegninger på flomløp, i tillegg til en lang rekke andre problemstillinger for tofasestrømning.

Metoden innebærer at det i hver beregningscelle defineres en volumfraksjon, α mellom 1 og 0, der 1 indikerer at cellen er helt fylt med den ene fasen (f.eks. vann) og 0 indikerer at cellen er helt fylt med den andre fasen (f.eks. luft). Celler som inneholder frispeilet mellom vann og luft vil da ha en volumfraksjon mellom 1 og 0. Volumfraksjonen beregnes via en konveksjonslikning:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha U) = 0$$

Denne likningen kan også modifiseres med flere ledd for å øke nøyaktigheten (Olsen, 2015). Det er en del forskjeller i hvordan VOF metoden er implementert i forskjellig programvare. Programmene Star CCM+, ANSYS CFX og Fluent og OpenFOAM (interfoam) beregner både luft og vann eksplisitt, mens Flow3D bare regner på vannfasen, men bruker VOF metoden til å finne fri overflate. Det er også forskjeller i hvordan modellene regner på celler som inneholder en fri overflate. De fleste programmer inkluderer drift-flux modeller som regner med delt hastighetsfelt og trykk for begge faser i blandede celler. Densiteten og viskositeten til fluidene (som inngår i RANS likningene) uttrykkes da ved vekting:

$$\rho = \alpha_v \rho_v + (1 - \alpha_v) \rho_l, \mu = \alpha_v \mu_v + (1 - \alpha_v) \mu_l$$

effekter på skalaer mindre enn cellen og som beskriver luftmedrivingsprosessen i overflaten. Det foregår aktiv forskning på luftinnblanding i CFD-modeller for frispelstrømning, f.eks. er det en gjennomgang av bruk av CFD-modeller og luftinnblanding i (Valero, 2018). Det forskes for tiden også på utvikling av luftinnblandingsalgoritmer i OpenFOAM ved NTNU (Almeland, 2020).

Hirt (2003) beskriver to modeller for luftinnblanding til programvaren Flow3D. Den første og enkleste modellen beskriver luftinnblanding som en skalar, som ikke påvirker strømmingen. Den andre modellen beskriver luftinnblanding gjennom variabel densitet i en drift-fluks modell (dvs. at både vann og luft har felles hastighetsfelt, trykk og densitet i en celle). Den siste versjonen av modellen inkluderer også volumutvidelser som følge av luftinnblanding og effekten av oppdrift på luftboblene. Samme modell brukes for luftmedrivning i overflaten, der luftmedrivningen antas å drives av turbulens i overflaten og motvirkes av overflatespenning og gravitasjonskrefter. Turbulente egenskaper må beregnes via en turbulensmodell, og Hirt anbefaler at RNG k- ϵ modellen benyttes, siden det er denne modellen som er brukt i beregningene i artikkelen. Modellen antar at luftvolumet som blandes inn per tidsenhet, δV er:

$$\delta V = C_{luft} A_s \sqrt{2 \frac{P_t - P_d}{\rho}}$$

Her er C_{luft} en konstant, A_s er overflatearealet i cellen, $P_t = \rho k$ er drivende krefter (turbulent kinetisk energi per enhetsvolum). $P_d = \rho g_n L_T + \frac{\sigma}{L_T}$ er stabiliserende krefter, og hvor g_n er gravitasjonsakselerasjonens normalkomponent på vannoverflaten, σ er overflatespenningen og L_T er karakteristisk lengdeskala for turbulente virvler som kan defineres:

$$L_T = C_\mu \sqrt{\frac{3 k^{3/2}}{\epsilon}}$$

Her er C_μ en konstant som vanligvis er prekalibrert i turbulensmodeller, mens k og ϵ , henholdsvis turbulent kinetisk energi og dissipasjon av turbulent kinetisk energi, beregnes i turbulensmodellen.

Hirt (2003) validerer modellen for fire forskjellige tilfeller; en stråle som treffer vannoverflaten i et basseng, strømning i vertikal sjakt, vannstandssprang i lukket tverrsnitt, og luftinnblanding over overløp. I alle tilfeller brukes $C_{luft} = 0,5$ og Hirt anbefaler at denne verdien brukes som standardverdi. Generelt ble det funnet godt samsvar med valideringsdata fra litteraturen. Unntaket var for stråle i basseng, der det måtte gjøres noen modifikasjoner i formlene for å få godt samsvar.

Valero & García-Bartual (2016) kalibrerte en CFD-modell med luftinnblandingsmodell (Hirt, 2003) i programvaren Flow3D mot et USBR standard overløpsprofil med 53 graders helning. Modellen er basert på RANS likningene med RNG k- ϵ turbulensmodell og VOF som formulert i Flow 3D. Mens vannhastigheter var lite sensitive til celledørrelsen, fant Valero at den turbulente kinetiske energien var mer sensitiv til celledørrelsen. Luftinnblanding i overflaten er avhengig av turbulent kinetisk energi slik at luftinnblandingen også blir avhengig av celledørrelsen. Forfatterene kalibrerte to kalibreringsparametere i luftinnblandingsmodellen, en «gjennomsnittlig luftkonsentrasjon» (C_{luft}) og en kalibreringsparameter for opptredende overflatespenning ($K \cdot \sigma$). Kalibreringen ble utført for å minimalisere feilen i punktet hvor det turbulente grensesjiktet når overflaten og fører til luftinnblanding, og luftkonsentrasjonen ved ekvilibrium. Det viste seg ikke å være mulig å finne et kalibreringspunkt i utfallsrommet til de to kalibreringsparameterene som minimaliserte feilen for begge disse kriteriene. Valero valgte da å prioritere riktig konsentrasjon, og satte K til 1. Etter kalibrering sammenliknet Valero resultatene mot målte verdier fra litteraturen for andre helninger

på overløpet og fant rimelig samsvar i likevektskonsentrasjonene for disse, når den minste cellestørrelsen ble brukt. Gjennomsnittlig relativt avvik var på 9 % og maksimalt relativt avvik på 20%. Valero opplyser at dette samsvarer med feilmarginene på målingene fra prototyper.

Zhang et al. (2018) modellerte en ny type «vortex drop shaft» med fysisk modell og CFD-modell for å undersøke luftinnblanding og å hindre kavitasjonsproblemer på grunn av negative trykk. Programvaren Flow3D ble brukt. CFD-modellen var en RANS modell med RNG k-eps turbulensmodell. En rekke parametere, inkludert hastigheter, Froudetall, trykk, luftkonsentrasjon, kavitasjonstall og falltap ble sammenliknet mellom den fysiske modellen og CFD-modellen. Generelt ble det funnet godt samsvar. Modellen er relativt finoppløst med cellestørrelser på 4 og 2 mm. Det oppgis ikke om eller hvordan modellen er kalibrert, og heller ikke hvordan kalibreringsparametere i luftinnblandingsmodellen fremkommer, men det virker sannsynlig at standardverdien, $C_{luft} = 0,5$ er brukt.

Kavitasjon

Det er mulig å beregne effekten av kavitasjon i en CFD modell. I Fluent beregnes transport av kavitasjon med en transportlikning (ANSYS, 2020):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_d \rho_d) + \nabla \cdot (\alpha_d \rho_d U_d) = R_e - R_c$$

Der α_d, ρ_d, U_d respektivt er volumfraksjonen, tettheten og hastighetsvektoren til dampfasen, og R_e, R_c er kildeledd for dannelse og kollaps av luftbobler.

5.4.2 Kapasitetsberegninger på flomløp i litteraturen

RANS modeller har blitt brukt til å modellere overløpsterskler siden 90-tallet, og noen av de tidligste studiene ble gjort ved NTNU i Norge (Olsen & Kjellesvig, 1998). I dette studiet ble SSIIM modellen brukt, og det ble funnet et avvik på 1% i forhold til fysiske forsøk for en enkelt vannføring. En rekke senere studier har vist at CFD modeller gir veldig godt samsvar med feltmålinger og fysiske modeller i mange tilfeller, men også at CFD har begrensninger, spesielt når det kommer til luftinnblandingsproblematikk og beregning av friksjonstap der det er store ruhetselementer.

Litteraturstudie fra 2015

N.R.B Olsen ved NTNU utførte i 2015 en litteraturstudie på vegne av NVE for å vurdere egnetheten til CFD for kapasitetsberegninger på flomløp (Olsen, 2015).

I litteraturstudiet er det gjennomgått ca. 30 artikler om numerisk modellering av flomløp. Det rapporteres at mange av studiene har resultater som avviker under 5% fra målinger, men at disse studiene ofte har enkel geometri, og at mer kompliserte geometrier ofte har større avvik. Artiklene i Olsens studie gjennomgås ikke på nytt her, det refereres derfor til Olsens studie for detaljer.

Oppsummert skriver (Olsen, 2015) at kapasiteten til standard (ogee) overløpsprofiler, skarpkantede og bredkantede overløp oftest vil kunne beregnes med en nøyaktighet innen noen få prosent med standard CFD programvare, forutsatt at brukeren har tilstrekkelig kompetanse. Videre skrives det at maksimal kapasitet for lukka flomløp fylt med bare vann sannsynligvis kan beregnes relativt nøyaktig, forutsatt at veggruheten modelleres riktig. Det ble imidlertid ikke funnet grunnlag for å si at luftinnblanding i lukka flomløp kan modelleres med tilstrekkelig nøyaktighet.

Ifølge litteraturstudiet er viktige momenter som kan føre unøyaktige resultater i CFD modellene; komplisert geometri, stor ruhet i forhold til cellestørrelsen i CFD modellen og luftinnblanding. Det påpekes at avvik på grunn av kompleks geometri kan skyldes at behovet for oppløsning av beregningsnett er større for komplekse geometrier, og at dette problemet sannsynligvis vil løse seg ettersom tilgjengelig regnekraft øker. For de andre problemene anbefales det mer forskning. Det poengteres også at den viktigste årsaken til feil og mangler kan være kompetansen til de som utfører beregningene.

Det er utgitt en rekke artikler på CFD modellering som er relevante for flomløpskapasitet siden 2015. En del relevante artikler som er utgitt i de senere årene gjennomgås i de neste kapitlene. Mange av studiene som er utgitt etter 2015, handler om beregninger på mer komplekse geometrier enn de som ble gjennomgått i 2015.

Forskning på CFD på flomløp i Sverige

Historisk sett har KTH, Chalmers og Vattenfall stått for fysiske modellforsøk i Sverige (Yang, et al., 2019). Her har det de siste årene blitt gjort forskning på mange av de samme problemstillingene som har blitt forsket på ved NTNU, som også innebærer kapasiteten til flomløp og tilstøtende tema, som f.eks. tunnelruhet. Det gjennomføres for tiden et prosjekt på CFD-simuleringer for problemstillinger innen vassbygg, der målet blant annet er å opparbeide en database med forsøksresultater fra labeksperimenter som kan brukes til å validere CFD modeller for komplekse problemer (Fra personlig meddelelse fra Patrik Andersson). Prosjektet er tenkt å lede til en workshop kalt «Spillway 99» der det gjøres «blindtester» med CFD av flere aktører som så sjekkes mot datasettet.

Svenske forskere utgav i 2019 en review-artikkel hvor de gjennomgår erfaringer med fysisk modellering og CFD-modellering av kapasiteten til flomløp (Yang, et al., 2019). Både fysiske forsøk, som er gjort med noen tiårs mellomrom, og CFD-modeller sammenliknet med fysiske modeller undersøkes. Yang bemerker at det er observert forskjeller mellom beregnede kapasiteter i fysiske modeller, som typisk er utført med noen tiårs mellomrom (Tabell 5-1). Avviket mellom ulike fysiske modeller av samme flomløp faller mellom -8% og +11%. Det er antatt at dette først og fremst skyldes modellenes kvalitet, og målemetode. 14 av de 18 casene hadde likevel mindre avvik enn 5%, og Yang et. al oppgir at korrekt utførte modellforsøk typisk har forventet nøyaktighet på +-2-4%. Årsaken til de største feilene diskuteres, og strømningsmålinger og kvaliteten til modellens konstruksjon trekkes frem som primære feilkilder. Det påpekes at nyere 3D-printing eller CNC freseteknikker øker kvaliteten på modellene og reduserer feilkilder. 12 CFD modellcaser i Sverige hadde til sammenlikning maksimalt avvik i kapasitet på 3,8% i forhold til fysiske modellforsøk (Tabell 5-2). Det presiseres i artikkelen at CFD modelleringen ble utført av personer uavhengig av Vattenfalls laboratorier som ikke hadde tilgang til resultatene fra de fysiske modellforsøk på forhånd. Simuleringene inkluderer både overløp med luker og bunntappeløp og er gjort for dimensjonerende flomvannstand. For noen av casene er det i tillegg gjort simuleringer med varierende vannføringer og lukestillinger. Det vises et eksempel på dette, med maksimalt avvik på 2,9% i kapasitet.

Tabell 5-1. Tabell som viser sammenlikninger mellom tidligere og nye modellforsøk på flomløp i Sverige (Yang, et al., 2019) α er relativt avvik, λ er modellskala.

Dam Name	Past Model Study		Present Model Study			α (%)
	Year	Q_{past} (m ³ /s)	Year	λ	Q_{present} (m ³ /s)	
Ajaure	1967	1020	2000	50	935	-8.3
Bergeforsen existing spillway	1955	2300	1998	50	2400	4.3
Boden	1971	2760	2010	50	2595	-6.0
Edensforsen	-	1350	2010	50	1410	4.4
Gallejaur	1962	724	2004	40	720	-0.6
Halvfari	-	675	2007	40	650	-3.7
Harsprånget	1980	2340	2003	60	2600	11.1
Höljes	1958	1160	2008	50	1290	11.2
Laxede	1962	2615	2007	60	2825	8.0
Letsi	1967	1555	2002	50	1525	-1.9
Ligga	1980	2339	2005	50	2225	-4.9
Långbjörn	1986	1554	2006	100	1585	2.0
Midskog	1942	2305				0
	1992	2375	2002	50	2305	-2.9
Porsi	1961	2680	2002	50	2777	3.6
Satisjaure	1962	810	2003	50	790	-2.5
Stenkullafors	1975	1240	2003	50	1250	0.8
Storfinnforsen	1950	453	2008	30	449	-1.0
Stornorrfors	1950s	3200	2003	100	3275	2.3

Tabell 5-2. Tabell som viser sammenlikninger mellom CFD-modell simuleringer og modellforsøk i Sverige (Yang, et al., 2019) β er relativt avvik.

Dam Name	Physical Model Tests		CFD Simulations		β (%)
	Year	Q_{model} (m ³ /s)	Year	Q_{cfd} (m ³ /s)	
Bergeforsen (new spillway)	2010	1512	2016	1505	-0.5
Höljes	2008	1678	2013	1715	2.2
Gallejaur	1962	724			-0.6
	2004	720	2017	720	0
Långströmmen	2015	475	2015	485	2.1
Rusfors	1962	1625	2016	1598	-1.7
Storfinnforsen	1950	453			-3.8
	2008	449	2015	436	2.9
Torpshammar (2 surface gates)		135		128	-3.7
Torpshammar (2 bottom outlets)	2017–2018	485	2018	494	1.9
Torpshammar (all gates)		605		607	0.3
Vatnsfell (Iceland)	1999	350	2007	347	-1.0

South Florida Water Management Districts artikler

South Florida Water Management District (SFWMD) i USA har gitt ut en rekke artikler om bruk av hybrid-data (kombinerte fysiske målinger og CFD-modellresultater) og CFD-modellering for å kalibrere vannstand-vannføring forhold (rating-likninger) for kompliserte hydrauliske konstruksjoner, inkludert overløp, luker, kulverter og andre hydrauliske konstruksjoner (Zeng, et al., 2017a) (Zeng, et al., 2017b) (Zeng, et al., 2019) (Zeng, et al., 2020). I tillegg er det utgitt noen konferanseartikler mm. som ikke omtales her. SFWMD opererer over 650 større kontrollstrukturer, og har brukt den CFD-baserte metoden de presenterer i artiklene til å kalibrere rating-likninger for hundrevis av strukturer, hvorav ca. 30 som de karakteriserer som komplekse (Zeng, et al., 2019).

CFD modelloppsettet som brukes og validering av denne er beskrevet i Zeng et al. (2017a). SFWMD bruker en RANS modell med VOF i ANSYS Fluent. En standard k-ε turbulensmodell benyttes. Det benyttes 2-ordens diskretisering av konvektive og diffusive ledd og en «geo-reconstruct» metode for å finne vannoverflaten. For å finne ruheten ble formelen $k_s = (n/0.0389)^6$ brukt (fra (Yen, 1992) i (Zeng, et al., 2019)), hvor $n = 1/M$ er inversen av Manningtallet, M (Manning-Strickler koeffisienten). n kan finnes fra empiriske data i litteraturen, designmanualer etc. (se f.eks. Chow (1959)). Det bemerkes i (Zeng, et al., 2019; Crookston & Tullis, 2018) at modellene dermed er mer basert på et estimat av faktiske ruhetsforhold i felt enn kalibrering, og videre at det derfor vanligvis er lite eller intet behov for kalibrering av ruheten i CFD-modellene. Det bemerkes videre at det ikke er behov for kalibrering av parameterene i turbulensmodeller, da disse bruker konstante koeffisienter.

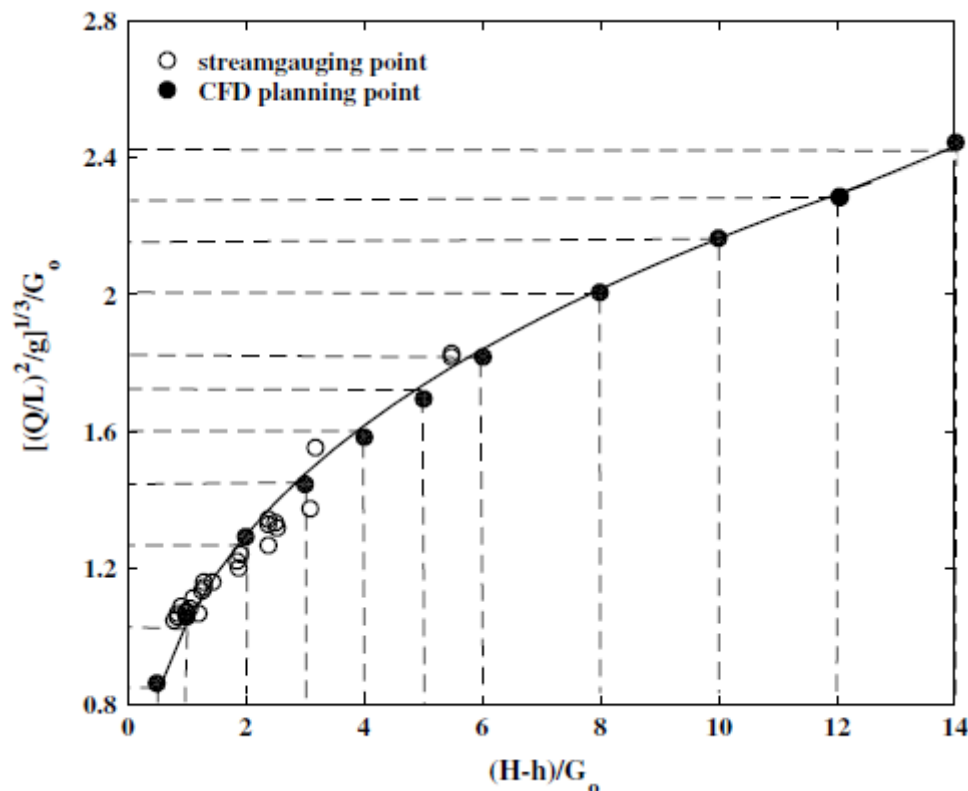
Ved oppstrøms grenser settes enten vannføring ved å definere hastighetsfeltet eller en hydrostatisk trykkfordeling. Ved utløpet settes en hydrostatisk trykkbetingelse for vannet, mens trykket settes til atmosfærisk over friskeilet. Modellen ble validert for en case med en dykket stråle/jet under en underløpsluke og for en kanal med skarp kurve. Modellen ble videre testet for beregninger på flere forskjellige flomløp, hvor absolutt relativt avvik i kapasitet mellom CFD-simuleringer og feltmålinger lå mellom 0,3 og 8,2 % og RMS av avviket var 4,6%. Valideringssimuleringene inneholdt både fri strømming med luker, fri strømming uten luker, dykket strømming med luker og dykket strømming uten luker.

Rammeverket for metoden er beskrevet i (Zeng, et al., 2017b) og videre omtalt i (Zeng, et al., 2019) og (Zeng, et al., 2020). SFWMD bruker eksisterende formelverk eller dimensjonsanalyse (Buckingham π teorem) for å finne relevante rating-likninger for konstruksjonen som skal analyseres (Zeng, et al., 2019). Likningene er på «power-law» form og har en eller flere parametere som kalibreres. Eksempler på likninger funnet ved dimensjonsanalyse er gitt i Figur 5-1 (på engelsk). Merk at f.eks. likningen for fritt overløp med litt omskriving blir $Q = CLH^{1,5}$ der $C = \sqrt{2g}C_d$, $C_d = \frac{1}{\sqrt{2}}a_4^{1,5}$.

Flow condition	Equations	Restriction	Remarks
Controlled submerged (CS)	$Q = L\sqrt{g}y_c^3$ $y_c = a_1 G_o [(H-h)/G_o]^{b_1}$	$h/G_o \geq 1.0$	Also known as submerged orifice
Controlled free (CF)	$Q = L\sqrt{g}y_c^3$ $y_c = a_2 G_o (H/G_o)^{b_2}$	$h/G_o < 1.0$ and $H/G_o \geq 1/K$ $K = 2/3$	Also known as free orifice
Uncontrolled submerged (US)	$Q = L\sqrt{g}y_c^3$ $y_c = a_3 H(1-h/H)^{b_3}$	$h/G_o < 1.0$, $H/G_o < 1/K$, and $h/H \geq K$ $K = 2/3$	Also known as submerged weir
Uncontrolled free (UF)	$Q = L\sqrt{g}y_c^3$ $y_c = a_4 H$	$h/G_o < 1.0$, $H/G_o < 1/K$, and $h/H < K$ $K = 2/3$	Also known as free weir

Figur 5-1: Eksempler på rating-likninger for lukeoverløp fra dimensjonsanalyse (Zeng, et al., 2017b). Likningene er hentet fra Ansar & Chen (2009)

I den grad det finnes feltmålinger, så brukes disse til å kalibrere likningene, men ofte finnes det få feltmålinger og det er derfor behov for å supplere dataene med CFD genererte data. I (Zeng, et al., 2017b) foreslås også en metodikk for å planlegge CFD-forsøk når det er mange parametere involvert, f.eks. for overløp med dykket strømming og varierende lukeåpning. Metoden er basert på å lage dimensjonsløse plot som vist i figuren under, og å velge kombinasjoner av parametersettet (f.eks. over- og undervannstand, og lukeåpning) som beskriver den mest sannsynlige operasjonen av strukturen, og som gir en jevn fordeling av punkter på plottet.



Figur 5-2: Eksempel på dimensjonsløst plot for planlegging av CFD simuleringer for et overløp med luker i dykket tilstand (Zeng, et al., 2017b).

For å kvalitetskontrollere de CFD-genererte dataene foreslås en statistikkbasert konsistenstest basert på «ordinary least-squares» (OLS). CFD-data som faller utenfor et OLS basert konfidensintervall (f.eks 95%) fjernes. Etter kvalitetskontroll brukes kombinasjonen av felldata og CFD-genererte data (kalt hybrid-data) til å kalibrere parameterene i rating-likningen på følgende måte: 80% av hybrid-dataene velges ut ved tilfeldig utvalg for kalibrering av parameterene. De siste 20% av dataene brukes til verifisering av likningen etter kalibrering. I (Zeng, et al., 2017b) presenteres også 5 casestudier på ideelt utformede overløp med forskjellig strømningsregime (med eller uten påvirkning fra luker og dykket strømning). Relativavviket mellom kapasitet beregnet med de kalibrerte likningene og hybriddataene (både kalibrering og valideringsdatasettet) var i alle tilfeller på noen få prosent. For eksempel var RMS av relativavviket 3,3% og 4,9% for henholdsvis kalibrerings og valideringsdataene for en case med dykket strømning og luker.

(Zeng, et al., 2019) omhandler tre casestudier der metoden blir brukt, en kulvert med lukeanordning, en sluse og et overløp med klappeluker, mens (Zeng, et al., 2020) omhandler bruk av metoden for kulverter med lukeanordning. Tilsvarende resultater ble funnet for disse casestudiene.

Andre studier av CFD kapasitetsberegninger for flomløp etter 2015

(Savage, et al., 2016) modellerte labyrintoverløp med fysiske modellforsøk og CFD og fant godt samsvar spesielt for de høyeste vannstandene. CFD modelleringen ble gjort i Flow 3D, og to forskjellige RNG k-ε modeller (med og uten dynamisk turbulent lengdeskala) og en LES modell ble testet. Relativt avvik i vannføring var maksimalt 6,4% i forhold til fysiske forsøk. Med unntak av den laveste vannstanden var avviket mindre enn 4%.

(Crookston & Tullis, 2018) modellerte labyrintoverløp med LES og RANS med en RNG k- ϵ turbulensmodell i Flow3D og fant at mens det kunne være stor forskjell (over 30%) mellom håndregningsformler og labforsøk var det godt samsvar mellom CFD modellen og labforsøkene (relative avvik på 3-4%) og lite forskjell mellom valg av turbulensmodell (LES og RANS) med tanke på kapasiteten.

(Pedersen, et al., 2018) modellerte ideelle overløp med dykket strømning med en 2D vertikalsnittmodell og fant at sensitiviteten til oppløsningen i beregningsnettet i modellen økte når undervannet ble tilstrekkelig høyt (dykningsgrad over ca. 0,7). Med en tilstrekkelig høyoppløst modell var gjennomsnittlig relativt avvik i C-koeffisient i forhold til labforsøk (Tullis, 2011) under 2% for ni forskjellige kombinasjoner av oppstrøms og nedstrøms dybdenivåer og over dykningsgrader mellom ca. 0,5 – 0,98.

2-dimensjonale (2D) vertikalsnitt CFD-modeller

En del av studiene som er gjort for modellering av kapasiteten til flomløp, er basert på CFD modeller der det regnes på et 2-dimensjonalt vertikalt snitt av overløpet heller enn en full 3D modell, f.eks. (Savage & Johnson, 2001) (Johnson & Savage, 2006) (Hargreaves, et al., 2007) (Haun, et al., 2011) (Pedersen, et al., 2018). Disse studiene viser generelt svært godt samsvar med modellforsøk der strømmingen kan tilnærmes som 2-dimensjonal i vertikalplanet. F.eks. gjorde (Savage & Johnson, 2001) en test med 3D-modellering og bekreftet at strømmingen er essensielt 2-dimensjonal for et ideelt overløp i modellforsøk i renne.

Det er i litteraturen studier som indikerer at 2D vertikalsnitt modeller kan ta tilstrekkelig hensyn til f.eks. vannstand forskjellig fra dimensjonerende vannstand (Savage & Johnson, 2001), dybden foran overløpet, påvirkning fra høyt undervann og påvirkning fra nedstrøms bunnivå (Johnson & Savage, 2006) (Pedersen, et al., 2018).

2D beregninger er fordelaktige i forhold til 3D CFD beregninger fordi en mindre dimensjon betyr at antall beregningsceller i en slik modell kan være flere størrelsesordener mindre enn i en 3D-modell, ved samme oppløsning. Det betyr at man i praksis kan bruke mye finere oppløsning i beregningen uten at beregningstiden blir u hensiktsmessig lang. Det er også mye raskere å sette opp en slik modell på grunn av enklere håndtering av geometrien og generelt kortere beregningstid.

Så lenge overløpet ikke påvirkes av undervann fra samlekanalen, kan det være aktuelt å bruke 2D vertikalsnitt CFD-modeller for å beregne C-faktoren for overløp i forbindelse med kapasitetsberegninger for sideoverløp med kanal.

5.4.3 CFD-beregninger på lukka flomløp i Norge og Island

På NTNU er det modellert fire lukka flomløp som er modellert med fysisk modell, som også er modellert med CFD: Sysendammen, Innerdalen og Svartevassdammen (Olsen, 2015) samt Degdammen.

Den siste av disse modellene ble laget i 2015, og til tross for betydelig utvikling i CFD-modellering siden den gang, spesielt når det gjelder prosesskapasitet, er det ikke blitt utført nye CFD-modelleringer på lukka flomløp ved NTNU.

Det er også begrenset utvalg av CFD-modeller som er utført av bransjen, dette skyldes nok at CFD-modeller ikke har vært akseptert av NVE som tilstrekkelig dokumentasjon for avledningskapasitet, og derfor har ikke dameiere ønsket å bruke ressurser på slik modellering.

De siste årene ser vi allikevel at det er økende bruk av CFD til modellering av flomløp, og vi har fått opplysninger om flere flomløp der CFD er blitt brukt i kombinasjon med fysiske modellforsøk.

Sysenvatn

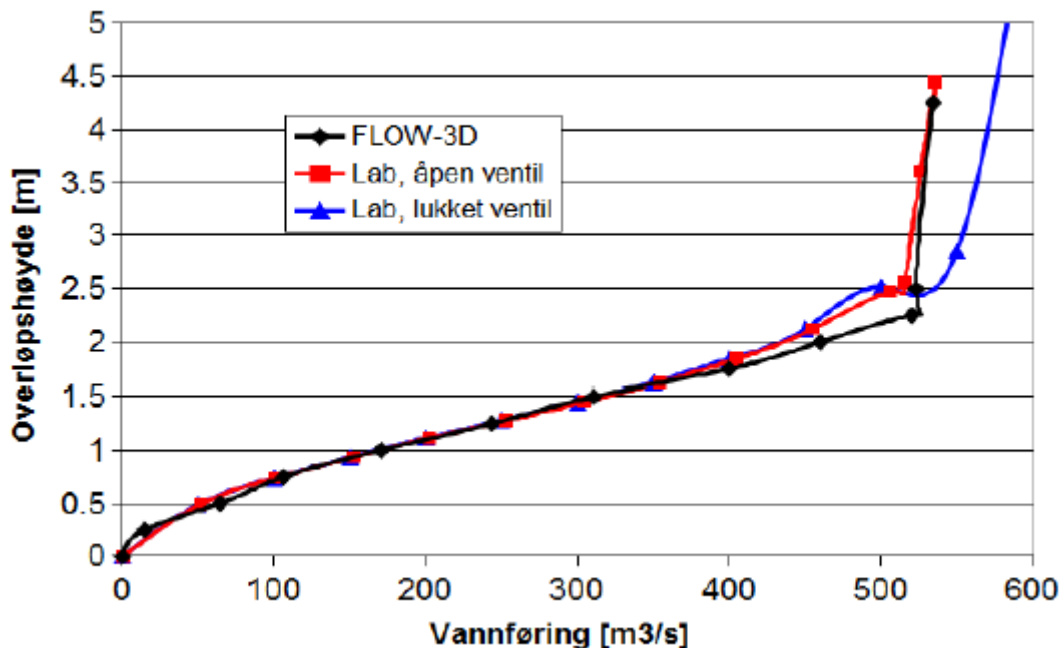
Flomløpet ved Sysenvatn er et ordinært rett sideoverløp med innstrømning fra én side og avløp i skråsjakt og tunnel. I 2008 ble det gjennomført både fysiske modellforsøk av flomløpet i vassdragslabben (Birkeland, 2008) og numerisk modellering av flomløpet i programvaren FLOW-3D med en $k-\epsilon$ turbulensmodell i forbindelse med en masteroppgave (Jacobsen, 2008) (Jacobsen & Olsen, 2010). Flow-3D modellen inkluderte også luftinnblanding med en drift-fluks modell (Hirt, 2003), modellen er nærmere beskrevet i kapittel 5.4.1 under luftinnblanding.

CFD modellen inkluderte både frispeilstrømning over overløpet og situasjonen når sjakten lukkes. Når sjakta lukkes, blir det trykkstrømning gjennom systemet og falltapet er bestemt av friksjon- og singulærtap gjennom systemet. I dette tilfellet blir ruheten gjennom tunnelen viktig for å bestemme friksjonstapet. I den fysiske modellen ble dette modellert ved å lime gummilister langs tunnelveggene. Ruheten i CFD modellen ble kalibrert ved å gjennomføre separate forsøk for rette tunnelstrekninger med forskjellig avstand og størrelse på «gummilistene».

Fysisk modellering viste at det kunne oppstå store undertrykk i sjakta når den lukkes, og for å hindre undertrykket, ble det bygget inn en ventil i sjakta. CFD modellen gav best samsvar med situasjonen med åpen ventil, men det er ikke regnet med en tilsvarende ventil i den numeriske modellen (Figur 5-3).

Relativt avvik mellom målte og beregnede verdier på vannføringskurva var under 2% de fleste steder, men økte til 10% der strømmingen var mest komplisert, dvs. før systemet lukkes (Jacobsen & Olsen, 2010). På de høyeste modellerte vannføringene der systemet var lukket var avviket 7% i forhold til

den fysiske modellen.



Figur 5-3: Kapasitetskurver fra fysisk modell og numerisk modell for Sysendammen, hentet fra (Olsen, 2015).

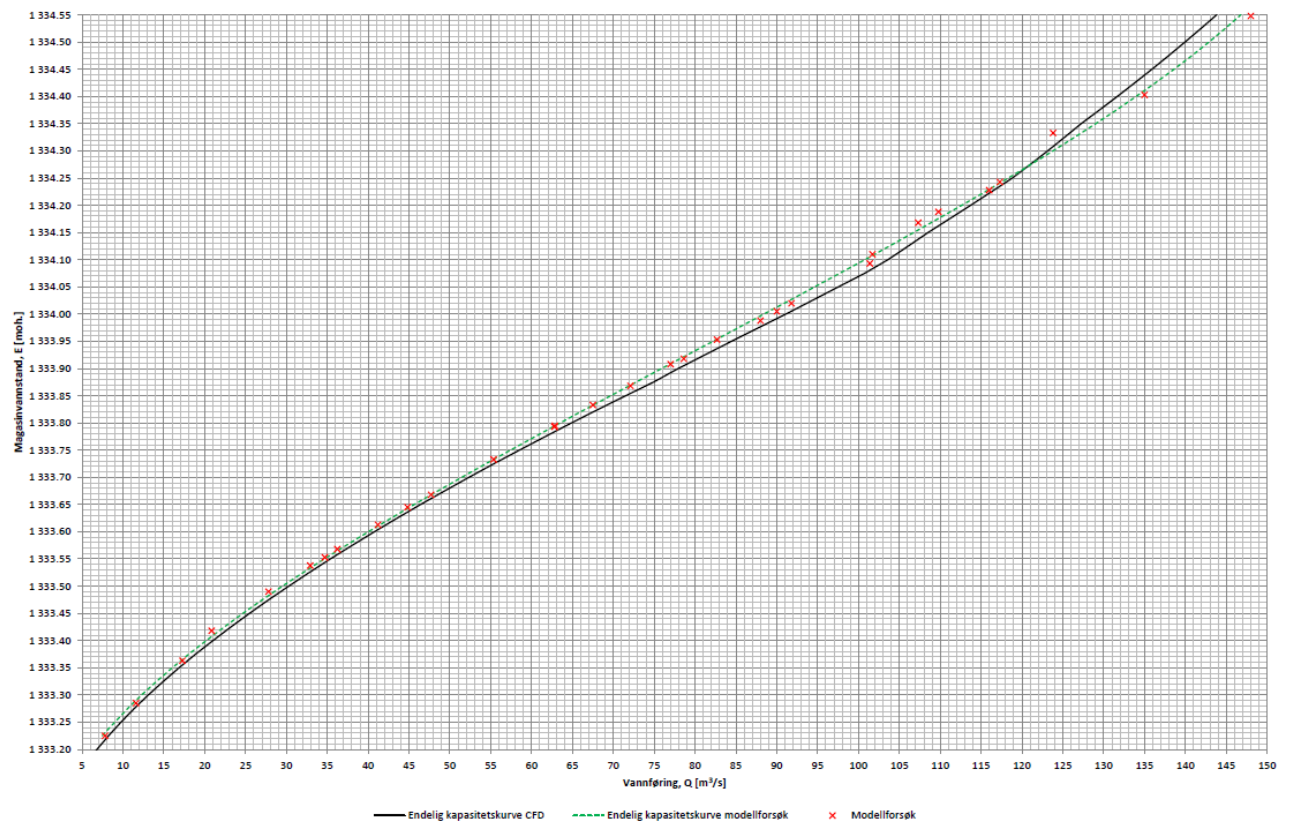
En lengre oppsummering av masterstudiet kan også leses i (Olsen, 2015). Der diskuteres flere mulige årsaker til avvikene. Det pekes på at det kan ha vært avvik i geometrien, luftmedrivning og luftkonsentrasjon, effekter av måten ruheten ble modellert, og numeriske feil på grunn av beregningsnett/grid. Det ble ikke utført sensitivitetstester på beregningsnettet, da dette ikke var praktisk mulig på grunn av lange beregningstider. I tillegg nevnes det at inn- og utstrømning fra modellen ikke var helt lik.

Innerdalen

Dam Innerdalen ble modellert ved fysisk modellforsøk i 2007 (Sæter & Røneid, 2007) og med CFD modell i forbindelse med Vingerhagens masteroppgave (Vingerhagen, 2011). Resultater fra CFD modelleringen er også beskrevet i en konferanseartikkel (Vingerhagen & Olsen, 2012). Flomløpet ble modellert i programvaren Star CCM+.

Den fysiske modellen ble utstyrt med en ventil for å kunne slippe til luft og regulere trykket og dermed motvirke undertrykk i sjakta. Det ble også klistret sandpartikler på innsiden av rørene for å modellere ruheten i den råsprengte tunnelen. Kapasiteten når tunnelsystemet lukker seg, var påvirket av både lufttilførsel og ruheten i tunnelen som vist i Figur 5-4. I CFD modellen ble en tilsvarende situasjon modellert ved å legge til et rør med lufttilførsel i CFD-modellen, og ved å anslå ruhetshøyden i den fysiske modellen ut ifra bilder. I simuleringene er det brukt en ruhetshøyde på 3 mm (Vingerhagen, 2011).

Vedlegg 2: Sammenligning med modellforsøk



Figur 5-6: Sammenlikning av kapasitetskurver fra CFD og modellforsøk for Øljusjøen (Norconsult, 2018).

Det opplyses at modellforsøk er utført parallelt, men uavhengig av CFD-simuleringene. Sammenliknet med fysiske forsøk fant Norconsult at relativavviket for kapasitetskurven funnet med CFD var maksimalt 3,1% for magasin vannstander over 0,5 m (Figur 5-6). CFD-modellen beregnet litt høyere kapasitet der overløpsterskelen var bestemmende alene og litt lavere kapasitet der vannstanden i samlekanalen påvirket kapasiteten. For lavere magasin vannstander øker avviket til opptil 10% for de laveste vannstandene. Modellforsøket er i skala 1:25 og vannstanden over overløpskanten angis å være 9 – 22 mm for området der avviket øker i den fysiske modellen. Dette er så lave vannstander at overflatespenninger vil kunne begynne å påvirke resultatene signifikant, se f.eks. tommelfingerregler i Heller (2011). I tillegg til overflatespenninger nevner Norconsult viskositet, avvik i geometri, referanse høyder eller målinger, eller unøyaktig regresjon ved utarbeidelse av endelige kapasitetskurver som mulige årsaker til avvikene.

Norconsult gjorde også beregninger for Øljusjøen med luftinnblandingsmodell for 104,7 og 133,2 m³/s og beregnet luftinnblandingen var hhv. 44% og 33%. Det bemerkes i rapporten at dette samsvarer godt med tall fra undersøkelser ifm. bekkeinntak (VR, 1988). Luftinnblandingsmodellene i Flow3D er beskrevet i Hirt (2003) og i kapittel 5.4.1.

For Kvevotni ble det også gjort overslagsberegninger basert på håndberegninger og stasjonære beregninger i HEC-RAS. Norconsult fant at overløpsterskelen var bestemmende for vannstanden for vannføringer mindre enn 150 m³/s, og at innløpet til tunnelen blir bestemmende for vannføringer større enn dette. For vannføringer der overløpsterskelen var bestemmende, var det godt samsvar mellom både fysiske modellforsøk, håndregningsformler (overløpsformel med korreksjon for overløpshøyder større enn dimensjonerende) og CFD-simuleringene. På de største vannføringene var det noe avvik i beregnede C-faktorer mellom håndregningsformlene og CFD. Det pekes på at dette

6 Fysiske modellforsøk

6.1 Bruk av fysiske modellforsøk

På grunn av kompleks strømnings situasjon angir NVE fysiske modellforsøk som den foretrukne måten å undersøke kapasiteten til lukka flomløp med samlekanal (NVE, 2005).

Til tross for at numeriske modeller stadig vinner mer terreng, er det fortsatt fysiske modellforsøk som er mest brukt. I følge Lysne (1990) er fysiske modellforsøk hensiktsmessig eller nødvendig i tilfeller der

- det er tvil om tiltak er nødvendig
- en ønsker å optimalisere/minimalisere tiltak
- det er innstrømningsforhold til sjakter og/eller fylt vannveg med uoversiktlige tapskoeffisienter

Bruk av skalamodeller til å modellere flomløp er vel utprøvd og kjent for å gi gode resultater, forutsatt korrekt geometri, korrekt bruk av modellover og tilstrekkelig hensyn til skalaeffekter. En annen vesentlig fordel er at geometri og annen utforming kan kontrolleres av «alle» og med enkle metoder.

6.2 Skalering av forsøk

For at resultatene av forsøkene skal kunne bli overførbare til fullskala flomløp, må den fysiske modellen, og forsøk i den, dimensjoneres slik at den får størst mulig likhet med virkelige flomløp. Full dynamisk likhet er ikke mulig i en skalert modell, og det er derfor nødvendig å finne hvilke krefter som dominerer og hvilke som kan neglisjeres. Ut fra dette velges en modellov som ulike parametere skaleres etter. Strømningen i et flomløp er dominert av tyngdekrafta, og det er derfor Froudes modellov som blir brukt. Froudes tall representerer forholdet mellom tyngdekraft og treghetskrefter.

For å redusere virkningen av skalaeffekter er det nødvendig å være oppmerksom på hva som er grensene for gyldighetsområdet til modellen, og hvilke forhold som ikke skaleres riktig.

Froudes modellov neglisjerer overflatespenningen, men ved lave vannstander kan denne ha en betydelig påvirkning på hvordan vannet oppfører seg. Novak et al. (2010) anbefaler derfor at vannstanden over overløp med standard overløpsprofil aldri bør være mindre enn 20 mm. Khatsuria (2005) anbefaler en minimumsvannstand på 15 mm.

Skalering av luftinnblanding er også vanskelig, fordi verken hastigheten eller overflatespenningen blir riktig skalert. Dette gjør at luftbobler i vannet blir for store i forhold til i fullskala. Disse store boblene beveger seg raskere til overflaten, og resultatet blir at luftkonsentrasjonen i modellen blir lavere enn i fullskala, eller at man ikke får luftinnblanding i modellen det hele tatt. Dette kan resultere i at modellflomløpet får høyere kapasitet enn flomløp i fullskala. Forsøk gjort med frispillstrømning i sjakt beskrevet av Favley (1980) viser imidlertid at dette ikke trenger å være tilfellet. Her er det omtalt modellforsøk i flere modeller av det samme flomløpet med ulik skala, hvor det ble observert samme luftinnblanding som i fullskala. Chanson (2009) har imidlertid kommet til motsatt konklusjon, og advarer mot kraftig underestimerting av luftinnblanding i fysiske skalamodeller sammenlignet med fullskala flomløp. Ved fysiske modellforsøk på det lukkede flomløpet ved dam Innerdalen ble det tilsatt såpe i vannet for å se hvordan overflatespenningene påvirket kapasitetskurven (Sæter & Røneid, 2007). Det ble observert en marginal endring i kapasitet.

En annen forutsetning er turbulent strømning i modellen, altså Reynoldstall på over 3000. Ved modellering av friksjon bør Reynoldstallet være på over $5 \cdot 10^5$ for å unngå skalaeffekter (Novak, et al., 2010). For tilstrekkelig store Reynoldstall vil friksjonsfaktoren f (i Darcy-Weissbachs ligning) ikke lenger være avhengig av Reynoldstallet.

I tillegg til rene skalaeffekter, vil det også være usikkerhet knyttet til unøyaktigheter i geometri og i måling av vannstander og vannføringer. Selv svært små unøyaktigheter i geometrien kan gi betydelige utslag i kapasiteten.

6.3 Skalering av undertrykk

Siden undertrykk i teorien kan bli like stort i modell som i fullskala, vil dette representere en feilkilde. Lukka flomløp som lukkes og åpner seg må derfor ventileres riktig for å få rett kapasitet.

6.4 Fysisk modellering av lukka flomløp

Det er utført en rekke fysiske modellforsøk av lukka flomløp ved vassdragslaboratoriet ved NTNU og ved andre laboratorier i Europa fra 1960-tallet og frem til i dag. Tabellen under lister opp modellforsøkene med lukkede flomløp som er blitt utført ved NTNU de siste ti årene.

Tabell 6-1, Oversikt over fysiske modellforsøk på flomløp med samlekanal og lukket avløp som er blitt gjennomført ved vassdragslaboratoriet de siste årene

Dam	Dameier	År	Rapport
Refsdalsvatnet	Vikfalli, Statkraft	2010-2011	NTNU-rapport
Svartevatnet	Sira-Kvina	2012-2013	(Bjørkmo, 2012), NTNU-rapport 82-7598-086-0
Vasslivatnet	TrønderEnergi	2013-2014	(Roe, 2013), (Natvik, 2014)
Degdammen (flere alternative utf.)	Sira-Kvina	2015	NTNU-rapport 978-82-7598-092-0
Follsjø	Statkraft	2016-2017	(Fiskum, 2016), (Brøste, 2017), NTNU-rapport 978-82-7598-102-6
Strandevatnet (to flomløpstunneler)	Hafslund ECO	2018	(Trongkleiv, 2018)
Storlivatn	Saudefaldene	2017-2019	(Gjerde, 2017), (Hvidsten, 2019)

I tillegg bør følgende to prosjekt spesielt relevante for utforming av sidekanal med overgang til sjakt regnes med:

Tabell 6-2, Fysiske modellforsøk på flomløp med spesielt fokus på samlekanal og overgang fra denne

Dam	Dameier	År	Rapport
Dabbsjö II	Statkraft Sverige	2012	NTNU-rapport
Samlekanal og lukka flomløp	Generelt	2012-2013	(Walløe, 2012), (Hovland, 2013)

7 Case-studier

7.1 Dam Aursjøen

7.1.1 Bakgrunn

Det er gjort case-studier for å illustrere hvordan metode- og modellvalg har betydning for beregnet flomavledningskapasitet. Dette case-studiet ser kun på samlekanalen.

7.1.2 Beskrivelse

Dam Aursjøen har et sideoverløp med avløp i kanal, altså ikke et lukka avløp. Dette flomløpet er valgt som case for å sammenligne håndberegninger av samlekanal med 1D- og 2D-modellering.

Samlekanalen er ca. 140 meter lang med bredde 10-20 meter og har en helning på ca. 0,03 m/m.

Dybden øverst i kanalen er på 3 meter. Avløpet skjer ved en kanal med stor helning, det vil altså være overkritisk strømning nedstrøms samlekanalen.

Det finnes en detaljert laserscann av overløpet, men har valgt å glatte og «idealiser» kanalen for å redusere støy og lettere kunne sammenligne de ulike modelleringsverktøyene. Det er valgt å modellere i HEC-Ras 5.0.7 og kanalen er modellert med en 1D-modell og en 2D-modell. I tillegg er vannlinja beregnet med Hinds ligning. Det er i denne omgang kun modellert én vannføring: 450 m³/s. Denne vannføringen ligger omtrent på kapasitetspunktet til samlekanalen.

7.1.3 1D-modell

Samlekanalen er modellert med tverrprofiler vinkelrett på kanalen, og det er 5 meter avstand mellom tverrprofilene. Innstrømning til samlekanalen er modellert med et sideoverløp, kalt «lateral weir» i programmet. Oppstrøms terskelen er det laget et «storage area».

Oppstrøms grensebetingelse er vannføring inn i magasinet, altså vannføring inn i «storage area». Nedstrøms grensebetingelse er satt til en konstant vannstand. Nedstrøms grense er satt ca. 130 meter nedstrøms samlekanalen, og påvirker ikke strømmingen i samlekanalen. Manningstall er satt til $n=0,04$. Det er gjort modellering med «unsteady flow» som er stabilisert med «mixed flow regime» med standard verdier. Modellen er kjørt med tidskritt på 0,1 sekund.

I forsøk på å få bedre resultater er det i etterkant også kjørt en 1D-modell med tettere tverrprofiler og kortere tidskritt. I denne modellen er det eksperimentert med verdiene for «mixed flow regime», for å få modellen til å inkludere akselerasjonsleddet i gruntvannsligningene i større grad. Det er testet med grenser $Fr=2,5$ og $Fr=4,0$.

7.1.4 2D-modell

Samlekanalen og en del av oppstrøms magasin er modellert med en 2D-modell med cellestørrelse 1x1 meter. Terskelen er lagt inn som en «internal connection», en terskel med $C=2,1$.

Oppstrøms grensebetingelse er vannføring inn i magasinet. Nedstrøms grensebetingelse er satt til en konstant vannstand. Nedstrøms grense påvirker ikke strømming i samlekanalen. Manningstallet er satt til $n=0,04$. Det er ofte anbefalt å velge mindre friksjon (lavere Mannings n) i en 2D-modell enn en 1D-modell, dette er det foreløpig ikke tatt hensyn til her. 2D-modellen er kjørt med både med ligninger for diffusiv bølge og med full dynamisk beregning. Det er kjørt med courant-optimalisert tidskritt, slik at tidskrittet justeres basert på vannhastigheten.

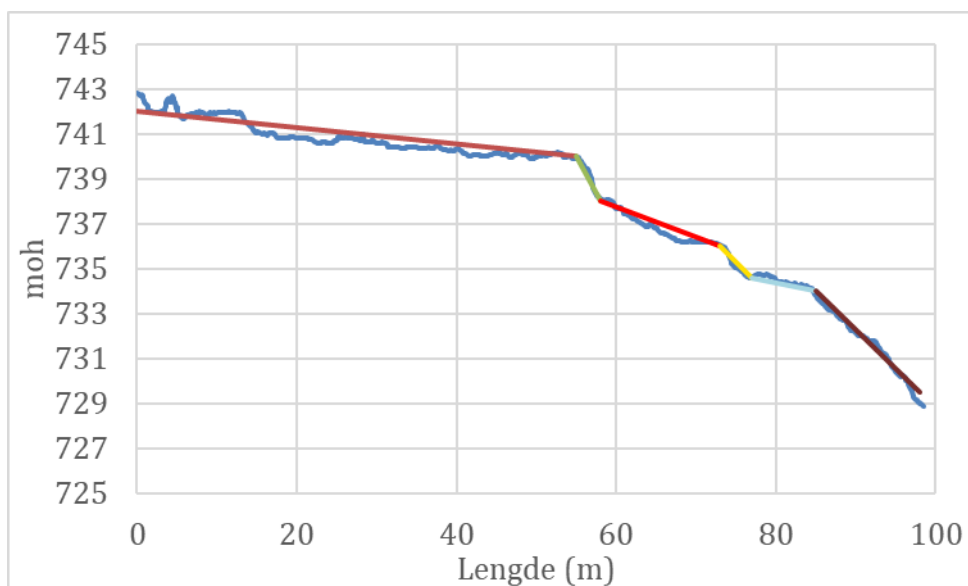


Figur 7-9: 3D-modell fra laserscan som dekker overløp, sidekanal, sjakt tunnel og utløp (Lillberg, 2021)

7.3.2 Samlekanalen

Håndberegninger

Håndberegninger er gjort med Hinds ligning. Fordi det er store variasjoner i kanalens helning, er kanalen delt opp i ulike segmenter, der hvert segment har konstant helning. Det er bare sett på den lange delen av sidekanalen, siden det antas at det er her det først vil oppstå drukning av overløpet.

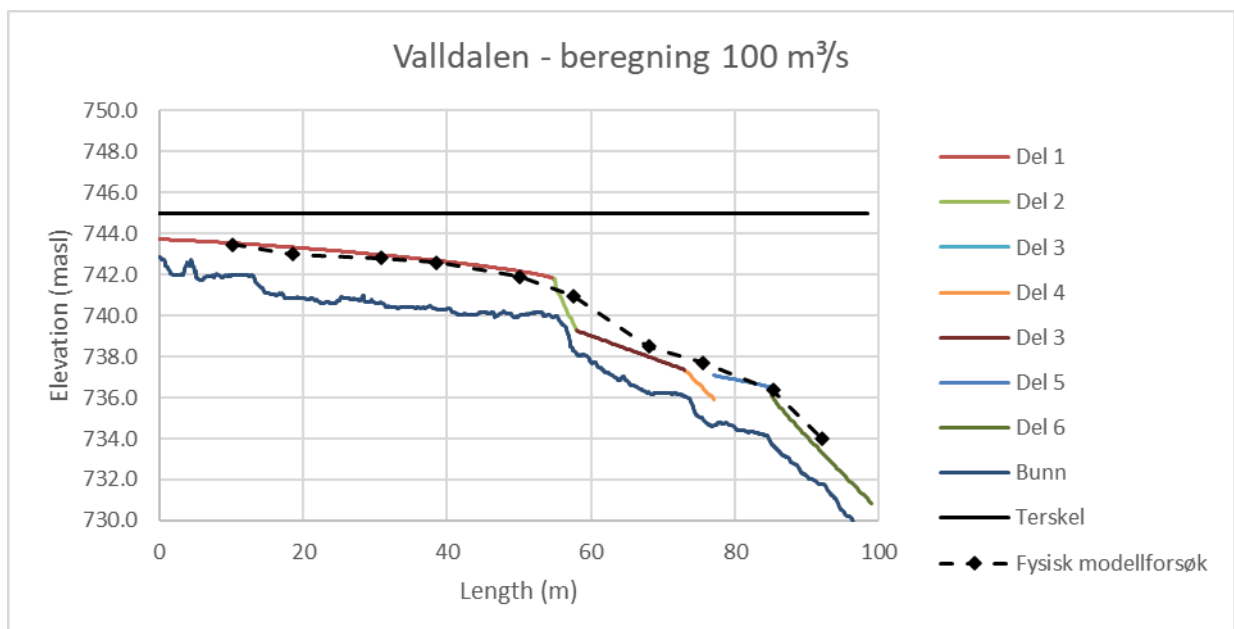


Figur 7-10. Kanalen er delt opp i ulike segmenter

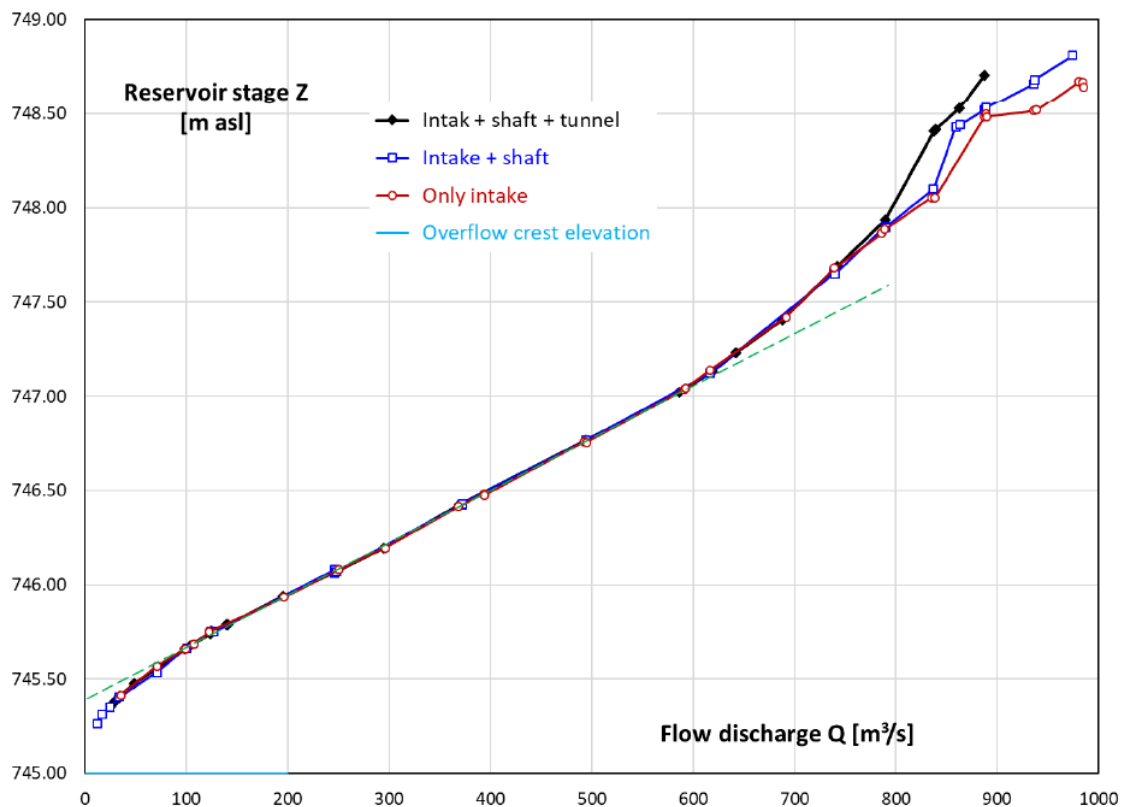
Det er antatt trapesformet tverrsnitt, og brukt et Manningstall $M=25$. For hvert segment er det beregnet strømningsforhold (under-/overkritisk strømming) og punkter med kritisk strømming. Vannlinjer er deretter beregnet med utgangspunkt i kritiske punkter.

Resulterende vannlinjer er vist i Figur 7-11 og Figur 7-12. Det er valgt å ikke så på høyere vannføringer, da terskelen allerede begynner å bli druknet ved vannføringer rundt $300 \text{ m}^3/\text{s}$. Ved begge situasjonene er det kritisk strømming i overgangen fra del 1 til del 2, og det er dermed bare det øverste segmentet som påvirker kapasiteten til kanalen. I denne delen er det godt samsvar i vannlinje mellom håndberegningene og fysisk modell.

Det er også greit samsvar mellom fysisk modell i del 5, mens i de brattere partiene er vannlinjen i fysisk modell høyere enn i håndberegningen. Det kan være mange årsaker til dette, deriblant forenklinger i geometrien i håndberegningen og luftinnblanding i den fysiske modellen.



Figur 7-11. Beregner vannlinje for en vannføring på $100 \text{ m}^3/\text{s}$



Figur 7-15: Resultater fra fysisk modellering på Valldalen, med forskjellige deler av systemet.

Ifølge rapporten fra de fysiske forsøkene inntreffer begynnende påvirkning av undervann på overløpet omtrent ved 200-250 m³/s. pga. oppstuvning fra samlekanalen i øvre del. Ved 400 m³/s rapporteres det at det er vekselvis frispel og trykksatt strømming i tunnelen i de fysiske forsøkene. Ved 600 m³/s er tunnelen fullstendig trykksatt. Fra ca. 600-700 m³/s blir kapasiteten kontrollert av inntaket og fra ca. 780 m³/s kontrolleres kapasiteten av sjakt og tunnel.

Det dannes undertrykk i sjakten når denne er trykksatt. Dette ble undersøkt i den fysiske modellen ved å bore 15 stk. hull med 3mm diameter langs sjakten, og undersøke om det ble sug eller trykk i hvert hull. Disse forsøkene viste at det dannes undertrykk i et trangt parti av sjakta. CFD-simuleringene viste på sin side undertrykk som tilsier at det kan oppstå trykk lavere en kavitasjonstrykk i prototypen. Hvis det er tilfelle, vil de fysiske forsøkene uten lufting gi urealistisk høy kapasitet.

Det ble i tillegg gjort fysiske forsøk hvor sjakten er luftet for å eliminere undertrykk. Dette ble utført ved å koble på et 40 mm rør der undertrykkene oppstår i modellen.

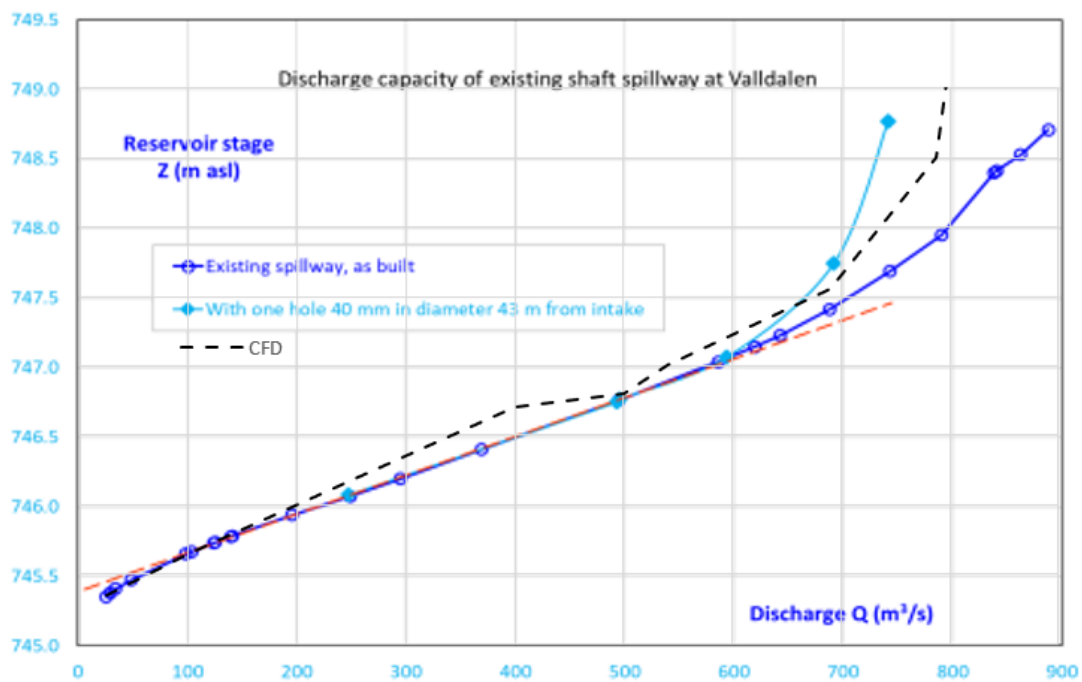
CFD-beregningene ble utført for situasjonen uten lufting og for systemet med grensebetingelse ved utløpet til tunnelen. Det ble hovedsakelig brukt et beregningsnett med ca. 4.500.000 celler, og gjort sensitivitetstester med et beregningsnett med ca. 63.000.000 celler. Cellestørrelsen nær veggen var 5 mm som tilsvarer 15 cm i prototypen. Det ble også utført en domenetest og domenet oppstrøms ble utvidet basert på resultatene fra dette.

Resultatene fra CFD-modellen (utført uavhengig av fysiske forsøk) er vist i Figur 7-16 sammen med fysiske forsøk med og uten lufting. Med unntak av ett punkt ser samsvaret mellom CFD og den fysiske modellen ut til å være relativt godt opp til 680 m³/s. Det er likevel noe avvik. Dette er ikke

kommentert i rapporten, men dersom cellestørrelsen på overløpskanten er 15 cm og øker utover i domenet, kan oppløsningen være for lav til at kapasiteten til overløpet er uavhengig av beregningsnettet.

Begge de fysiske forsøkene og CFD-modellen ser ut til å vise at sjakta og innløpet begynner å kontrollere kapasiteten fra ca. 600 – 700 m³/s. CFD-modellen viser noe lavere kapasitet ved kontroll i innløpet sammenliknet med den fysiske modellen uten lufting, men noe høyere kapasitet sammenliknet med modellen med lufting (Figur 7-16). Som vist i Figur 7-17 stiger vannstanden raskt i CFD modellen etter at systemet lukkes, og dette fører til et stort avvik (over 1,5m forskjell i vannstand) for de største vannføringene, sammenliknet med modellforsøket uten lufting.

Simuleringer ved ca. 800 m³/s viser signifikant luftinnblanding i form av virveldannelse ved inntaket som fører til at luft dras ned i sjakta. I den fysiske modellen rapporteres om tilsvarende virveldannelse som begynner ved ca. 650 m³/s. Luftinnblandingen fra virvelen vil påvirke trykket i sjakta. En sannsynlig årsak til avvik mellom den fysiske modellen og CFD ved lukking av systemet er derfor at luftinnblandingen ikke beregnes likt.



Figur 7-16. Sammenligning mellom kapasitetskurve for CFD med lufting (svart) fra Lillberg (2021) og fysisk modell med (turkis) og uten lufting (blå) fra Yang et al. (2021).

7.4 Mysevatn

7.4.1 CFD beregninger

Multiconsult utførte CFD beregninger for overløp, samlekanal og øvre del av sjakta til Mysevatn i 2021. (Multiconsult, 2021). Formålet med beregningene var å bidra til design av utbedringer i innløpet slik at dette får tilstrekkelig kapasitet iht. damsikkerhetsforskriften. Det er gjort beregninger på situasjonen før utbedring og flere alternative utforminger av innløpet.

Deler av beregningene for mysevatn ble gjort i ANSYS CFX (nåsituasjonen), og deler i ANSYS Fluent (alternative utforminger). Modelloppsettet mellom de to modellene er ganske likt, men det er forskjeller i noen detaljer i det numeriske oppsettet. Begge modellene beregner tofasestrømning (luft og vann) med VOF metoden. En implisitt transient diskretisering brukes i begge tilfeller, med høyere ordens diskretisering for adveksjonsledd. Generelt er beregningene gjort med k- ω SST turbulensmodell, men det er også gjort sensitivitetstester med en RNG k- ϵ modell i Fluent.

Det forutsettes i beregningene at trykket i sjakt og tunnel ikke står høyere opp i sjakta enn nedstrøms grense i modellen. For å kontrollere at dette stemmer (etter utbedring) er det gjort håndberegninger på trykkstrømning for nedre del av systemet.

Beregningene viste godt samsvar med overløpskurver basert på håndregningsformler for overløpet ved fri strømning (Figur 7-18). Sensitivitetstester på beregningsnettene viste avvik på mellom -0,5% og 1,8% når cellestørrelsen i kanalen og ved overløpet ble redusert, og et avvik på 1,2% ved test av en alternativ turbulensmodell.

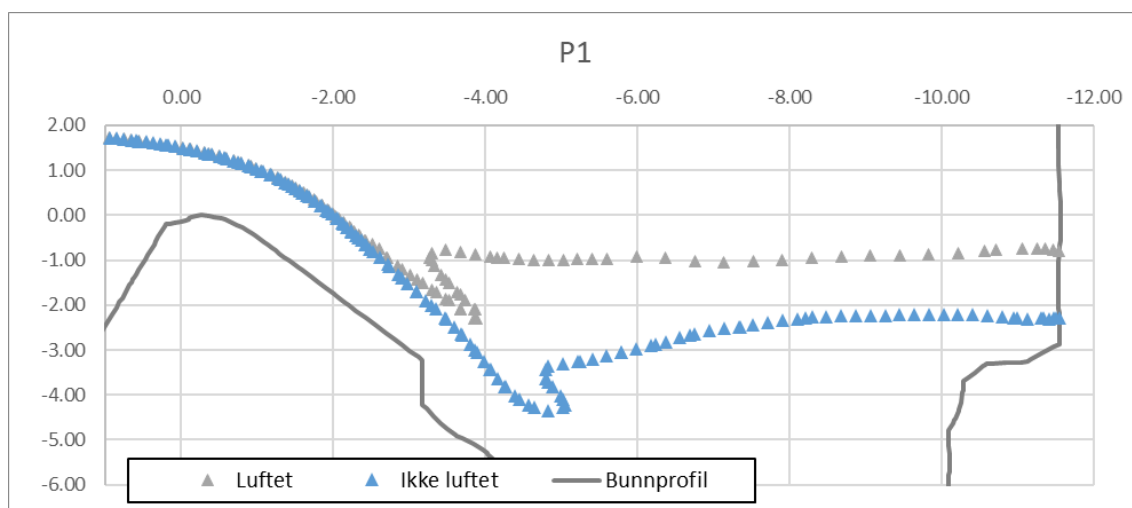
Det ble funnet at modellen er svært sensitiv til undertrykk som dannes i hengen i sjakta når denne går full. Det bemerkes i rapporten at det er stor usikkerhet knyttet til dette undertrykket, og følgende grunner til dette opplyses:

- Grensebetingelsen setter atmosfærisk (0) trykk i sjakta, dette er ikke realistisk. Dette problemet kan løses ved å modellere hele sjakta og tunnelen, eller ned til et snitt der det er kjent hva trykket er (f.eks. atmosfærisk trykk ved frispeilstrømning).
- Ved store undertrykk vil det forekomme kavitasjon i prototypen, dette simuleres ikke i CFD-modellen. Det er mulig å simulere kavitasjon i en CFD-modell, men trykket der kavitasjon inntreffer må defineres, og dette er ikke kjent, bl.a. på grunn av lokale trykkvariasjoner pga. turbulens.
- Tilgang til luft i innløpet vil redusere undertrykket (øke trykket). CFD-modellen beregner ikke denne lufttilgangen nøyaktig, slik at det vil føre til en feil.

Det ble også gjort simuleringer med en grensebetingelse der sjakta er luftet, slik at trykket holdes ved atmosfærisk trykk i sjakta. Og det bemerkes at:

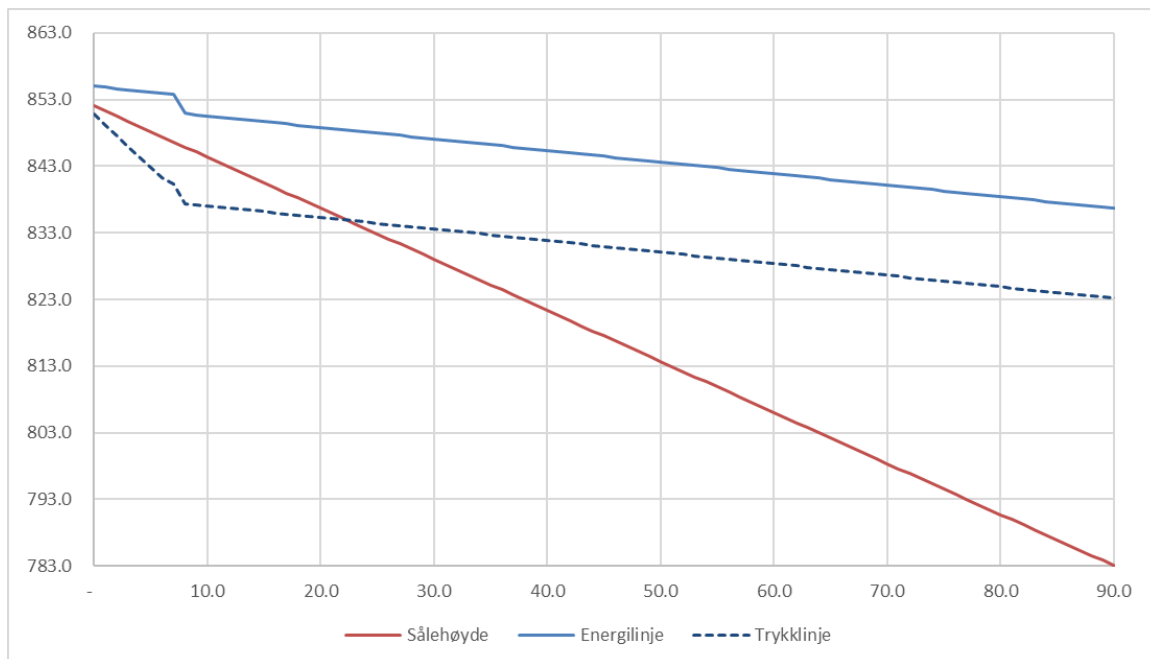
«[...] I denne situasjonen vil det ikke dannes et stort undertrykk. Dette er derfor konservativt med tanke på kapasiteten, og tilsvarer også til dels den situasjonen det ofte regnes på i fysiske modellforsøk, der tunnelen luftes med en ventil.»

En sammenlikning av vannstand i samlekanalen med grensebetingelsen med og uten lufting og atmosfærisk trykk kan ses i Figur 7-20.



Figur 7-20: Sammenlikning av beregnet vannlinje ved luftet og ikke luftet nedstrøms grensebetingelse (Multiconsult, 2021).

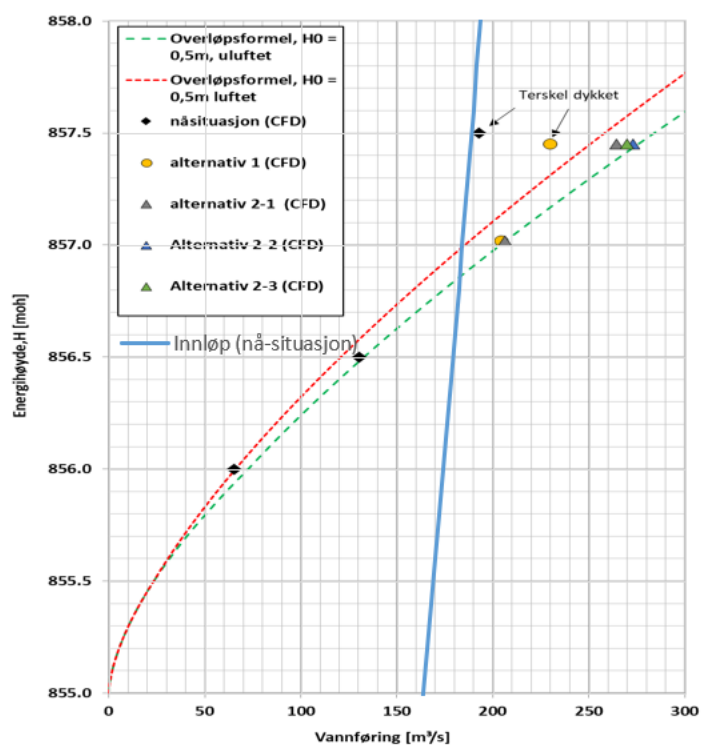
Det ble videre gjort sensitivitetstester på vannstanden og luftinnblanding i samlekanalen. Selv om luftinnblandingsmønsteret endret seg slik at det ble mindre lommer med luft med høyere oppløsning i beregningsnettet, så hadde dette lite betydning med tanke på kapasiteten når det ble brukt en grensebetingelse med lufting og atmosfærisk trykk. En sensitivitetstest med en alternativ turbulensmodell (RNG k- ϵ modellen) gav også lite utslag i denne situasjonen. Det konkluderes med at for de relevante vannføringene, Q_{dim} og Q_{PMF} , er modellen lite sensitiv dersom man bruker en grensebetingelse med lufting, som også vil være konservativ.



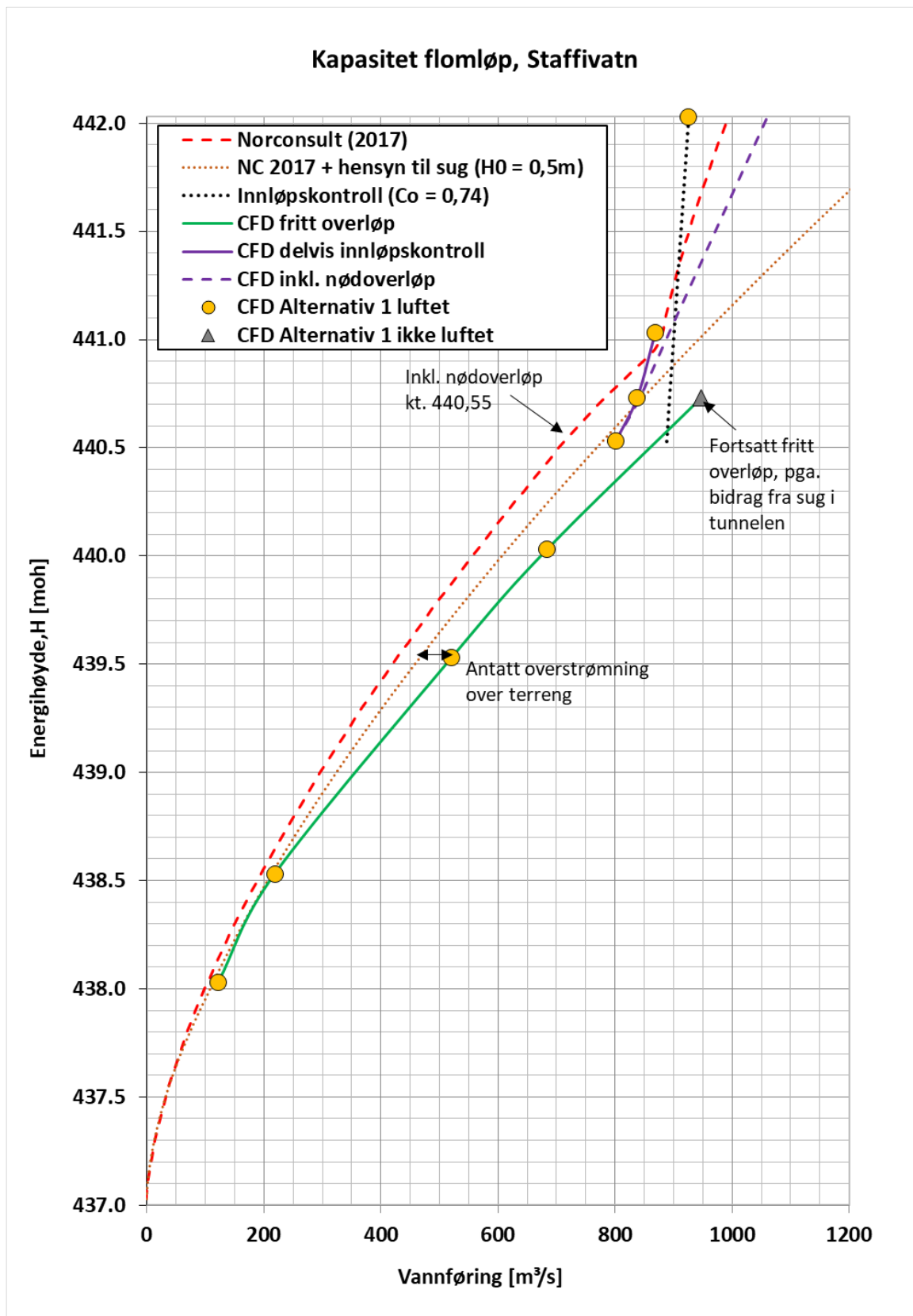
Figur 7-21: Eksempel på beregnet energilinje og trykklinje for en utforming av innløpet til Mysevatn.

7.4.3 Håndberegning av innløp

Innløpet til Mysevatn i eksisterende utforming har et areal på ca. 24,5 m² ved en høyde (midt i tverrsnittet) på 847,5 moh. Det snevrer inn til 10 m² ved kote 842, men det er allikevel dette snittet lengre opp i sjakta som blir dimensjonerende ved håndberegning av innløp. Ved å sette $C=0,55$ og å bruke H opp til magasin vannstanden, får vi en linje som stemmer omtrent overens med beregnet kapasitet. Merk at C her ikke er en ren kontraksjonskoeffisient, men også inkluderer falltap.



Figur 7-22. Overslagsberegning av kapasiteten til innløp ved $C=0,55$



Figur 7-26: Sammenlikning av CFD-beregnete kapasiteter og håndberegnete kapasiteter for overløpsterskelen (Multiconsult, 2021).

8 Referanser

- Almeland, S. K., 2020. An improved air entrainment model for stepped spillways (preprint). *Applied Mathematical Modelling*.
- Ansar, M. & Chen, Z., 2009. Generalized Flow Rating Equations at Prototype Gated Spillways. *Journal of hydraulic engineering*, 135(7).
- ANSYS, 2020. *CFX 2020 R1: CFX Reference guide*. [Internett]
Available at:
https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/corp/v201/en/cfx_ref/cfx_ref.html
[Funnet 05 10 2020].
- Baker, D. & Reedy, K., 2008. Side-Channel Spillway Hydraulics. *World Environmental and Water Resources Congress, May 2008*.
- Berg, A., 1986. *Modellforsøk av tofase luft-vann-strømning i bekkeinntakssjakter*. NHL-rapport STF60 A86011, Trondheim: NHL.
- Birkeland, R., 2008. *Modellstudie av flomløpet på dam Sysenvatn. Ruhet, ras og luftlommers betydning for kapasiten*. Masteroppgave, Trondheim: NTNU.
- Bjerke, P. & Skoglund, M., 1995. *Dambruddsbølgeberegninger, flombølgeberegninger, forhåndsarbeid. Delrapport 3: Følsomhetsanalyse av DAMBRK*, Trondheim: Sintef NHL.
- Bjørkmo, D., 2012. *Svartevassdammen - Modellforsøk for undersøkelse av kapasitet til flomløp*. Trondheim: NTNU.
- Blaisdell, F. W., 1952. *Hydraulics of Closed Conduit Spillways. Part 1. Theory and Its Application*, Minneapolis: University of Minnesota.
- Blaisdell, F. W., 1958. *Hydraulics of Closed Conduit Spillways. Parts II through VII. Results of tests on several forms of the Spillway*, Minneapolis, Minnesota: University of Minnesota.
- Bremen, R. & Hager, W. H., 1989. Experiments in Side-Channel Spillways. *Journal of Hydraulic Engineering*, pp. 617-635.
- Brøste, K. M., 2017. *Testing av luftmedrivning på flomløp Follsjødammen*, Masteroppgave, Trondheim: NTNU.
- Brunner, G., 2016. *HEC-Ras User's Manual*, Davis, CA: US Army Corps of Engineers.
- Bureau of Reclamation, 1938. *Model Studies of Spillways. Final Reports, part VI Hydraulic Investigations, Bulletin 1*, Denver, Colorado: Boulder Canyon Project.
- Castro-Orgaz, O., Giraldez, J. & Ayuso, J., 2008. Transcritical Flow due to Channel Contraction. *Journal of Hydraulic Engineering*, pp. 492-495.
- Castro-Orgaz, O. & Hager, W., 2012. Subcritical Side-Weir Flow at High Lateral Discharge. *Journal of Hydraulic Engineering*, Volum 138, pp. 777-787.
- Chanson, H., 2009. Turbulent air-water flows in hydraulic structures: dynamic similarity and scale effects. *Environmental Fluid Mechanics*, Volum 9, pp. 125-142.
- Chow, V. T., 1959. *Open Channel Hydraulics*. New Jersey: The Blackburn Press.
- Craig, W. & Gay, J., 1957. *Handbook of Hydraulics*, Washington: US Army Corps of Engineers.

- Crookston, B. A. R. & Tullis, B., 2018. Free-Flow discharge estimation method for piano key weir geometries. *Journal of Hydro-environment Research*, Volum 19, pp. 160-167.
- DHI, 2017. *MIKE 11 Reference Manual*, s.l.: DHI.
- Farney, H. S. & Markus, A., 1962. Side channel spillway design. *Journal of the Hydraulics Division*, pp. 131-154.
- Favley, H., 1990. *Cavitation in Chutes and Spillways. Engineering Monograph No. 42*, s.l.: Bureau of Reclamation.
- Favley, H. T., 1980. *Air-Water Flow in Hydraulic Structures. Engineering Monograph No. 41*, s.l.: Bureau of Reclamation.
- Fiskum, G., 2016. *Follsjødammen, flomløpskapasitet ved modellforsøk, Masteroppgave*, Trondheim: NTNU.
- Fox, J. A. & Goodwill, I. M., 1970. Spatially varied flow in open channels. *Proceedings of Institution of civil Engineers*, pp. 311-325.
- Gill, M. A., 1977. Perturbation solution of spatially varied flow in open channels. *Journal of Hydraulic Research*, pp. 337-350.
- Gjerde, B. A. U., 2017. *Dam Storlivatnet flomløp - Modellforsøk for nytt flomløp. Masteroppgave*, Trondheim: NTNU.
- Guercio, R. & Magini, R., 1998. Modelling side channel spillways. *Hydropower and Dams*, pp. 60-63.
- Gumus, V. et al., 2016. Numerical Modeling of Submerged Hydraulic Jump from a Sluice Gate. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 142(1).
- Hager, W. H., 1983. Open channel hydraulics of flows with increasing discharge. *Journal of Hydraulic Research*, pp. 177-193.
- Hager, W. H., 1985. Trapezoidal side-channel spillways. *Canadian journal of civil engineering*, pp. 774-781.
- Hager, W. H., Edder, O. & Rappaz, J., 1988. Streamline curvature effect in side-channel spillway flow. *Acta Mechanica*, pp. 95-110.
- Hansen, D. H. & Halsnes, P. V., 1988. *Flomsjakter og tappetunneler, driftserfaring. Masteroppgave*, Trondheim.: NTNU.
- Hargreaves, D. M., Morvan, H. P. & Wright, N. G., 2007. Validation of the Volume of Fluid Method for Free Surface Calculation: The Broad-Crested Weir. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 1(2), pp. 136-146.
- Haun, S., Olsen, N. R. B. & Feurich, R., 2011. Numerical Modeling of Flow over Trapezoidal Broad-crested weir. *Engineering Applications of Computational Fluid Dynamics*, 5(3).
- Heller, V., 2011. Scale effects in physical hydraulic engineering models. *Journal of Hydraulic Research*, 49(3), pp. 293-306.
- Hinds, J., 1926. Side-channel spillways. *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, pp. 881-939.
- Hirt, C., 2003. *Modeling Turbulent Entrainment of Air at Free Surface. (Fsi-03.TN61)*, s.l.: Flow Science, Inc.
- Hirt, C. & Nichols, B., 1981. Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries. *Journal of Computational Physics*, Issue 39, pp. 201-225.
- Hovland, O. H., 2013. *Lukka flaumløp med sidekanal: Utforming av innløp til sjakt/skråttunnel*, Trondheim: NTNU.
- Hvidsten, V. C. H., 2019. *Labyrintoverløp og lukke flomløp - modellforsøk for dam Storlivatn, Masteroppgave*, Trondheim: NTNU.



NVE

Norges vassdrags- og energidirektorat

MIDDELTHUNS GATE 29
POSTBOKS 5091 MAJORSTUEN
0301 OSLO
TELEFON: (+47) 22 95 95 95

www.nve.no