

Nr. 3/2022

Hydraulisk modellering av flomløp med sideoverløp, kanal og lukka avløp

Sluttrapport for FoU-prosjektet 80412
Multiconsult og NTNU



NVE Ekstern rapport nr. 3/2022

Hydraulisk modellering av flomløp med sideoverløp, kanal og lukka avløp

Utgitt av:	Norges vassdrags- og energidirektorat
Forfatter:	Øyvind Pedersen og Kristine Lilleeng Walløe (Multiconsult) og Leif Lia og Nils Rüter (NTNU)
Bidragstere:	Olav Anders Jørstad (Norconsult), Hilde Marie Kjellesvig (Sweco), Leif Basberg (Statkraft), Hörn Hrafnisdóttir (Verkís), Tejal Gholkar (Asplan Viak), Morten Skoglund, Steinar Lund, Håkon Haugsrud, Per Ludvig Bjerke og Samuel Vingerhagen (NVE)
Forsidefoto:	Oddvar M. Indrebø/NVE
ISBN:	978-82-410-2184-8
ISSN:	2535-8235
Saksnummer:	201913591
Sammendrag:	Rapporten sammenstiller tilgjengelig kunnskap om forskjellige beregningsmetoder og modeller som kan benyttes for å finne kapasiteten til lukka flomløp med sideoverløp og samlekanal. Dette innbefatter metoder som handberegninger, numeriske modeller og fysiske modellforsøk. Det er utarbeida tabeller der forskjellige metoder er vurdert for ulike komponenter i et flomløp og ved varierende betingelser. Tabellene forutsetter korrekt bruk av de presenterte metodene.
Emneord:	Flomløp, dam, hydraulikk, sideoverløp, kanal, avløp, modellforsøk, CFD, Hec-Ras

Norges vassdrags- og energidirektorat
Middelthuns gate 29
Postboks 5091 Majorstuen
0301 Oslo

Telefon: 22 95 95 95
E-post: nve@nve.no
Internett: www.nve.no

mars, 2022

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 som har resultert i denne metoderapporten og en forberedende litteratur- og casestudierapport. 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.

Anbefalingene i denne rapporten vil inngå som del av bakgrunns litteraturen når NVE senere skal utgi en ny veileder for flomløp.

Oslo, mars 2022

Lars Grøttå
Seksjonssjef
Tilsyns- og beredskapsavdelinga

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

METODERAPPORT

Beregningsmetoder for flomløp med sideoverløp, kanal og lukka avløp

OPPDRAGSGIVER

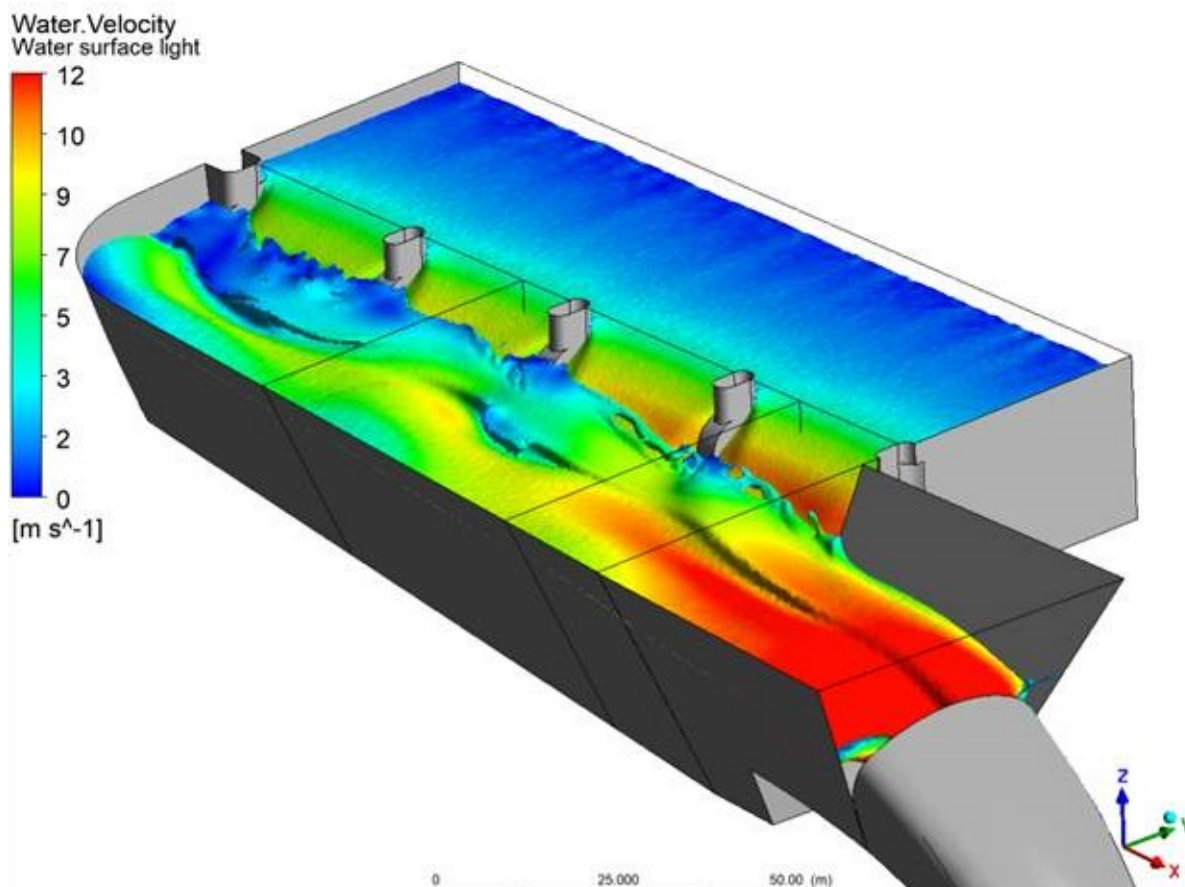
NVE

EMNE

Beregningsmetoder for lukka flomløp

DATO / REVISJON: 7. februar 2022 / 03

DOKUMENTKODE: 10217192-01-RIVASS-RAP-02



Denne rapporten er utarbeidet av Multiconsult i egen regi eller på oppdrag fra kunde. Kundens rettigheter til rapporten er regulert i oppdragsavtalen. Hvis kunden i samsvar med oppdragsavtalen gir tredjepart tilgang til rapporten, har ikke tredjepart andre eller større rettigheter enn det han kan utlede fra kunden. Multiconsult har intet ansvar dersom rapporten eller deler av denne brukes til andre formål, på annen måte eller av andre enn det Multiconsult skriftlig har avtalt eller samtykket til. Deler av rapportens innhold er i tillegg beskyttet av opphavsrett. Kopiering, distribusjon, endring, bearbeidelse eller annen bruk av rapporten kan ikke skje uten avtale med Multiconsult eller eventuell annen opphavsrettshaver.

RAPPORT

OPPDRAAG	Hydraulisk modellering av flomløp -sideoverløp, kanal og lukka avløp	DOKUMENTKODE	10217192-RiVass-RAP-02
EMNE	Beregningsmetoder for lukka flomløp	TILGJENGELIGHET	Åpen
OPPDRAAGSGIVER	NVE	OPPDRAAGSLEDER	Øyvind Pedersen
KONTAKTPERSON	Håkon Haugsrud	UTARBEIDET AV	Øyvind Pedersen, Kristine Lilleeng Walløe, Leif Lia, Nils Rüter
ANSVARLIG ENHET	10105070 Hydrologi Oslo		

SAMMENDRAG

FoU-prosjektet «Hydraulisk modellering av flomløp - sideoverløp, kanal og lukket avløp» har som mål å forbedre og sammenstille kunnskapen om de forskjellige beregningsmetodene og modellene som kan benyttes for å finne kapasiteten til lukka flomløp med samlekanal.

Denne rapporten tar for seg ulike beregningsmetoder som kan benyttes for de ulike komponentene i lukka flomløp med samlekanal, det vil si overløp, samlekanal, innløp til sjakt og sjakt/tunnel. Beregningsmetoder som er vurdert er håndberegninger, numeriske modeller i 1D, 2D og 3D/CFD og fysiske modellforsøk med skalamodeller. Det er gjort evaluering av samtlige metoder ut fra hvor egnet metodene er til å beregne kapasiteten ved bestemte forhold. Det er også gjort vurderinger av usikkerheten til de ulike metodene.

Flere beregningsmetoder er egnet for lukka flomløp med samlekanal. Valg av beregningsmetoder kommer an på utformingen av flomløpet, marginer og usikkerheter i forhold til flomstørrelser og damsikkerhet, metodens egnethet for spesifikke forhold og hvilke beregningsmetoder den utførende har best kjennskap til. For komplekse flomløp vil beregninger med fysisk skalamodell eller numerisk CFD-modell gi best resultater. I alle tilfeller anbefaler vi å gjøre kontrollberegninger med håndberegningsformler. En oppsummering og diskusjon av hovedresultater fra prosjektet og anbefalinger kan leses i kapittel 10 i rapporten.

03	7.2.2022	Endelig versjon	Øyvind Pedersen, Kristine L. Walløe	Leif Lia, Nils Rüter, Kristine L. Walløe	Øyvind Pedersen
02	31.10.2021	Utkast til workshop 15. november	Øyvind Pedersen, Kristine L. Walløe	Leif Lia, Nils Rüter	
01	18.05.2021	Utkast til workshop 27.mai	Øyvind Pedersen, Kristine L. Walløe	Leif Lia, Nils Rüter	
00	19.02.2021	Disposisjon	Øyvind Pedersen, Kristine L. Walløe	Nils Rüter, Leif Lia	
REV.	DATO	BESKRIVELSE	UTARBEIDET AV	KONTROLLERT AV	GODKJENT AV

INNHOLDSFORTEGNELSE

Symbolliste	7
Forkortelsesliste	9
1 Innledning	10
1.1 Lukka flomløp med sideoverløp og samlekanal	11
1.2 Rapportens oppbygging	11
1.2.1 Disposisjon	11
1.2.2 Evaluering av metodene	11
2 Regelverk og praksis	13
2.1 Krav i Damsikkerhetsforskriften	13
2.2 Retningslinjer for flomløp	13
2.3 Praksis i Norge	13
3 Teoretisk grunnlag	16
3.1 Grunnleggende prinsipper	16
3.1.1 Energiligningen	16
3.1.2 Kontinuitetsligningen	17
3.1.3 Impulssatsen	17
3.2 Numerisk modellering	17
3.2.1 1D Saint Venants ligninger	17
3.2.2 2D St. Venants ligninger (gruntvannsligningene)	18
3.2.3 Turbulensmodellering og CFD	19
3.3 Fysiske modellforsøk med Froudeskalerte modeller	22
3.4 Luftinnblanding	22
3.5 Kavitasjon	23
4 Komponenter i lukka flomløp	24
4.1 Overløp	25
4.1.1 Utforming	25
4.1.2 Strømningsforhold	26
4.2 Samlekanal	28
4.2.1 Utforming	28
4.2.2 Strømningsforhold	29
4.3 Innløp til sjakt	32
4.3.1 Utforming	32
4.3.2 Strømningsforhold	35
4.4 Sjakt og tunnel	36
4.4.1 Utforming	36
4.4.2 Strømningsforhold	37
5 Håndregningsformler	39
5.1 Overløp	39
5.1.1 Generelt	39
5.1.2 Ideelle overløp	39
5.1.3 Bredkrona og skarpkanta overløp	43
5.1.4 Labyrintoverløp	44
5.1.5 Evaluering	45
5.2 Samlekanal	46
5.2.1 Impulsligningene for sidekanal (Hinds ligning)	46
5.2.2 Evaluering	48
5.3 Innløp til sjakt	51
5.3.1 Innløp med frispeilstrømning	51
5.3.2 Dykket innløp	52
5.3.3 Kulvertberegninger	55
5.3.4 Evaluering	56
5.4 Sjakt og tunnel	57
5.4.1 Beregningsmetoder	57
5.4.2 Normalstrømning	58
5.4.3 Energiligninga ved trykkstrømning	58
5.4.4 Evaluering	58

6	1-dimensjonale (1D) hydrauliske modeller	59
6.1	Overløp	59
6.1.1	Overløp innlagt som struktur i 1-dimensjonale modeller	59
6.1.2	Overløp innlagt direkte som profiler i 1-dimensjonale modeller	61
6.1.3	Evaluering	61
6.2	Samlekanal.....	63
6.2.1	Evaluering	63
6.3	Innløp til sjakt	64
6.3.1	Evaluering	64
6.4	Sjakt og tunnel	65
6.4.1	Evaluering	65
7	2-dimensjonale (2D) hydrauliske modeller	66
7.1	Overløp	66
7.1.1	Modellert i terrenget	66
7.1.2	Modellert som struktur	67
7.1.3	Evaluering	67
7.2	Samlekanal.....	68
7.2.1	Evaluering	69
7.3	Innløp til sjakt	69
7.3.1	Evaluering	69
7.4	Sjakt og tunnel	70
7.4.1	Evaluering	70
8	CFD modeller	71
8.1	Generelt om CFD modellering av flomløp.....	71
8.1.1	Oppsett av CFD modeller	71
8.1.2	Teoretiske forutsetninger	74
8.1.3	Feilkilder	74
8.2	Overløp	76
8.2.1	3D modeller	76
8.2.2	2D Vertikalsnittmodeller.....	78
8.2.3	Evaluering	79
8.3	Samlekanal.....	83
8.3.1	Evaluering	84
8.4	Innløp til sjakt	85
8.4.1	Evaluering	87
8.5	Sjakt og tunnel	88
8.5.1	Evaluering	90
9	Fysiske modellforsøk	91
9.1	Generelt om fysisk modellering av lukka flomløp.....	91
9.1.1	Geometri.....	91
9.1.2	Måling og avlesing i laboratoriet.....	91
9.1.3	Ruhet i modell.....	92
9.1.4	Styrker og svakheter ved fysiske modellforsøk.....	92
9.2	Overløp	93
9.2.1	Evaluering	93
9.3	Samlekanal.....	94
9.3.1	Evaluering	94
9.4	Innløp til sjakt	95
9.4.1	Evaluering	95
9.5	Sjakt og tunnel	96
9.5.1	Evaluering	96
10	Diskusjon og anbefalinger	98
10.1	CFD og fysiske modellforsøk for kompliserte lukka flomløp	98
10.2	Anbefalinger for beregninger på spesifikke komponenter	100
10.2.1	Overløp	100
10.2.2	Samlekanal.....	100
10.2.3	Innløp til sjakt	101
10.2.4	Sjakt og tunnel	102
10.3	Vurdering av usikkerhet og marginer	102
10.4	Uavhengige beregninger og 3. partskontroller	103
10.5	Kommentarer til krav i damsikkerhetsforskriften og retningslinjer for flomløp	104

11 Referanser	105
Vedlegg 1 - Evalueringsskjemaer	109

Symbolliste

Kun symboler som ikke forklares i forbindelse med introduksjon i teksten, og som går igjen flere steder listes her.

α	Korreksjonskoeffisient i energiligningen
α_w	Volumfraksjonen til vann [-]
β	Korreksjonskoeffisient i impulssetningen
ρ	Massetetthet [kg/m^3]
τ_b	Bunnskjærspenning [Pa]
A	Tverrsnittsareal normalt på strømrretningen [m^2]
b	Bunnsbredde i kanal [m]
C	Vannføringskoeffisient [$\text{m}^{1/2}/\text{s}$]
C_d	Dimensjonsløs vannføringskoeffisient [-]
D	Hydraulisk dybde [m]
d	Kanaldybde [m]
F	Froudetall [-]
g	Gravitasjonsakselerasjon [m/s^2]
H	Energihøyde [m]
H_a	Opptredende energihøyde [m]
H_o	Dimensjonerende energihøyde [m]
H_w	Energihøyde ved innløp til sjakt/tunnel [m]
I	Impuls [$\text{kg m}/\text{s}^2$]
K	Korreksjonsfaktor for trykkfordeling [-]
L	Lengde [m]
M	Manning-Stricklers ruhekskoeffisient (Manningstall) [$\text{m}^{1/3}/\text{s}$]
q	Enhetsvannføring [$\text{m}^3/\text{s m}$]
p	Trykk [Pa]
Q	Vannføring [m^3/s]
R	Hydraulisk radius [m]
Re	Reynolds tall [-]
S_0	Helning på kanalbunnen [m/m]
S_f	Helning på friksjonslinje [m/m]
t	Tid [s]
T	Bredde av vannoverflate [m]

U	Gjennomsnittshastighet [m/s], (nøyaktig definisjon avhenger av tema)
u	Hastighet [m/s]
ú	Fluktuerende hastighetskomponent [m/s]
V	Volum (luftvolum) [m ³ /s]
x	Romlig koordinat (vanligvis lengderetning) [m]
y	Vanddybde [m]
z	Stedshøyde
z _s	Vannoverflatens høyde [m]

Forkortelsesliste

CFD	Computational Fluid Dynamics
DES	Detached Eddy Simulation
FoU	Forskning og utvikling
HEC-RAS	Hydrologic Engineering Center River Analysis System
LES	Large Eddy Simulation
NTNU	Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
NVE	Norges vassdrags- og energidirektorat
PMF	Påregnelig maksimal flom
RANS	Reynolds Averaged Navier Stokes
RSM	Reynolds Stress Models
USBR	United States Bureau of Reclamation
VOF	Volume of Fluid
VR	Vassdragsregulantens forening
WES	U.S Army Engineers Waterways Experiment Station

1 Innledning

FoU-prosjekt 80412 «Hydraulisk modellering av flomløp - sideoverløp, kanal og lukka avløp» er utført av Multiconsult og NTNU på oppdrag fra NVE.

Prosjektets mål er å forbedre og sammenstille kunnskapen om de forskjellige beregningsmetodene og -modellene som kan benyttes for å finne kapasiteten til lukka flomløp med sideoverløp og samlekanal. Kunnskapen skal brukes til å beskrive hvilke metoder eller modeller som anbefales for denne type flomløp, og det er et mål at resultatet av FoU-prosjektet skal kunne benyttes ved revidering av dagens retningslinjer for flomløp.

Prosjektet består av litteraturstudier, case-studier samt utarbeiding av faglige anbefalinger for beregningsmetodikk for denne typen flomløp. Det har blitt arbeidet med en referansegruppe bestående av representanter fra fagmiljøet innen hydraulikk i Norge.

1.1 Lukka flomløp med sideoverløp og samlekanal

Alle dammer må ha flomløp for å sikre at flomvann kan passere anlegget uten skade på selve anlegget og omkringliggende eiendom og miljø. I Norge dimensjoneres flomløp i henhold til krav i damsikkerheten og NVEs Retningslinjer for flomløp, men ved en del flomløp er det forhold som ikke dekkes av beregningsmetodene i retningslinjene. Dette gjelder spesielt strømningsforholdene i flomløp med sideoverløp, samlekanal og lukka avløp, som vi ofte finner i tilknytting til fyllingsdammer i trange daler. NVE jobber nå med en omarbeiding av retningslinjene for flomløp, og har i den forbindelse satt i gang et forskningsprosjekt for å undersøke hvilke beregningsmetoder og -modeller som egner seg best til dimensjonering av flomløp med sideoverløp, samlekanal og lukka avløp.

Beregninger på sideoverløp, samlekanal og lukka flomløp kan gjøres med håndregningsformler, numeriske modeller eller fysiske modeller. Tradisjonelt sett har fysiske modellstudier vært den foretrukne måten å dokumentere avløpskapasitet til lukka flomløp. Slike studier er imidlertid kostbare og tidkrevende, og med utviklingen som har være i numeriske modeller de siste årene, kan disse fremstå som attraktive alternativer. Både 1- og 2- dimensjonale modeller som løser Saint-Venants ligninger, eller energilikningen (1D og 2D hydrauliske modeller), og 2- eller 3-dimensjonale (3D) modeller som løser Navier-Stokes ligninger i kombinasjon med turbulensmodeller (CFD modeller) har vært brukt for å beregne deler av strømningsforholdene ved sideoverløp og lukka flomløp. Både håndberegninger, fysiske- og numeriske modeller har imidlertid begrensninger og det er derfor svært viktig å kartlegge hva forskjellige metoder er egnet til.

1.2 Rapportens oppbygging

1.2.1 Disposisjon

Rapporten er bygd opp med følgende kapitler: *Kapittel 1* gir en kort introduksjon til lukka flomløp, disposisjon og en beskrivelse av konseptet for evaluering av metoder som brukes i rapporten. *Kapittel 2* går gjennom regelverk og praksis og definerer terminologi for relevante metoder. *Kapittel 3* inneholder en kort gjennomgang av relevant teori, som brukes videre i andre deler av rapporten. I *kapittel 4* beskrives komponenter i lukka flomløp. Det foretas her en inndeling i komponenter som helt eller delvis kan bestemme kapasiteten i lukka flomløp, som har forskjellige strømningsforhold og stiller forskjellige krav til beregningsmetodikk. Komponentene er overløp, samlekanal, innløp til sjakt og sjakt og tunnel. Inndelingen brukes videre gjennomgående i rapporten. Utforminger av hver komponent som er typisk og relevant for Norske flomløp beskrives med eksempler. Strømningsforhold av betydning beskrives også for hver komponent. *Kapittel 5 – 9* inneholder beskrivelser og evaluering av relevante metoder for beregning av kapasiteten til lukka flomløp, med inndeling i komponentene fra kapittel 4. Hvordan metodene er evaluert er nærmere beskrevet i avsnitt 1.2.2. Evaluering av beregningsmetoder. *Kapittel 10* inneholder oppsummerende diskusjon og anbefalinger basert på evalueringen og erfaringer som er gjort i dette FoU-prosjektet.

1.2.2 Evaluering av metodene

Beregningsmetodene evalueres ved hjelp av et evalueringsskjema, der hver metode evalueres med tanke på beregning av forskjellige kategorier som angir forskjellige strømningssituasjoner som kan være relevante for beregningen. Følgende kriterier vurderes: Egnethet i forhold til andre metoder og forventet nøyaktighet. Kriteriene evalueres med gradering fra uegnet til godt egnet i forhold til andre metoder og usikker til god nøyaktighet. Kriteriene og gradene er nærmere beskrevet under.

Dette er vår vurdering ut fra det erfaringsgrunnlaget som har vært samlet gjennom arbeidet med rapporten, og kom frem gjennom flere runder med utfylling av tabellene og diskusjoner både mellom

forfatterne og referansegruppen. Mange av vurderingene vil være skjønnsmessige. Det vil også være mange punkter hvor evalueringskarakterene kan diskuteres, og det kan også finnes punkter der evalueringen er basert på feilaktig grunnlag. Grunnlaget som brukes her vil foreldes med tiden, ettersom det drives aktiv forskning på relevante temaer, f.eks. friksjonsmotstand i tunneler, og luftinnblanding. Det er derfor ment som en indikasjon på situasjonen i dag, og er ikke noen fullstendig objektiv vurdering. Det er alltid fare for at et slikt grunnlag brukes ukritisk, og dette vil vi advare mot. Evalueringstabellene kan brukes som en hjelp i valg av metode, men må ikke brukes ukritisk, og ny informasjon må tas hensyn til.

Tabell 1-1: Evalueringsskjema med eksempler på gradering.

Kategori	Metode	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Kategori 1	Godt egnet	God
Kategori 2	Egnet	Middels
Kategori 3	Kan brukes	Usikker
Kategori 4	Uegnet	-

Egnethet i forhold til andre metoder

Metodene deles inn i tre kategorier for egnethet i forhold til andre metoder, og en kategori for uegnet. De tre kategoriene er «Godt egnet», «Egnet» og «Kan brukes». Kategoriene baseres på en samlet vurdering. Både robusthet og feilkilder (inkludert fare for brukerfeil) og forventet nøyaktighet i metoden tas med i betraktningen. Forventet nøyaktighet gis størst vekt. Kostnad/tidsbruk tas ikke med i denne evalueringen.

Godt egnet vil si at metoden er den eller en av de vurderte metodene som vurderes å være best egnet til å regne på den gitte kategorien.

Egnet vil si at metoden ikke er den beste tilgjengelige metoden, men likevel kan gi gode resultater.

Kan brukes vil si at metoden ikke er uegnet, men likevel er vesentlig dårligere egnet enn andre tilgjengelige metoder.

Uegnet vil si at metoden vurderes å være uegnet, vanligvis på grunn av begrensninger i metodens gyldighet, f.eks. forenklinger gjort i utledningen eller fysikk som ikke er tatt hensyn til.

Forventet nøyaktighet

Forventet nøyaktighet er vår beste gjetning på nøyaktighetsnivå basert på tilgjengelig grunnlag, forutsatt at beregningen utføres etter beste praksis, og at det ikke gjøres noen feil. Grunnlaget som er brukt er angitt i litteraturstudiet (Walløe, et al., 2021) og ellers kilder som angitt i denne rapporten.

Det er tre kategorier for forventet nøyaktighet, «God», «Middels» og «Usikker».

God nøyaktighet innebærer at det finnes godt grunnlag og tilsvarer at kapasiteten (vannføring) i grunnlaget er vist å ha en kapasitet som ligger nær det som er observert, typisk noen få prosent avvik.

Middels nøyaktighet kan innebære at det finnes noe dårligere grunnlag, eller grunnlag som viser noe dårligere nøyaktighet enn kategorien god nøyaktighet.

Usikker innebærer at det finnes lite grunnlag, eller at gjennomsnittlige avvik i kapasiteten antas å være stort.

2 Regelverk og praksis

2.1 Krav i Damsikkerhetsforskriften

Et flomløp skal avlede dimensjonerende avløpsflom ved dimensjonerende flomvannstand.

For lukka flomløp gjelder i tillegg egne bestemmelser, spesifisert i Damsikkerhetsforskriftens §5-8, åttende ledd:

Dersom flomavledning skjer gjennom sjakt eller tunnel (lukket avløp), skal disse utformes slik at det blir friskeilstrømning i øvre del av systemet ved avledning av dimensjonerende avløpsflom. Overgangen fra overløpsterskel til sjakt eller tunnel skal gis en god hydraulisk utforming, slik at denne delen av flomløpet ikke blir begrensende for kapasiteten. Ved avledning av påregnelig maksimal avløpsflom tillates rørstrømning ved at hele tverrsnittet går vannfylt, forutsatt at overløpet er bestemmende for vannstanden i magasinet.

Det er altså overløpsterskelen som skal bestemme kapasiteten til flomløpet til enhver tid. Øvre del av sjakt eller tunnel skal i tillegg ha friskeilstrømning ved dimensjonerende flom, så innløp til sjakt eller tunnel må dimensjoneres slik at systemet ikke lukkes.

2.2 Retningslinjer for flomløp

Gjeldende Retningslinjer for flomløp er fra 2005 (NVE, 2005) og er under revidering. Retningslinjene nevner ikke samlekanal eller metoder for å beregne kapasitet i samlekanal.

Lukket avløp omtales som følger:

Dersom et overløp går over i en lukket vannvei, som sjakt eller tunnel, eller en kombinasjon av begge, skal det tas spesielle hensyn ved dimensjonering og utforming. Ved nyanlegg skal en tunnelløsning med jevn helning foretrekkes framfor sjakt. Konsekvensene ved økning utover en forutsatt vannføring eller ved reduksjon av kapasiteten er vesentlig forskjellig ved et lukket avløp i forhold til et åpent avløp.

Det står videre at kapasitetsberegningene alltid vil være noe usikre, blant annet som følge luftinnblanding, og at NVE normalt ikke vil godkjenne at mer enn 70% av tverrsnittet går vannfylt ved avledning av dimensjonerende flom.

Retningslinjen anbefaler å benytte Mannings formel for å regne på friskeilstrømning gjennom tunnelsystemet og energiligningen for å beregne kapasitet ved trykkstrømning. Modellforsøk kan kreves gjennomført ved kompliserte og uoversiktlige systemer, og ved uryddige innstrømningsforhold til det lukkede systemet.

2.3 Praksis i Norge

Vi har gått gjennom en rekke tekniske planer for utbedring av flomavledningskapasitet frem til ca. 2017, og også bedt om innspill om hvilke metoder og modeller som benyttes i dag. Beregningene er

utført av Norconsult, Sweco og Multiconsult. I de fleste tilfeller blir flomavledningskapasiteten bestemt ved håndberegninger. Normal praksis i Norge ser ut til å være:

- Beregninger på overløpets kapasitet
- Kontroll av trykkstrømning gjennom systemet
 - Tilgjengelig trykkehøyde sette vanligvis lik høyde fra undervannet og opp til HRV, slik dagens retningslinjer anbefaler (NVE, 2005)
- Kontroll av samlekanal med Hinds ligning
 - Ikke alle har gjort denne kontrollen
 - Til dels store forenklinger i kanaltverrsnitt
- Kontroll av innløp til sjakt med energiberegning i ulike snitt
 - Varierende antagelser for energihøyde H, ofte settes H fra midten av sjaktverssnittet og opp til toppen av terskelen.
 - Kontraksjonskoeffisient 0,5-0,9
 - Mangler ofte i eldre beregninger
- Ekstra kontroll av tunnelkapasitet med Mannings formel og valgte tapskoeffisienter

I tillegg benyttes numeriske modeller i en del tilfeller. Det finnes forskjellige prinsipper for å navngi ulike klasser av modeller. Vi har valgt å navngi modellene etter hva vi mener er normal praksis i bransjen, med tanke på å gjøre litteraturstudiet enklest mulig å forstå for mange. Hvilke modelltyper som er aktuelle, og hva vi legger i forskjellige begreper, er definert under:

- 1D hydrauliske modeller
 - Stasjonære modeller basert på energiligninga, som «standard step» metoden, f.eks. stasjonære beregninger i HEC-RAS
 - Ikke-stasjonære modeller basert på Impulsbevaring og kontinuitet, 1D Saint-Venant-ligningene og forenklinger av disse som diffusjonsbølge. f.eks. ikke-stasjonære beregninger i HEC-RAS (1D) eller MIKE11
- 2D/3D hydrauliske modeller basert på St.Venants ligninger
 - Ikke stasjonære beregninger basert på impulsbevaring og kontinuitet, 2D St.Venantligningene/gruntvannsligningene og forenklinger av disse som diffusjonsbølge i 2D, f.eks. HEC-RAS (2D) og MIKE21, Flow3D (ved bruk av 2D St.Venant)
 - Forskjellen fra «CFD-beregninger» er definert som beregninger i planet der Navier-Stokes ligninger dybdeintegreres og det innføres en hydrostatisk trykkantagelse for å beregne dybden direkte (dvs. Saint-Venants ligninger). Dette inkluderer også lagdelte 3D-modeller som MIKE3, så lenge modellene bruker en slik hydrostatisk trykkantagelse.
- CFD-beregninger (Computational Fluid Dynamics)
 - Modeller som løser Navier-Stokes ligninger numerisk uten en hydrostatisk trykkantagelse, inkludert turbulensmodellering basert på tilnærminger som

Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS), Large Eddy Simulation (LES) eller Deattached Eddy Simulation (DES). Vanligvis beregninger i tre dimensjoner eller 2-dimensjonale vertikalsnitt.

- Fordi denne typen beregninger kan ha en ikke-hydrostatisk trykkfordeling, er det mer komplisert å finne fri overflate. Det er mulig å beregne vannoverflaten ved å bruke en 2-fasemodell, f.eks. med Volume of fluid (VOF) metoden, og det finnes også flere andre mulige fremgangsmåter.

Merk at alle disse numeriske modellene, i en videst mulig definisjon, kan regnes som CFD modeller. Vår oppfatning er likevel at 1D-modeller og vanligvis heller ikke 2D-modeller (med hydrostatisk trykkantagelse) typisk ikke omtales som CFD, hverken i litteraturen eller i praksis i bransjen.

Fysiske modellforsøk er standard der håndberegning eller numerisk modellering ikke anses som tilstrekkelig. NVE godkjenner per i dag ikke kapasitetsberegninger for lukka flomløp basert på CFD alene. I svarbrevene for mange av de tekniske planene som er gjennomgått, har NVE påpekt at det kan bli krav om fysiske modellforsøk ved neste revurdering.

3 Teoretisk grunnlag

De fleste beregningsmetodene som gjennomgås i denne rapporten, er basert på grunnleggende prinsipper innen hydraulikk, som det antas at leseren har kjennskap til. Vi inkluderer her en kort introduksjon til grunnleggende prinsipper og numerisk modellering, som referanse i den videre teksten.

3.1 Grunnleggende prinsipper

3.1.1 Energiligningen

Bernoullis ligning

Bernoullis ligning er utledet fra Newtons andre lov via Eulers ligning. Bernoullis ligning uttrykker bevaring av energi langs en strømningslinje i en friksjonsfri og inkompressibel væske. Summen av trykkehøyde, stedshøyde og energihøyde er konstant:

$$\frac{p}{\rho g} + z + \frac{U^2}{2g} = \text{Konstant}$$

Siden tapsfri strømming ikke finnes i virkeligheten, inkluderes ofte tapsledd i Bernoullis ligning, og vi får energiligningen. I praksis brukes denne ligningen gjerne til å regne på energien mellom to tverrsnitt langs en strømningslinje:

$$\frac{p_1}{\rho g} + z_1 + \alpha_1 \frac{U_1^2}{2g} = \frac{p_2}{\rho g} + z_2 + \alpha_2 \frac{U_2^2}{2g} + H_{tap}$$

I virkeligheten vil hastighetshøyden være forskjellig i hvert punkt i tverrsnittet, unntatt for uniform hastighetsfordeling og parallelle strømningslinjer (Chow, 1959). Likningen inneholder derfor også α , som er en energikoeffisient som skal ta hensyn til at hastigheten ikke er konstant over et helt tverrsnitt. Koeffisienten settes ofte som en tilnærming lik 1. Dette er en rimelig forenkling ved små variasjoner i hastighet over tverrsnittet og tilnærmet parallelle strømningslinjer, og dermed også for tilnærmet hydrostatisk trykkfordeling.

Tapsleddet består som oftest av friksjonstap og/eller singulærtap.

Friksjonstap

Friksjonstap kan beregnes med ulike formelsett, som Darcy-Weissbach, Chezy eller Mannings formel. Mannings formel er den mest brukte i Norge.

Singulærtap

Singulærtap antas som oftest å være proporsjonal med hastighetshøyden $\frac{U^2}{2g}$, og beregnes med en koeffisient k .

Toricellis lov

Toricellis lov sier at hastigheten til en væske som strømmet ut av en åpning i et kar, er proporsjonal med kvadratroten av vannsøylen over hullet, og kan utledes fra Bernoullis ligning:

$$U \propto \sqrt{2gh}$$

3.1.2 Kontinuitetsligningen

Kontinuitetsligningen tar utgangspunkt i at massen til et system er konstant. For en stasjonær strøm med inkompressibel væske vil væskestrømmen være den samme for ethvert tverrsnitt:

$$U_1 A_1 = U_2 A_2$$

3.1.3 Impulssatsen

Impulssatsen er basert på Newtons andre lov, og sier at endring i bevegelsesmengde (impuls) per tidsenhet for en vannmasse i en strømmende kanal er lik resultatanten av kreftene som virker på vannmassen. Endring i bevegelsesmengde per tidsenhet mellom snitt 1 og 2 for en vannmasse kan uttrykkes:

$$\frac{Q}{g} (\beta_2 U_2 - \beta_1 U_1) = P_1 - P_2 + W \sin \theta - F_f$$

Her er β en impulscoeffisient som hensyntar at hastigheten ikke er konstant over hele tverrsnittet. Merk at $\beta \neq \alpha$ i energiligningen, selv om begge er coeffisienter som skal korrigere for variasjon i hastighet.

Siden både impulssatsen og energiligningen er utviklet fra Newtons andre lov, har de mange likheter, og kan gi identiske resultater for noen problemstillinger, men det er allikevel en del forskjeller. Først og fremst er energi en skalar størrelse, mens impuls er en vektorstørrelse. Videre inkluderer energiligningen falltap som følge av internt energitap i vannmassen, mens impulssatsen inkluderer tap som følge av eksterne krefter (Chow, 1959). Dette gjør at visse problemstillinger, som f.eks. vannstandssprang, ikke lar seg beregne med energiligningen, men kan løses med impulssatsen.

3.2 Numerisk modellering

Navier-Stokes likninger beskriver ikke-stasjonær strømning i 3-dimensjoner og kan utledes fra impulssatsen og kontinuitet, der effekten av viskositet er modellert ved antagelse om at væsken er Newtonsk, dvs. at viskøse krefter er proporsjonale med deformasjonsraten til et vannvolum. St. Venants likninger som brukes i 1- og 2-dimensjonale modeller kan ses på som forenklinger av Navier-Stokes, eller de kan utledes direkte ved å betrakte 1- og 2-dimensjonale strømningssituasjoner. I begge tilfeller forutsettes en hydrostatisk trykkfordeling for å finne posisjonen til vannoverflaten. Selv om CFD også kan brukes i en videre definisjon, brukes CFD i denne rapporten om ikke-hydrostatiske modeller.

Løsninger av Navier-Stokes ligninger ved høyt Reynoldstall fører til kaskader av virvler i et vidt spekter av lengdeskalaer. Direkte løsninger av Navier-Stokes ligninger er tidkrevende, fordi det krever svært høy oppløsning å løse opp de minste skalaene. Derfor gjøres vanligvis forenklinger hvor kun det overordnede hastighetsfeltet, eller større virvler, beregnes direkte i modellen, og effekten av mindre skalaer tas hensyn til i en turbulensmodell. Den vanligste typen turbulensmodellering er «Reynolds-Averaged Navier-Stokes», RANS, som omtales i avsnitt 3.2.3.

3.2.1 1D Saint Venants ligninger

Ikke stasjonære 1D-modeller er basert på Saint-Venants ligninger for 1-dimensjonal ikke-stasjonær strømning. Impulssatsen 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). Ligningen løses numerisk sammen med kontinuitetsligningen. Vanligvis gjøres dette i programvare som HEC-RAS eller MIKE11 ved å dele inn strekningen som det skal gjøres beregninger på i en rekke tverrprofiler.

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

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

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 ligning reduseres til ligningen for en kinematisk bølge:

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

Løsningen av ligningene 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 ligningene for diffusjonsbølge blir brukt ved overkritisk strømning (Brunner, 2016).

Beregninger med Saint-Venants ligninger 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 ligningene forutsetter videre ikke-kompressibilitet og konstant densitet.

Ruheten i modellen, ofte Manningstallet, 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 Manningstallet, og i praksis skjuler oftest kalibrerte Manningstall i denne typen modeller den totale effekten av både friksjon og singulærtap.

3.2.2 2D St. Venants ligninger (gruntvannsligningene)

I 2D hydrauliske modeller løses 2D St. Venants likninger, også kalt gruntvannsligningene (engelsk: shallow water equations). Den 2-dimensjonale impulssetningen i x-retning kan skrives:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \left(u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right) = -g \frac{\partial z_s}{\partial x} - \frac{\tau_b}{\rho R} + G$$

En tilsvarende ligning kan skrives for y-retningen. Denne likningen inneholder de samme leddene som 1D St. Venants likninger, men med en litt annen formulering av friksjonsleddet, og med vannoverflatens gradient i stedet for dybde i trykkleddet. G representerer andre akselerasjoner, som kan skyldes bl.a. corioliskraft, viskøse krefter, turbulens, vindkrefter mot overflaten, eller dragkrefter fra obstruksjoner.

Skjærspenningen mot bunn, τ_b , beregnes via en ruhet som vanligvis må kalibreres. Ofte brukes en formulering basert på Manningstall også i 2-dimensjonale modeller. Det er da viktig å være klar over

at Manningstallet i 2-dimensjonale modeller ikke vil være det samme som i 1-dimensjonale modeller, siden den 2-dimensjonale modellen tar eksplisitt hensyn til flere tap (Morvan, et al., 2008).

På samme måte som for 1D St. Venants likninger går det an å bruke forenklete versjoner av likningene. For en diffusjonsbølgeforenkling reduseres likningen til:

$$-g \frac{\partial z_s}{\partial x} = \frac{\tau_b}{\rho R}$$

3.2.3 Turbulensmodellering og CFD

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». Ligningene er ikke-lineære partielle differensialligninger som må tilnærmes via numeriske metoder. RANS-ligningene 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-ligningene kan skrives (etter Wilcox (2006)):

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

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

Første ligning er kontinuitetsligningen, mens den andre ligningen er en versjon av impulssetningen. De to første leddene er lokal og konvektiv akselerasjon. Det neste leddet er et trykkledd, og så følger viskøse og turbulente spenninger. Det siste leddet er representert av andre krefter på vannvolumet, f.eks. gravitasjonskraften.

Ligningene likner på Navier-Stokes ligninger, men leddet $\rho \overline{\acute{u}_i \acute{u}_j}$, kalt Reynoldsspenning introduseres og representerer den gjennomsnittlige effekten av de raske fluktuationene eller turbulens. 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 ligninger 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-ligningsmodeller. Noen mye brukte eksempler på denne typen 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 fri strømming (ikke dykket) vil ofte det konvekive 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 druknet 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-lignings turbulensmodeller i dette tilfellet. Pedersen et. al (2018) testet effekten av forskjellige turbulensmodeller for druknet strømming over et ideelt overløp. Det var liten forskjell mellom modellene ved frispeilstrømming, 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 grensesnitt mellom luft og vann

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

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 konveksjonsligning:

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

Denne ligningen 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 (for beregninger på frispeilstrømming), 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-ligningene) uttrykkes da ved vektning:

$$\rho = \alpha_w \rho_w + (1 - \alpha_w) \rho_a, \mu = \alpha_w \mu_w + (1 - \alpha_w) \mu_a$$

Her er α_w volumfraksjonen til vann og underteksten referer til w = vann og a = luft.

Det er også mulig å bruke modeller som regner på fasene i blandede celler separat.

Diskretiseringen av konveksjonsligningen er utfordrende, fordi denne kan føre til (falsk) diffusjon av volumfraksjonen. Det finnes en rekke metoder for å håndtere dette, bla. geometriske rekonstruksjonsmetoder som «piecewise linear interface calculation» PLIC, og høyere ordens diskretisering som «high resolution interface and capturing», HRIC. Hvilken metode som brukes kan ha betydning for hvor nøyaktig vannoverflaten beregnes.

Behandling av ruhet

I nærheten av en vegg finnes det et viskøst grensesjikt dominert av viskøse krefter der strømmingen er tilnærmet laminær. Lenger ute fra veggen dominerer turbulens, og i dette sjiktet har målinger vist at hastigheten varierer logaritmisk som funksjon av avstand til veggen (Wilcox, 2006). Mellom disse

sonene finnes det også en overgangssone der viskositet og turbulens er like viktige, kalt buffersonen (ANSYS, 2020).

To prinsipielle metoder å behandle vegger på i CFD modeller er beskrevet i (Launder & Spalding, 1974). Veggene kan behandles via vegglover, som beskriver hastigheten og turbulente egenskaper i nærheten av veggen. Formuleringen av standard vegglover antar at beregningsnodene nærmest veggen er innenfor den logaritmiske sonen, det vil si at cellene nær veggen ikke kan være for små. Alternativt kan man også løse opp det viskøse grensesjiktet med små celler og beregne hastigheten inn mot grensen direkte. Brukermanualen til ANSYS CFX (ANSYS, 2020) nevner at man i så fall bør løse opp grensesjiktet med minst 10 celler. Mange CFD programmer kan i dag håndtere både fullt oppløste grensesjikt, vegglover og overgangen mellom disse med mer avanserte veggmodeller, som kan håndtere vilkårlige cellestørrelser nær veggen. Hvis man ikke bruker denne typen modell, må man passe på at cellene nær veggen alltid er innenfor definisjonsområdet for modellen som brukes, vanligvis uttrykt ved en dimensjonsløs avstand fra veggen, y^+ .

Man kan bruke en hydraulisk «glatt» formulering eller en hydraulisk «ru» formulering av vegglovene. I en ru formulering settes ruheten via en friksjonskoeffisient, typisk ruhetshøyden, eller Nikuradse-ruhet, k_s . Ruheteene er teoretisk sett definert som diameteren av et kuleformet sandkorn, der halve kula stikker opp som et ruhetselement. I praksis vil ruheten i modellen også ta hensyn til mer kompliserte friksjonsforhold, og stemmer ikke nødvendigvis med størrelsen til ruhetselementene. Det finnes også formler for forholdet mellom k_s og Manningstall.

Dersom friksjonstap har stor betydning, kan resultatene fra CFD modellen være avhengig av kalibrering av ruheten, på samme måte som tradisjonelle 1D eller 2D-modeller. For f.eks. typiske overløp i betong vil ruheten likevel være relativt liten, og friksjonstap vil ha liten betydning. I mange tilfeller er derfor CFD-modeller i kapasitetsberegninger relativt uavhengige av kalibrering av ruheten (Zeng, et al., 2019).

Luftinnblanding

Det finnes en rekke modeller for luftinnblanding som kan brukes i CFD modeller, noe av dette er beskrevet i litteraturstudiet (Walløe, et al., 2021). Det finnes imidlertid ikke noen metoder som er validerte for luftinnblanding i tilsvarende situasjoner som lukka flomløp per i dag. VOF metoden, som implementert i en to-fasemodell med både luft og vann, vil kunne medføre luftinnblanding ved transport av volumfraksjonen. Dette er imidlertid ikke noen fullverdig luftinnblandingsmodell. Luftinnblandingen vil i realiteten være avhengig av luftmedrivingsprosesser i vannoverflaten, som særlig vil avhenge av turbulensnivået i overflaten og overflatespenningen. Hvordan luften i vannmassen oppfører seg, avhenger også av stigehastigheten til luftboblene, som igjen avhenger av størrelsen på boblene, som er ukjent. Vannhastigheten i et lukka flomløp vil imidlertid være svært mye større enn stigehastigheten til bobler, så dette har mindre betydning enn volumet som blir innblandet. Volumet som blandes inn er imidlertid også sensitivt til cellestørrelsen. I forbindelse med CFD-beregninger på flomløp vil boblene for praktiske formål være mindre enn cellene som brukes i beregningen. Luftinnblanding må derfor beregnes med en modell som tar hensyn til effekter på skalaer mindre enn cellen. Det foregår aktiv forskning på luftinnblanding i CFD-modeller for friskeilstrømning, 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).

3.3 Fysiske modellforsøk med Froudeskalerte modeller

Fysiske modellforsøk utføres i skalamodeller der lengdeskalaen i modellen, L_m har et gitt forhold til lengdeskalaen i prototypen L_p , som kan uttrykkes som modellskalaen $M_L = L_m/L_p$.

For at skalerte resultater fra modellen skal være ekvivalente med prototypen må det generelt oppfylles likhet i dimensjonsløse tall som representerer forholdet mellom relevante krefter, f.eks. treghetskrefter, gravitasjonskrefter, viskøse krefter og overflatespenninger. Dersom det ikke oppnås likhet for et slikt dimensjonsløst tall, så kalles dette for en skalaeffekt. For en skalamodell med skala forskjellig fra 1:1, og med samme væske som prototypen, er det generelt umulig å oppnå likhet for alle relevante dimensjonsløse tall (Novak, et al., 2010). I praksis velges derfor et dimensjonsløst tall som skaleres, og man forsøker å minimere skalaeffekter ved å holde seg innenfor visse parametere hvor det kan påvises at skalaeffektene er små.

Froudetallet, $F_r = \frac{U}{\sqrt{lg}}$ er utledet fra forholdet mellom treghets- og gravitasjonskrefter (Novak, et al., 2010), og kan også tolkes som forholdet mellom strømningshastigheten og fasehastigheten for gruntvannsbølger. I fysiske modellforsøk med friskeilstrømning er treghets- og gravitasjonskrefter dominerende, og disse gjennomføres derfor i praksis alltid med Froudeskalering.

Froudeskalerte modellforsøk egner seg for strømning med frie vannflater, men også der deler av strømmingen går gjennom trykkstrømning, med start- og slutt avgrenses av frie vannflater. Dersom trykkstrømning er en del av forsøket, må energilinja gjennom trykksatt del kontrolleres.

Viktige krefter som ikke hensyntas i Froudeskalerte modeller er viskøse krefter og overflatespenninger. Overflatespenninger vil begynne å ha betydning ved små dybder, og vil også ha betydning for luftinnblandingmekanismer, og størrelsen på luftbobler som transporteres i vann. Viskøse krefter har vanligvis liten betydning i turbulent strømning, dvs. når Reynoldstallet er tilstrekkelig stort (typisk $Re > 4000$). Selv om viskøse krefter vil ha betydning nær vegger, vil likhet for friksjonsmotstanden i fysiske modeller ofte være tilstrekkelig tilfredsstillt i Froudeskalerte modeller med riktig skalert veggruhet (Novak, et al., 2010).

For samme væske i prototypen og modellen skaleres trykket lineært med lengdeskalaen, dvs. $p_p = p_m M_L$. Kavitasjon vil generelt opptre når trykket blir lavere enn kavitasjonstrykket. Siden den relative trykkendringen vil være mindre i modellen enn i prototypen, vil det ikke bli kavitasjon i modellen selv om trykket i prototypen er lavere enn kavitasjonstrykk. Imidlertid vil det være mulig å måle trykket i modellen og få en indikasjon på hvor kavitasjon kan oppstå i modellen (Novak, et al., 2010). Når kavitasjon oppstår i prototypen, kan dette føre til signifikante skalaeffekter i modellen, både på grunn av effekten av kavitasjon i seg selv, og ved at det oppstår undertrykk større enn atmosfærisk trykk ved skalering til prototypen.

3.4 Luftinnblanding

I forbindelse med Vassdragsregulantens forenings undersøkelser rundt bekkeinntak (VR, 1988) ble det skrevet en hel del om luftinnblanding i sjakt og tunnel ved bekkeinntak. Noe av dette kan også være relevant for problemstillinger ved lukka flomløp.

Primært medrevet luft, eller innblandingsskapitet, er luft som rives med i den delen av tunnelen som har friskeilstrømning og i vannstandssprang i overgang til trykksatt del av sjakten. I vannstandsspranget oppgis det at man kan anta 5-10 volum-% innblanding i råsprenge tunneler og 10 – 15 % for borede sjakter (VR, 1988). Ved friskeilstrømning rives luft med som følge av at turbulens fra grensesjikt ved bunn og vegger når vannoverflaten og blander inn luft. Fullt utviklet luftinnblanding på grunn av denne mekanismen oppgis å være 10 – 40 volum-%. Det er videre

oppgitt at fullt utviklet luftinnblanding oppnås etter en strekning tilsvarende 100 – 200 ganger normaldybden for borede sjakter og 50 – 100 ganger normaldybden for råsprengte sjakter (VR, 1988). Merk at i råsprengte sjakter oppstår det i praksis ofte forhold hvor vannet kastes rundt i tverrsnittet, og betraktningen med turbulente grensesjikt i friskeilstrømning vil da ikke lenger være gyldig.

Stigehastigheten til bobler er avhengig av størrelsen på boblen. Iht. rapporten vil kollisjoner og oppdeling av bobler føre til en likevektsstørrelse, som i turbulent strømmende vann ligger mellom diameter 1 – 10 mm (Kobus (1984) sitert i VR (1988)). Størrelsen minker med økende turbulens. Det er gjort modellforsøk der stigehastigheten er funnet å være relativt konstant og ca. 15 cm/s (Berg, 1986) sitert i Stokkebø et. al (1988)).

3.5 Kavitasjon

Teknisk sett er kavitasjonen dannelsen av hulrom i en væske som oppstår når trykket i væsken blir lavere enn kavitasjonstrykket til væsken. Væsken vil fordampe inn i hulrommet slik at dette fylles med gassfasen til væsken. I vann fylles hulrommet med vanndamp. Kavitasjon er analogt med koking, men det skiller teknisk sett på koking og kavitasjon ved at koking er prosessen der trykket holdes konstant og temperaturen økes til kokepunktet, mens kavitasjon er prosessen der temperaturen holdes konstant og trykket reduseres til kavitasjonstrykket. Kavitasjonstrykket er avhengig av temperaturen til væsken, ved at kavitasjonstrykket øker med økende temperatur. Kavitasjonstrykket til vann ved 25°C er 3,2 kPa og øker til 101,3 kPa (fullt atmosfærisk trykk) ved 100°C.

Når trykket øker, vil kavitasjonsboblene kollapse. Dette utløser energi og fører til svært høye trykk lokalt nær kollapsen. Det er dette som fører til skader på f.eks. turbinblader eller betongkonstruksjoner.

I Falvey (1990) defineres en dimensjonsløs kavitasjonsparameter, kavitasjonsindeksen som følger, forutsatt at stedshøydene i punktet og et referansepunkt er tilnærmet den samme:

$$\sigma = \frac{P_0 - P_v}{\rho U_0^2 / 2}$$

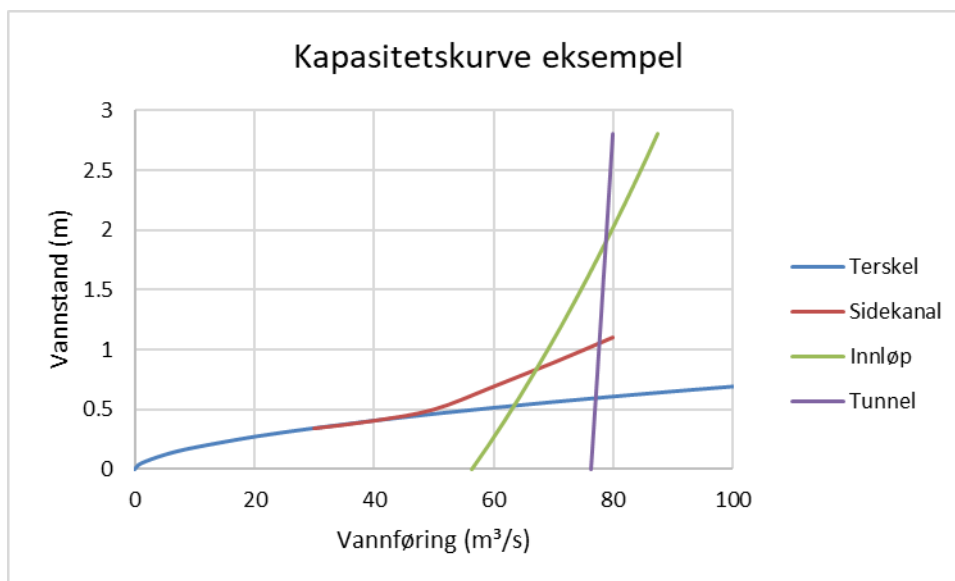
Internasjonalt har det vært problemer med kavitasjonsskader i lukka flomløp. Det finnes eksempler på at kavitasjon har ført til stor skade på flomløpstunneler (Falvey, 1982). Kavitasjonsskadene forårsakes av stor hastighet som kan medføre lokalt store undertrykk. Disse flomløpene har foring i betong i sjakt og tunnel, og generelt mykere fjell enn i Norge. Hastigheten i Norske flomløp er vanligvis også lavere enn flomløpene som har hatt problemer med kavitasjonsskader.

Det er ikke kjent at kavitasjon har ført til skade på råsprengte flomløpstunneler i Norge, men det er heller ikke kjent at noen av de lukkede flomløpene som vi har er blitt utsatt for flommer av en slik størrelse at store undertrykk vil oppstå. Merk at ved stor hastighet kan lokal kavitasjon oppstå rundt f.eks. ujevnheter i tunnelen uten at det undertrykk i hele tunneltverrsnittet.

4 Komponenter i lukka flomløp

Norske lukka flomløp består vanligvis av en overløpsterskel som fører vannet til en samlekanal og videre inn i den lukka vannveien. Denne består vanligvis av sjakt og tunnel, men noen ganger går samlekanalen også rett over i en skråttunnel. Sjakt og tunnel er vanligvis råsprengt, men kan ha utstøpninger i deler av lengden. Sjakter med boret/sirkulært tverrsnitt brukes nå på de fleste nye flomløpssjakter.

Hydraulisk kontroll for flomløp med samlekanal og lukket avløp kan være i forskjellige deler av systemet avhengig av vannføringen. Ved lave vannføring er det alltid overløpsterskelen som er dimensjonerende, men ved høyere vannføringer kan det være samlekanalen, sjaktinnløp, sjakt eller tunnel som bestemmer kapasiteten, og den kan også være delvis bestemt av flere komponenter. Kapasitetskurven til et flomløp vil derfor bestå av to eller flere deler, og valgte beregningsmetoder må kunne beregne kapasitetskurver for alle situasjoner. En konstruert kapasitetskurve for et hypotetisk flomløp er vist i Figur 4-1. For dette flomløpet ser det ut til at terskelen er bestemmende opp til ca. 50 m³/s, mens samlekanalen påvirker kapasiteten fra 50 til 70 m³/s. For vannføringer over ca. 70 m³/s er tunnelsystemet lukket, med innløpskontroll fra ca. 70 til 80 m³/s og trykkstrømning for høyere vannføringer.



Figur 4-1. Eksempel på kapasitetskurve for et hypotetisk flomløp med samlekanal og lukket avløp

Flomløpssystemet deles her inn i følgende delkomponenter:

- Overløp, (inkl. tilløp)
- Samlekanal
- Innløp til sjakt/tunnel
- Sjakt og tunnel

De vanligste utformingene og hydrauliske problemstillinger knyttet til disse komponentene beskrives nærmere i de neste delkapitlene. Formler og beregningsmetoder beskrives i påfølgende kapitler 5-9.

4.1 Overløp

4.1.1 Utforming

De fleste lukka flomløp er utstyrt med et overløp som munner ut i en samlekanal. Overløpet til samlekanaler på lukka flomløp i Norge er vanligvis frie overløp, uten luker. Utformingen er gjerne avrundet, og ofte er dette standard overløpsprofiler, dvs. formet slik at den i prinsippet følger undersiden av fri stråle ved en gitt vannføring. Imidlertid kan mange slike overløp avvike fra ideell form fordi dimensjonerende flom har endret seg i forhold til flommen overløpet ble utformet for, eller fordi det har vært gjort endringer av flomløpet, som påstøp og liknende. Overløp ved lukka flomløp kan også ha andre former, som for eksempel bredkronet/skarpkronet form.



Figur 4-2: Flomløpet ved Mysevatn har en rett avrundet overløpsterskel med påstøp.

Overløp til lukka flomløp i Norge kan være rette, typisk ved overgang til sidekanal eller «badekar», eller ha en mer avrundet form, da typisk med overgang til en sidekanal eller mer direkte overgang til sjakt. Noen overløp er også formet som «andenebb» eller labyrintoverløp.



Figur 4-3: Flomløpet ved Staffivatn har en buet overløpsterskel hvor samlekanalen er formet som en trakt rett ned i tunnelen.

4.1.2 Strømningsforhold

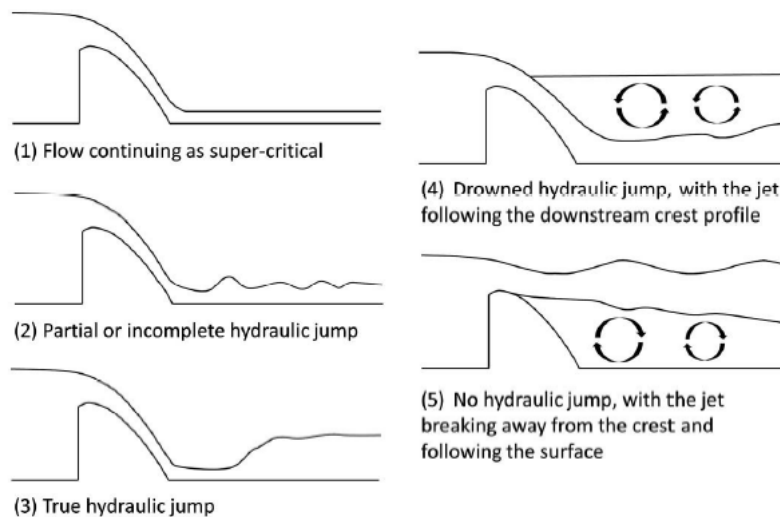
Det er flere typer overløp som kan være aktuelle ved beregninger på lukka flomløp, f.eks. skarpkantede og bredkronede overløp, ideelle overløpsprofiler og labyrintoverløp.

Ideelle overløp (engelsk: «ogee-weir») er overløp som er formet slik at overløpskanten følger undersiden av en teoretisk fri (luftet) kastestråle over et skarpkantet overløp ved en gitt flomstørrelse. Vanligvis formes overløpet etter kastestrålen ved dimensjonerende flom. I USA har USBR og WES utviklet formler for overflateformen på slike overløp (Chow, 1959) (USBR, 1987). Denne typen overløp har flere fordeler. For det første har ideelle overløp større kapasitet målt fra terskelen sammenliknet med et skarpkantet overløp, fordi den vertikale kontraksjonen elimineres. Videre blir trykket på overflaten av et slikt overløp teoretisk sett lik atmosfærisk trykk ved vannføringen det er dimensjonert for. Ved høyere vannføringer enn det overløpet er utformet for, vil det bli sug (mindre trykk enn atmosfærisk) over overløpskonstruksjonen. Dette øker kapasitetskoeffisienten ytterligere, men øker også faren for kavitasjon og vibrasjoner på overløpsterskelen. Modellforsøk under ideelle forhold har vist at undertrykket ikke overstiger $0,5H_0$, når $H_a < 1,33 H_0$ (USBR, 1987). I mange tilfeller vil undertrykket da være lite nok til at det ikke er fare for kavitasjon. Dersom overløpet luftes, kan undertrykket reduseres eller elimineres, men kapasitetskoeffisienten reduseres da tilsvarende.

Mange eldre overløp er utformet for flomstørrelser mindre enn det som er dimensjonerende flom i dag. I noen tilfeller kan derfor også H_a/H_0 bli større enn det vi har empirisk grunnlag for, fra modellforsøk. I USBR (1987) finnes grunnlag for flomstigning opp til $H_a/H_0 = 1,6$. Ekstra kapasitet fra sug vil kunne reduseres helt eller delvis dersom forholdene endrer seg slik at overløpskanten får tilgang til luft.

Strømningen over et overløp uten luker kan hydraulisk sett være fri eller druknet. Med druknet strømning, menes her situasjonen når kapasiteten til overløpet påvirkes av nedstrøms vannstand (drukning tilsvarer her «submergence» på engelsk, se USBR (1987)). Når strømningen er fri, er vannstanden nedstrøms for lav til å påvirke kapasiteten. Strømningen går da fra underkritisk til overkritisk et sted på overløpskanten, og påvirkes ikke av nedstrøms forhold. Ettersom vannstanden nedstrøms stiger, vil overløpet etter hvert delvis druknes og kapasiteten påvirkes da av undervannet. Prinsipielt kan kapasiteten til overløpet påvirkes uavhengig av om strømningen over terskelen i størsteparten av tverrsnittet er klart overkritisk, på grunn av baktrykket mot overløpskanten (USBR, 1987). Etter hvert som vannstanden stiger videre, vil terskelen etter hvert druknes helt, strømningen er underkritisk, og kapasiteten bestemmes av nedstrøms forhold.

For ideelle overløp viser modellforsøk (USBR, 1987) at begynnende påvirkning av overløpskapasiteten oppstår omtrent ved en nedstrøms vannstand $0,3H$, men reduksjonen i kapasitet er mindre enn 5% opp til ca. $0,65H$ og kapasiteten reduseres deretter raskere med stigende vannstand. Ved liten påvirkning fra undervannet vil strålen fra overløpskanten følge overflaten til overløpet ned under vannflaten, med resirkulasjon over strålen. Strømningen over terskelen er overkritisk, med dannelse av et druknet vannstandssprang. Ved større påvirkning separeres strålen fra overløpet og følger vannoverflaten. Strømningen blir underkritisk. Mulige strømningstyper over ideelle overløp er illustrert i Figur 4-4.



Figur 4-4: Strømningstyper over ideelle overløp. Illustrasjon fra Pedersen m.fl. (2018) etter beskrivelse i USBR (1987).

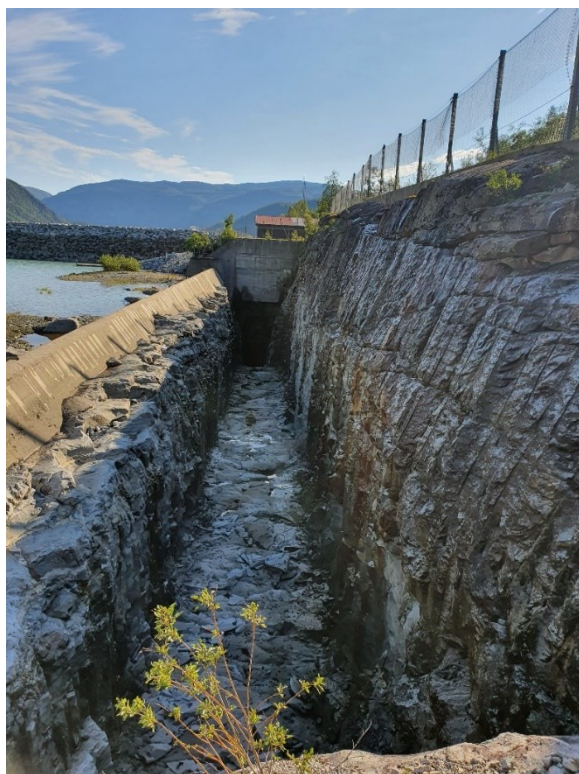
4.2 Samlekanal

4.2.1 Utforming

Internasjonalt er samlekanaler betongfóret, har rektangulære eller trapesformede tverrsnitt og konstant kanalhelning (Hager, et al., 2021). Norske samlekanaler er i stor grad tilpasset det lokale terrenget, og det er store lokale variasjoner i utforming.

Innstrømning

Det kan være innstrømning fra én side, som f.eks. ved Tunsbergdalsvatn, fra én side og fra oppstrøms som Vatnedalsvatn, eller fra begge sider og oppstrøms, som dam Follsjø.



Figur 4-5. Flomløpet ved Tunsbergdalsvatn



Figur 4-6. Flomløpet ved Vatnedalsvatn



Figur 4-7. Flomløpet ved Follsjø

Kanalform

Kanalen kan være rett eller buet, og det finnes også samlekanaler med en knekk langs strømningsretningen. Bredden kan være konstant eller gradvis økende.

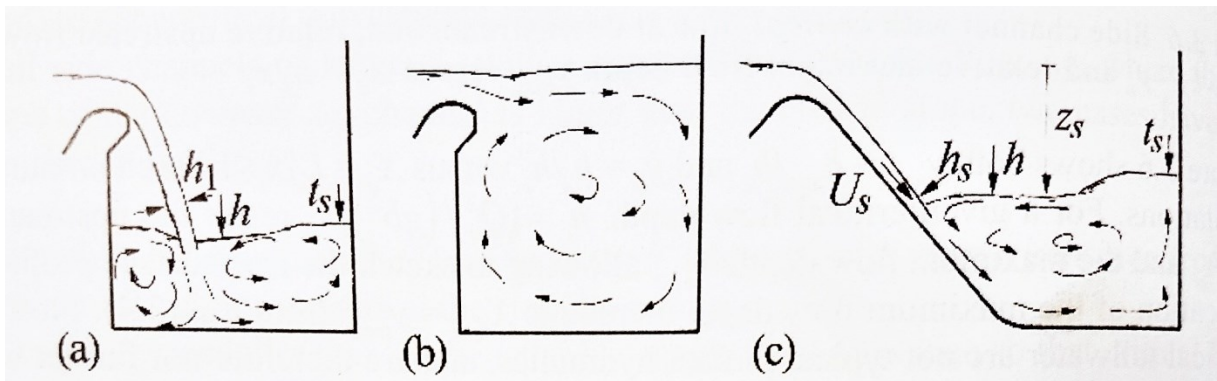
Tverrsnitt

De fleste kanaler er råsprenge med en betongterskel langs én eller flere sider. Tverrsnittet er som oftest trapesformet, men en del flomløp er svært grovt formet, med store ujevnheter i kanaltverrsnitt.

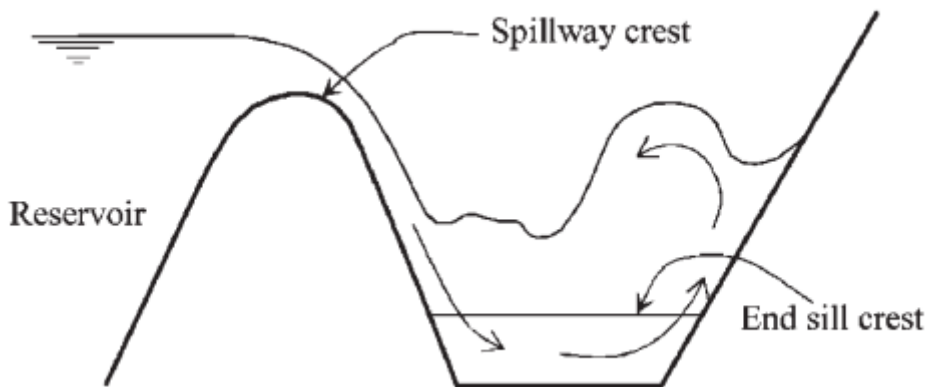
Det er også enkelte lukka flomløp som ikke har en samlekanal, men heller en «trakt» som leder rett inn på en tunnel. Et eksempel på dette er flomløpet ved Staffivatn, som det er vist bilde av i Figur 4-3.

4.2.2 Strømningsforhold

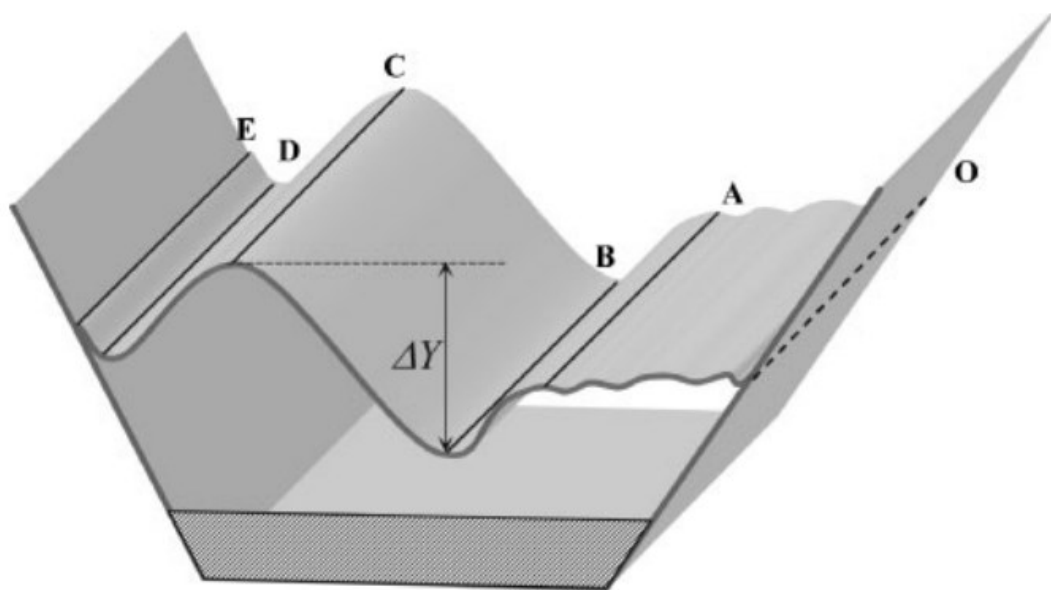
Strømningssituasjonen i en samlekanal er tredimensjonal. Vannet strømmer vanligvis inn i kanalen på tvers av kanalretningen, og vil i en kanal med trapesformet tverrsnitt følge bunnen av kanalen til det møter kanalveggen på motsatt side og er nødt til å skifte retning og vi får et sirkulerende strømningsmønster, som vist i Figur 4-8 og Figur 4-9. For et tverrsnitt av samlekanal med innstrømming fra én side vil det i de fleste strømningssituasjoner bli en oppstuvning på motsatt side av terskelen, med et lavpunkt omtrent midt i kanaltverrsnittet, som vist på figurene på neste side.



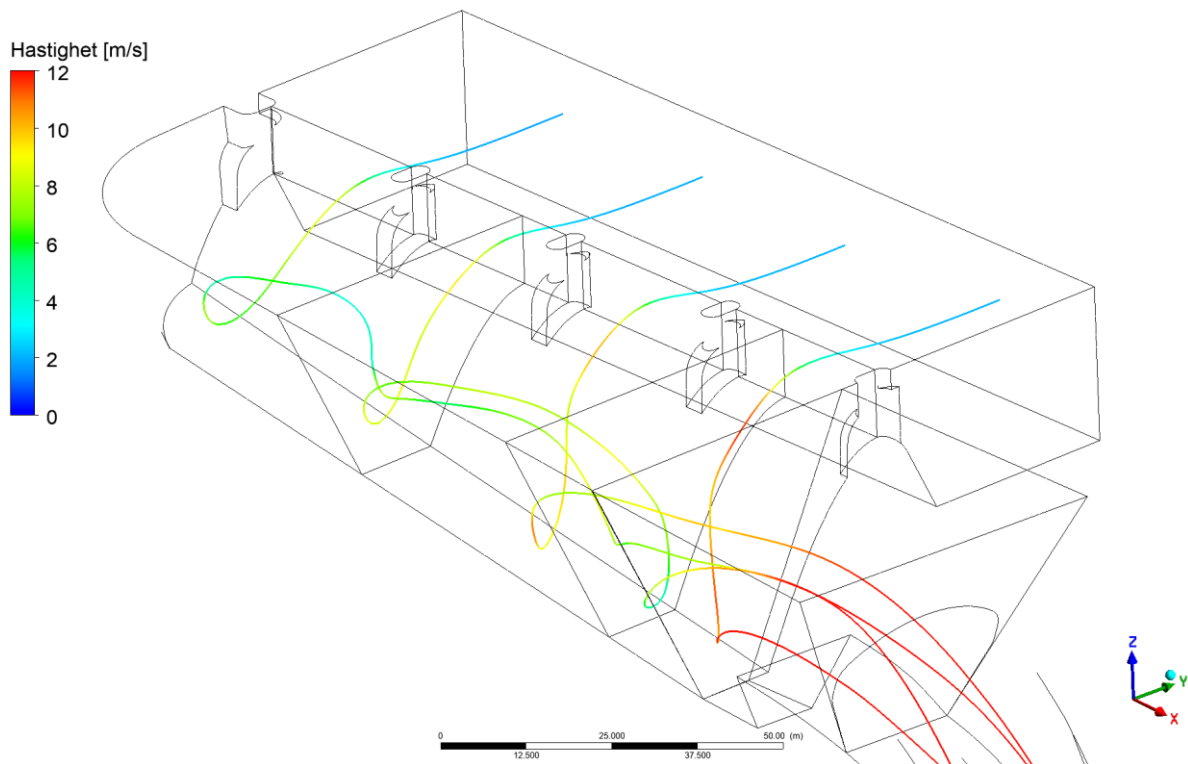
Figur 4-8. Strømning på tvers av samlekanalen for (a) fri strømning i rektangulær kanal, (b) druknet strømning i rektangulære kanal og (c) fri strømning i trapesformet kanal. (Hager, et al., 2021)



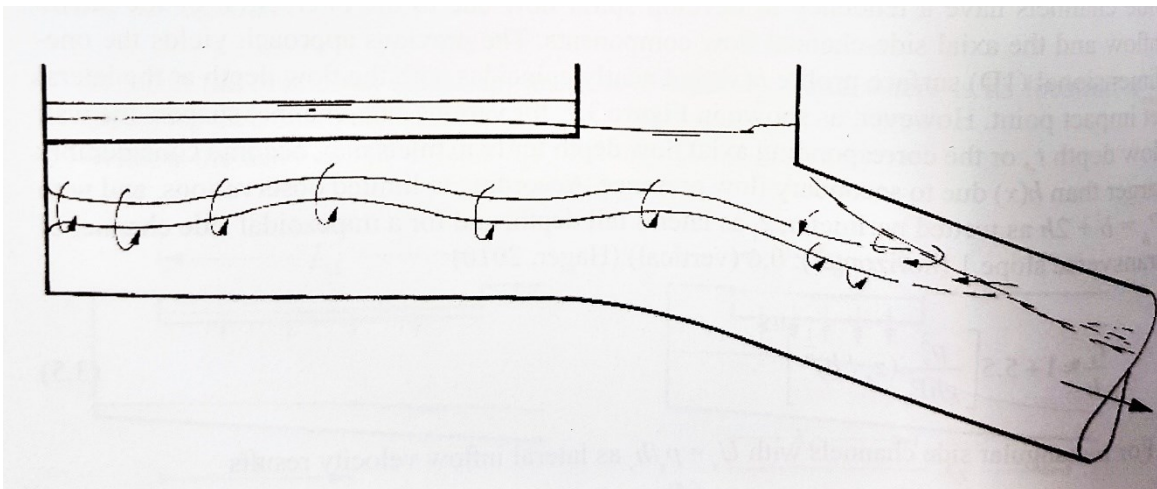
Figur 4-9. Vannstand på tvers av samlekanalen (Kouchakzadeh & Marashi, 2005)



Figur 4-10. Vannstand på tvers av samlekanalen (Kouchakzadeh & Marashi, 2005). Her strømmer det vann inn fra høyre side.



Figur 4-11. Illustrasjon av strømningslinjer i flomløpet til Hoover dam, fra casestudie (Walløe, et al., 2021)



Figur 4-12. Strømning i samlekanal med lukket avløp og dykket innløp (Hager, et al., 2021)

I en glatt samlekanal vil normalt det sirkulerende strømningsmønsteret fortsette nedover i kanalen og vannet vil strømme videre i et skruformet mønster nedover samlekanalen, som vist i Figur 4-11 for Hoover dam i USA (Walløe, et al., 2021). Figur 4-12 viser virveldannelse sentralt i kanalen, som kan oppstå som følge av den roterende strømmingen (Hager, et al., 2021). I råspregte kanaler med stor ruhet er ofte strømningsmønsteret mer kaotisk.

Strømmingen i lengderetningen av en samlekanal kan være underkritisk eller overkritisk, og strømmingstypen kan også endre seg langs kanalen, for eksempel med underkritisk strømming i oppstrøms del og overkritisk strømming i nedstrøms del. Det er også mulig med overkritisk strømming i oppstrøms del, med påfølgende vannstandsprang og underkritisk strømming i nedstrøms del. Ved



Figur 4-14. Flomløp ved Botnedalsvatnet

Det er også variasjon i retningen på innløpet. I de fleste tilfeller er sjakt eller tunnel plassert i samme strømningsretning som samlekanalen, men det er også tilfeller, som ved Botnedalsvatn på bildet over, at retningen på tunnelinnløpet er omtrent 90 grader på kanalen.

Ellers er det også forskjeller når det gjelder innløpets utforming. I de fleste tilfeller har innløpet til sjakt eller tunnel samme dimensjoner som resten av sjakta eller tunnelen. Denne kan ha samme

bredder som samlekanalen, slik som ved Storglomvassdammen (Figur 4-15), eller betydelig mindre dimensjoner enn kanalen, som ved Vatnedalsvatn (Figur 4-16).



Figur 4-15. Flomløp ved Storglomvassdammen

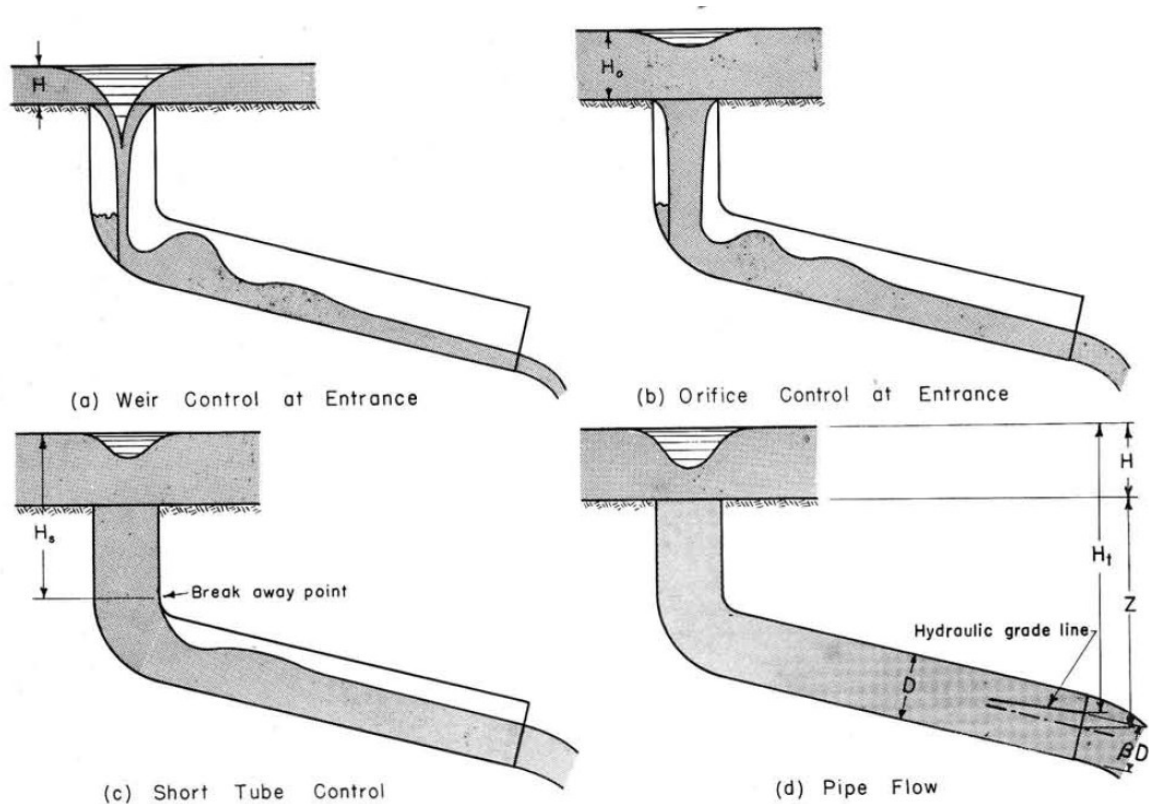


Figur 4-16: Innløp til sjakt ved Vatnedalsvatn

En annen variant er flomløpet ved Staffivatn (Figur 4-3), der terskelen går direkte over i en «trakt» som går inn på en tilnærmet horisontal tunnel.

4.3.2 Strømningsforhold

Strømningen i innløpet til et lukka flomløp vil i prinsippet til dels fungere på samme måten som for et «morning glory»-flomløp, som vist i Figur 4-17 (Blaisdell, 1952).



Figur 4-17. Ulike strømnings situasjoner for flomløp med tunnel, illustrert av (Blaisdell, 1952). a) Frispeilstrømning, terskelen er kontrollerende, b) innløpskontroll og frispeilstrømning i avløp, c) trykkstrømning i øvre del av systemet, frispeilstrømning i avløp og d) trykkstrømning i hele systemet.

Ved frispeilstrømning vil strømmingen vanligvis gå fra underkritisk i samlekanalen til overkritisk i sjakta (situasjon a i Figur 4-17), men det er også mulig at kritisk snitt kan ligge lenger opp i kanalen. Posisjonen til kritisk snitt kan også kontrolleres med et fast overløp eller en innsnevring.

Ved store vannføringer vil innløp i mange tilfeller dykkes. Innløp til sjakt med innstrømning fra flere sider vil lukke seg raskere enn innløp på enden av en sidekanal. Dersom innløpet dykkes, men trykket fra nedstrøms i sjakta står lavere enn opp til innløpet vil det bli undertrykk i øvre del av sjakta. En slik situasjon er f.eks. beskrevet i casestudiet for Val Noci (Hager, et al., 2021). Det kan også oppstå undertrykk f.eks. på grunn av sentrifugalkraften ved kurvatur, ved retningsendringer, eller innsnevring av tverrsnitt. Hvis trykket noe sted reduseres til under kavitasjonstrykket til vann vil kavitasjon forekomme (Falvey, 1990). Undertrykk i sjakta som oppstår når sjaktinnløpet lukkes vil øke kapasiteten til flomløpet, i forhold til situasjonen med fri tilgang til luft.

Ved de store fallhøydene og hastighetene som oppstår i lukka flomløp bør man være oppmerksom på at store undertrykk og kavitasjon kan opptre og ha innvirkning på kapasiteten. I CFD-

beregningene ved Staffivatn og Mysevattn ble det f.eks. beregnet store, ikke-fysiske undertrykk i innløpet (Multiconsult, 2020) (Walløe, et al., 2021).

Ved lav vannstand vil undertrykk i sjakta også kunne føre til at det dras inn mer luft, som vil redusere undertrykket i sjakta og også kunne redusere kapasiteten ved volumfortrengning. Når vannføringen øker og oppstrøms vannstand stiger vil det etter hvert bli dratt inn mindre luft, slik at kapasiteten ikke reduseres i like stor grad. Dermed vil kapasitetsreduksjon i innløpet på grunn av luftinnblanding ofte ikke være et problem når vannstanden stiger opp mot terskelen til overløp, dersom terskelen ligger høyt nok over innløpet.

4.4 Sjakt og tunnel

4.4.1 Utforming

Sjakta for lukka flomløp er vanligvis en råsprengt skråsjakt med helning ca. 45 grader. Nedre del av systemet består vanligvis av en råsprengt avløpstunnel med mindre helning enn sjakta.

I noen tilfeller går samlekanalen over i avløpstunnel uten sjakt, som for Staffivatn (Figur 4-18), og i andre tilfeller kun en tunnel uten sjakt, som ved Helgedalsvatn.



Figur 4-18: Staffivatn har ingen definert sjakt, men en traktformet samlekanal som går rett ned på tunnelen.

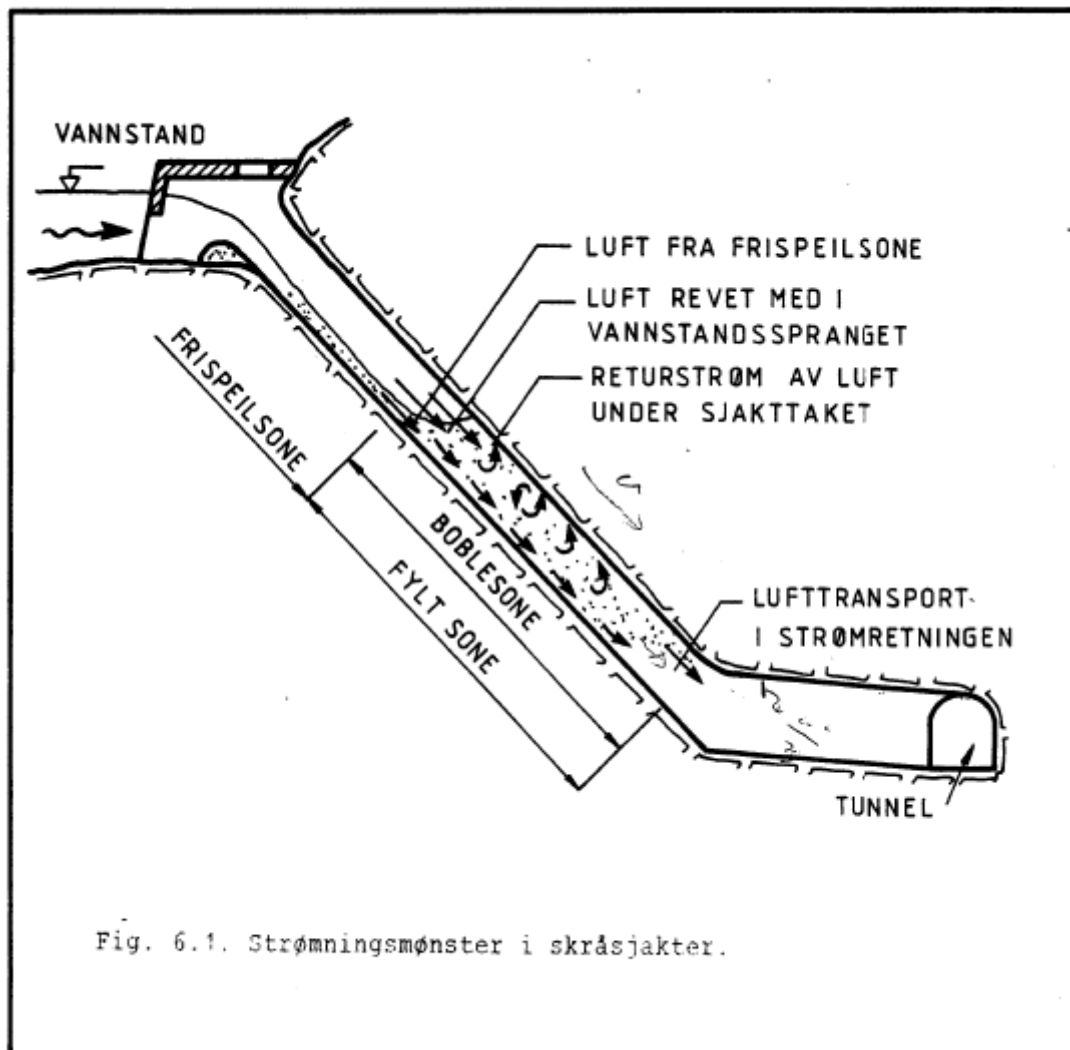
4.4.2 Strømningsforhold

For sjakt og tunnel vil det kunne være friskeilstrømning gjennom hele, eller deler av systemet, eller trykkstrømning.

Energitapet gjennom systemet kan deles inn i friksjonstap – som følge av overflatefriksjon og lokale tap rundt ruhetselerner, og singulærtap – som følge av energitap knyttet til lokale forstyrrelser i strømmingen, som retningsendringer, tverrsnittsendringer, obstruksjoner og utløpstap. For lange sjakter og tunneler vil ofte friksjonstapene dominere, mens singulærtap har større betydning for kortere systemer.

Dersom det er trykkstrømning i tunnelen og nedre del av sjakta, og friskeilstrømning gjennom innløpet, vil det dannes et vannstandssprang i sjakta. I denne situasjonen vil det kunne dras inn mye luft i systemet, både som følge av luftinnblanding ved friskeilstrømning og i vannstandsspranget. Denne situasjonen er illustrert i Figur 4-19.

I (VR, 1988) er det oppgitt noen tall for hvor mye luft som blandes inn i denne situasjonen for bekkeinntak. Fullt utviklet luftinnblanding ved friskeilstrømning oppgis å være 10-40 volumprosent. Det er videre angitt at fullt utviklet luftinnblanding oppnås etter en strekning tilsvarende 100 – 200 ganger normaldybden for borede sjakter og 50 – 100 ganger normaldybden for råsprenge sjakter. I vannstandsspranget oppgis det at man kan anta 5-10 volumprosent innblanding i råsprenge tunneler og 10 – 15 % for borede sjakter. Imidlertid vil hastighetene ved trykkstrømning i lukka flomløp være mye større enn i en kraftverkstunnel under drift, så dette er ikke nødvendigvis gyldig for situasjonen i flomløp.



Figur 4-19: Luftinnblanding ved frispelstrømning i øvre del av systemet og trykkstrømning i tunnel og øvre del av sjakta. (VR, 1988)

Luftinnblanding vil kunne påvirke kapasiteten til sjakt og tunnel på flere måter, som gjør det svært vanskelig å regne på effekten av luft i systemet. Bl.a.:

- Luftvolumet vil påvirke kapasiteten direkte ved å fortrenge vannvolum. Imidlertid vil luftvolumet komprimeres ved høyt trykk og ekspandere ved lavt trykk.
- Graden av luftinnblanding vil påvirke tettheten og viskositeten til blandingen av luft og vann, og føre til demping av turbulens og dermed påvirke tap i systemet, inkludert friksjonstap.
- Luftinnblanding vil påvirke trykket, og føre til mindre kavitasjon.

Det kan også være frispelstrømning gjennom hele systemet (tilsvarende a og b i Figur 4-17), trykkstrømning i øvre del og frispelstrømning i tunnelen (c i Figur 4-17) og trykkstrømning gjennom hele systemet (d i Figur 4-17).

Som beskrevet for innløp (avsnitt 4.3.2) vil det kunne dannes undertrykk i systemet ved retningsendringer, tverrsnittsendringer, eller når innløpet lukkes. Dersom undertrykket blir lavere enn kavitasjonstrykk vil kavitasjon inntreffe, hvilket kan påvirke kapasiteten.

5 Håndregningsformler

Kapittelet om håndregningsformler dekker enkle formler basert på grunnleggende prinsipper i hydraulikk (se avsnitt 3.1) og empiri fra målinger eller forsøk i litteraturen.

5.1 Overløp

5.1.1 Generelt

Overløp ved lukka flomløp kan beregnes med samme formelverk som andre overløp så lenge det er fri strømming over overløpet. Situasjonen blir imidlertid mer komplisert ved begynnende dykking av overløpet, blant annet fordi nedstrøms vannstand kan variere langs samlekanalen.

Det er utviklet mange formler for overløpsterskler, de fleste av dem kan skrives på generell form (Chow, 1959):

$$Q = CLH^{1,5}$$

Her er C ikke dimensjonsløs, og er derfor avhengig av hvilke enheter som er brukt. Formelen oppgis også noen ganger med en dimensjonsløs vannføringskoeffisient, C_d , på formen:

$$Q = \sqrt{2g}C_dLH^{1,5}$$

Merk at H i ligningene inkluderer hastighetshøyden i tilløpet, dvs. at H er energihøyden ved terskelen, som kan antas å være lik magasin vannstand bare dersom hastigheten i magasinet er neglisjerbar.

Den generelle formen for overløpsligningen kan finnes ved å anta at strømmingen går gjennom kritisk over overløpskanten. For et bredt rektangulært tverrsnitt er kritisk dybde $y_c = \sqrt[3]{Q^2/gL^2}$. Dermed er $Q = y_c^{\frac{3}{2}}\sqrt{gL}$. Videre er $y_c \propto H$, slik at $Q \propto \sqrt{g}LH^{1,5}$. Forutsatt hydrostatisk trykkfordeling og ingen tap fås også $y_c = 2/3H$, fra Bernoullis likning. Dette gir $Q = 1,705LH^{1,5}$, og dermed $C = 1,705$. Antagelsene i utledningen over gjelder imidlertid ikke generelt, og C må derfor beregnes for hvert enkelt tilfelle. C finnes vanligvis i praksis med empirisk baserte metoder for de mest brukte overløpsformene, som hovedsakelig er utledet ved modellforsøk.

Formen på overløpsformlene kan også utledes ved dimensjonsanalyse (Ansar & Chen, 2009).

5.1.2 Ideelle overløp

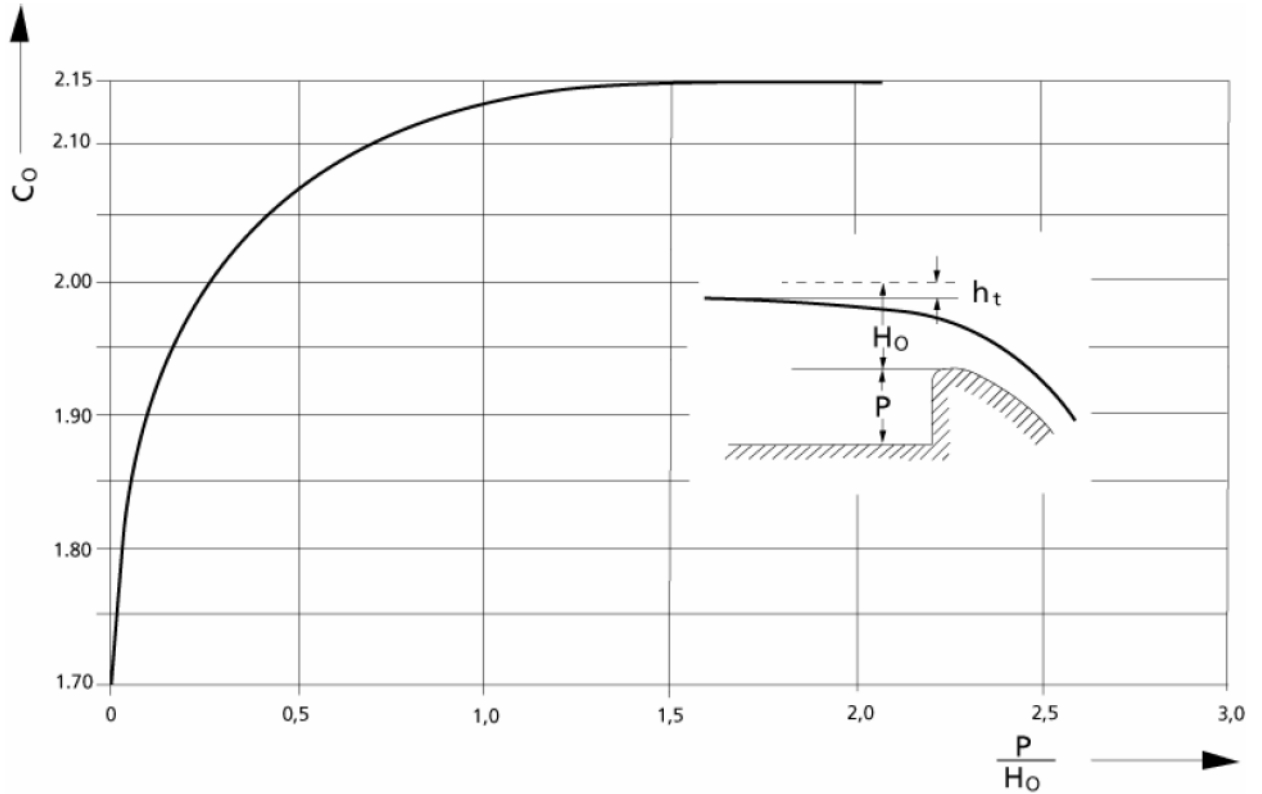
Formelverk for beregning av kapasiteten til ideelle overløp finnes i retningslinjer for flomløp (NVE, 2005) og er i utstrakt bruk i Norge. Formelverket stammer fra USBR (1987), der metodikken er beskrevet i mer detalj, og der det finnes en del tilleggsinformasjon. USBR (1987) er derfor også mye i bruk ved kapasitetsberegninger på overløp. En god kilde til supplerende informasjon er Chow (1959).

Kapasiteten til ideelle overløp er funnet å avhenge av høyden på terskelen, helning på oppstrøms kant, faktisk energihøyde i forhold til energihøyden overløpet er designet for, påvirkning fra mottrykk fra nedstrøms bunnivå og påvirkning fra nedstrøms vannstand.

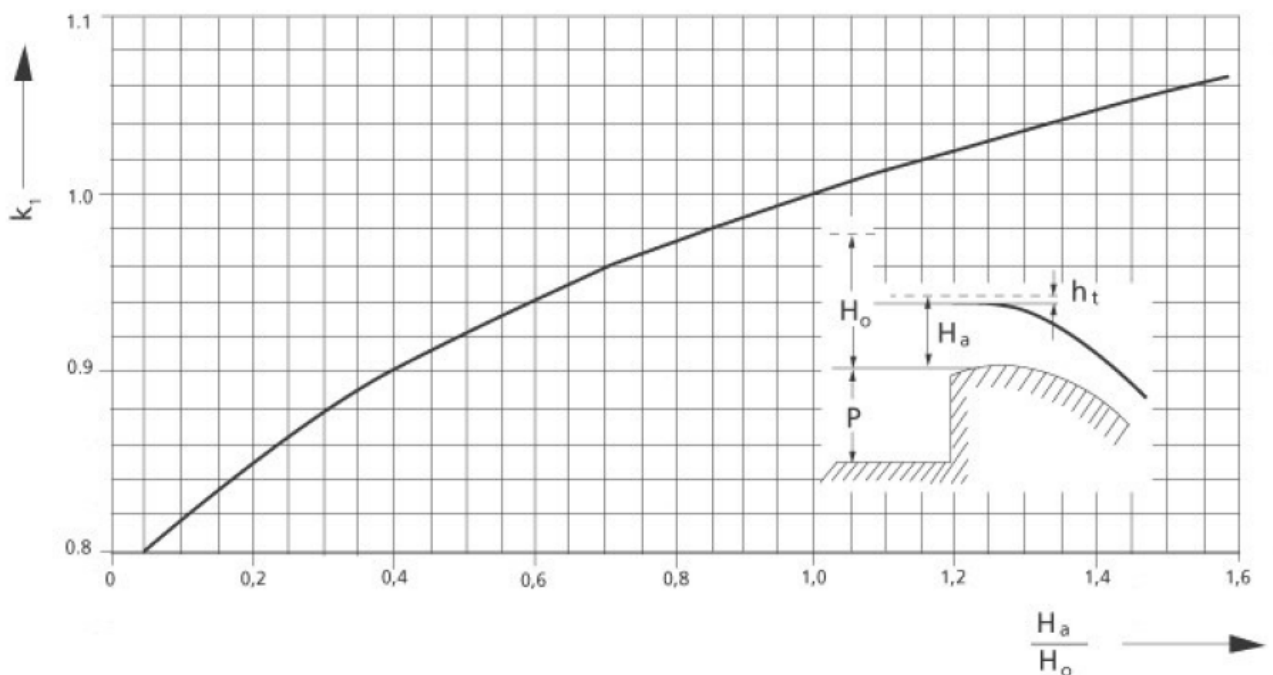
I NVE (2005) står det at man kan beregne C som følger:

$$C = C_0k_1k_2k_3$$

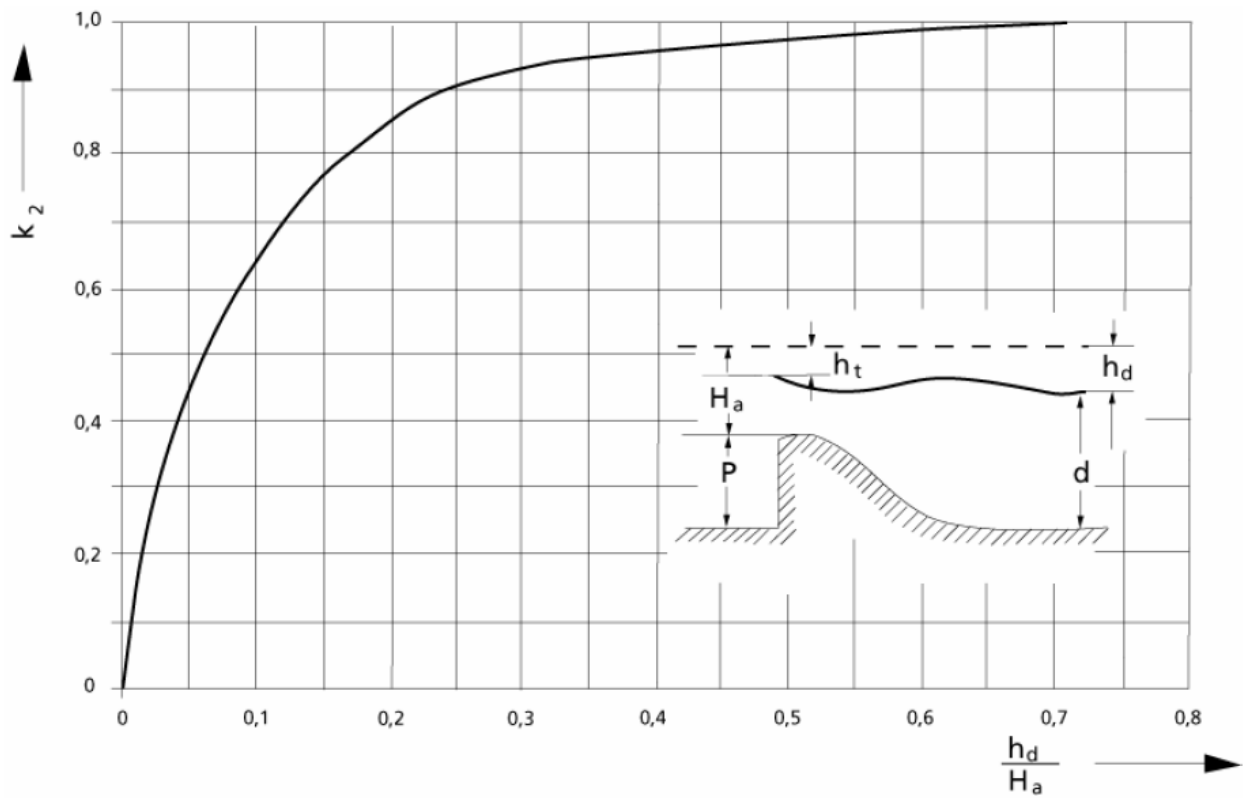
Der C_0 , k_1 , k_2 og k_3 finnes i Figur 5-1 til Figur 5-4, under. Merk at Figur 5-1 er modifisert i (NVE, 2005) i forhold til originalen i USBR (1987), der maksimal kapasitet, omregnet til SI-enheter, er oppgitt til $C = 2,18$ i stedet for 2,15.



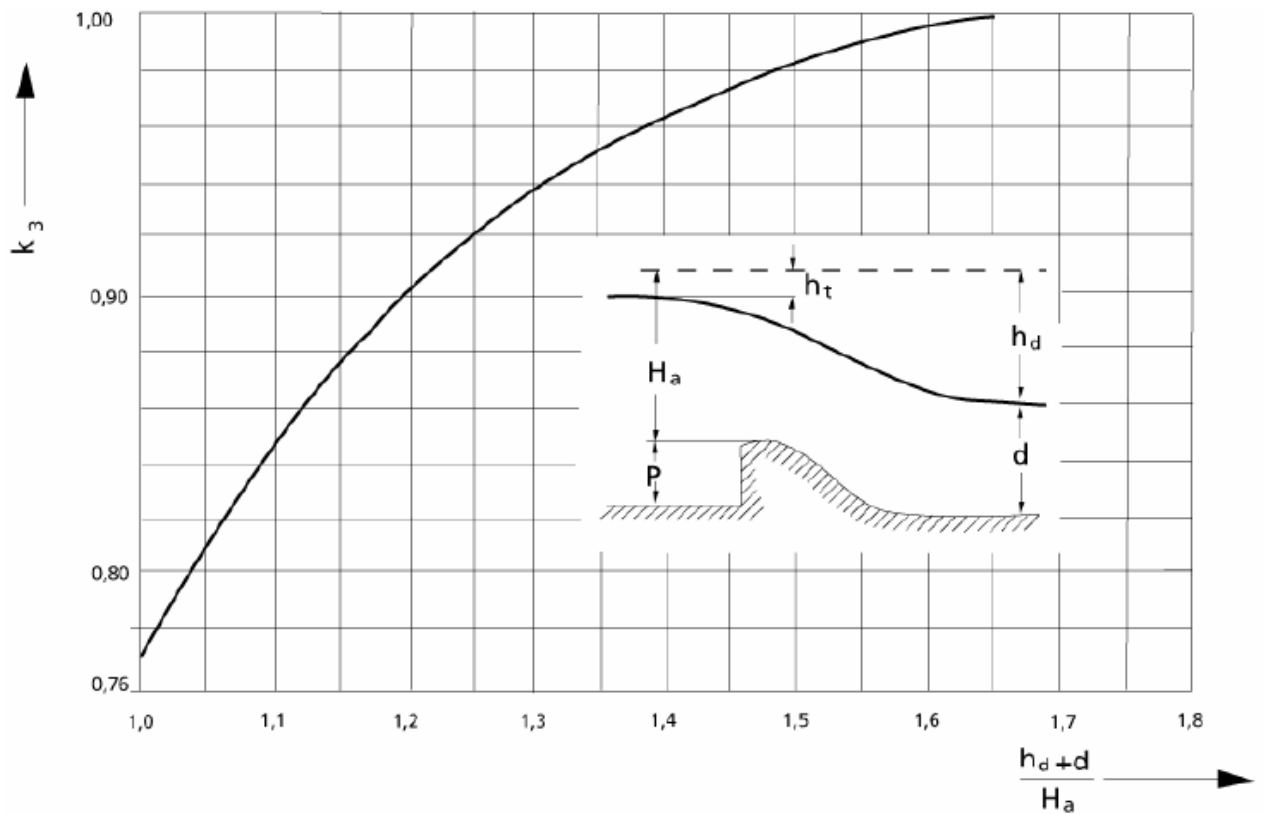
Figur 5-1: Overløpskoeffisient C_0 , som funksjon av forholdet mellom dimensjonerende energihøyde, H_0 og terskelhøyden, P .



Figur 5-2: Korreksjon for opptredende energihøyde (H_a) forskjellig fra dimensjonerende energihøyde, H_0



Figur 5-3: Korreksjon for påvirkning fra undervannet.

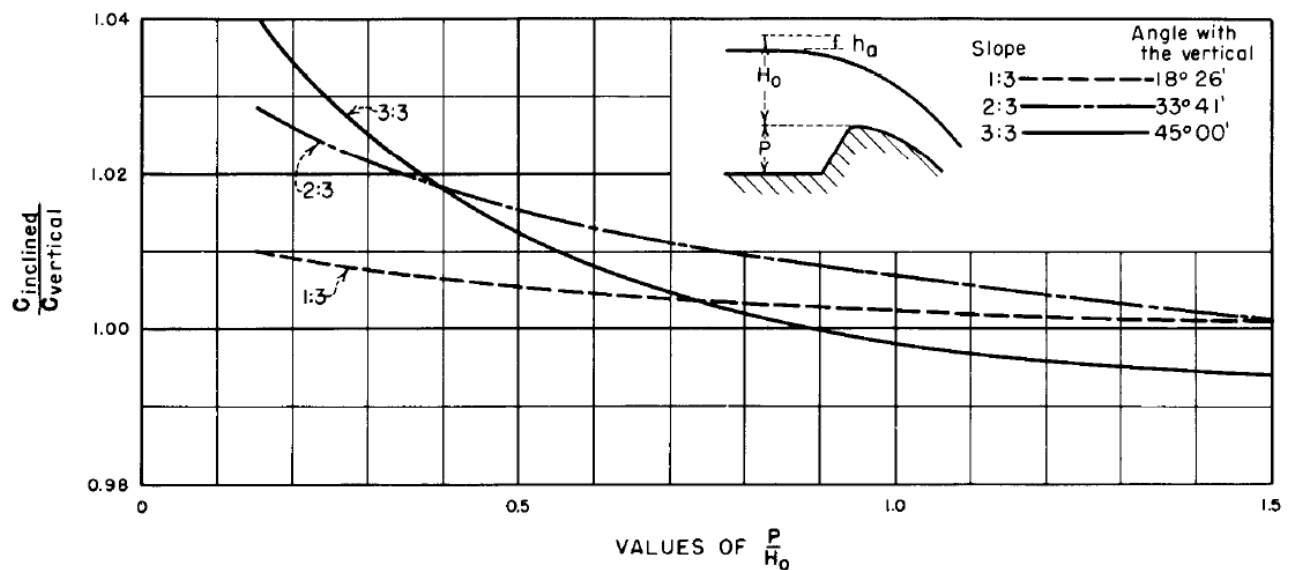


Figur 5-4: Korreksjon for påvirkning fra nedstrøms bunnivå.

Korreksjonen for H_a forskjellig fra H_0 i Figur 5-2 skyldes at trykk og undertrykk ved overløpskanten hhv. reduserer og øker kapasiteten til overløpet, som nærmere beskrevet i kapittel 4.1. Korreksjonen for undertrykk (dvs. for $H_a > H_0$) gjelder derfor kun når overløpet ikke er luftet.

Figur 5-3 og Figur 5-4 viser korreksjoner for påvirkning ved dykking av overløpet. Effekten av nedstrøms bunnivå har direkte innvirkning på kapasiteten opp til $(h_d+d)/H_a \sim 1,7$, men kan også *redusere* effekten av høyt undervann, også for verdier større enn dette. Nomogrammer for denne situasjonen, og tilsvarende strømningstyper finnes også i USBR (1987).

I tillegg til disse nomogrammene, har USBR (1987) nomogrammer for korreksjon på grunn av oppstrøms helning, vist i Figur 5-5.



Figur 5-5: Korreksjon for oppstrøms helning på overløpskanten.

I følge USBR (1987) kan man ta hensyn til sidekontraksjon fra pilarer og vederlag ved å redusere lengden L slik at den effektive lengden blir, $L_{eff} = L - 2(nK_p + K_a)H_a$.

Her er n antall pilarer, K_p er en kontraksjonskoeffisient for pilarer, K_a er kontraksjonskoeffisienten for vederlag. Noen koeffisienter for $H = H_a$ er oppgitt i USBR (1987). Mer detaljert grunnlag for pilar- og vederlagskontraksjoner finnes i USACE (1970) og Hager et al. (2021).

I Chow (1959) er det oppgitt at redusert tverrsnitt på grunn av kontraksjon kan regnes som $L_{eff} = L - 0,1nh$. Her er n antall sidekontraksjoner, og hastighetshøyden er ekskludert, ($h = H - U^2/2g$). I retningslinjer for flomløp (NVE, 2005) oppgis $L_{eff} = L - 0,1nH_0$ for skarpe kanter og $L_{eff} = L$ for avrundede kanter. I praksis brukes denne formelen ofte med H_a (som i USBRs formel og Chow) i stedet for H_0 , da det er behov for å beregne sidekontraksjon for andre flomstørrelser enn det flomløpet er dimensjonert for.

I praksis har kontraksjon ved pilarer og vederlag i en del tilfeller liten betydning for kapasiteten, da aktuell kontraksjon vanligvis er mye mindre enn L . I tilfeller der kontraksjonen kan ha mer betydning kan kurver i USACE (1970) brukes som utgangspunkt. I andre tilfeller bør det brukes andre beregningsmetoder. For enkle overslag er formelen i Chow (1959), eller NVEs formel tilfredsstillende, og H_a kan da brukes i stedet for H_0 . Erfaringer fra bl.a. modellforsøk viser at også bredda på pilaren spiller en vesentlig rolle for kontraksjonen, og spesielt store lukepilarer på elvekraftverk kan gi større kontraksjoner enn formlene i USBR (1987) gir.

5.1.3 Bredkrona og skarpkanta overløp

Bredkrona overløp kan beskrives som overløp med flat topp og forholdsvis stor bredde i forhold til vannstanden oppstrøms. Ved store vannstander vil overløpet begynne å fungere som skarpkantet. På dimensjonsløs form kan følgende formel brukes for bredkrona overløp:

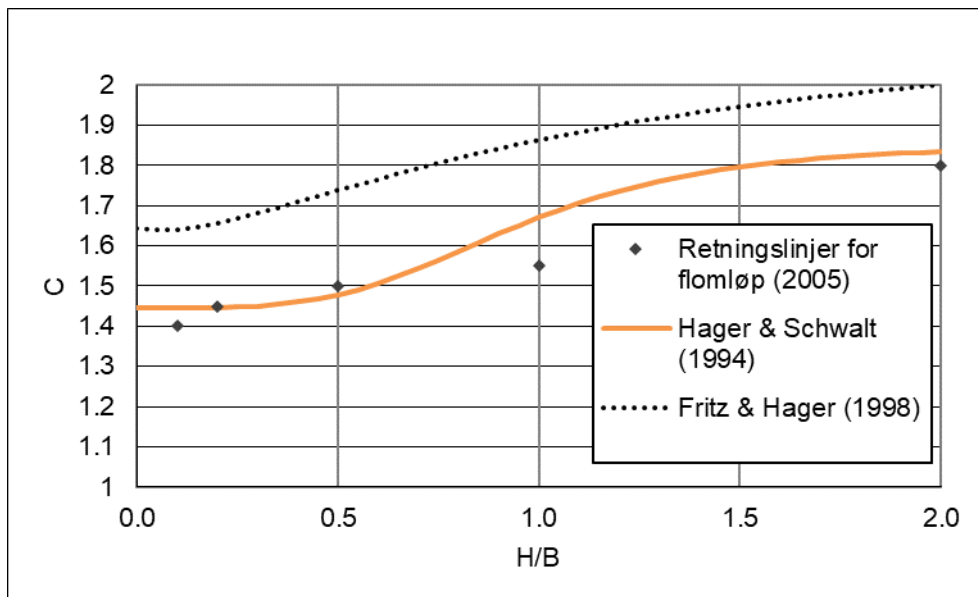
$$Q = \sqrt{2g}C_d LH^{1,5}$$

Hager & Schwalt (1994) gjorde forsøk på bredkronede overløp med skarpt hjørne oppstrøms, vertikale oppstrøms sider og horisontal, glatt, oppstrøms topp, og oppgir følgende formel for C_d :

$$C_d = C_{d0}(1 - 2/9)^{-1} \left(1 - \frac{2/9}{1 + \zeta^4}\right)$$

Hvor C_{d0} er en asymptotisk vannføringskoeffisient, som ble funnet å være 0,326 i Hager & Schwalt (1994), og $\zeta = H/B$. Dette tilsvarer vannføringskoeffisienten for et skarpkantet, fullt luftet overløp, $C_d = C_{d0}(1 - 2/9)^{-1} = 0,419$.

I retningslinjer for flomløp (NVE, 2005) er det oppgitt en tabell for C-faktorer for bredkrona flomløp, som er gjengitt sammen med formelen i Hager & Schwalt (1994) i Figur 5-6, med $C_{d0} = 0,326$. Merk at det er en del avvik spesielt for $H/B = 1$. Det anbefales at grunnlaget i Hager & Schwalt (1994) brukes, da dette er bedre dokumentert.



Figur 5-6: Sammenlikning av C faktorer for rettkantede, bredkronede overløp (NVE, 2005), (Hager & Schwalt, 1994) og bredkronede overløp med oppstrøms og nedstrøms helning 1V:2H (Fritz & Hager, 1998).

For bredkronede overløp med annen form eller forutsetninger enn det som er beskrevet ovenfor, er det en rekke faktorer som vil påvirke kapasiteten. Mange parametere, blant annet sidehelning oppstrøms og nedstrøms, lufting av nedstrøms kant, og formen på oppstrøms kant ble undersøkt av Bazin i modellforsøk på slutten av 1800-tallet, og er gjengitt f.eks. i Tracy (1957).

Fritz & Hager (1998) utførte forsøk på bredkrona overløp med oppstrøms og nedstrøms helning 1V:2H og kom frem til følgende formel for C_d :

$$C_d = 0,43 + 0,06 \sin[\pi(\xi - 0,55)]$$

Hvor $\xi = H/(H + B)$. Formelen ble også sammenliknet med tidligere modellforsøk, med godt samsvar. Denne er også gjengitt i Figur 5-6.

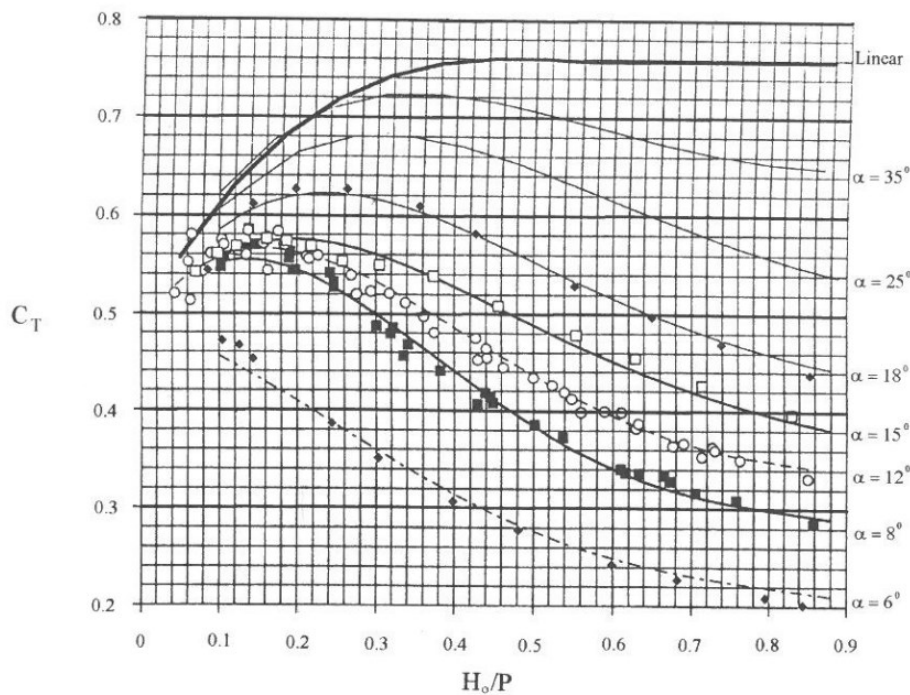
Bredkrona overløp har høy grense for påvirkning ved drukning av overløpet fra nedstrøms vannstand (Hager & Schwalt, 1994). Diskusjon, og håndregningsformler for drukning av bredkrona overløp finnes også i Hager og Schwalt (1994) og Fritz & Hager (1998), og dette er sammenstilt i Hager, et al (2021).

5.1.4 Labyrintoverløp

For lave overløpshøyder vil kapasiteten til et labyrintoverløpet være nesten tilsvarende kapasiteten til et rett overløp med samme form. Ved større overløpshøyder, vil kapasiteten både påvirkes av intern oppstuvning, dvs. påvirkning fra strålen fra motstående seksjon av labyrintoverløpet, og etter hvert også av lokal dykking av labyrintbuene. Hvordan denne påvirkningen skjer, vil være svært avhengig av utformingen til labyrintoverløpet. Det finnes teoretiske formler for labyrintoverløp med enkelte, bestemte utforminger, men disse tar ikke hensyn til intern oppstuvning (Falvey, 2003). Ved beregning av kapasiteten til labyrintoverløp anbefales det derfor å bruke empiriske ligninger utviklet fra modellforsøk. Et eksempel for labyrintoverløp med triangulære sløyfer kan finnes i Tullis, et al. (1995):

$$Q = C_T L \frac{2}{3} \sqrt{2g} H^{1,5}$$

Der C_T finnes i figuren under, ut fra vinkelen α mellom labyrint-tersklene.



Figur 5-7. Designkurver for labyrintoverløp med triangulær utforming (Tullis, et al., 1995)

5.1.5 Evaluering

Håndregningsformler for overløp er generelt basert på de grunnleggende prinsippene for energibevaring, kontinuitet og impulsbevaring som er introdusert i avsnitt 3.1, eller kan utledes ved dimensjonsanalyse. Overløpsformler har vært utledet på flere måter, og hvilke teoretiske antagelser som gjøres avhenger av utledningen.

De teoretisk baserte formlene kombineres likevel oftest med en empirisk vannføringskoeffisient, som tar hensyn til begrensninger i utledningen, og ofte i tillegg empiriske korreksjoner for f.eks. sug på overløpskanten, påvirkning fra undervannet, pilarer osv. De empiriske koeffisientene baseres vanligvis på resultater fra modellforsøk, (og i de senere årene også CFD simuleringer), der dette finnes, og skjønn der utformingen avviker fra grunnlaget det finnes modellforsøk for.

Håndregningsformler for overløp kan forventes å gi god nøyaktighet så lenge relevante parametere holder seg innenfor det fysiske- og empiriske grunnlaget formelverket er bygget på. Mange av overløpsformlene er også godt utprøvd og kjent i bransjen. Beregningene er spesielt gode for frie overløp, mens korreksjon for drukning kan være mer usikkert. Nyere forsøk har gitt andre resultater ved drukning enn grunnlaget som finnes i USBR og andre steder (Tullis, 2011). For lukka flomløp vil usikkerheten ved drukning være større, siden nedstrøms vannstand vil variere langs overløpskanten, og fordi forholdene ofte er ganske forskjellige fra den idealiserte situasjonen som er beregnet i modellforsøk.

Håndregningsformlene for overløp tar generelt ikke hensyn til overløpsformer og utforminger forskjellig fra forsøkene vannføringskoeffisientene og korreksjoner til disse er basert på.

Formlene brukes likevel ofte for å gjøre beregninger også utenfor det det finnes direkte grunnlag for. Det er da vanlig i praksis å justere vannføringskoeffisientene på skjønn. Det kan fortsatt gi gode overslag for kapasiteten, men nøyaktigheten blir redusert i forhold til det ideelle.

Under de største flommene vil det i praksis ofte bli overstrømning andre steder enn selve overløpet, f.eks. over damkrona eller terreng. Det må da i praksis ofte gjøres grove forenklinger for å kunne gjøre beregninger med håndregningsformler, som kan føre til relativt stor usikkerhet. Et eksempel på dette er sammenlikningen av bruk av håndregningsformler og CFD for Staffivatn, som er vist i litteraturstudiet (Walløe, et al., 2021).

Ved uoversiktlige strømningsforhold, eller utforminger som avviker vesentlig fra det empiriske grunnlaget, er håndberegningformler for overløp generelt også mindre egnet.

Tabell 5-1: Evaluering av håndregningsformler for kapasitetsberegninger på overløp

Kategori	Håndregningsformler	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Overløpsprofiler som har godt dokumenterte vannføringskoeffisienter	Godt egnet	God
Overløpsprofiler hvor trykket er tilnærmet hydrostatisk	Godt egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, rett eller svakt buet i planet	Kan brukes	Middels
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, sammensatt eller romlig varierte i planet (f.eks. labyrintoverløp)	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra undervann i samlekanal, overkritisk strømning over terskelen	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra undervann i samlekanal, underkritisk strømning over terskelen	Kan brukes	Usikker
Hensyn til sug på overløpskanten, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Egnet ²	God
Beregning av tilløpsforhold, (f.eks. skjevstrømning)	Uegnet	-
Beregning av falltap i tilløp, (f.eks. i kanal)	Egnet ³	Middels
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det finnes godt dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Egnet	Middels
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det ikke finnes dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Kan brukes	Usikker
Overstrømming over terreng	Kan brukes	Usikker

2 Forutsatt at empirisk grunnlag for påvirkning fra sug på vannføringskoeffisienter foreligger, 3 Forutsatt 1-dimensjonale strømningsforhold i tilløpet

5.2 Samlekanal

5.2.1 Impulsligningene for sidekanal (Hinds ligning)

For å kontrollere at vannstanden i samlekanalen ikke styrer kapasiteten til terskelen, må vannlinja i samlekanalen beregnes. Strømningen i kanalen er et tilfelle av romlig variert strømning (engelsk: spatially varied flow), og to ulike fremgangsmåter kan brukes for å regne på denne: enten ved å bruke energiligningen, eller å benytte seg av impulssetningen. Den første til å utvikle beregningsmetoder for sidekanaler, var Hinds (1926), som først forsøkte å benytte energiligningen til å regne på strømningen i samlekanaler ved å anta en energitapskoeffisient for tverrstrømmen på samme måte som en friksjonstapskoeffisient. Han oppdaget at koeffisienten ikke var konstant, og måtte beregnes for hvert enkelt tilfelle. For impulssetningen oppsto ikke dette problemet, denne viste seg å kunne brukes uten noen eksperimentelle koeffisienter, og ga godt samsvar med observert vannlinje.

På grunn av dette har en tilnærming utledet fra impulssetningen vært dominerende helt siden 1926 og fram til i dag, se f.eks. Hager, et al. (2021). Ligningen som beskriver vannlinja ser slik ut (Chow, 1959):

$$\frac{dy}{dx} = \frac{S_0 - S_f - \left(\frac{2Q}{gA^2}\right)\left(\frac{dQ}{dx}\right)}{1 - F^2}$$

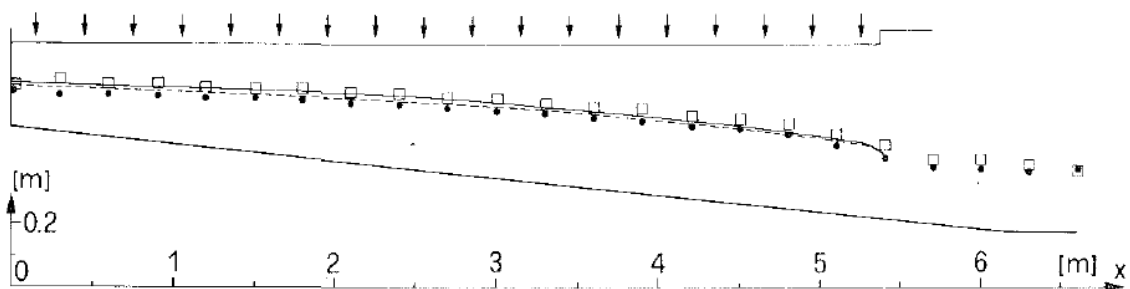
Denne kalles på engelsk «the dynamic equation of spatially varied flow», men omtales ofte som Hinds ligning på norsk.

Legg merke til at ved $dQ/dx = 0$ så reduseres ligningen til Saint-Venants ligning for 1D stasjonær strømning, se kapittel 3.

Det innstrømmende vannet fører altså til en stigning i vannstanden sammenlignet med en kanal med uendret vannføring. Ligningen forutsetter at når vannet strømmer vinkelrett inn på kanalen, vil ikke det innstrømmende vannet gi et impulsbidrag i kanalretningen, og det vil heller ikke forstyrre strømning i akseretningen av kanalen. Hvis vannet derimot strømmer inn med en hastighetskomponent parallelt med bunnen i kanalen, kan denne inkluderes i ligningen. Denne kan skrives slik (Bremen & Hager, 1989):

$$\frac{dy}{dx} = \frac{S_0 - S_f - \left(2 - \frac{AS_0[2g(d + H + S_0x - y)]^{\frac{1}{2}}}{Q}\right) \frac{QdQ/dx}{gA^2}}{1 - F^2}$$

Her er d dybden av kanalen ved $x = 0$ og H er overløpshøyden. Denne ligningen omtales gjerne som den utvidede ligningen, og brukes oftest når samlekanalen har en betydelig helning. En sammenligning av de to ligningene fra eksperimentene til Bremen og Hager (1989) kan sees i Figur 5-8. Videreutvikling av ligningene for ikke-prismatiske tverrsnitt er også gjort, se Bremen og Hager (1989) eller Kouchakzadeh (2002).



Figur 5-8. Sammenligning mellom Hinds ligning (heltrukket linje) og den utvidede ligningen (stiplet linje), samt observert vannstand midt i samlekanalen (●) og ved motstående kanalvegg (□). Fra Bremen og Hager (1989)

I forsøk på å kompensere for forutsetningene om hydrostatisk trykk og uniform strømning, har flere forsøkt å introdusere korreksjonsfaktorer. Yen og Wenzel (1970) bruker en korreksjonsfaktor for impulsfluks for å kompensere for at hastigheten over tverrsnittet ikke er uniform, jf. kapittel 3.1. Yen og Wenzel gir ikke verdier for korreksjonsfaktorene, men dette er senere undersøkt av Guercio & Magini (1998). De har gjennom modellforsøk forsøkt å finne verdier for korreksjonsfaktoren. Deres resultater viser at så lenge hastigheten på det innstrømmende vannet er tilstrekkelig stor ($> 0,4$ m/s), er korreksjonsfaktoren overflødig.

For å kunne bruke Hinds ligning er det nødvendig å kjenne vannstanden i ett punkt i kanalen. Keulegan (1952) har utviklet en metode for å identifisere et punkt med kritisk strømning i kanalen. Denne er senere forenklet av Hager (1983), som angir følgende ligning for beregning av plasseringen av kritisk snitt for en kanal med rektangulært tverrsnitt (b er kanalbredde):

$$x_s = \frac{8q_x^2}{(S_0 - S_f)^3 g b^2}$$

Dersom x_s er større enn lengden L av samlekanalen, vil det være kritisk snitt i $x = L$, og underkritisk strømning i hele samlekanalen. Ifølge Walløe (2012) vil dette vanligvis være tilfellet når en samlekanal nærmer seg full kapasitet. Merk at dette gjelder samlekanalen isolert sett, dersom avløpet har begrenset kapasitet kan dette bestemme nedstrøms vannstand og gi oppstuvning oppover i samlekanalen.

Dersom en samlekanal ikke har konstant helning, kan det være nødvendig å dele opp kanalen i segmenter, og gjøre beregninger for hvert segment.

Formålet med å beregne vannstanden i samlekanalen er å kontrollere at vannstanden nedstrøms terskelen ikke påvirker strømning over terskelen. Dersom vannstanden i kanalen er såpass høy at strømningen over terskelen påvirkes, må det gjøres justering av koeffisient k_2 for påvirkning av undervann for de delene av terskelen der det er aktuelt. I tillegg må fordelingen av det innstrømmende vannet inn i kanalen justeres.

5.2.2 Evaluering

I utledningen av Hinds ligninger blir det gjort en del antakelser, som kan oppsummeres slik:

- i. 1D strømning i kanalen (ingen hastighetsvektorer av betydning på tvers av strømrretningen)
- ii. hydrostatisk trykkfordeling
- iii. uniform hastighet over tverrsnittet
- iv. konstant spesifikk vekt på vannet, altså at innblanding av luft er neglisjerbar
- v. at friksjonen kan beregnes ved formler som Mannings eller Chezy
- vi. rektangulært tverrsnitt
- vii. stasjonær strømning

Beregnete vannlinjer viser seg allikevel å stemme godt med virkelige målinger, og ligningene er derfor mye brukt internasjonalt (Walløe, 2012) (Hager, et al., 2021).

Litteraturstudiet (Walløe et al. 2021) gjennomgår et titalls artikler som ved hjelp av fysiske modellforsøk har dokumentert at Hinds ligninger gir godt samsvar med målte vannlinjer for ulike utforminger og strømningssituasjoner i samlekanaler. Det er f.eks. gjort videreutvikling av formlene for tverrsnitt som ikke er rektangulære.

Det er godt dokumentert at Hinds ligninger vil kunne beregne vannlinje (gjennomsnitt over tverrsnittet) med god nøyaktighet i situasjoner der samlekanalen har en standard utforming, det vil si rektangulært, trapesformet eller V-formet tverrsnitt uten brå tverrsnittendringer, jevn helning som er slakere enn 15%, at kanalen er rett med ensrettet strømning og innstrømning normalt på kanalens lengderetning. Ligningen kan brukes for kanaler med innstrømning fra én, to eller tre sider.

Det er mer utfordrende å benytte Hinds ligning dersom det er store endringer i kanaltverrsnitt langs kanalen, f.eks. en kanal med store ujevnheter eller en kanal med avvikende geometrisk form. Her kan det oppstå falltap eller strømnings situasjoner som ikke ligningen kan ta hensyn til. Videre forventes det at større retningsendringer kan gi avvik i beregnet vannlinje.

Hinds ligning kan benyttes til å beregne vannstandssprang i lengderetningen i kanalen i rette kanaler (Bremen & Hager, 1989) (Fox & Goodwill, 1970), men kan være utfordrende å benytte på norske sidekanaler der vannstandssprang gjerne skyldes brå tverrsnittsendringer eller endring i helningen på kanalbunnen. Tilsvarende er Hinds ligning godt egnet til å beregne vannlinje ved overkritisk strømming i rette, jevne kanaler, mens det kan være vanskeligere å beregne overkritisk vannlinje i svært ujevne samlekanaler.

Dersom vannstanden i samlekanalen påvirker strømmingen over terskelen, må dette tas hensyn til i beregningen av strømming over overløpsterskelen, som må deles inn i ulike segmenter avhengig av drukningsgrad. Samtidig må det gjøres en justering av fordelingen av den innstrømmende vannføringen inn i kanalen, siden tilførsel av vann reduseres i den druknede delen av terskelen.

Hinds ligning anbefales ikke for flomløp der samlekanalen har en geometrisk form som ikke lenger ligner en kanal, som f.eks. det gamle flomløpet ved Vasslivatn (Figur 5-9) eller flomløpet ved Staffivatn (kapittel 4). Ligningen kan heller ikke benyttes ved svært uryddige strømningsforhold, altså hvor det ikke er klart hvilken retning vannet vil strømme.



Figur 5-9. Flyfoto av flomløpet ved Vasslivatn før ombygging

Tabell 5-2. Evaluering av håndregningsformler for kapasitetsberegninger på samlekanal

<i>Kategori</i>	Håndregningsformler	
	<i>Egnethet i forhold til andre metoder</i>	<i>Forventet nøyaktighet</i>
Rett, rektangulær eller trapesformet samlekanal med ryddige strømningsforhold	<i>Godt egnet</i>	<i>God</i>
Samlekanal med brå retningsendringer, eller brå tverrsnittsendringer	<i>Kan brukes</i>	<i>Usikker</i>
Samlekanal med annen form enn regulær sidekanal, komplisert geometri eller uryddige strømningsforhold	<i>Uegnet</i>	-
Underkritisk strømning (i hele beregningsstrekningen)	<i>Godt egnet</i>	<i>God</i>
Påvirkning/drukning av overløpet	<i>Kan brukes</i>	<i>Usikker</i>
Overkritisk strømning	<i>Kan brukes</i>	<i>Middels</i>
Vannstandssprang	<i>Kan brukes</i>	<i>Usikker</i>
Stor ruhet/Ruhet har betydning	<i>Egnet</i>	<i>Middels</i>

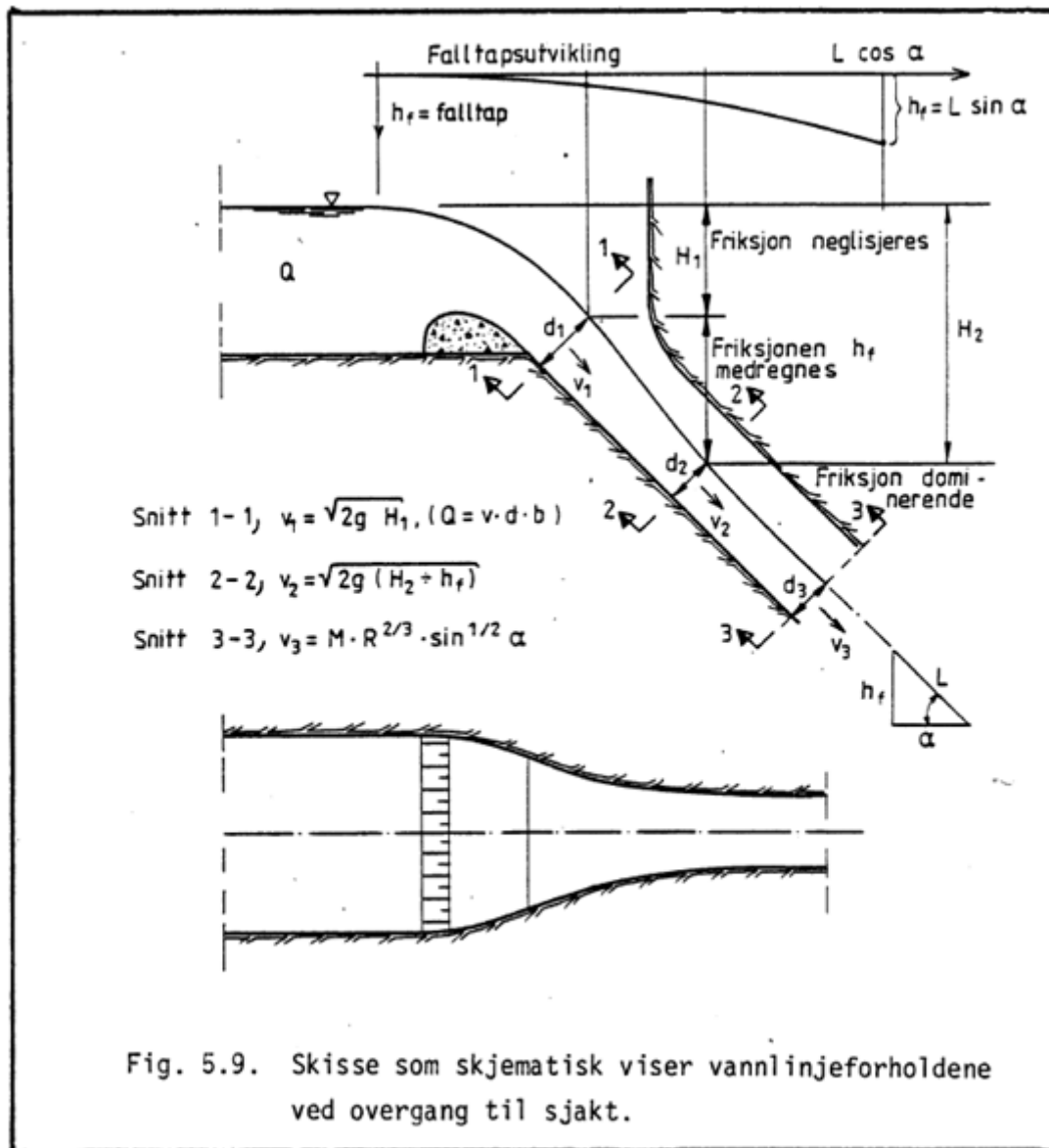
5.3 Innløp til sjakt

5.3.1 Innløp med frispeilstrømning

Ved frispeilstrømning gjennom innløpet vil det normalt sett være overkritisk strømning i sjakta, siden denne er bratt. Siden det normalt sett er underkritisk strømning i samlekanalen, blir kritisk snitt et sted i sjaktinnløpet. Ved et sjaktinnløp med rektangulær form (rett bunn) og uten strømningskontraksjon fra sidene av sjaktinnløpet, vil vannføringen kunne estimeres med

overløpsligningen $Q = CLH^{\frac{3}{2}}$, der L er bredden av sjaktinnløpet og H er energihøyden i innløpet. En enkelt beregning med Bernoullis ligning (tapsfri strømning, hydrostatisk trykk) gir en C-koeffisient på 1,7. For en rektangulær betongkulvert med helning 2%, kan man fra modellforsøk finne en C-koeffisient på rundt 1,45 (Norman, et al., 2001). Her inkluderer C-koeffisienten også sidekontraksjon og ev. annet tap i innløpet. For råsprengte sjaktinnløp har vi ingen tilsvarende erfaringstall.

Når energihøyden, H_1 , i innløpet er kjent, kan vannlinjen gjennom sjaktinnløpet estimeres med energiligningein, som vist beskrevet i Figur 5-10 (VR, 1988). Merk at dette er en teoretisk beregning, det tas ikke hensyn til luftinnblanding eller roterende strømningsmønster.



Figur 5-10: Vannlinje i innløp til sjakt (VR, 1988)

5.3.2 Dykket innløp

Torricellis lov

Kapasiteten til et dykket innløp kan estimeres ved hjelp av Torricellis lov. Torricelli beregner hastigheten til en væske som strømmer ut av et hull i bunnen av et kar, og finner at hastigheten er proporsjonal med roten av væskehøyden over hullet.

Maksimal hastighet ved ideelle forhold vil være

$$U = \sqrt{2gH}$$

der H er energihøyden til et begrensende snitt i sjaktinnløpet. Energhøyden vil i utgangspunktet være høyden mellom magasin vannstand og midt i tverrsnittet, minus falltap i samlekanal, men ved negativt trykk i sjakta kan H også være større.

Maksimal kapasitet blir da

$$Q_{maks} = A\sqrt{2gH}$$

der A er arealet av innløpet i det kontrollerende snittet. Tapsfri strømming og perfekt utformet innløp finnes dog ikke. Kapasiteten Q_{kap} til innløpet vil derfor være mindre enn den teoretisk maksimale kapasiteten. Innløpet fører videre til kontraksjon av strømmingen, noe som gjør det effektive arealet mindre. Blaisdell (1952) angir en avløpskoeffisient $C_o < 1$ for å ta hensyn til redusert strømmingstverrsnitt:

$$Q_{kap} = C_o A \sqrt{2gH}$$

Her er H høyden fra midten i tverrsnittet og opp til energinivået ved innløpet, som normalt vil være noe lavere enn magasinvannstand.

Strømningskontraksjon

Koeffisienten C_o beskriver strømningskontraksjon som følge av innløpets utforming. Strømmingen gjennom et rundt, skarpkantet hull vil ha en C_o -koeffisient på 0,611 (Hager, et al., 2021). Fysiske modellforsøk på ulike skarpkantede hull med uregelmessig form, som f.eks. stjerneform, gir C_o -koeffisienter på 0,63-0,66 (Spaur, 2011). Et perfekt hydraulisk utformet innløp vil kunne ha C_o opp mot 1, og f.eks. bekkeinntaksrapporten (VR, 1988) anbefaler å gjøre beregninger uten strømningskontraksjon, men koeffisienten kan også bli betydelig mindre enn dette.

USBR (1987) og Craig & Gay (1957) har oppgitt C_o -koeffisienter for ulike innløp fra modellforsøk, dette er oppsummert i Figur 5-11 og Figur 5-12. Utformingen på flomløpene skiller seg betydelig fra typiske norske flomløp, og C_o -koeffisientene som er funnet, er dermed ikke nødvendigvis relevante for norske forhold. Merk også at ulike referanser for C_o -koeffisienter kan ha brukt ulikt utgangspunkt for beregning av energihøyde H. Chow (1959) bruker f.eks. høyden helt ned til bunnen av åpningen. Det vanligste er imidlertid å benytte en høyde til midt av tverrsnittet.






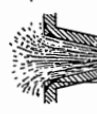

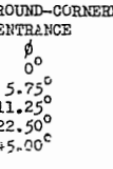

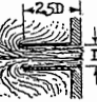
Fra CFD-modellering av flomløpene ved Mysevatn og Staffivatn kan vi estimere C_o -koeffisienter på 0,65-0,75 ved Q_{PMF} . Denne koeffisienten er imidlertid ikke en ren kontraksjonskoeffisient, men inkluderer også tap oppstrøms innløpet.

ENTRANCE CONDITIONS	SERIES 1	SERIES 2	SERIES 3	SERIES 4	SERIES 5	SERIES 6	SERIES 7
	 $K_e=1.60$ $C=0.62$	 $K_e=1.44$ $C=0.64$	 $K_e=1.37$ $C=0.65$	 $K_e=0.93$ $C=0.72$	 $K_e=0.69$ $C=0.77$	 $K_e=0.56$ $C=0.80$	 $K_e=0.52$ $C=0.81$
	 $K_e=1.44$ $C=0.64$	<p>NOTES All tubes 4'-0" x 4'-0" Where elliptical entrance is not indicated corners are square, cut in wood. Values of C given are averages for the formula $V=C\sqrt{2gh}$ Loss coefficient $K_e=(\frac{1}{C^2}-1)$</p>		 $K_e=1.04$ $C=0.70$	 $K_e=0.64$ $C=0.78$	 $K_e=0.49$ $C=0.82$	 $K_e=0.45$ $C=0.83$
	 $K_e=1.16$ $C=0.68$			 $K_e=0.93$ $C=0.72$	 $K_e=0.52$ $C=0.81$	 $K_e=0.45$ $C=0.83$	
	 $K_e=0.64$ $C=0.78$			 $K_e=0.88$ $C=0.73$	 $K_e=0.38$ $C=0.85$	 $K_e=0.38$ $C=0.85$	
	 $K_e=0.08$ $C=0.96$			 $K_e=0.18$ $C=0.92$	 $K_e=0.16$ $C=0.93$	 $K_e=0.23$ $C=0.90$	 $K_e=0.35$ $C=0.86$ Wall
	 $K_e=0.08$ $C=0.96$			 $K_e=0.18$ $C=0.92$	 $K_e=0.16$ $C=0.93$	 $K_e=0.23$ $C=0.90$	 $K_e=0.29$ $C=0.88$

Figur 5-11. C_e -koeffisienter for ulike innløp (USBR, 1987)

PLATE 202

DISCHARGE COEFFICIENTS FOR VARIOUS TYPES OF ORIFICES AND TUBES

SECTION VIEW	DESCRIPTION	AVERAGE DISCHARGE COEFFICIENT C_d	SECTION VIEW	DESCRIPTION	AVERAGE DISCHARGE COEFFICIENT C_d
	SHARP-EDGED ORIFICE The stream is contracted to about 0.62 of the area of the opening.	0.61		SHORT TUBE OR ORIFICE WITH SQUARE EDGED ENTRY. Flowing Full. When length of tube is 2.5 diameters it is called a standard short tube	L/D 0 0.25 0.50 0.75 1.00 1.50 2.50 3.50 C_d 0.60 0.63 0.67 0.72 0.76 0.79 0.80 0.80
	ORIFICE OR SHORT TUBE WITH WELL-ROUNDED ENTRY (BELL-MOUTH) The stream is about the same size as the opening.	0.98		INCLINED SHORT TUBE WITH SHARP CORNERED ENTRANCE	C_d 90° 80° 70° 60° 50° 40° 30° 0.82 0.80 0.78 0.76 0.75 0.73 0.72
	SHORT TUBE OR ORIFICE WITH SQUARE EDGED ENTRY. When jet springs clear of the walls the flow is the same as for a sharp-edged orifice	0.61		CONVERGENT SHORT TUBE Sharp Corner At Entrance	C_d 0° 5.75° 11.25° 22.50° 0.82 0.94 0.92 0.85
	SHORT TUBE WITH ROUNDED ENTRY	0.90		DISCHARGE COEFFICIENT ORIFICES & TUBES MILITARY HYDROLOGY R & D BRANCH WASHINGTON DISTRICT CORPS OF ENGINEERS Prepared by _____ Date _____ Drawn by _____	
	RE-ENTRANT TUBE When length is about one diameter it is called Borda's mouthpiece. Jet clears walls of the tube	0.52			
	RE-ENTRANT TUBE Length about 2.5 diameters. Flowing full.	0.72 to 0.80	C_d 0° 5.75° 11.25° 22.50° 45.00° 0.97 0.95 0.92 0.88 0.75		

MHB-12

Figur 5-12. C_d -koeffisienter for ulike innløp fra (Craig & Gay, 1957)

5.3.3 Kulvertberegninger

En alternativ måte å beregne kapasiteten til tunnelinnløp på er å bruke ligninger for innløpskontrollerte kulverter. Normal et al. (2001) presenterer ligninger for kulverter med innløpskontroll for ikke-dykket innløp:

$$\frac{H_W}{D} = \frac{H_c}{D} + K \left[\frac{K_u Q}{AD^{0.5}} \right]^M + K_S S$$

og for dykket innløp:

$$\frac{H_W}{D} = c \left[\frac{K_u Q}{AD^{0.5}} \right]^2 + Y + K_S S$$

I ligningen uten dykking fungerer kulvertinnløpet som en terskel, mens i ligningen med dykking fungerer innløpet som en «orifice». Begge ligningene er basert på energiligningen.

Ligningene inneholder de empiriske koeffisientene K, M, c og Y som avhenger av hvordan innløpet er utformet. Disse er bestemt ut fra fysiske modellforsøk.

D er høyden på kulvertåpningen, S er helningen på kulverten, K_u er lik 1,811 og K_S er en formfaktor som avhenger av innløpets utforming. Verdier for koeffisientene finnes for noen utforminger i Norman et al. (2001), men disse samsvarer ikke nødvendigvis med vanlig utforming av sjakt-/tunnelinnløp. De fleste ligningene er for eksempel utviklet for en kulvert med helning på 2%. Walløe (2012) har funnet at ligningene gir et forholdsvis godt estimat for innløpskapasiteten til flomløp med samlekanal og avløp i tunnel for tunneler med skarpkantet innløp og helning 3 og 5 grader (ca. 5% og

8%). Hovland (2013) har undersøkt andre utforminger av sjaktinnløp, og konkluderer utformingene i Normal et al. ikke er tilstrekkelige når helningen er bratt, og at det bør utvikles nye konstanter K, M, c og Y som er tilpasset ulike innløpsformer. Fra resultatene til Hovland kan vi se at et avløp med helning 45 grader gir omtrent 30% lavere oppstrøms vannstand enn et avløp med helning 3 grader. Det er allikevel flere lukka flomløp i Norge med avløp i skråtunnel med relativ liten helning (<10%), hvor kulvertligninger kan være aktuelle å bruke.

Kulvertberegninger kan også gjøres i HY-8, som er en programvare for kulvertberegninger som er utviklet basert på det samme underlaget som Norman et al. (2001). Ifølge Norman et al. (2001) vil HY-8 bedre kunne beregne innløpskontroll for kulverter brattere enn 2%, men dette er ikke videre dokumentert verken i Norman et al. eller i brukermanualen til HY-8.

5.3.4 Evaluering

Beregning av vannlinje ved frispeilstrømning i sjaktinnløpet vil være usikker, blant annet fordi strømningssituasjonen i samlekanalen ved innløpet er komplisert, nøyaktig posisjon til kritisk snitt ofte er ukjent, og det finnes begrenset grunnlag for å beregne C koeffisienter og vannlinje. Luftinnblanding og et tredimensjonalt strømningmønster gjør også at beregnet vannstand med overløpsligningen vil være høyst teoretisk. Beregningen vil allikevel kunne benyttes for å gi et overslagsmessige beregninger av kapasiteten til innløpet, som kan være godt nok ved oversiktlige forhold, f.eks. ved en klar terskel i innløpet, og dersom beregnede kapasiteter er betydelig større enn dimensjonerende flomverdier.

Beregning av hastighet fra Torricellis lov er svært nyttig for å kontrollere maksimal kapasitet, men siden det kan være vanskelig å bestemme kontraksjonskoeffisienten, vil beregningen av kapasitet som regel ha betydelig usikkerhet. Man vil allikevel kunne bestemme et intervall som kapasiteten med stor sannsynlighet ligger innenfor. Beregningsmetoden er best egnet der det er ryddige strømningforhold, og ved en utforming av innløp som samsvarer med innløp som er kontrollert i forbindelse med modellforsøk. Ligningen basert på Torricellis lov er vanskelig å benytte ved uryddige innstrømningforhold, f.eks. med innstrømning fra flere sider og virveldannelser i innløpet.

Ligningene for kulvertinnløp anbefales kun brukt dersom man har et innløp med svak helning og en innløpsutforming som samsvarer med innløpene dekket i (Norman, et al., 2001). Det er oppgitt at disse ligningene har en nøyaktighet på +/- 10%, for de kulvertene ligningene er utviklet for.

Merk at de nevnte beregningsmetodene beregner kapasitetskurve der H er energinivået i innløpet. For å finne ut om innløpet har en påvirkning på magasin vannstanden, vil det være nødvendig å også beregne falltap i samlekanalen. Dersom man har en samlekanal med enkel utforming, kan Hinds ligning benyttes for å beregne vannlinje i samlekanalen, gitt det nedstrøms energinivået beregnet for innløpet. Dersom samlekanalen har en annen utforming, kan det være nødvendig å benytte mer avanserte modeller.

Tabell 5-3. Evaluering av håndregningsformler for kapasitetsberegninger på innløp

Kategori	Håndregningsformler	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Godt definerte innløpsforhold, f.eks. friskeilstrøm i innløp kontrollert av terskel og konisk innløp	Egnet	Middels
Uryddige innløpsforhold, f.eks. innstrømning fra flere sider	Kan brukes	Usikker
Friskeilstrømning gjennom innløpet	Kan brukes	Usikker
Dykket innløp	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra sug i innløpet, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Kan brukes	Usikker
Identifisering av fare for avrivning av vannsøyle/kavitasjon i innløpet	Kan brukes	Usikker
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, forutsatt friskeil nedstrøms lufting	Kan brukes	Usikker
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, trykkstrømning nedstrøms lufting	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra luftinnblasing, virveldannelser	Kan brukes	Usikker

5.4 Sjakt og tunnel

5.4.1 Beregningsmetoder

Lukka avløp består vanligvis enten av en skråttunnel eller en kombinasjon av skråsjakt og tilnærmet horisontal tunnel. Ved håndberegninger av kapasiteten til lukka flomløp, må i utgangspunktet strømningssituasjonen være kjent. Ved lave vannføringer vil det typisk være friskeilstrømning i hele tunnelsystemet, mens det ved høye vannføringer kan være vannfylt system med trykkstrømning gjennom sjakt og tunnel. Det kan også være mellomsituasjoner, f.eks. med friskeilstrømning i øverste del av tunnelen, etterfulgt av vannstandsprang og lukket tunnelvernsnitt, eller motsatt, med innløpskontroll og lukket innløp, men friskeilstrømning ellers i tunnelen. Det vil være nødvendig å gjøre beregninger for ulike strømningssituasjoner for å finne hvilken situasjon som er dimensjonerende.

Ofte har sjakta så stort fall at det ved friskeilstrømning vil være overkritisk strømning og kritisk snitt et sted i innløpet, altså innløpskontroll. Dette kan kontrolleres ved å gjøre en beregning av normalstrømning i tunnelsystemet, samtidig som det kontrolleres at det ikke bli trykkstrømning gjennom systemet.

5.4.2 Normalstrømning

For å oppnå normalstrømning er det nødvendig at vannet har mulighet til å akselerere opp til normalstrømning. Før strømning har oppnådd normalstrømning, vil vanndybden være høyere enn normaldybde. Normalstrømning krever både at energilinja er høy nok, og at vannet har hatt tilstrekkelig lengde til å akselerere. Beregning av friskeilstrømning med Mannings formel sier i utgangspunktet ingenting om kapasiteten til flomløpet, kun om vanndybden i sjakt eller tunnelen etter at det har blitt normalstrømning.

For å kontrollere om sjakt og tunnel kan gå full ved friskeilstrømning kan man gjøre en beregning av normalstrømning med Mannings formel (under):

$$Q = MAR^{\frac{2}{3}}S_0^{\frac{1}{2}}$$

Beregningen er likevel helt teoretisk, da tverrsnittet i virkeligheten ofte fylles av en blanding av luft og vann.

5.4.3 Energiligninga ved trykkstrømning

Ved trykkstrømning i sjakt og/eller tunnel kan energiligningen benyttes til å beregne kapasiteten til systemet (Blaisdell, 1952). Høydeforskjellen mellom oppstrøms - og nedstrøms vannstand er H. Oppstrøms vannstand vil være energinivået i samlekanalen ved tunnelinnløpet. Blaisdell anbefaler å sette nedstrøms vannstand lik høyden midt i utløpet, alternativt lik høyden på undervannet, dersom utløpet er dykket. Summen av falltap gjennom systemet er lik H, og uttrykkes av Blaisdell med følgende ligning, som er basert på Bernoullis ligning:

$$H = \left[K_e + K_o + \dots + f \frac{L}{D} + f_r \frac{L_r}{D_r} \left(\frac{A}{A_r} \right)^2 \right] \frac{U^2}{2g}$$

Her er K_e og K_o singulærtapskoeffisienter og friksjonstapene beregnet med Darcy-Weissbachs formel for tunnel med friksjonsfaktor f , lengde L og sirkulært tverrsnitt med diameter D . Friksjonstapene summeres opp for alle tunneldelene.

Ved beregning av trykkstrømning i tunneler er det normal praksis i Norge å bruke Mannings formel heller enn Darcy-Weissbachs formel for å beregne friksjon. Olsen (2015) påpeker at det er viktig å velge riktig Mannings M , da beregningen er relativt følsom for valgt friksjon. Typiske Manningstall i norske råsprengte tunneler er ifølge Noreng (1983) på M mellom 30 og 35.

Merk at det ofte vil kunne oppstå undertrykk i innløpet ved trykkstrømning i systemet, og det må kontrolleres at undertrykket ikke blir større enn 7-8 meter, da det da vil være fare for kavitasjon og mulig avriving av vannstrengen. Denne kontrollen kan gjøres ved å beregne energi- og trykklinjer gjennom systemet, slik det er vist for case-studie Mysevatt i litteraturstudiet (Walløe et al., 2021). Trykkfeltet kan også bli påvirket av sentrifugalkrefter pga. retningsendringer og av strømningsseparasjon. Dersom det forventes å være av stor betydning, bør disse trykkvariasjonene også beregnes. Ved avriving av vannstrengen, vil det være hydraulisk kontroll i innløpet/øvre del, og ikke trykkstrømning gjennom hele systemet som bestemmer kapasiteten.

5.4.4 Evaluering

Kapasitetsberegninger av tunnel ved håndberegninger krever at strømningsssituasjonen er kjent. Ved trykkstrømning og helt vannfylt tunnelsystem kan man forvente å kunne beregne kapasiteten med tilfredsstillende nøyaktighet, dersom det velges riktige koeffisienter for friksjon og singulærtap.

Beregning av normalstrømning er ikke en måte å finne kapasiteten til en tunnel eller sjakt på, da det normalt sett ikke vil være normalstrømning i hele tunnelen eller sjakta.

Tabell 5-4. Evaluering av håndregningsformler for kapasitetsberegninger på sjakt og tunnel

Kategori	Håndregningsformler	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Trykkstrømning, friksjonstap basert på erfaringstall	Godt egnet	Middels
Trykkstrømning, friksjonstap beregnet direkte i modellen, ved å beregne tap rundt enkelte ruhetselementer	Uegnet	-
Trykkstrømning, singulærtap der det finnes godt grunnlag i litteraturen	Egnet	Middels
Trykkstrømning, singulærtap som ikke er godt dokumentert / gjensidig påvirkning fra forskjellige tapselementer	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra sug, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Kan brukes	Usikker
Identifisere fare for kavitasjon	Kan brukes	Usikker
Frispeilstrømning	Egnet	Middels
Luftinnblanding	Kan brukes	Usikker

6 1-dimensjonale (1D) hydrauliske modeller

Ulik programvare for hydraulisk modellering kan ha ulik tilnærming til modellering av f.eks. strukturer og til å oppnå stabilitet i modellen. Omtalen er hovedsakelig basert på HEC-RAS, da denne programvaren er godt dokumentert og mye brukt.

6.1 Overløp

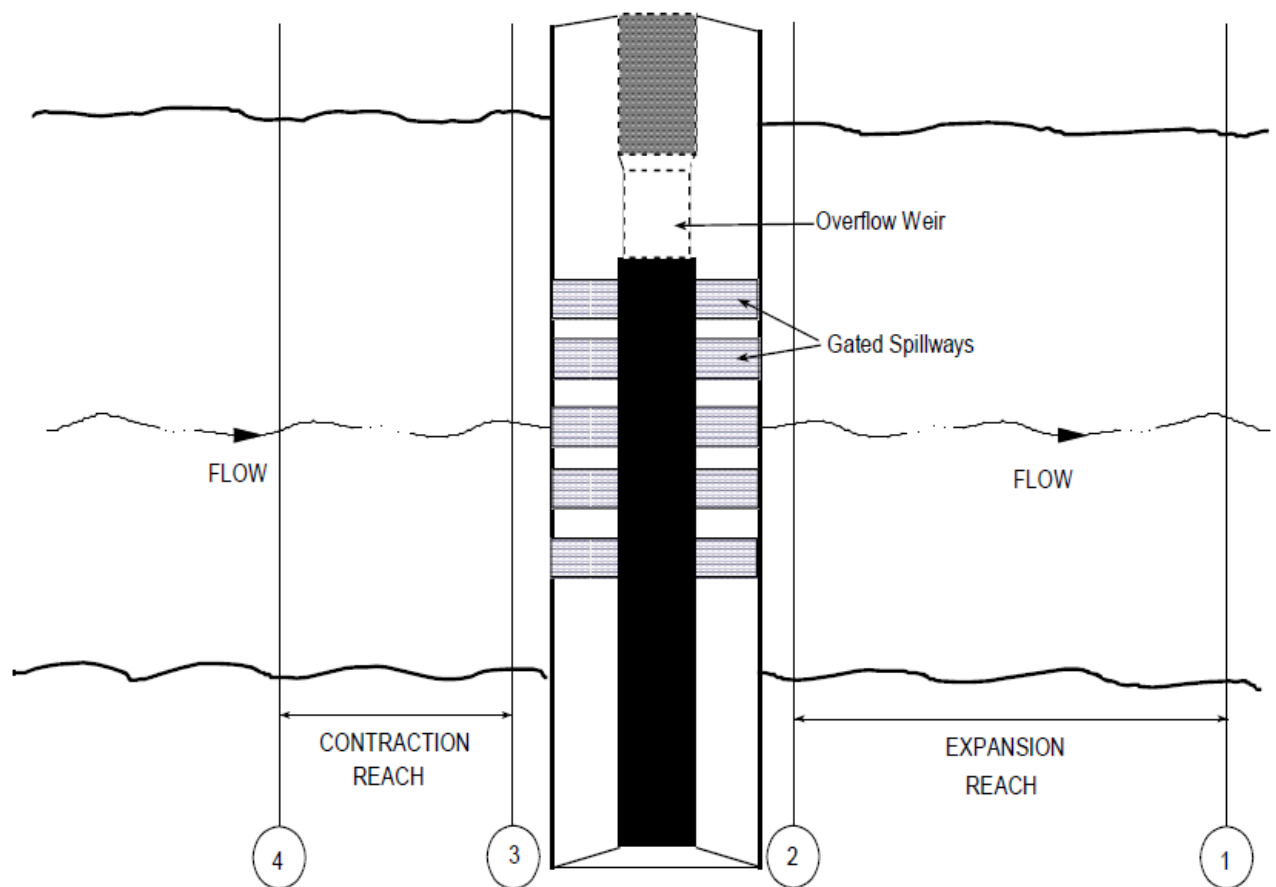
6.1.1 Overløp innlagt som struktur i 1-dimensjonale modeller

De fleste programmer for 1D hydrauliske beregninger har muligheten til å legge inn overløp som en struktur i modellen. Selve overløpet beregnes da med formelverk tilsvarende det som er behandlet i kapittel 5.1, mens vannstanden oppstrøms og nedstrøms overløpet beregnes i den 1-dimensjonale modellen direkte, og denne beregningen avhenger derfor av hvilken formulering som er brukt i modellen. Dette kan være energiligninga i stasjonære beregninger, eller St. Venants ligninger og forenklinger av disse dersom det er ikke-stasjonære beregninger (se kapittel 3). Alternativt har de fleste programmer mulighet til å legge inn en vannføringskurve som struktur, slik at beregningen kan gjøres eksternt, og plugges inn i programmet i tabulert form.

I den følgende beskrivelsen tar vi utgangspunkt i hvordan overløpsstrukturer beregnes i HEC-RAS (USACE, 2016). Dette likner på metodene som brukes i andre programmer, men det kan være forskjeller i detaljene – f.eks. varierer det akkurat hvilke overløpsformler som er tilgjengelige i forskjellig programvare.

Overløpsstrukturer i HEC-RAS kan modelleres, enten som en struktur i elveløpet (engelsk: inline) eller på siden av elveløpet (engelsk: lateral).

Dersom overløpsstrukturen ligger på tvers av elveløpet er det nødvendig å definere profiler oppstrøms og nedstrøms for overløpet og så langt ut fra overløpet at strømmingen ikke er påvirket av kontraksjon eller nedtrekking av vannspeilet inn mot overløpskanten (Figur 6-1). Modellen tar automatisk hensyn til påvirkning fra undervann, ved å hente vannstanden fra det nærmeste profilet nedstrøms overløpet. Det er derfor viktig at profilene nedstrøms for overløpet beregner undervannet riktig. Hvordan korreksjonen for påvirkning fra undervannet gjøres avhenger av valgt beregningsmetode (dvs. ideelt-, skarpkantet, eller bredkronet overløp). HEC-RAS tar også hensyn til energihøyde forskjellig fra dimensjonerende (se Figur 5-2) dersom beregningsmetoden for ideelt overløp velges.



Figur 6-1: Skisse av hvordan profilene i prinsippet bør plasseres ved overløpsberegninger (USACE, 2016)

Ved høyere vannstand vil vann i praksis ofte oversvømme vederlag, og terreng i tillegg til det definerte overløpet. I slike tilfeller kan det være lite hensiktsmessig å beregne den ekstra kapasiteten med strukturer i 1D-modeller eller med håndregningsformler, både fordi vannføringskoeffisienten ikke er kjent, og fordi «terskelhøyden» og lengde varierer mye med vannstanden. I slike tilfeller kan det være hensiktsmessig å beregne tilleggsoverløpet direkte i den 1-dimensjonale modellen. Dersom strømmingen uoversiktlig, eller ikke kan forenkles som 1-dimensjonal bør 2D eller CFD modeller benyttes.

Siden det kun er en, gjennomsnittlig, vannstand i hvert profil, blir det også slik at det kun er en vannstand nedstrøms overløpet. Det er derfor ikke direkte mulig å ta hensyn til varierende vannstand langs overløpskanten, som vanligvis vil være situasjonen i samlekanalen ved lukka flomløp. 1-

dimensjonale modeller er derfor ikke så egnet til å gjøre beregninger på overløp for lukka flomløp når vannet i samlekanalen har innvirkning på kapasiteten.

Ved fritt (ikke drukna) overløp kan 1-dimensjonale modeller sies å være like egnet som overløpsformlene som brukes, dvs. at det samme gjelder for modellen som for håndberegningene. Imidlertid har den som utfører beregningen mindre kontroll på hva som foregår i modellen, sammenliknet med håndregning eller et excelark. I tillegg har 1-dimensjonale modeller flere feilkilder, f.eks. numeriske feil.

6.1.2 Overløp innlagt direkte som profiler i 1-dimensjonale modeller

Prinsipielt kan det gjøres beregninger på hele overløpet ved å legge inn dette som ett eller flere profiler direkte i 1D modellen. Imidlertid gjøres det da forenklinger som ikke kan antas å være rimelige for strømning over overløp. Bl.a. forutsetter modellen en hydrostatisk trykkfordeling, som ikke generelt er riktig over overløp. Den resulterende vannlinjen og dermed kapasiteten får da en feil. Videre neglisjeres kontraksjonseffekter ved pilarer og vederlag. Det går noen ganger an å kompensere for disse feilene ved å kalibrere ruheten i modellen, men modellen vil bli mer sensitiv for ekstrapolering ut over kalibreringsgrunnlaget. Det er derfor i mange tilfeller lite grunn til å regne på denne måten fremfor å bruke strukturer for definerte overløp.

I spesialtilfeller, der trykket kan tilnærmes som hydrostatisk, vil 1-dimensjonale modeller gi bedre resultater. F.eks. gjelder dette idealiserte bredkrona overløp, der oppstrøms ende er avrundet slik at separasjon unngås, og overløpet er langt nok til at parallell strømning forekommer. For overløp som har tilnærmet denne formen, inkludert runde overløp med svak krumning, kan kapasiteten beregnes med 1-dimensjonale modeller.

Hydrostatisk trykkfordeling kan også ofte være en rimelig tilnærming for beregninger på strømning over terreng, til dels fordi forventet nøyaktighet generelt da vil være dårligere enn for overløp, også med andre metoder.

6.1.3 Evaluering

Modellert som struktur

Ved å legge inn overløpet som struktur, brukes i prinsippet samme metoder som omtalt under håndregningsformler (avsnitt 5.1), og egnethet og nøyaktigheten kan forventes å være den samme. Tilstrømningsforhold, undervann og eventuelt overstrømning over terreng vil kunne beregnes av 1D modellen direkte. Imidlertid er 1D modeller uegnet til å beregne påvirkning fra undervann i samlekanaler, siden vannlinjen langs overløpet vil variere.

Modellert direkte som profiler

Utledningen av 1D St. Venantslikninger antar hydrostatisk trykkfordeling, og 1-dimensjonal strømning, dvs. at hastigheter og dybder kan representeres med en enkelt gjennomsnittlig verdi i et tverrsnitt. Disse forenklingene fører til følgende feil i beregninger av kapasiteten til overløp:

- Trykkfordelingen over overløpsprofiler kan ikke generelt tilnærmes som hydrostatisk, og vil vanligvis være annerledes enn hydrostatisk. Antagelsen om hydrostatisk trykkfordeling vil derfor generelt kunne føre til feil i beregnet vannlinje, hastighet og vannføring. Unntaket er noen spesialtilfeller, som f.eks. noen tilfeller for bredkronede

overløp, og ved fullstendig drukning av terskelen, der trykkfordelingen er tilnærmet hydrostatisk.

- Modellen kan ikke ta direkte hensyn til 2-dimensjonale effekter i planet, f.eks. beregne retningen til skjevstrømning eller eksplisitt beregne kontraksjoner ved pilarer eller vederlag. Det er mulig å ta hensyn til kontraksjoner ved å endre lengden på overløpet, men kontraksjonen må da være vurdert eller beregnet på forhånd.
- Modellen kan ikke ta hensyn til romlig variasjon, f.eks. for labyrintoverløp eller effekten av sterkt bua overløp, skarpe vinkler eller liknende.

Metoden er vurdert å være godt egnet til å beregne falltap i tilløpet, dersom strømmingen kan tilnærmes som 1-dimensjonal – siden grunnlaget for valg av ruhekskoeffisient er best for 1-dimensjonale modeller (se Chow (1959)).

Tabell 6-1: Evaluering av 1D hydrauliske modeller for kapasitetsberegninger på overløp

Kategori	1D hydraulisk modell		1D modell med strukturer	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Overløpsprofiler som har godt dokumenterte vannføringskoeffisienter	Kan brukes	Middels	Egnet	God
Overløpsprofiler hvor trykket er tilnærmet hydrostatisk	Godt egnet	God	Egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, rett eller svakt buet i planet	Kan brukes	Middels	Kan brukes	Middels
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, sammensatt eller romlig varierte i planet (f.eks. labyrintoverløp)	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra undervann i samlekanal, overkritisk strømning over terskelen	Uegnet	-	Uegnet ⁴	-
Påvirkning fra undervann i samlekanal, underkritisk strømning over terskelen	Uegnet ⁴	-	Uegnet ⁴	-
Hensyn til sug på overløpskanten, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Uegnet	-	Egnet ²	God
Beregning av tilløpsforhold, (f.eks. skjevstrømning)	Uegnet	-	Uegnet	-
Beregning av falltap i tilløp, (f.eks. i kanal)	Godt egnet ³	God	Godt egnet ³	God
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det finnes godt dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Kan brukes	Usikker	Egnet	Middels
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det ikke finnes dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker
Overstrømming over terreng	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker

² Forutsatt at empirisk grunnlag for påvirkning fra sug på vannføringskoeffisienter foreligger. ³ Forutsatt 1-dimensjonale strømningsforhold i tilløpet. ⁴ Vurdert uegnet fordi vannstanden i samlekanalen vanligvis varierer langs terskelen, kan brukes ved tilnærmet flat vannstand.

6.2 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 diffusjonsbølge 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.

Ved beregning i 1D-modell med stasjonær strømning vil programvaren bruke energiligningen, og energitap som følge av sideveis innstrømning vil ikke inkluderes.

Ved beregning i 1D-modell med ikke-stasjonær strømning vil programvaren benytte Saint Venants ligning. Fordi simuleringen blir ustabil når strømningen går gjennom kritisk snitt, vil det som oftest bli gjort stabilisering i modellen som f.eks. å redusere Saint Venants ligning til ligningen for en diffusjonsbølge for Froudetall over et bestemt nivå. I HEC-RAS er det i prinsippet mulig å benytte den fullstendige ligningen, men det er da svært vanskelig å få modellen stabil.

I andre programmer, som f.eks. MIKE11, er det ikke mulig å legge inn sideveis innstrømning på en måte som gir impulsbidrag.

6.2.1 Evaluering

Selv om det teoretisk sett kan være mulig å beregne samlekanaler ved 1D-modellering, er det vanskelig å få modellen stabil, og man må være svært nøye med å passe på at stabilitetsrutinene til programmet ikke påvirker resultatene (Walløe, et al., 2021). Det er ikke anbefalt å benytte 1D-modeller til å modellere samlekanaler.

1D-modeller med ikke-stasjonær strømning kan allikevel benyttes for rette samlekanaler med ryddige strømningsforhold dersom stabilitetsalgoritmer som neglisjerer treghetskrefter i St. Venants ligning ikke benyttes, og man har en numerisk stabil løsning.

Figur 6-2: Evaluering av 1D hydrauliske modeller for kapasitetsberegninger på samlekanal

Kategori	1D hydraulisk modell	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Rett, rektangulær eller trapesformet samlekanal med ryddige strømningsforhold	Uegnet ¹	-
Samlekanal med brå retningsendringer, eller brå tverrsnittsendringer	Uegnet	-
Samlekanal med annen form enn regulær sidekanal, komplisert geometri eller uryddige strømningsforhold	Uegnet	-
Underkritisk strømning (i hele beregningsstrekningen)	Kan brukes	Middels
Påvirkning/drukning av overløpet	Uegnet	-
Overkritisk strømning	Uegnet	-
Vannstandssprang	Uegnet	-
Stor ruhet/Ruhet har betydning	Uegnet	-

¹ Vurdert uegnet pga. vanlige stabilitetsalgoritmer som neglisjerer treghetskrefter i St. Venants nær kritisk strømning. Teoretisk godt egnet/god dersom slike algoritmer ikke brukes, forutsatt stabil numerisk løsning

6.3 Innløp til sjakt

Ulike beregningsprogrammer for 1-dimensjonale hydrauliske beregninger har ulik tilnærming til modellering av lukkede tverrsnitt som kulverter og tunneler. Vår vurdering er basert på HEC-RAS.

HEC-RAS har flere måter å modellere sjakt og tunnel på, det går an å legge dem inn som lukkede tverrsnitt, eller som en kulvert. Dersom tunnelen legges inn som kulvert vil HEC-RAS benytte de samme ligningene som beskrevet i kapittel 5.3.3 ved innløpskontroll, eller energiligningen ved trykkstrømning/utløpskontroll.

Ved å modellere innløp til sjakt som et lukket tverrsnitt, vil innløpet bli beregnet som et ordinært tverrprofil. Ved ikke-stasjonær strømning gjelder dette også ved dykking av innløpet, da trykkstrømning blir betraktet som frispelstrømning ved hjelp av Priessmann Slot-metoden.

For å inkludere mer realistiske strømningsforhold i innløpet, kan eventuelt innløpet modelleres som en luke eller en bru, men det kan være vanskelig å kombinere med nedstrøms sjakt og tunnel.

6.3.1 Evaluering

Dersom sjaktinnløpet samsvarer med utformingen av kulverter, lukeløp eller bruer som er inkludert i programvaren, vil en 1D-modell gi gode resultater for kapasiteten til innløpet. Dette gjelder også dersom innløpet har en utforming hvor hydraulikken er godt definert, f.eks. med en terskel før innløpet, etterfulgt av et konisk innløp. For andre utforminger vil det være betydelige usikkerheter i beregnet vannlinje og kapasitet. HEC-RAS manualen (Brunner, 2021) spesifiserer at modellen er gyldig for helninger mindre enn 1:10. Dette er begrunnet med at den hydrostatiske trykkantagelsen ikke lenger vil være gyldig ved større helning. Derfor ignoreres også helningsvinkelen i likningene. Dette vil føre til en feil i beregnet dybde og hastighet for større helningsvinkler.

Tabell 6-2. Evaluering av 1D hydrauliske modeller for kapasitetsberegninger på innløp til sjakt

Kategori	1D hydraulisk modell	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Godt definerte innløpsforhold, f.eks. frispelstrøm i innløp kontrollert av terskel og konisk innløp	Egnet	Middels
Uryddige innløpsforhold, f.eks. innstrømning fra flere sider	Uegnet	-
Frispeilstrømning gjennom innløpet	Kan brukes	Usikker
Dykket innløp	Uegnet	-
Påvirkning fra sug i innløpet, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Uegnet	-
Identifisering av fare for avrivning av vannsøyle/kavitasjon i innløpet	Uegnet	-
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, forutsatt frispel nedstrøms lufting	Uegnet	-
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, trykkstrømning nedstrøms lufting	Uegnet	-
Påvirkning fra luftinnblaning, virveldannelser	Uegnet	-

6.4 Sjakt og tunnel

Ved 1D-modellering av tunnel med stasjonær strømning benytter HEC-RAS-modeller energiligningen. Singulærtap kan legges inn i de ulike tverrsnittene. For systemet med trykkstrømning fungerer kapasitetsberegningen i 1D-modellen i prinsippet likt som ved håndberegning.

Merk at ved frispelstrømning ved stasjonær strømning og stor helning vil ikke vanndybden som HEC-RAS beregner være riktig, da dybden beregnes i vertikal retningen og ikke normalt på bunnen. (Brunner, 2021) anbefaler en grense på 1:10 for hvor bratt modellen kan være uten at feilene blir for store.

Ved 1D-modellering av tunnel med ikke-stasjonær strømning bruker HEC-RAS St. Venants ligninger kombinert med Priessmann Slot-metoden, som gjør at trykkstrømning betraktes som frispelstrømning ved at man ser for seg en smal spalte som går langs toppen av hele tunnelsystemet. Ved ikke-stasjonær strømning beregnes det *ikke* singulærtap ved tverrsnittsendringer, bend etc., og slike tap må legges inn som en del av friksjonstapet (Brunner, 2021). Og ved ikke-stasjonær strømning kan det bli problemer med bratte sjakter ved frispelstrømning, da dybden ikke beregnes normalt på bunnen.

6.4.1 Evaluering

1D-modellering med stasjonær strømning fungerer på samme måte som håndberegninger ved trykkstrømning, og krever at man manuelt legger inn relevante tap. Det er også nødvendig å legge inn relevante falltap ved ikke-stasjonær strømning.

Ved friskeilstrømning i bratte tunneler vil det bli unøyaktigheter i resultatene, da dybdene i modellen bli beregnet vertikalt, og ikke normalt på bunnen i tunnelen.

Tabell 6-3. Evaluering av 1D hydrauliske modeller for kapasitetsberegninger på sjakt og tunnel

Kategori	1D Hydraulisk modell	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Trykkstrømning, friksjonstap basert på erfaringstall	Egnet	Middels
Trykkstrømning, friksjonstap beregnet direkte i modellen, ved å beregne tap rundt enkelte ruhetselementer	Uegnet	-
Trykkstrømning, singulærtap der det finnes godt grunnlag i litteraturen	Kan brukes	Middels
Trykkstrømning, singulærtap som ikke er godt dokumentert / gjensidig påvirkning fra forskjellige tapselementer	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra sug, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Uegnet	-
Identifisere fare for kavitasjon	Uegnet	-
Frispeilstrømning	Egnet	Middels
Luftinnblanding	Uegnet	-

7 2-dimensjonale (2D) hydrauliske modeller

7.1 Overløp

I prinsippet kan overløp i 2-dimensjonale modeller enten legges inn direkte som en del av terrengmodellen eller overløpet kan beregnes som en struktur.

7.1.1 Modellert i terrenget

Overløpsprofiler kan, i prinsippet, legges inn som en del av terrengmodellen. Imidlertid vil begrensninger i 2D modellen, spesielt antagelsen om hydrostatisk trykkfordeling, føre til at denne beregningen ikke vil bli nøyaktig generelt. Det finnes imidlertid noen spesialtilfeller der trykket blir tilnærmet hydrostatisk, f.eks. lange bredkrona overløp med avrundet oppstrøms kant (se avsnitt 6.1.2).

Dersom kalibreringsdata er tilgjengelige, kan feilen i 2D modellen til dels kompenseres for med kalibrering og justering av bredden på overløpet. Imidlertid vil en beregning som struktur ofte kunne gi mer nøyaktige resultater, og bedre kontroll på beregningen.

Som for 1D modeller er direkte modellering mer egnet til å beregne overstrømning over terreng. Bredkronede overløp eller overløp med slak helning vil også beregnes mer nøyaktig i en 2D modell enn andre overløpsformer.

7.1.2 Modellert som struktur

Mange programmer har mulighet til å implementere overløp som strukturer i 2D-modellen. Håndregningsformler, som omtalt i avsnitt 5.1 brukes da til å beregne kapasiteten til overløpet, med gjensidig grensesnitt mot tilstøtende beregningsceller. Hvordan dette er implementert, og hvilke håndregningsformler som brukes varierer en del mellom forskjellig programvare. Det er f.eks. viktig å være klar over at noen programmer bruker et gjennomsnitt av tilstøtende celler til å beregne overvann og undervann i beregningen. Modellen vil da ikke være egnet til å beregne effekten av undervann i en samlekanal, der vannstanden varierer mye langs overløpskanten. Noen programmer kan også bruke formuleringer basert på vannstand, som ikke er gyldige dersom det er stor hastighet og hastighetshøyde i tilløpet. Det er derfor viktig å kontrollere at formuleringen som brukes er gyldig for situasjonen det gjøres beregninger for.

7.1.3 Evaluering

I utledningen av 2D St. Venants likninger antas det hydrostatisk trykkfordeling. Denne antagelsen holder ikke generelt ved strømning over overløp. Tilsvarende neglisjeres strømningskomponenter i dybderetningen, som kan være signifikante over overløpskanten. Dette vil føre til feil i beregnet hastighetsfelt og vannlinje over overløpskanten, inkludert at effekten av sug på overløpskanten ikke beregnes. Hvor stor denne feilen er avhenger av typen overløpsprofil. Garcia-Alen, et al. (2021) har gjort fysisk modellstudier samt numerisk modellering med 2D-modeller av ni ulike terskler med ulike utforming, og de numeriske 2D-modellene hvor terskelen er modellert som en del av terrenget gir for høy vannstand for alle tersklene, spesielt ved stor vannføring. Gjennomsnittlig avvik er på ca. 20% for de fleste av terskelutformingene, men det kommer ikke fram i artikkelen hvordan ruheten er håndtert i den numeriske modellen. Avviket vil være mindre for lange bredkrona overløp, der separasjon unngås ved oppstrøms kant. F.eks. bredkrona overløp med slak oppstrøms helning (Riha, et al., 2019), fordi avviket fra hydrostatisk trykkfordeling over overløpskanten i dette tilfellet er lite. Riha, et al. (2019) fant større avvik (opp til 10%) for bredkrona overløp med større ruhet.

Ved overestimering av kapasiteten kan feil korrigeres for ved å kalibrere ruheten i modellen, men dette krever kalibreringsdata og ekstrapolering ut over grunnlaget vil bli mindre nøyaktig, og kan ikke korrigere for feil dersom kapasiteten undervurderes, f.eks. ved sug. For standard, godt dokumenterte, overløpsprofiler er det derfor vanligvis bedre å bruke håndregningsformler basert på empiri. For mer kompliserte overløp bør mer avanserte metoder (CFD eller fysiske forsøk) benyttes for nøyaktige resultater. Til overslagsmessige beregninger kan 2D-modeller være egnet, men resultatene må anses å være usikre uten kalibrering. 2D-modeller anbefales derfor generelt ikke til beregninger på overløpskapasitet, da det finnes bedre metoder, og det ofte er ønskelig med høy nøyaktighet på kapasiteten til overløpet. Unntaket er spesialtilfeller der det er kjent at trykket er tilnærmet hydrostatisk.

Ved modellering med innlagt struktur kan 2D-modeller antas å være like nøyaktige som håndregningsformlene som brukes i strukturen (med mindre oppstrøms strømningsforhold har betydning). Det er imidlertid flere usikkerheter og større fare for brukerfeil i 2D-modeller, og mer tidkrevende å sette opp modellen.

2D modeller vil være egnet til å beregne tilstrømningsforhold og falltap inn mot overløpet, der vertikale hastighetskomponenter er neglisjerbare. Dette er ofte en rimelig antagelse ved tilløp. Grunnlaget for valg av friksjonsfaktor er dårligere for 2-dimensjonale modeller sammenliknet med 1-dimensjonale modeller. 1-dimensjonale modeller vurderes derfor å være bedre egnet for 1-dimensjonale strømningsforhold.

Turbulensmodellering vil kunne gi et mer nøyaktig strømningsbilde for detaljert strømming i tilløp. 2D-modell programvare har ofte mulighet til å modellere den overordnede effekten av turbulens på hastighetsfeltet, via både enkle eller mer avanserte turbulensmodeller, men (full 3-dimensjonal) CFD programvare har mer avanserte og nøyaktige turbulensmodeller.

Tabell 7-1: Evaluering av 2D hydrauliske modeller for kapasitetsberegninger på overløp

Kategori	2D hydraulisk modell		2D-modell med strukturer	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Overløpsprofiler som har godt dokumenterte vannføringskoeffisienter	Kan brukes	Middels	Egnet	God
Overløpsprofiler hvor trykket er tilnærmet hydrostatisk	Godt egnet	God	Egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, rett eller svakt buet i planet	Kan brukes	Middels	Kan brukes	Middels
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, sammensatt eller romlig varierte i planet (f.eks. labyrintoverløp)	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra undervann i samlekanal, overkritisk strømming over terskelen	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra undervann i samlekanal, underkritisk strømming over terskelen	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker
Hensyn til sug på overløpskanten, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Uegnet	-	Egnet ²	God
Beregning av tilløpsforhold, (f.eks. skjevstrømming)	Egnet	God	Egnet	God
Beregning av falltap i tilløp, (f.eks. i kanal)	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det finnes godt dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Egnet	Middels	Egnet	Middels
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det ikke finnes dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Egnet	Middels	Egnet	Middels
Overstrømming over terreng	Egnet	Usikker	Egnet	Usikker

² Forutsatt at empirisk grunnlag for påvirkning fra sug på vannføringskoeffisienter foreligger

7.2 Samlekanal

Hydrauliske modeller i 2D inkluderer strømningskomponenter i horisontalplanet, men ikke i vertikalplanet. Strømmingen i en samlekanal er 3-dimensjonal, med strømningskomponenter i dybderetning, og blir altså ikke fullstendig modellert i en 2D-modell. En 2D-modell vil allikevel kunne gi gode resultater, forutsatt at det er de fullstendige gruntnivåsligningene som blir brukt, og ikke en forenkling til diffusjonsbølge. Sammenligninger mellom 2D-modell og fysiske modellforsøk viser godt samsvar, spesielt for områder med underkritisk strømming.

7.2.1 Evaluering

Casestudie med modellering av samlekanal med HEC-RAS 2D ser ut til å gi gode resultater (Walløe, et al., 2021). Resultatene samsvarer med 1D-håndberegninger for samlekanal, og med fysiske modellforsøk. Dersom strømning i dybderetningen har stor betydning for strømningsmønsteret, vil ikke 2D-modellen være i stand til å modellere dette.

Hvordan modellen takler drukning av overløpet vil komme an på hvordan overløpet er modellert, se kapittel 7.1. 2D-modeller kan modellere overkritisk strømning og vannstandssprang i enkle samlekanaler med moderat helning, men dersom dette skyldes bratte strekninger i samlekanalen, som ved Valldalen (Walløe, et al., 2021), vil modellerte vannhastigheter og dybder ha noe feil, da vannhastigheten i beregningene beregnes i vertikalplanet og ikke normalt på kanalbunnen.

Tabell 7-2. Evaluering av 2D hydrauliske modeller for kapasitetsberegninger på samlekanal

Kategori	2D hydraulisk modell	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Rett, rektangulær eller trapesformet samlekanal med ryddige strømningsforhold	Egnet	God
Samlekanal med brå retningsendringer, eller brå tverrsnittsendringer	Egnet	God
Samlekanal med annen form enn regulær sidekanal, komplisert geometri eller uryddige strømningsforhold	Kan brukes	Usikker
Underkritisk strømning (i hele beregningsstrekningen)	Egnet	God
Påvirkning/drukning av overløpet	Kan brukes	Middels
Overkritisk strømning	Kan brukes	Usikker
Vannstandssprang	Kan brukes	Usikker
Stor ruhet/Ruhet har betydning	Egnet	Middels

7.3 Innløp til sjakt

Det er begrensede muligheter for å modellere innløp til sjakt. Om det er frispeilstrømning kan innløp til sjakt modelleres som en åpen kanal. Alternativt kan innløp til sjakt modelleres som en kulvert, med kapasiteter og begrensninger som beskrevet under omtale av ligninger for kulvertberegninger.

7.3.1 Evaluering

Hydrauliske 2D-modellere kan benyttes i bestemte tilfeller der det er frispeilstrømning i innløpet, men er i de fleste tilfeller uegnet til å modellere innløp til sjakt.

Tabell 7-3. Evaluering av 2D hydrauliske modeller for kapasitetsberegninger på innløp til sjakt

Kategori	2D hydraulisk modell	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Godt definerte innløpsforhold, f.eks. friskeilstrøm i innløp kontrollert av terskel og konisk innløp	Kan brukes	Middels
Uryddige innløpsforhold, f.eks. innstrømning fra flere sider	Kan brukes	Usikker
Friskeilstrømning gjennom innløpet	Kan brukes	Usikker
Dykket innløp	Uegnet	-
Påvirkning fra sug i innløpet, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Uegnet	-
Identifisering av fare for avrivning av vannsøyle/kavitasjon i innløpet	Uegnet	-
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, forutsatt friskeil nedstrøms lufting	Uegnet	-
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, trykkstrømning nedstrøms lufting	Uegnet	-
Påvirkning fra luftinnblasing, virveldannelser	Uegnet	-

7.4 Sjakt og tunnel

Det er begrensede muligheter for å modellere sjakt og tunnel i 2-dimensjonale modeller. Om det er friskeilstrømning kan sjakt og tunnel modelleres som en åpen kanal.

Alternativt kan sjakt og tunnel modelleres som en struktur (kulvert) i 2D modellen, med kapasiteter og begrensninger som beskrevet under omtale av ligninger for kulvertberegninger.

7.4.1 Evaluering

Hydrauliske 2D-modeller vurderes som uegnet til å modellere sjakt og tunnel, men mindre man har en slak tunnel med friskeilstrømning, som da kan modelleres som en åpen kanal.

Tabell 7-4. Evaluering av 2D hydrauliske modeller for kapasitetsberegninger på sjakt og tunnel

Kategori	2D Hydraulisk modell	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Trykkstrømning, friksjonstap basert på erfaringstall	Uegnet	-
Trykkstrømning, friksjonstap beregnet direkte i modellen, ved å beregne tap rundt enkelte ruhetselementer	Uegnet	-
Trykkstrømning, singulærtap der det finnes godt grunnlag i litteraturen	Uegnet	-
Trykkstrømning, singulærtap som ikke er godt dokumentert / gjensidig påvirkning fra forskjellige tapselementer	Uegnet	-
Påvirkning fra sug, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Uegnet	-
Identifisere fare for kavitasjon	Uegnet	-
Frispeilstrømning	Egnet	Middels
Luftinnblanding	Uegnet	-

8 CFD modeller

I dette kapittelet omtales generelt RANS-modeller med en VOF-type 2-fase modell som beskrevet i avsnitt 3.2.3. Dette er den vanligste typen 3-dimensjonal modellering med turbulensmodell i industriell bruk. Det finnes også mange andre metoder innen CFD-modellering som ikke omtales her.

8.1 Generelt om CFD modellering av flomløp

8.1.1 Oppsett av CFD modeller

Modelloppsettene kan ofte gjøres forholdsvis likt uavhengig av hvilke komponenter som beregnes. Det som er felles for alle modellene beskrives under.

Oppstrøms grense i modellen kan i prinsippet settes til enten konstant vannføring, ved å sette en hastighetsfordeling, eller ved å sette energihøyden med en hydrostatisk trykkfordeling. Metoden med konstant vannføring settes vanligvis ved å bruke en uniform hastighetsfordeling, som er lite realistisk, og som fører til må grensen settes lenger oppstrøms slik at strømmingen stabiliserer seg, hvis ikke kan dette påvirke kapasiteten (Yang, et al., 2019). Grensebetingelsen med konstant energihøyde anbefales derfor, men begge er mulige å bruke.

For å definere konstant energihøyde på grensen settes totalt trykk lik hydrostatisk trykkfordeling. Vannstanden på grensen må også settes, I tofase VOF-modeller gjøres det ved å sette volumfraksjonen til vann under vannivået og luft over vannivået. Hvis hastighetshøyden har betydning, må det også korrigeres for denne. Grensen kan imidlertid ofte lages slik at hastighetshøyden er neglisjerbar.

På nedstrøms grense kan vannstanden defineres ved å sette statisk trykk og tilsvarende volumfraksjon. Denne kan også settes lik hydrostatisk trykkfordeling.

For grensen ved lokket til modellen kan totaltrykket settes til atmosfærisk (vanligvis 0) og volumfraksjonen settes til 0.

For grensebetingelsen til vegger (dvs. alle overflater som ikke har vanngjennomstrømning) brukes en «no-slip» grensebetingelse. Det betyr at hastigheten er 0 på overflaten. Grensesjiktet inn mot veggen beregnes med vegglover (se kapittel 3.2.3). For relativt glatte overløp, kan ruhetshøyden settes til overflateruheten til overløpet, eller til glatt formulering der ruheten ikke har noen betydning. Dersom geometrisk ruhet modelleres, (f.eks. modeller av råsprengte flater etc.), vil modellen vanligvis være avhengig av kalibrering for å sette en ruhetshøyde som tar hensyn til tap som ikke er eksplisitt modellert.

Et eksempel på formulering av grensebetingelsene i en slik modell er vist i Tabell 8-1. I noen programmer kan man også sette trykk eller energihøyder og vannstand og få regnet ut den hydrostatiske trykkfordelingen automatisk.

Tabell 8-1: Eksempel på grensebetingelser i CFD modeller for overløp.

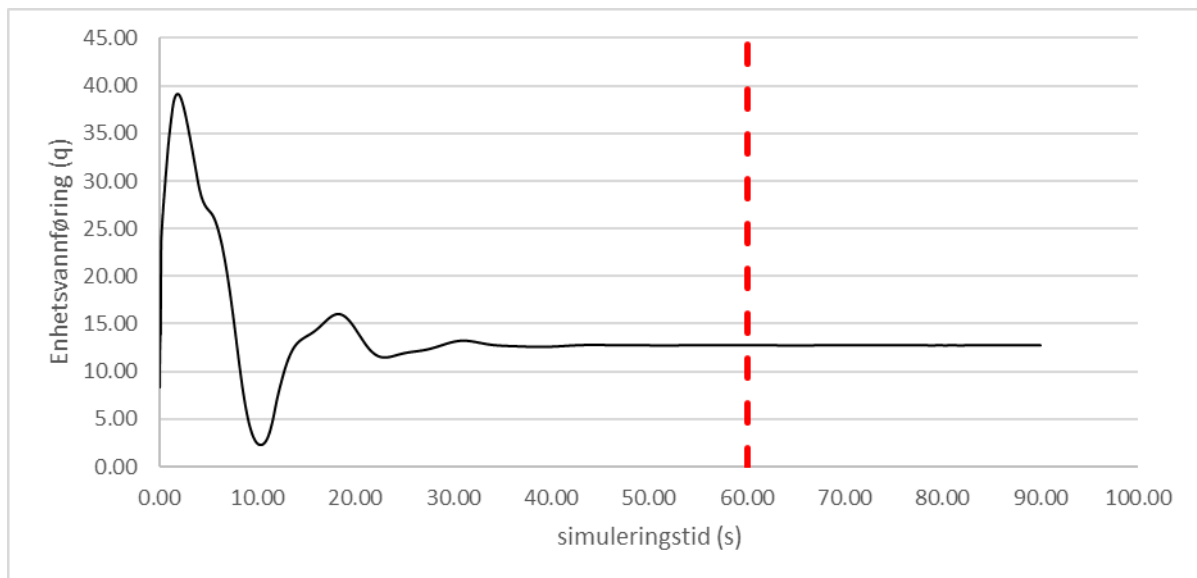
Grense	Type	Formulering	Fase
Innløp	Totalt trykk (stagnasjonstrykk)	Hydrostatisk trykk Vann: $\rho_v g(H - z)$ Luft: atmosfærisk trykk, definert lik 0	$z \leq H$: Vann $z > H$: Luft
Utløp	Statisk trykk	Hydrostatisk trykk Vann: $\rho_v g(H_d - z)$ Luft: atmosfærisk trykk, definert lik 0	$z \leq h_d$: Vann $z > h_d$: Luft
Lokk	Totalt trykk	Atmosfærisk trykk, definert lik 0	Luft
Vegger	Vegg (geometrioverflate)	no slip (0 hastighet ved overflaten), vegglover	-

Noen eksempler på turbulensmodeller som er mye brukt og har vist seg å fungere bra for mange bruksområder for hydrauliske beregninger er Realizable k- ϵ , RNG k- ϵ , k- ω SST og RSM modellene. Det finnes ikke grunnlag for å si at noen av disse turbulensmodellene er best for alle situasjoner, og dersom turbulensmodellen kan ha stor betydning bør det derfor gjøres sensitivitetstester. I mange tilfeller har det i praksis likevel ikke så stor betydning hvilken av disse turbulensmodellene som velges. RSM modellerer ikke-isotrop turbulens, og kan gi bedre resultater i noen tilfeller, men er også mer ressurskrevende.

For å vurdere konvergens, vises residualer for alle strømningsvariabler (f.eks. hastigheter i x-, y- og z-retning, volumfraksjon og turbulente egenskaper) i likningene i de fleste CFD programmer. Residualene er ofte normalisert eller skalert, og hvordan dette gjøres varierer. Residualene kan brukes til å vurdere konvergens (ved å se på maksimaler eller gjennomsnitt) for hver iterasjon. Ofte settes en grenseverdi for residualer som angir at modellen kan slutte å iterere og gå videre til neste

tidsskritt. Ettersom måten residualene rapporteres varierer, bør anbefalinger i dokumentasjonen til programvaren (eller fra andre steder) følges.

I tilfellet hvor oppstrøms grense settes som en energihøyde, må vannføringen hentes ut for å beregne kapasiteten. Dette kan vanligvis gjøres direkte ved å rapportere enten masse- eller volumstrøm for vannfraksjonen på oppstrøms og nedstrøms grense. Modellens *globale konvergens* (med tanke på kapasiteten) er oppnådd når strømmingen er tilnærmet stasjonær, og kan kontrolleres ved å se på vannføringen over tid på oppstrøms og nedstrøms grense. Modellen kan regnes for å ha konvergere når vannføringen er stabil over tid. Vannføringen vil kunne fluktuere, og bør derfor rapporteres som et gjennomsnitt over tid. Forskjellen mellom vannføringen på oppstrøms- og nedstrøms grense bør sjekkes. VOF modeller garanterer ikke generell kontinuitet, og det vil derfor vanligvis være et lite avvik mellom oppstrøms og nedstrøms vannføring over tid, selv om modellen har stasjonær vannføring. Dette avviket er også en indikasjon på numerisk feil i modellen, og bør være så lite at det ikke har betydning i forhold til overordnet usikkerhet og behov for nøyaktighet. Avviket vil vanligvis reduseres betraktelig med økende oppløsning i beregningsnett.



Figur 8-1: Eksempel på konvergerende vannføring, rød stiplet linje indikerer hvor gjennomsnittet tas fra.

Beregningsnett må tilpasses beregningen i hvert enkelt tilfelle. I mange programmer er det mulig å variere cellestørrelsen forskjellige steder i modellen. Generelt vil det være behov for høyere oppløsning der det er store gradienter i hastigheter, trykk eller turbulente egenskaper, og der vannoverflaten ligger. Det må også kontrolleres at beregningsnett har tilstrekkelig kvalitet. Kvalitetsindikatorer for beregningsnett kan være noe forskjellige avhengig av programvare. Anbefalinger i brukermanualen for hvert enkelt program bør følges. For nærmere beskrivelser av kvalitetsindikatorer for beregningsnett henvises det til internasjonale beste-praksis retningslinjer for generell CFD som ERCOFTAC (2000).

For å kontrollere at beregningsnett har god nok oppløsning må det gjøres sensitivitetstester på beregningsnett med forskjellig oppløsning, og kontrolleres at nøkkelresultater ikke endrer seg vesentlig. Dette er den viktigste sensitivitetstesten for CFD-beregninger, og bør alltid gjennomføres. Behovet for oppløsning kan endre seg avhengig av vannføring og strømningsforhold. Et vanlig problem er at behovet for oppløsning øker med lavere vannføring og vannstand. Dette fører ofte til

at man ser større feil ved beregning av lave vannføringer for f.eks. overløp (Olsen, 2015). Dersom strømningsregimet endrer seg, f.eks. ved drukning av en terskel kan dette også ha vesentlig betydning for behovet for oppløsning (Pedersen, et al., 2018).

8.1.2 Teoretiske forutsetninger

Som nærmere beskrevet i avsnitt 3.2.3 er RANS-modeller basert på Navier-Stokes likninger, som kan utledes fra impulsloven og kontinuitet, der viskøse krefter er modellert som proporsjonale med deformasjonsraten, iht. en kinematisk viskositet (dvs. at væsken er Newtonsk). RANS-likningene forutsetter videre at effekten av småskala fluktuasjoner i hastighet (turbulens) kan modelleres som en overordnet spenning (Reynoldsspenningen) som påvirker det gjennomsnittlige, overordnede hastighetsfeltet. De vanligste turbulensmodellene antar også at effekten av turbulens er isotrop (lik i alle 3-retninger) og kan modelleres som en turbulent viskositet (bl.a. k- ϵ og k- ω klassene av turbulensmodeller).

Det er vanlig å anta ikke-kompressibilitet, dvs. at densiteten er konstant, men det er mulig å gjøre beregninger med kompressibel luft, og også i prinsippet kompressibelt vann.

Behandlingen av vegger innfører antagelser om turbulens og hastighetsprofiler inn mot veggen, som for hydraulisk ru strømning vil være avhengig av en ruhetshøyde, k_s . Det er også mulig å løse opp hastighetsfeltet inn i det laminære grensesjiktet inn mot veggen, men dette krever svært høy oppløsning, og er ikke vanlig i praksis.

Innføringen av VOF-metoden gjør videre antagelser om grensesjiktet mellom luft og vann. Ofte gjøres forenklingen at vann og luft har felles hastighet, turbulente egenskaper, trykk og densitet i en beregningscelle. I mange tilfeller neglisjeres overflatespenningen, men de fleste programmer har også mulighet til å ta hensyn til overflatespenning dersom denne er viktig.

8.1.3 Feilkilder

ERCOFTAC (2000) oppgir følgende kategorier for feilkilder i CFD modeller (gjengitt etter Olsen (2015)):

- Modellfeil
- Diskretiseringsfeil
- Konvergensfeil
- Avrundingsfeil
- Usikkerhet i input-data og grensebetingelser
- Brukerfeil
- Feil i dataprogrammet

Avrundingsfeil er vanligvis ikke noe problem i nyere programmer, som bruker flyttall med dobbel presisjon (64 bit). Konvergensfeil kan håndteres ved å sjekke residualer og konvergens av nøkkelparametere (se avsnitt 8.1.2). Det finnes også alltid feil i dataprogrammer, store kommersielle programvarepakker blir vanligvis testet i større grad, og inneholder derfor vanligvis mindre feil enn mer snever programvare. De antakelig viktigste feilkildene i CFD-modeller er likevel

diskretiseringsfeil, usikkerhet i input og grensebetingelser, og modellfeil. Den viktigste årsaken til større feil innenfor disse kategoriene er brukerfeil (som for alle andre metoder). Se også diskusjon i Olsen (2015).

Merk at mange av feilkildene som diskuteres her også gjelder andre numeriske modeller (1-dimensjonale og 2-dimensjonale hydrauliske modeller), og at en del feilkilder gjelder alle relevante metoder.

Diskretiseringsfeil

I diskretiseringen av RANS-likningene må det videre gjøres mange valg som kan påvirke resultatene. For å redusere denne feilkilden bør anbefalingene i programvaren som følges, og et kjent og validert numerisk oppsett bør brukes, samt at det bør gjøres sensitivitetsanalyser. Det er spesielt viktig å gjøre sensitivitetsanalyser på beregningsnettet, da dette ellers kan føre til store feil.

Friksjonstapet langs en vegg med store ruhetselementer vil beregnes som en kombinasjon av formdrag på ruhetselementer som er oppløst beregningsnettet i modellen og effekten av overflateruhet som håndteres av vegglover (Aberle, et al., 2020). Dette fører til at veldig fin oppløsning er nødvendig for at friksjonstapet skal være uavhengig av beregningsnettet, fordi resirkulasjon og virvelavløsning i bakkant av hvert enkelt ruhetselement da må oppløses tilstrekkelig. I praksis må ofte ruheten kalibreres for et bestemt beregningsnett dersom friksjonstapet er viktig.

Som nærmere beskrevet i avsnitt 3.2.3 er luftinnblanding i VOF modeller også avhengig av oppløsningen til beregningsnettet, og kan ikke antas å beregnes riktig uten bruk av spesielle modeller.

Usikkerhet i input

De fleste CFD programmer tar en lang rekke inputparametere, og dette kan være en viktig feilkilde. Feil i f.eks. fasefraksjon, trykk eller hastighetsfordeling ved grensene, definisjon av gravitasjonskonstanten, tettheten og temperatur til vann eller luft etc. kan føre til feil. Det er imidlertid mulig å kontrollere inputparametere, og mange feil vil oppdages ved inspeksjon av resultatene.

Som for alle andre beregningsmetoder er også feil eller forenklinger i geometridata en viktig feilkilde i CFD-modeller. CFD-modeller kan nyttiggjøre seg av detaljerte geometrier, f.eks. basert på laserskann. Det er da viktig at geometrifilene som brukes kvalitetssikres, f.eks. kan avvike mellom et originalt laserskann og endelig geometri kontrolleres. Kontroll bør gjøres i kritiske snitt, der geometrifeil vil ha størst betydning for resultatene.

Modellfeil og grensebetingelser

Feil i antagelser for oppsett av grensebetingelser og hvordan fysikken modelleres en viktig kilde til feil i CFD-modeller for flomløp. Det er svært viktig at den som utfører beregningen har forståelse for den grunnleggende hydraulikken i tillegg til kompetanse på CFD, for å kunne vurdere gyldigheten av resultatene fra modellen, og denne typen kompetanse er fortsatt ingen garanti for at det ikke gjøres feil. Eksempler på mulige feil i oppsett av fysikken kan være manglende hensyn til hastighetshøyden på grensen, når denne ikke er neglisjerbar, feil i antagelsene rundt trykk på nedstrøms grense ved trykkstrømning, eller manglende hensyn til kavitasjon eller luftinnblandingsproblematikk.

Brukerfeil

Brukerfeil vil vanligvis være en bakenforliggende årsak til større feil innenfor alle de viktigste feilkildene i CFD-beregningen. For å redusere faren for brukerfeil bør utførende ha kompetanse på både CFD og relevant hydraulikk. For å redusere faren for feil ytterligere bør CFD-beregninger også alltid sjekkes mot håndregningsformler, for å kontrollere at resultatene er rimelige så langt dette er mulig.

8.2 Overløp

Det skiller her mellom to metoder for å beregne kapasiteten til overløp med CFD:

- Fulle 3-dimensjonale beregninger.
- 2-dimensjonale vertikalsnitt, hvor den 2-dimensjonale strømmingen over et snitt i overløpsprofilen beregnes

8.2.1 3D modeller

CFD modeller for overløp kan settes opp for å beregne kun overløpet, inkludert eventuelle vederlag og pilarer, eller for å ta hensyn til innstrømningsforhold, og beregne overløpskapasiteten sammen med kapasiteten til andre komponenter, dvs. samlekanal, sjakt og tunnel.

Dersom overløpet er fritt (ikke druknet) må nedstrøms grense i prinsippet settes så langt nedstrøms overløpet at bidraget fra sug på overløpskanten ikke påvirkes av grensebetingelsen. I denne situasjonen trenger ikke nedstrøms grense å settes realistisk, og kan typisk settes til statisk trykk lik 0, gjerne i innløpet til sjakta.

Dersom påvirkning fra undervannet skal beregnes må nedenforliggende komponenter også tas hensyn til. Som et minimum må da samlekanalen beregnes direkte i CFD modellen. Det er mulig å beregne kapasiteten til sjakt og tunnel direkte i CFD modellen, eller indirekte med andre metoder. CFD beregninger for innløp og tunnel er beskrevet i avsnitt 8.3.1 og 8.4.1.

På oppstrøms side avhenger plasseringen av grensebetingelsen av om det er nødvendig å ta hensyn til innstrømningsforhold. Dersom magasinet er tilstrekkelig dypt, er hastighetshøyden og friksjonstapet inn mot overløpet neglisjerbart. Dersom det ikke er andre spesielle forhold som påvirker innstrømmingen må oppstrøms grense da settes så langt fra overløpet at nedtrekk av vannoverflaten inn mot overløpet ikke påvirkes av grensen. Som en tommelfingerregel kan grensen settes 5H fra overløpet, der H er den største overløpshøyden som kapasiteten beregnes for.

Ved fri strømming over overløpet vil det konvektive leddet vanligvis være stort i forhold til reynoldspenning-/turbulensleddet (Olsen, 2015), slik at valg av turbulensmodell 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). Imidlertid fant noen kilder (Hargreaves, et al., 2007) (Pedersen, 2018) at standard k-ε modellen gav noe dårligere samsvar med fysiske forsøk sammenliknet med nyere to-liknings turbulensmodeller. Dette kan skyldes at standard k-ε modellen ikke beregner separasjonszoner som oppstår f.eks. ved skarpe overganger like godt som nyere modeller (Hargreaves, et al., 2007).

Ruheten i modellen har også vanligvis liten betydning for kapasiteten til selve overløpet, siden friksjonstapet over overløp er små. For overløp i betong kan ruhetshøyden settes til en verdi

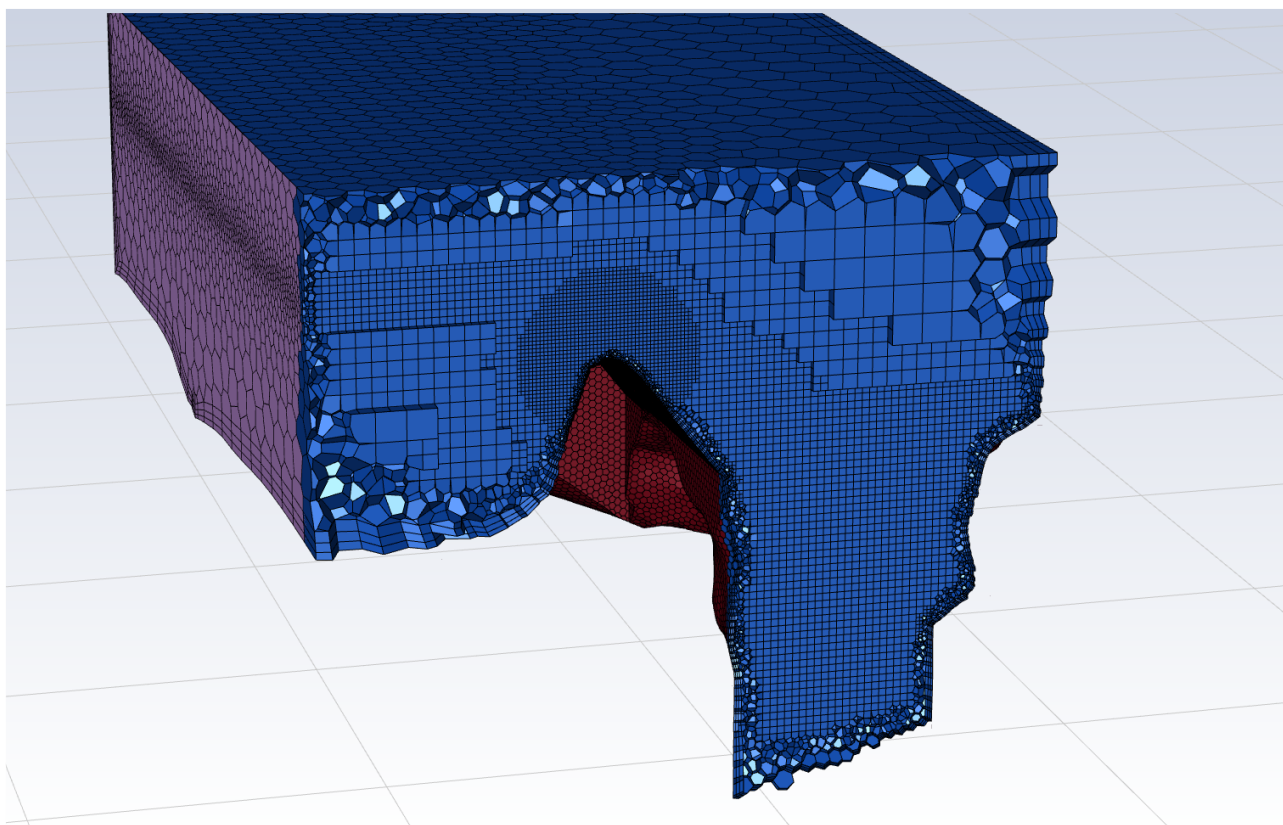
tilsvarende materialruheten til betongen, typisk $k_s = 1 - 5$ mm. Unntaket er lange bredkronede overløp, der ruheten vil ha større betydning.

Siden modellen for selve overløpet ofte vil være lite avhengig av valg av turbulensmodell eller ruhet, er det i mange tilfeller heller ikke nødvendig å kalibrere CFD modellen for å beregne kapasiteten til overløp med god nøyaktighet.

Dersom falltapet inn mot overløpet er viktig må imidlertid ruhetstallet i oppstrøms del av modellen i utgangspunktet kalibreres mot observerte vannstander og vannføringer. Dersom kalibreringsdata ikke er tilgjengelig, må ruheten settes basert på erfaringstall fra litteraturen. Det finnes da generelt bedre erfaringsgrunnlag for å sette Manningtall i håndregningsformler, eller 1- og 2-dimensjonale modeller, enn for ruhetshøyden i CFD-modeller.

Med tanke på innstrømningsforhold må CFD-modellen enten føres så langt oppstrøms at innstrømningsforholdene tas tilstrekkelig hensyn til, eller det må settes realistiske hastighetsfelt på grensen. Det kan, og gjøres ofte, sensitivitetstester med forskjellig lengde på domenet for å kontrollere at dette ikke har påvirkning på resultatene. Det er også mulig å kombinere 2-dimensjonale hydrauliske modeller (som beskrevet i kapittel 0) for oppstrøms forhold med 3-dimensjonale modeller for overløpet.

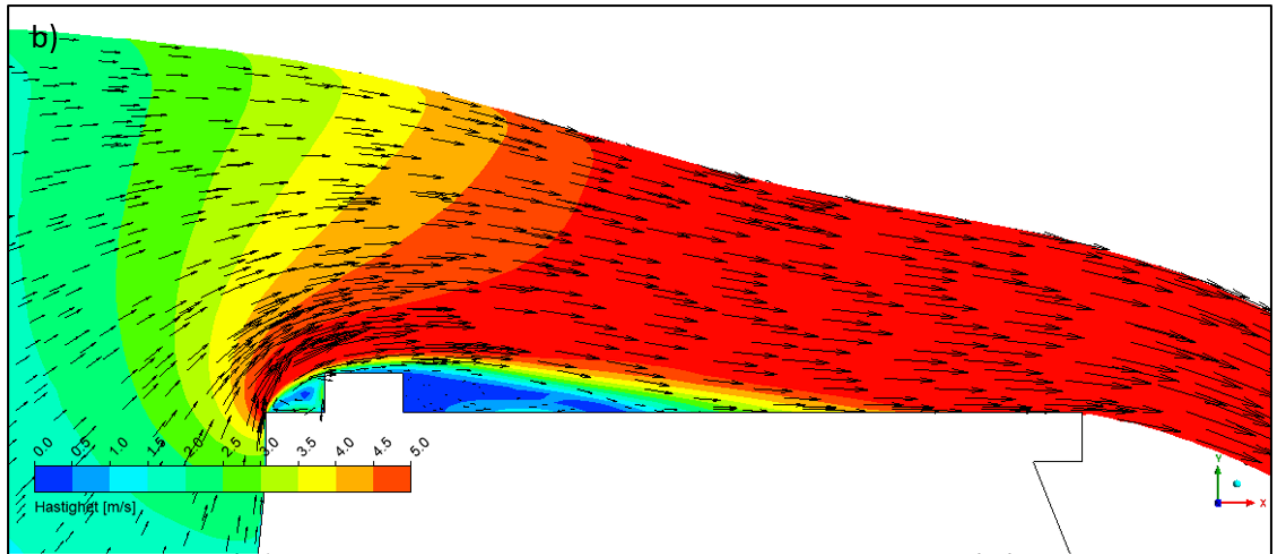
Beregningsnettet kan med fordel forfines der det forventes store hastighetsgradienter, spesielt i nærheten av kontrollerende snitt, og ved vannoverflaten, mens grovere beregningsnett kan brukes der det er små gradienter og ofte i celler som alltid er fylt med luft. Vanligvis betyr dette at beregningsnettet må forfines spesielt på overløpskanten og i vannoverflaten i magasinet, mens grovere celler kan brukes lenger ute i magasinet og over vannoverflaten. I mange programmer er det mulig å bruke lag suksessivt finere flate celler inn mot geometrien og overløpskanten, såkalte inflasjon- eller prismelag. Dette kan være fordelaktig, særlig dersom beregningsnettet skal brukes både for høye og lave vannføringer, da behovet for høy celleoppløsning øker med lavere vannføringer og dybder over overløpet. Figur 8-2 viser et eksempel på et beregningsnett for et overløp og samlekanal. Her er det brukt hexahedrale (kubeformede) celler i kjernen av beregningsnettet, 3 lag med flate prismeceller inn mot geometrien og polyhedrale (flersidede) celler i overgangen mellom prismelaget og kjernen.



Figur 8-2: Eksempel på beregningsnett for overløp og samlekanal i Fluent. Snitt gjennom magasin, overløp og samlekanal.

8.2.2 2D Vertikalsnittmodeller

I stedet for å gjøre en full CFD beregning i tre dimensjoner, er det mulig å forenkle beregningen ved å se på et vertikalsnitt gjennom overløpsprofilet. Denne typen beregninger kaller vi her for 2D *vertikalsnittmodeller*, og må ikke forveksles med horisontale dybdeintegreerte 2D modeller, (2D hydrauliske modeller) som HEC-RAS. Fordelen med 2D vertikalsnittmodeller fremfor fulle 3D beregninger er både at det er enklere å behandle geometrien, og at man vanligvis kan korte ned beregningstiden vesentlig og samtidig bruke høyere oppløsning på beregningsnett. Et eksempel på et beregnet hastighetsfelt fra en slik modell er vist i Figur 8-3.



Figur 8-3: Beregnet hastighetsfelt og vannlinje for dam Fiskevatn med 2D vertikalsnittmodell.

I forbindelse med kapasitetsberegninger er hovedformålet med 2D vertikalsnittmodeller oftest å finne enhetsvannføringen, eller tilsvarende vannføringskoeffisient, C , for en overløpsform som avviker fra det man har godt empirisk grunnlag for. For å finne kapasiteten til flomløpet, kan den beregnede vannføringskoeffisienten settes inn i overløpsformelen, eventuelt med relevante korreksjoner som beskrevet i kapittel 5.1. Metoden er derfor egentlig en hybrid mellom håndregningsformler og CFD-beregnet vannføringskoeffisient. Den CFD-beregnete vannføringskoeffisienten vil variere med overløpshøyden. For å finne punkter på vannføringskurva utenfor CFD-beregnete punkter, kan den beregnede C -koeffisienten interpoleres. Dette kan gjøres med lineær interpolasjon. Man bør da passe på at beregningspunktene ligger tett nok til at interpolasjonsfeilen ikke har betydning.

2D vertikalsnittmodeller kan i tillegg gi informasjon om vannlinje, hastighetsfelt inkludert separasjonssoner, og trykkfordeling over overløpet.

De samme prinsippene for plassering av grensebetingelser, og behov for oppløsning i beregningsnettet, turbulensmodellering osv. gjelder generelt for 2D modeller som for 3D modeller, og er beskrevet i avsnitt 8.2.1.

8.2.3 Evaluering

3D modeller

Det finnes mange eksempler på overløpsberegninger i 3D CFD, med godt samsvar med fysiske forsøk eller målinger, typisk innenfor noen få prosent, f.eks. (Yang, et al., 2019), (Zeng, et al., 2017a), (Zeng, et al., 2017b), (Zeng, et al., 2019), (Savage, et al., 2016), (Crookston & Tullis, 2018) og kilder angitt i (Olsen, 2015). Disse kildene dekker mange forskjellige overløpsformer, bl.a. skarpkantede, bredkronete, og ideelle overløp, overløp med luker, pilarer og vederlag og labyrintoverløp, samt forskjellige tilstrømningsforhold, flere parallelle overløp, og skjevstrømning. Det er derfor godt grunnlag for å si at CFD-modeller kan forventes å beregne kapasiteten til frie overløp, inkludert kontraksjoner ved vederlag og pilarer med god nøyaktighet for overløp med (innen rimelighet) vilkårlig form og tilstrømningsforhold. Noen eldre kilder i Olsen (2015) har dårligere samsvar, men

dette kan noen ganger forklares med for lav oppløsning på beregningsnettet. Dette har også sammenheng med at eldre studier er gjennomført med mindre tilgjengelige beregningsressurser (datakraft).

Kapasiteten til selve overløpskanten er vanligvis lite sensitiv til valg av ruhetsparameter eller valg av turbulensmodell (for et utvalg mye brukte RANS turbulensmodeller, se avsnitt 3.2.3), så kapasiteten kan i praksis i de aller fleste tilfeller beregnes med god nøyaktighet, også uten kalibrering av modellen. Innstrømningsforhold eller påvirkning fra undervann kan imidlertid være mer sensitiv til valg av ruhet, avhengig av forholdene oppstrøms og nedstrøms.

Sug på overløpskanten vil hensyntas direkte i CFD modellen. Det er imidlertid noen begrensninger:

- Dersom trykket blir lavt nok til at kavitasjon forekommer i prototypen, vil dette kunne føre til feil i kapasiteten i CFD-beregningen.
- Luftinnblanding beregnes ikke riktig, dersom luftinnblanding påvirker trykket på overløpskanten kan det ha betydning for kapasiteten.

Kapasiteten til luftede overløp kan alternativt beregnes ved å sette en grensebetingelse som slipper inn luft i soner med undertrykk på overløpskanten.

For drukna strømning er dokumentasjonen tynnere enn for fri strømning, men noen nyere artikler har også grunnlag for helt og delvis drukna strømning, med avvik i samme størrelsesorden som for fri strømning ved bruk av 3-dimensjonale modeller, f.eks. (Zeng, et al., 2017a) (Zeng, et al., 2017b) og (Zeng, et al., 2019).

Falltap i tilløp kan beregnes, men vil være avhengig av valgt ruhetsparameter. For 1-dimensjonal strømning i tilløpskanaler finnes det bedre grunnlag for ruhetsparameteren i 1-dimensjonale modeller. For andre strømningsforhold er CFD vurdert å være like godt egnet sammenliknet med andre metoder.

Overstrømning over terreng kan være påvirket av f.eks. vegetasjon eller andre forhold som er vanskelig å implementere i modellen, og kan også være avhengig av valgt ruhetsparameter. Derfor er forventet nøyaktighet lavere (middels).

Tabell 8-2: Evaluering av 3D CFD modellering for kapasitetsberegninger på overløp

Kategori	3D CFD	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Overløpsprofiler som har godt dokumenterte vannføringskoeffisienter	Godt egnet	God
Overløpsprofiler hvor trykket er tilnærmet hydrostatisk	Godt egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, rett eller svakt buet i planet	Godt egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, sammensatt eller romlig varierte i planet (f.eks. labyrintoverløp)	Godt egnet	God
Påvirkning fra undervann i samlekanal, overkritisk strømming over terskelen	Godt egnet	God
Påvirkning fra undervann i samlekanal, underkritisk strømming over terskelen	Egnet	Middels
Hensyn til sug på overløpskanten, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Godt egnet	God
Beregning av tilløpsforhold, (f.eks. skjevstrømming)	Godt egnet	God
Beregning av falltap i tilløp, (f.eks. i kanal)	Egnet	God
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det finnes godt dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Godt egnet	God
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det ikke finnes dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Godt egnet	God
Overstrømming over terreng	Godt egnet	Middels

2D Vertikalsnitt modeller

I 2D vertikalsnittmodeller gjøres følgende antagelser:

- strømningskomponenter på tvers av overløpskanten kan neglisjeres
- Det vertikale snittet antas å være representativt for en viss lengde av overløpet
- Det antas at strømmingen kan beregnes med tilfredsstillende nøyaktighet ved å diskretisere RANS-ligningene over et gitt antall beregningsceller.
- Det antas at effekten av turbulens kan estimeres tilfredsstillende gjennom en representativ spenning (Reynoldsspenningen) som beregnes med en turbulensmodell
- Hastighet og turbulente egenskaper i grensesjiktet mot geometrien antas å kunne beskrives tilstrekkelig med vegglover.

Antagelsen om neglisjerbare strømningskomponenter på tvers av overløpskanten er bare rimelig så lenge det er tilstrekkelig avstand fra obstruksjoner som vil føre til kontraksjon, som pilarer og vederlag. Dette kan imidlertid korrigeres for, ved å korrigere beregnet vannføringskoeffisient med

håndregningsformeler. Denne forenklingen indikerer også at modellen ikke kan ta hensyn til skjevstrømning eller andre forstyrrelser i strømmingen inn mot overløpet.

Det vertikale snittet kan med rimelighet antas å være representativt for en viss lengde av overløpet, så lenge snittet er homogent og overløpet er rett eller svakt buet. I praksis vil terskelhøyden ofte variere langs overløpet. Dersom terskelhøyden er så lav at dette påvirker kapasiteten (se Figur 5-1), må dette tas hensyn til. Dette kan f.eks. gjøres ved å dele modellen opp i flere representative snitt, eller ved å korrigere beregnet vannføringskoeffisient med håndregningsformler. Dersom undervannet fra samlekanalen påvirker overløpskapasiteten, holder heller ikke antagelsen om at snittet er representativt, siden nedstrøms vannstand vil variere langs overløpet.

Det finnes mange eksempler på bruk av 2D vertikalsnittmodeller både i internasjonal litteratur, f.eks. (Savage & Johnson, 2001) (Johnson & Savage, 2006) (Hargreaves, et al., 2007) (Haun, et al., 2011) (Pedersen, et al., 2018) og i praksis ved kapasitetsberegninger på overløp i Norge. Dette er diskutert i detalj i litteraturstudiet som ble utarbeidet i forbindelse med dette prosjektet (Walløe, et al., 2021). Denne typen modeller kan vanligvis beregne vannføringskoeffisienten innenfor noen få prosent avvik sammenliknet med fysiske modellforsøk ved fritt utløp (som ofte vil være mindre enn feilmarginen i de fysiske forsøkene), eller ved mindre påvirkninger fra undervannet. Ved større påvirkninger fra undervannet kan det være nødvendig med mer finoppløste beregningsnett for å oppnå samme nøyaktighet (Pedersen, et al., 2018).

2D vertikalsnittmodeller er vist å kunne beregne effekten av bl.a. terskelhøyden (P), skråning på oppstrøms og nedstrøms kant og påvirkning fra nedstrøms nivå, i tillegg til effekten av overløpets form. I litteraturen finnes eksempler på beregninger på forskjellige versjoner av skarpkantede, bredkronede og ideelle overløp.

Tabell 8-3: Evaluering av 2D vertikalsnitt CFD modellering for kapasitetsberegninger på overløp

Kategori	2D vertikalsnitt CFD	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Overløpsprofiler som har godt dokumenterte vannføringskoeffisienter	Godt egnet ¹	God
Overløpsprofiler hvor trykket er tilnærmet hydrostatisk	Godt egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, rett eller svakt buet i planet	Godt egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, sammensatt eller romlig varierte i planet (f.eks. labyrintoverløp)	Uegnet	-
Påvirkning fra undervann i samlekanal, overkritisk strømning over terskelen	Uegnet ⁵	-
Påvirkning fra undervann i samlekanal, underkritisk strømning over terskelen	Uegnet ⁵	-
Hensyn til sug på overløpskanten, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Godt egnet ¹	God
Beregning av tilløpsforhold, (f.eks. skjevstrømning)	Uegnet	-
Beregning av falltap i tilløp, (f.eks. i kanal)	Uegnet	-
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det finnes godt dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Uegnet	-
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det ikke finnes dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Uegnet	-
Overstrømming over terreng	Uegnet	-

¹ For overløp som er rette eller svakt buet i planet.

8.3 Samlekanal

Med tanke på kapasitetsberegninger på lukka flomløp vil det oftest være av interesse å gjøre beregninger på samlekanalen for å avgjøre når og hvor mye vannstanden i samlekanalen påvirker overløpet. 3D CFD modeller av samlekanalen må også ha en grensebetingelse som gir realistiske innstrømningsforhold fra overløpet. I praksis vil det derfor oftest være praktisk å lage en modell som inneholder overløpet og samlekanalen i ett som beskrevet i avsnitt 8.1.2, selv om det i prinsippet er mulig å bruke en grensebetingelse på overløpskanten med riktig hastighetsfelt.

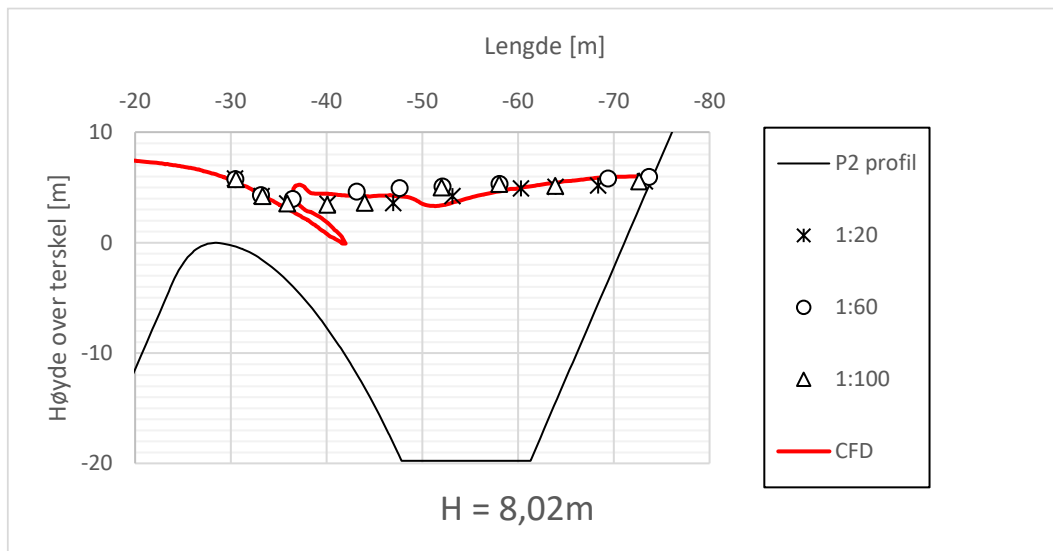
Nedstrøms grensebetingelser kan være i innløp til sjakt eller inneholde deler eller hele sjakten og tunnelen nedstrøms. Se avsnitt 8.1.2.

Friksjonstap kan forventes å ha forholdsvis liten betydning i korte samlekanaler. Dersom det finnes observerte vannlinjer, kan ruhetshøyden i modellen settes ved kalibrering. Dersom det ikke finnes kalibreringsdata kan ruhetshøyden settes skjønnsmessig, og vil være avhengig av hvor stor del av ruheten som er modellert eksplisitt i geometrien, og også oppløsningen til beregningsnettet.

Ofte vil beregningsnettet være for grovt til å beregne effekten av formruhet riktig, så ruhetshøyden må settes større enn overflateruheten for å kompensere for dette. Se avsnitt om modellering sjakt og tunnel for mer detaljer om valg av ruhetshøyde (avsnitt 8.4.1).

8.3.1 Evaluering

3D CFD modeller kan forventes å beregne forhold ved friskeilstrømning i samlekanalen med god nøyaktighet, inkludert plassering av vannoverflaten og strømningsmønstre i kanalen. Casestudie for overløpet og sidekanalen på Hoover dam som er gjort i forbindelse med dette prosjektet viser godt samsvar med fysiske modellforsøk for et flomløp med forholdsvis idealiserte forhold (Walløe, et al., 2021), dvs. standard overløpsprofil, homogent kanaltverrsnitt og liten ruhet (betong). Det kan bemerkes at samsvaret i vannlinjer mot modellen med størst modellskala er like godt eller bedre enn for fysiske forsøk med mindre skala (Figur 8-4), og at modellen gav godt samsvar selv for det groveste beregningsnettet som er brukt.



Figur 8-4: Sammenlikning av vannlinjer i et profil for Hoover dam (Walløe, et al., 2021). Fargede linjer er fra CFD modell, tallet indikerer antall celler i modellen, punkter er fra fysiske modellforsøk hvor skala er angitt.

I Norge er det vanlig med råsprengte samlekanaler med mer irregulær form enn for eksempel Hoover dam. Dette fører sannsynligvis til mer usikkerhet i beregningene fordi:

- Stor ruhet i kanalen fører til større friksjonsmotstand enn for et glatt betongprofil.
- Stor ruhet gjør det mer utfordrende å lage gode beregningsnett.
- Ujevnheter i kanalen kan endre strømningsforholdene lokalt.

Denne usikkerheten gjelder imidlertid også for de andre aktuelle beregningsmetodene.

Vannstandssprang er svært turbulente, med kompliserte 3-dimensjonale strukturer, som også fører til mye luftmedrivning. RANS modeller kan forventes å beregne gjennomsnittsvARIABLE med god til middels god nøyaktighet. En gjennomgang av relevante studier kan finnes i Viti et. al (2019), som også går gjennom mer detaljerte turbulensmodeller.

Dersom det er stor ruhet kan modellen være avhengig av valg av ruhetsparameter, og nøyaktigheten blir da mer avhengig av kalibrering.

Tabell 8-4: Evaluering av 3D CFD modellering for kapasitetsberegninger på samlekanal

Kategori	3D CFD	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Rett, rektangulær eller trapesformet samlekanal med ryddige strømningsforhold	Godt egnet	God
Samlekanal med brå retningsendringer, eller brå tverrsnittsendringer	Godt egnet	God
Samlekanal med annen form enn regulær sidekanal, komplisert geometri eller uryddige strømningsforhold	Godt egnet	God
Underkritisk strømning (i hele beregningsstrekningen)	Godt egnet	God
Påvirkning/drukning av overløpet	Godt egnet	God
Overkritisk strømning	Godt egnet	God
Vannstandssprang	Egnet	Middels
Stor ruhet/Ruhet har betydning	Egnet	Middels

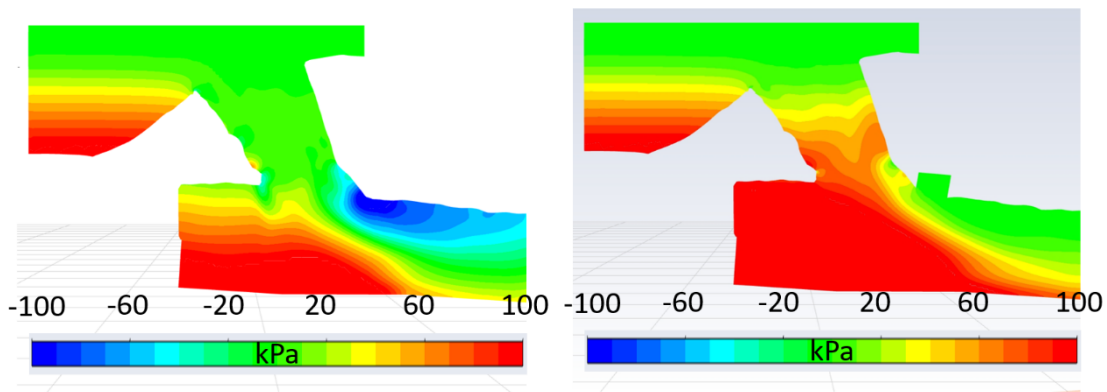
8.4 Innløp til sjakt

Kapasiteten til innløpet til sjakt eller tunnel er ofte en viktig grunn til å gjøre 3-dimensjonale beregninger, enten med CFD-modell eller fysiske forsøk, siden det kan være vanskelig å avgjøre kapasiteten med enklere modeller.

Strømningsforholdene i samlekanalen vil påvirke kapasiteten til innløpet, så modellen må inneholde samlekanalen (og vanligvis overløpet), eller det må settes realistiske hastighetsfelt som grensebetingelse. Nedstrøms grensebetingelse kan settes i sjakta eller hele sjakta og tunnelen kan modelleres. Dersom grensebetingelsen settes i sjakta og det er trykkstrømning i systemet må trykket ved grensen beregnes med andre metoder, (eller en annen CFD-modell). Dersom trykket i sjakta står lavere enn grensebetingelsen i sjakta, og det er friskeilstrømning gjennom innløpet til sjakta, kan nedstrøms grense settes til atmosfærisk trykk.

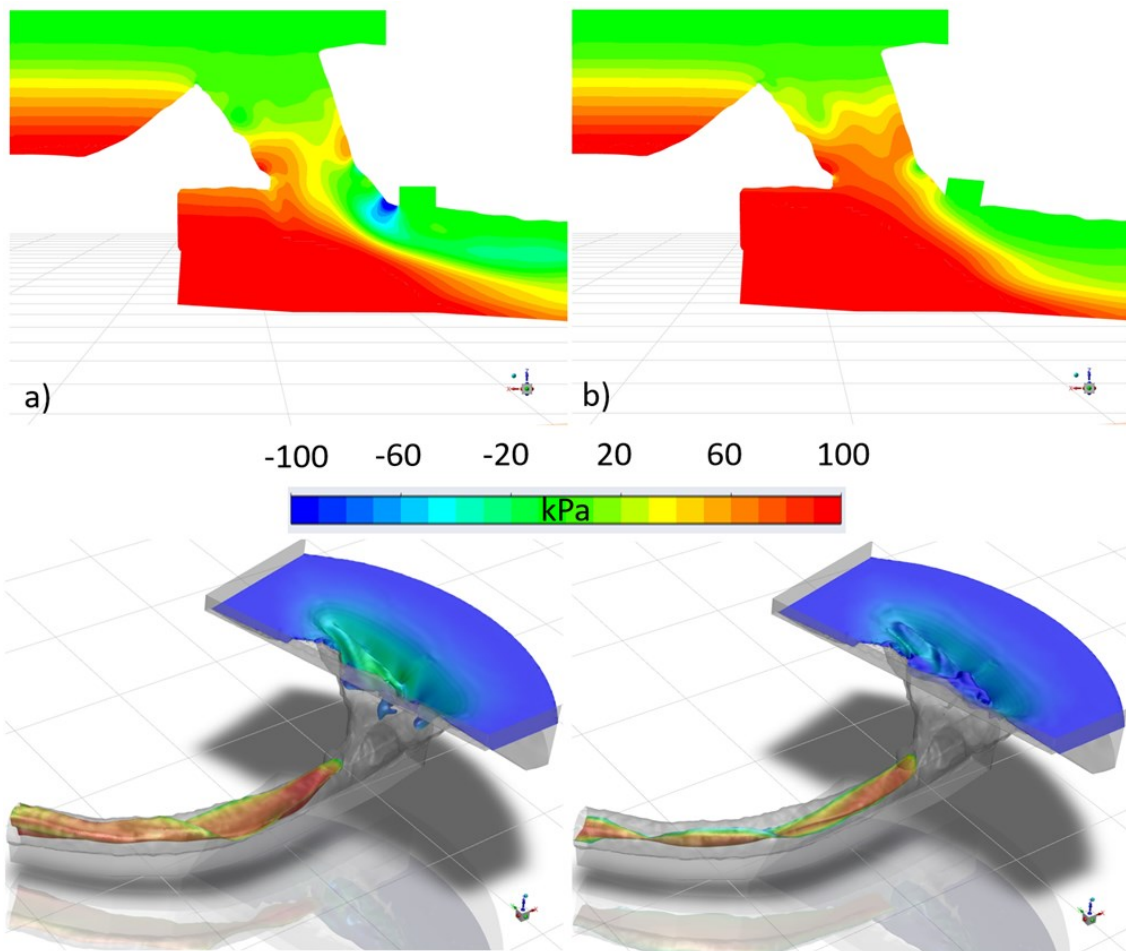
Dersom innløpet lukkes vil det imidlertid ikke kunne antas at trykket er atmosfærisk på grensen, siden dette forutsetter at det er fri tilgang til luft ved atmosfærisk trykk. Det kan danne seg store undertrykk i innløp. Dersom undertrykkene blir mindre enn kavitasjonstrykket til vannet kan dette føre til at kapasiteten overvurderes betraktelig i CFD-modeller. Undertrykket kan også påvirkes av graden av luftinnblanding, som er usikker. Dersom undertrykk har stor betydning kan det derfor være aktuelt å «luften» modellen, slik at undertrykket elimineres. Lufting av CFD modellen kan gjøres ved å sette en grensebetingelse med luft ved atmosfærisk trykk inn mot sonen med undertrykk. Et eksempel på effekten av lufting av en CFD-modell er vist i Figur 8-5 for Staffivatn. I denne situasjonen dannes det friskeilstrømning nedstrøms luftingen. Kapasiteten som beregnes vil da være konservativ i forhold til en beregning som tar hensyn til undertrykk. Dersom det er trykkstrømning nedstrøms lufferøret, vil trykket øke, men casestudiet for Staffivatn (Walløe, et al., 2021) viste at trykket ikke nødvendigvis elimineres helt, siden det ikke dannes noen kontinuerlig luftlomme, og luftingen vil føre til luftinnblanding nedstrøms. Både luftinnblanding og trykkøkning vil påvirke kapasiteten, men i

denne situasjonen kan det være vanskelig å vite om beregnet kapasitet er konservativ, siden det fortsatt kan eksistere lommer med undertrykk lavere enn kavitasjonstrykk.



Figur 8-5: Statisk trykk i snitt gjennom magasin, overløp, sjakt og tunnel med og uten lufting av innløp til tunnel for Staffivatn. Venstre: uten lufting. Høyre: med lufting. Kalde farger indikerer negativt trykk, grønn farge tilnærmet atmosfærisk trykk og varme farger positivt trykk.

Riktig plassering av lufting kan også ha stor betydning for kapasiteten til innløpet. Figur 8-6 viser trykket ved forskjellig plassering av «lufferør». Settes lufferøret for høyt forstyrres strømmingen, mens dersom det settes for lavt dannes det undertrykk oppstrøms røret. Dette kan ha vesentlig betydning for kapasiteten til innløpet. Det er derfor viktig å kontrollere hvordan luftingen innvirker på trykket. I CFD-modeller er dette forholdsvis lett, siden trykket i alle beregningscellene er tilgjengelig direkte som et resultat av beregningen.



Figur 8-6: Gjennomsnittlig trykk i et snitt gjennom flomløpet til Staffivatn (øverst), og tilsvarende beregnet gjennomsnittlig vannoverflate (nederst, farger indikerer her økende hastighet fra blått - rødt) med lufting for å eliminere undertrykk. a) det dannes undertrykk oppstrøms lufting b) ingen undertrykk

Det kan også være mulig å begrense undertrykket, og dermed beregne kapasiteten mer korrekt i CFD-modeller, eller å beregne effekten av kavitasjon ved bruk av kavitasjonsmodeller, men vi kjenner ikke til at det finnes grunnlag som kan si noe om hvor egnet slike metoder er.

8.4.1 Evaluering

Ved frispelstrømning vil innløpet fungere som et overløp eller kanal, og CFD modellen kan forventes å beregne denne situasjonen like godt som for overløp og samlekanaler. Usikkerheten kan øke dersom det er stor ruhet eller uryddige innstrømningsforhold i innløpet.

Ved lukket strømning i innløpet kan det forventes at CFD-modellen beregner kapasiteten med rimelig nøyaktighet så lenge undertrykk i innløpet ikke blir mindre enn kavitasjonstrykk. Dersom modellen luftes for å eliminere undertrykk kan kapasiteten også antas å kunne beregnes med god nøyaktighet dersom det blir frispelstrømning i sjakta ved lufting. Undertrykket kan da elimineres fullstendig, og strømmingen blir som for en åpning (engelsk: «orifice»), eller underløpslukke. Det er godt dokumentert at CFD modeller kan beregne denne situasjonen med god nøyaktighet, (f.eks. (Zeng, et al., 2017a), (Zeng, et al., 2017b), (Yang, et al., 2019)). Dette gir imidlertid en konservativ beregning av kapasiteten, dersom protypen ikke er luftet. Dersom det er trykkstrømning i sjakta vil ikke undertrykket elimineres helt og det er da uklart om beregningen er konservativ. CFD modeller er vurdert å være noe bedre egnet enn modellforsøk til å regne på lufting for å eliminere undertrykk,

fordi det er enklere å oppdage undertrykk, og å kontrollere at undertrykke er eliminert helt i en CFD modell, siden beregnet trykk er lett tilgjengelig som modellresultat (se avsnitt 8.3.1). Imidlertid er det mer usikkert hvor nøyaktig CFD modellen kan beregne trykket, sammenliknet med fysiske modellforsøk.

Luftinnblanding og virveldannelser inn mot innløpet vil være avhengig av oppløsningen på beregningsnettet, og er ikke fullverdig beregnet, men vil kunne gi en indikasjon. Luftinnblanding vil typisk bare forekomme ved lavere vannstander i kanalen. Ved stor vannføring vil det i mange tilfeller være nok overhøyde fra vannflaten til innløpet til at det er lite sannsynlig at mye luft dras ned i innløpet.

Vanlig oppsatte CFD modeller er per i dag ikke egnet til å regne på situasjonen med kavitasjon, men det er mulig å identifisere fare for kavitasjon ved å se på beregnet trykkfelt

Tabell 8-5: Evaluering av 3D CFD modellering for kapasitetsberegninger på innløp til sjakt

Kategori	3D CFD	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Godt definerte innløpsforhold, f.eks. frispeilstrøm i innløp kontrollert av terskel og konisk innløp	Godt egnet	God
Uryddige innløpsforhold, f.eks. innstrømning fra flere sider	Egnet	Middels
Frispeilstrømning gjennom innløpet	Godt egnet	God
Dykket innløp	Godt egnet	God
Påvirkning fra sug i innløpet, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Egnet	Middels
Identifisering av fare for avrivning av vannsøyle/kavitasjon i innløpet	Godt egnet	God
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, forutsatt frispeil nedstrøms lufting	Godt egnet	God
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, trykkstrømning nedstrøms lufting	Godt egnet	Usikker
Påvirkning fra luftinnblanding, virveldannelser	Egnet	Usikker

8.5 Sjakt og tunnel

For beregninger på sjakt og tunnel vil det vanligvis være aktuelt å regne på trykkstrømning i nedre del av systemet. Modeller kan lages for sjakt og tunnel alene, eller som en del av en større modell som inkluderer øvre deler av systemet. I teoretiske betraktninger deles energitapet gjennom systemet ved trykkstrømning vanligvis inn i singulærtap, som følge av f.eks. lokale innsnevring, ekspansjoner og retningsendringer, og friksjonstap som følge av friksjonen mot veggen langs et forholdsvis jevnt tverrsnitt.

Når individuelle ruhetselementer i en råsprenget tunnel er modellert direkte, beregnes friksjonstap i CFD-modellen i prinsippet som en kombinasjon av formdrag på ruhetselementene, som avhenger av

lokale strømningsforhold, og effekten av overflateruhet (Aberle, et al., 2020). Overflateruheten beregnes vanligvis via vegglover (se avsnitt 3.2.3). Singulærtap beregnes også ved å beregne endringer i strømningsforhold ved retningsendringer, kontraksjoner og ekspansjoner, på samme måte som for ruhetsselementene, men i større skala. For å beregne tapet riktig, må vesentlige strømningssegenskaper, som separasjon og resirkulasjonssoner beregnes riktig – og dette krever minst at modellen løser opp storskala strømningsforhold tilstrekkelig, og at turbulensmodellen beregner den overordna effekten av småskala strømming realistisk nok. For at modellen skal beregne singulærtap med rimelig nøyaktighet er det derfor viktig at oppløsningen er høy nok lokalt til å fange opp vesentlige strømningsforhold. Det er da også viktig å være klar over at lokale endringer i strømmingen kan ha betydning langt nedstrøms. Valg av turbulensmodell vil også kunne ha betydning.

Rundt ruhetsselementer krever det et veldig høyt oppløst beregningsnett å løse opp strømningsforholdene tilstrekkelig til å beregne tap korrekt. I praksis er det mulig å kompensere for dette ved å øke ruhetshøyden som brukes i beregningen av vegglover i CFD-modellen. Modellresultatene vil da være avhengig av beregningsnettet, så det er vesentlig at kalibrering foretas for et bestemt beregningsnett. Erfaringstall fra modellering i praksis kan tyde på at en ruhetshøyde i størrelsesorden noen cm gir rimelige tap. F.eks. ble ruhetshøyden i en CFD-modell ved kalibrering mot fysiske forsøk i samme skala (1:15) funnet å være 2,25 cm (regnet om til prototypen) i forsøk på tunnelruhet (Aberle, et al., 2020). Tilsvarende ruhetshøyde kalibrert mot erfaringstall fra norske kraftverkstunneler (Noreng, 1983) var 2 cm for CFD-modellering av Staffivatn (Multiconsult, 2020) og 10 cm for Øljusjøen (Norconsult, 2018). Vanligvis vil det ikke finnes observerte kalibreringsdata for flomløpstunneler, og modellen må da kalibreres mot erfaringstall, som for Staffivatn og Øljusjøen. Modellen vil da åpenbart ikke gi noe bedre estimat enn energilikninga mtp. friksjonstap, og vil kun være egnet til å beregne singulærtap, og til å studere strømningsforhold i systemet.

8.5.1 Evaluering

Ved beregning av friksjonstap i trykksatt tunnel er CFD modeller i praksis avhengig av kalibrering av ruhet, tilsvarende alle andre vurderte metoder. I prinsippet kan det være mulig å beregne lokale tap rundt hvert enkelt ruhetselement, men vi kjenner ikke til dokumentasjon på hvor godt dette fungerer i praksis, og en riktig beregning av friksjonstap uten kalibrering av ruhetshøyde vil uansett kreve svært høy oppløsning av beregningsnettet. Derfor er dette vurdert som uegnet for praktiske formål per nå.

Det finnes flere eksempler på at ruhetshøyden i CFD-modeller er kalibrert for bestemte beregningsnett (Multiconsult, 2020), (Norconsult, 2018), og at dette har gitt rimelige resultater, og det er også utført en studie hvor en kalibrert CFD modell er sammenliknet med fysiske forsøk (Aberle, et al., 2020).

Ut fra foreliggende grunnlag (Walløe, et al., 2021) vurderes singulærtap å kunne beregnes med middels eller bedre nøyaktighet, forutsatt tilstrekkelig oppløsning av lokale strømningsforhold.

Rimelige beregningsresultater forutsetter også at trykket ikke faller lavere enn kavitatsjonstrykk. Kavitatsjon i prototypen kan medføre vesentlige reduksjoner i kapasiteten i forhold til beregnet.

Beregning av luftinnblanding er usikkert, men dette gjelder alle relevante metoder.

Tabell 8-6: Evaluering av 3D CFD modellering for kapasitetsberegninger på sjakt og tunnel

Kategori	3D CFD	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Trykkstrømning, friksjonstap basert på erfaringstall	Egnet	Middels
Trykkstrømning, friksjonstap beregnet direkte i modellen, ved å beregne tap rundt enkelte ruhetselementer	Uegnet	-
Trykkstrømning, singulærtap der det finnes godt grunnlag i litteraturen	Egnet	Middels
Trykkstrømning, singulærtap som ikke er godt dokumentert / gjensidig påvirkning fra forskjellige tapselementer	Egnet	Middels
Påvirkning fra sug, forutsatt trykk større enn kavitatsjonstrykk	Egnet	Middels
Identifisere fare for kavitatsjon	Godt egnet	Middels
Frispeilstrømning	Godt egnet	God
Luftinnblanding	Godt egnet	Usikker

9 Fysiske modellforsøk

9.1 Generelt om fysisk modellering av lukka flomløp

Fysiske modellforsøk har både usikkerheter og unøyaktighet som må tas hensyn til. Usikkerhetene er enkle, men noen kan være vanskelig å tallfeste skikkelig.

9.1.1 Geometri

En fysisk modell bygges på grunnlag av innmåling av terreng/konstruksjoner og/eller fra tegningsgrunnlag. Både innmåling og tegningsgrunnlag kan være feil og må derfor kontrolleres. Slike feil vil føre til feil i alle metoder for vurdering av kapasitet. Feil kan også oppstå i selve modellbyggingen, der grunnlaget mistolkes eller misforstås eller at det gjøres direkte feil i byggingen. Feil i utforming kan kontrolleres både visuelt (store feil), med skanning av ferdig modell og med kontrollmåling. Rapporter fra modellforsøk inneholder vanligvis en logg for kontrollmåling av ferdig modell.

Mindre avvik i høyder, lengder og andre mål vil føre til unøyaktige resultat. Hvordan en unøyaktighet i modellen forplanter seg til resultatene, er i hovedsak avhengig av skala. Bygging av modeller gjøres vanligvis innenfor en nøyaktighet på mm for konstruksjonsdetaljer, mens det på selve overløpsterskelen tilstrebes en bedre nøyaktighet. Der er det mulig å bruke vannet som 'kontrollør' dersom høydegrunnlaget fra felt er korrekt. For terreng blir nøyaktigheten vanligvis noe mindre, spesielt i horisontalplanet. Med utfresing av terreng (3D) direkte fra måledata, er nøyaktigheten forbedret sammenliknet med mer manuelle byggemetoder. Vanlig skala på modellforsøk for flomløp er 1:20 – 1:40, så 1 mm i modell gir typisk usikkerhet på 20 – 40 mm i fullskala, noe som vurderes som 'lite' i horisontal skala, men som 'for mye' for en overløpsterskel. Innmåling av terreng og konstruksjoner foregår ofte i cm-skala, så mm-nøyaktighet vil ikke oppnås selv med helt nøyaktig modellering. Gjort om til prosent vil unøyaktighet i mål ligge på 0 – 5% på de fleste mål, mens 0 – 2% på selve overløpsterskelen. Merk at dette er skalaavhengig. Det er selvfølgelig ingen grenser for hvor stor en feil kan bli, men kontroll av data og bygging bør holde feilene innenfor de gitte marginer.

Styrker for geometriske avvik på fysiske modellforsøk: Store og avgjørende feil og avvik er lette å oppdage, både visuelt, med måling og med skanning.

Svakhet for geometriske avvik på fysiske modellforsøk: Små feil er vanskelige å oppdage, men selv små feil kan gi signifikante feil i vurderingene.

9.1.2 Måling og avlesing i laboratoriet

Vannføring måles i laboratoriet med ulike varianter av måleutstyr, oftest elektromagnetisk. Slikt måleutstyr er svært stabilt og har ofte feilmargin mindre enn 1-2%. Vanligvis kontrollmåles minst ett av målestedene med et analogt V-profil i tillegg slik at store feil vil oppdages underveis. Hovedfeil på vannføringsmåling vil derfor være feil avlesing eller rot/feil i loggerdata. Det er ikke mulig å tallfeste en feilavlesing generelt i prosent.

Vannstand måles oftest med ultralyd nivåmåler, elektromagnetisk nivåmåler eller analog måler (målepinne). Målemetodene supplerer hverandre, slik at store feil vil oppdages. Vanligste feil vil igjen bli feil avlesing eller feil i loggerdata, mens feil i høgdegrunnlag og instrumentfeil også må undersøkes. Feil avlesing vil få følgefeil avhengig av skala, se 'Geometri'.

9.1.3 Ruhet i modell

Ruhet i fysiske modellforsøk kan deles inn i to deler; a) geometrisk ruhet som knauser, stein, vinkler og annet og b) mikroruhet som er sandruheten som finnes i fullskala, men som blir en overflateruhet i modellen. Modellering av ruhet er svært vanskelig, og det må alltid gjøres kompromiss for å få rett resultat. Det er derfor viktig å vite om det er strømningsmønster eller kapasitet som skal modelleres.

Ved tunnelstrømning modelleres ofte ruheten for å skape tilsvarende strømningsmotstand (skalert). Ruheten manipuleres i forhold til geometrien i fullskala, og det vil alltid knytte seg usikkerhet til dette. Kalibreringen utføres for fylte tverrsnitt i forhold til innmålt ruhet og bruk av erfaringstall fra dette. Det er viktig at kalibrering gjøres for vannføringer i nærheten av det som skal testes. Med stor ruhet kan helt sikkert feil/usikkerhet komme opp i over 10%, noe det også vil gjøre for de andre beregningsmetodene. En feil her kan ikke direkte overføres til en feil for hele modellen, da ren tunnelstrømning svært sjelden er avgjørende for kapasiteten alene. De deler av tunnelsystemet som ikke lar seg kalibrere, må baseres på geometri, erfaringstall og -metoder.

Frispeilstrømning. I frispeilstrømning med stor vanddybde, har overflateruheten liten betydning og mange strømningsssituasjoner vil gå mot 'hydraulisk glatt', langs omhyllingskurva i Moody-diagrammet. Her har overflateruheten ingen betydning, som f.eks. ved tilløp fra magasin og med stor vannføring i samlekanal. Derfor er geometrisk riktig modellering viktigst og det må gjøres enn sjekk mot erfaringsbaserte verdier. Med lite vanddyp (y) og lavt Reynoldstall, som ved grunne tilløp og liten vannføring i samlekanal/sjakt/tunnel, vil det oppstå feil i modellforsøket pga. modell-lovene, se avsnitt 3.3. Derfor vil alle fysiske modellforsøk ha feil i måleverdiene dersom målinger gjøres på lavt vanddyp (y). Modellforsøk må skaleres for å gi rette verdier på de vannføringene som er kritiske med tanke på kapasitet/flomstørrelser.

9.1.4 Styrker og svakheter ved fysiske modellforsøk

Styrker

- Store og avgjørende feil vil oppdages lett
- Feilmarginer bør kunne ligge i området 1 – 5% samla sett. Det må alltid passes på at forsøkene er innenfor gjeldene modell-lover (tilstrekkelig y og Re) og at geometrien er rett.
- I forsøkene oppstår prinsipielt alle forhold som ellers vil oppstå i fullskala
- Forsøkene kan gjennomføres uten annen kalibrering enn ruhetskalibrering og kalibrering av måleutstyr.
- Eksperimentelle løsninger kan testes raskt med god nøyaktighet

Svakheter

- Selve oppbygging av modellen krever mye ressurser og det er viktig at modellen både følges opp og kontrolleres undervegs.
- Felles skala for hele forsøket gjør at detaljer kan være vanskelig å undersøke og nøyaktigheten reduseres i viktige snitt/soner. Siden modellforsøk også er en modell, vil resultatene aldri kunne bli helt korrekte. Det finnes få modellforsøk for flomløp som er kontrollert mot fullskala på Q_{dim} - og Q_{PMF} -nivå

9.2 Overløp

Mange materialer og teknikker er i bruk for å modellere overløpsstrukturer i modellforsøk. Det kan f.eks. være konstruksjoner av tre, stål, plast eller glass. I de senere årene har det blitt mer vanlig å bruke CNC-teknikker i modellforsøk, som også kan brukes til å modellere strukturer i et flomløp.

For gode resultater er det vesentlig at målinger av vannstand eller trykkehøyde foretas så langt fra overløpskanten at neddragningen av vannspeilet inn mot overløpskanten ikke påvirker målingene. En tommelfingerregel er å måle i en avstand minst 5 ganger overløpshøyden H fra overløpskanten. Dersom det er signifikant tilløpshastighet, er det viktig at hastighetshøyden tas hensyn til.

Noen centimeter forskjell i vannstand kan ha stor betydning for lange overløp med liten overløpshøyde. I modeller med liten skala kan feil på noen mm ha betydning. Det er derfor svært viktig at overløpskanten kontrolleres nøye i modellen etter bygging. Av samme årsak er det viktig at målesensorer har tilstrekkelig nøyaktighet.

En viktig skalaeffekt i modellforsøk med overløp er effekten av overflatespenning på strømning over overløpskanten, der vanddybdene kan bli små i modellforsøket. Det finnes mange anbefalinger for nødvendig dybde i litteraturen. Novak et al. (2010) anbefaler at vannstanden over skarpkantede overløp ikke bør være mindre enn 40 mm. Hager (1994) skriver at H typisk bør være større enn 40 – 50 mm for å unngå skalaeffekter for bredkrona overløp. Khatsuria (2005) skriver at vanddybden over overløp generelt må være større enn 15 mm.

9.2.1 Evaluering

Det finnes godt erfaringsgrunnlag på fysiske modellforsøk på overløp, og generelt kan beregninger av kapasiteten til overløp forventes å kunne beregnes med små avvik i forhold til prototypen, så lenge geometrisk likhet opprettholdes, og målefeil og skalaeffekter minimeres.

Sammenliknet med andre metoder vurderes fysiske modellforsøk generelt å være en av metodene som er best egnet til å bestemme kapasiteten på overløp, men det bemerkes at dersom det finnes godt empirisk grunnlag kan man forvente tilsvarende nøyaktighet med enklere metoder.

Tilløpsforhold kan beregnes, men vil ofte være avhengig av friksjonstap, som må baseres på erfaringstall eller kalibres. Andre modelltyper er generelt bedre egnet til dette, f.eks. er det meste erfaringsgrunnlaget på friksjonsmotstand (Manningstall) basert på 1-dimensjonale metoder.

Ved overstrømning over terreng nær overløpskanten kan nøyaktigheten bli noe dårligere, avhengig av de spesifikke forholdene. Spesielt kan det være forhold som vegetasjon e.l. som kan påvirke kapasiteten, og som ikke enkelt kan implementeres i fysiske modellforsøk. Imidlertid er det ingen av de andre vurderte metodene som håndterer dette bedre.

Tabell 9-1: Evaluering av fysiske modellforsøk kapasitetsberegninger på overløp

Kategori	Fysiske forsøk	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Overløpsprofiler som har godt dokumenterte vannføringskoeffisienter	Godt egnet	God
Overløpsprofiler hvor trykket er tilnærmet hydrostatisk	Godt egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, rett eller svakt buet i planet	Godt egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, sammensatt eller romlig varierte i planet (f.eks. labyrintoverløp)	Godt egnet	God
Påvirkning fra undervann i samlekanal, overkritisk strømming over terskelen	Godt egnet	God
Påvirkning fra undervann i samlekanal, underkritisk strømming over terskelen	Godt egnet	God
Hensyn til sug på overløpskanten, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Godt egnet	God
Beregning av tilløpsforhold, (f.eks. skjevstrømming)	Godt egnet	God
Beregning av falltap i tilløp, (f.eks. i kanal)	Egnet	God
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det finnes godt dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Godt egnet	God
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det ikke finnes dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Godt egnet	God
Overstrømming over terreng	Godt egnet	Middels

9.3 Samlekanal

Fysiske modellforsøk er mye brukt til å kontrollere flomløp med samlekanaler, og vil kunne brukes til å modellere de fleste type strømningsforhold og utfordringer som man kan ha i samlekanaler. Unntaket er luftinnblanding i samlekanalen, som ikke vil bli modellert riktig i en fysisk modell. Luftinnblanding i samlekanalen er imidlertid sjeldent et problem ved stor vannføring, da det som oftest er underkritisk strømming i kanalen. Modellskala vil kunne ha noe påvirkning på det detaljerte strømningsmønsteret i samlekanalen. Flomløpet ved Hoover dam ble modellert i tre ulike modeller med forskjellige skala, og man kan se noen mindre avvik i vannstand innad i kanalen mellom de ulike modellene (USBR, 1938). Beregnet kapasitet var imidlertid svært lik.

9.3.1 Evaluering

Fysiske modellforsøk vurderes å være godt egnet til å modellere samlekanaler, så lenge modellen er innenfor gjeldende modell-lover og i tilstrekkelig stor skala.

Tabell 9-2: Evaluering av fysiske modellforsøk kapasitetsberegninger på samlekanal

Kategori	Fysiske forsøk	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Rett, rektangulær eller trapesformet samlekanal med ryddige strømningsforhold	Godt egnet	God
Samlekanal med brå retningsendringer, eller brå tverrsnittsendringer	Godt egnet	God
Samlekanal med annen form enn regulær sidekanal, komplisert geometri eller uryddige strømningsforhold	Godt egnet	God
Underkritisk strømning (i hele beregningsstrekningen)	Godt egnet	God
Påvirkning/drukning av overløpet	Godt egnet	God
Overkritisk strømning	Godt egnet	God
Vannstandssprang	Godt egnet	God
Stor ruhet/Ruhet har betydning	Egnet	Middels

9.4 Innløp til sjakt

Innløpet til sjakt og tunnel modelleres med forskjellig detaljeringsgrad i fysiske modeller. I mange tilfeller er sjakt og tunnel idealiserte tverrsnitt, laget av f.eks. plastmateriale, mens samlekanal og oppstrøms forhold kan være mer detaljert terreng, modellert med tverrsnitt, eller CNC-frest. Innløpet er derfor ofte overgangen mellom modelldeler med forskjellig detaljer i geometrien, som f.eks. for dam Storlivatnet (Gjerde, 2017). I andre tilfeller kan innløpet være utformet i mer detalj, som f.eks. for Valldalen (Yang, et al., 2019).

9.4.1 Evaluering

Fysiske modellforsøk forventes å kunne modellere strømningsforhold og kapasiteten til innløp til sjakt med god nøyaktighet, forutsatt at modellen er innenfor gjeldene modell-lover, har geometri med tilstrekkelig nøyaktighet og man unngår urealistisk store undertrykk. Det siste er spesielt viktig, da det kan gi urealistisk høy kapasitet for innløpet.

Tabell 9-3: Evaluering av fysiske modellforsøk kapasitetsberegninger på innløp til sjakt

Kategori	Fysiske forsøk	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Godt definerte innløpsforhold, f.eks. friskeilstrøm i innløp kontrollert av terskel og konisk innløp	Godt egnet	God
Uryddige innløpsforhold, f.eks. innstrømning fra flere sider	Godt egnet	God
Frispeilstrømning gjennom innløpet	Godt egnet	God
Dykket innløp	Godt egnet	God
Påvirkning fra sug i innløpet, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Godt egnet	God
Identifisering av fare for avrivning av vannsøyle/kavitasjon i innløpet	Egnet	God
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, forutsatt friskeil nedstrøms lufting	Godt egnet	God
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, trykkstrømning nedstrøms lufting	Godt egnet	Usikker
Påvirkning fra luftinnblasing, virveldannelser	Godt egnet	Usikker

9.5 Sjakt og tunnel

I modeller av sjakt og tunnel modelleres ofte ruheten for å skape tilsvarende strømningsmotstand som i prototypen, skalert etter erfaringstall. Ruheten manipuleres i forhold til geometrien i fullskala, og det vil alltid knytte seg usikkerhet til dette. Kalibreringen utføres i forhold til innmålt ruhet og bruk av erfaringstall fra dette. Det er viktig at kalibrering gjøres for vannføringer i nærheten av det som skal testes.

9.5.1 Evaluering

Modellering av friksjonstap ved trykkstrømning i fysisk modell forventes å ha samme nøyaktighet som andre metoder, da ruheten i tunnelen kalibreres mot håndberegninger. Det er imidlertid vanskeligere å kalibrere en fysisk modell sammenliknet med bruk av håndregningsmetoder, og det er flere mulige feilkilder.

Det har vært gjort forsøk med å beregne friksjonstap direkte i tunneller med nøyaktig geometri (Aberle, et al., 2020), men dette har foreløpig bare vært sammenliknet med erfaringstall. Fysiske modeller er imidlertid den eneste modelltypen som er vurdert hvor det finnes grunnlag for at det kan gjøres direkte beregninger av friksjonstap i tunneller. Per nå vurderes grunnlaget for denne typen beregninger å være usikkert.

Fysiske modeller vil kunne modellere singulærtap med god nøyaktighet, men dette avhenger av at modellens geometri er nøyaktig nok. Ofte vil tunnelen modelleres med plastrør/pleksiglass, og

dermed ikke perfekt representere tunnelens geometri. Det er imidlertid blitt mer vanlig de siste årene å bruke CNC-fresing også for tunneler (Aberle, et al., 2021), som kan gi mye mer nøyaktig geometri, f.eks. i forsøkene for Valldalen (Yang, et al., 2021). Merk at slike modeller fortsatt er avhengige av kalibrering av ruhet.

Fysiske modellforsøk kan brukes til å identifisere fare for kavitasjon dersom trykket måles. Imidlertid er det krevende å måle trykket, og det kan være nødvendig med mange sensorer for å identifisere lavtrykkssoner med fare for kavitasjon riktig. I praksis er derfor CFD modeller vurdert å være bedre egnet til dette formålet, selv om trykket i CFD-modellen vurderes å være mer usikkert. Merk at dette også fører til en ekstra feilkilde, fordi det vil oppstå ikke-fysiske sug i modellen (trykket kan bli lavere enn absolutt nulltrykk skalert til prototypen) dersom det blir kavitasjon i prototypen.

Fysiske modeller vil kunne gi en god indikasjon på luftinnblanding, men luftinnblandingsprosesser skaleres ikke riktig i modellen. Alle aktuelle metoder er usikre med tanke på å beregne luftinnblanding.

Tabell 9-4: Evaluering av fysiske modellforsøk kapasitetsberegninger på sjakt og tunnel

Kategori	Fysiske forsøk	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Trykkstrømning, friksjonstap basert på erfaringstall	<i>Egnet</i>	<i>Middels</i>
Trykkstrømning, friksjonstap beregnet direkte i modellen, ved å beregne tap rundt enkelte ruhetselementer	<i>Godt egnet</i>	<i>Usikker</i>
Trykkstrømning, singulærtap der det finnes godt grunnlag i litteraturen	<i>Godt egnet</i>	<i>God</i>
Trykkstrømning, singulærtap som ikke er godt dokumentert / gjensidig påvirkning fra forskjellige tapselementer	<i>Godt egnet</i>	<i>God</i>
Påvirkning fra sug, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	<i>Godt egnet</i>	<i>God</i>
Identifisere fare for kavitasjon	<i>Egnet</i>	<i>God</i>
Frispeilstrømning	<i>Godt egnet</i>	<i>God</i>
Luftinnblanding	<i>Egnet</i>	<i>Usikker</i>

10 Diskusjon og anbefalinger

Evalueringseskjemaene (vedlegg 1) i denne rapporten vil gi en indikasjon på hvilke beregningsmetoder som er best egnet under gitte forutsetninger, men i praksis vil det ofte være flere metoder som er aktuelle. Det understrekes at den beste metoden da ofte vil være den metoden som den utførende har best kjennskap til. Det er vår oppfatning at utførendes kompetanse og forståelse av problemstillingen er det viktigste for å oppnå gode resultater, heller enn hvilken metode som brukes. Strømningsforholdene i lukka flomløp kan være svært kompliserte, og det er ikke alltid trivielt å gjøre riktige antagelser i beregningen. I mer avanserte modeller, f.eks. CFD beregninger og fysiske modellforsøk, krever færre antagelser, og man kan potensielt lære mer om strømningsforholdene, sammenliknet med enklere modeller og håndberegninger, der man er avhengig av å forstå systemet på forhånd. Til gjengjeld er det enklere å kontrollere håndberegninger og enklere modeller, og det kan være mer gjennomiktig hvilke forutsetninger som er gjort i beregningen.

De foretrukne beregningsmetodene for lukka flomløp vil også avhenge av den spesifikke utformingen på flomløpet. Mer kompliserte utforminger vil kreve mer avanserte metoder.

Vår generelle anbefaling er at CFD-modeller bør kunne brukes i større grad enn i dag, ettersom det nå foreligger bedre dokumentasjon. Usikkerheten i både fysiske modellforsøk og CFD modeller tilsier at disse i større grad bør brukes parallelt for flomløp med komplisert strømning, og der nøyaktige beregninger er viktige for dampsikkerheten. Det bør i alle tilfeller stilles krav til at beregningene suppleres og sammenliknes med håndregningsformler, som minst angir relevante taps- og kontraksjonskoeffisienter. Andre modelltyper kan også brukes til supplering der dette er relevant, f.eks. ved beregning av tilløpsforhold, eller som ytterligere kontroll av beregningene.

10.1 CFD og fysiske modellforsøk for kompliserte lukka flomløp

Viktige spørsmål i forbindelse med lukka flomløp er hvilke beregningsmetoder som bør aksepteres, og hvordan kapasitetsberegninger for lukka flomløp kan kvalitetssikres. I dag stilles det krav til at relevante beregninger utføres av kvalifisert fagperson innen fagområde V og at enten dimensjonering eller kontroll av flomløp utføres av NVE godkjent fagansvarlig i fagområde V. Retningslinjer for flomløp (NVE, 2005) spesifiserer at det kreves modellforsøk ved kompliserte og uoversiktlige systemer og ved uryddige innstrømningsforhold. Tillegg til retningslinjene (NVE, 2016) spesifiserer at CFD-beregninger ikke aksepteres alene for lukka flomløp med komplekse strømningsforhold. Notatet er basert på en litteraturstudie på CFD modellering av lukka flomløp (Olsen, 2015). Det oppfordres i notatet til å utføre CFD-forsøk parallelt med fysiske forsøk. Det er kommet ut en rekke fagfelleverderte forskningsartikler på CFD-modellering på flomløp, og også utført flere studier i industrien med CFD på lukka flomløp i Norge siden 2015. Dette grunnlaget er oppsummert i litteraturstudiet som ble utført i forbindelse med dette prosjektet (Walløe, et al., 2021).

For både CFD-modeller og fysiske forsøk er det usikkerheter knyttet til kapasitetsberegninger for lukka flomløp, spesielt når nedre del av systemet lukkes, og når det gjelder luftinnblanding, undertrykk og kavitasjon, og problemstillinger knyttet til ruhet.

Store undertrykk kan forekomme i lukka flomløp ved lukking av systemet. Både fysiske modeller og CFD-modeller med standard oppsett vil kunne gi ikke-fysiske (i prototypen) undertrykk i denne situasjonen, inkludert trykk lavere enn absolutt 0 skalert til prototypen. For store undertrykk i modellene vil føre til at kapasiteten overvurderes. Problemet med ikke-fysiske undertrykk i fysiske modellforsøk har i noen tilfeller vært løst ved å luften modellen, slik at undertrykket elimineres. Samme prinsipp kan brukes i CFD-modeller, som vist i casestudier på Mysevatn og Staffivatn (Walløe, et al., 2021). Casestudiet for Staffivatn viser også at nøyaktig plassering av lufterøret kan ha stor

betydning, og at utlikning av undertrykk ved trykkstrømning i hele systemet kan være utfordrende. Dersom undertrykket elimineres i modellen, vil kapasiteten undervurderes sammenliknet med prototypen, fordi det i realiteten vil være bidrag fra undertrykk, og fordi tilført luft også kan redusere kapasiteten.

Ved trykk lavere enn kavitasjonstrykk vil det oppstå kavitasjon eller avrivning av vannstrengen i flomløpet. Konsekvensene av dette i lukka flomløp med råsprengt sjakt og tunnel er ikke fullt ut kjent. Her anbefales videre forskning.

Fysiske modeller og CFD-modeller vil kunne brukes til å beregne undertrykk og også til å identifisere soner med ikke-fysiske undertrykk og kavitasjon. Fysiske modeller kan forventes å gi sikrere beregninger av undertrykk. Det kan imidlertid være utfordrende å måle undertrykk i fysiske modeller. Dersom modellen er laget av pleksiglass, kan det også være mulig å observere dannelsen av undertrykk visuelt, men dersom trykket skal måles nøyaktig må punktene hvor trykket skal måles identifiseres på forhånd. I en CFD modell kan trykkberegningen være mer usikker, men det er enkelt å ta ut resultater i form av detaljerte trykkfelt, og dermed identifisere soner med lave trykk. Ved forholdsvis enkel geometri, eller ved å anta forenklet geometri, kan håndregningsformler også brukes til å gjøre overslag og identifisere soner med undertrykk.

Luftinnblanding kan redusere kapasiteten til flomløpet, men denne effekten motvirkes av at høyere vannstander vanligvis fører til mindre luftinnblanding. Ved stor vanddybde over sjaktinnløpet er det rimelig å anta at luftinnblanding har liten effekt. Både modellforsøk og CFD kan gi indikasjoner på når luftinnblanding oppstår, men kan ikke antas å kvantifisere volumet, eller effekten av luftinnblanding riktig. Graden av luftinnblanding kan også påvirke kapasiteten til flomløpet ved å utjevne undertrykk.

Det finnes ikke grunnlag for å si at hverken CFD-modeller eller fysiske modellforsøk kan beregne friksjonstap direkte i råsprengte tunneler. Både CFD-modeller og fysiske forsøk er derfor avhengig av kalibrering mot erfaringstall dersom friksjonstap er viktige.

Fysiske modellforsøk og CFD-modeller har også andre forskjellige og delvis komplementerende egenskaper, bla.:

- Fysiske modellforsøk har generelt vært brukt over enn lengre tidsperiode, og er validert for flere problemstillinger enn CFD.
- Fysiske modellforsøk tar i prinsippet hensyn til alle strømningsfenomener som kan oppstå i virkeligheten, så lenge skalaeffekter ikke virker inn, f.eks. tar skalamodeller hensyn til detaljert turbulens. Vanlige RANS modeller beregner til sammenlikning gjennomsnittseffekten av turbulens med forhåndskalibrerte, delvis empirisk baserte turbulensmodeller.
- CFD-modeller gir lett tilgjengelige, detaljerte strømningsfelt (vektorer), trykkfelt og turbulente egenskaper, luftfase og vannoverflate, disse resultatene må måles i en fysisk modell – som innfører en feilkilde i måleutstyret og vanligvis fører til lavere oppløsning i tilgjengelige resultater (avhengig av målemetode). Dette kan gjøre det enklere å analysere detaljerte strømningsforhold i en CFD-modell, og f.eks. identifisere soner med store undertrykk.
- Det gjøres mange valg med tanke på numerisk oppsett, løsningsmetoder og underliggende modeller i CFD-modeller, som kan være en mulig feilkilde.
- En CFD-modell tar vesentlig kortere tid å sette opp, og det er enklere å gjøre større endringer i geometrien, sammenliknet med fysiske modellforsøk. Det er få begrensninger

i hvilke grensebetingelser som kan testes, f.eks. endring i vannføringer, vannstander eller tettheten til vann eller luft, der det kan være fysiske begrensninger i modellforsøk, som kapasiteten til rør eller tilgjengelige alternative væsker med annen tetthet enn vann

- Små endringer og optimalisering i geometrien er det raskt og effektivt å gjøre i en fysisk modell. Når en fysisk modell først er satt opp, er det raskere å kjøre den enn en CFD modell. Resultater kan ofte observeres innen noen minutter, sammenliknet med flere timer eller dager som er vanlig for simuleringer i en CFD modell.
- Det er ingen skalaeffekter i CFD-modeller, og ingen numeriske feil i fysiske modeller.
- CFD modeller kan lagres digitalt, og derfor hentes frem igjen senere dersom det er behov for å gjøre nye beregninger, eller kontrollere tidligere beregninger.

På grunn av disse komplimenterende egenskapene kan det ofte være hensiktsmessig å gjøre CFD-modellering og fysiske modellforsøk parallelt, spesielt for kompliserte problemstillinger og der feil har spesielt store konsekvenser. Dette vil redusere faren for feil i begge typer modeller betraktelig.

10.2 Anbefalinger for beregninger på spesifikke komponenter

Under følger anbefalinger for forskjellige komponenter i flomløpet, som beskrevet i kapittel 4. Se evalueringstabellene (Vedlegg 1) og evaluering av metodene i kapittel 5 - 9 for detaljert grunnlag.

10.2.1 Overløp

Overløpet skal, iht. damsikkerhetsforskriften, virke bestemmende for vannstanden i magasinet ved påregnelig maksimal flom (PMF).

Kapasiteten til overløpsformer der det finnes god dokumentasjon, inkludert tabeller og kurver, for vannføringskoeffisienten kan beregnes med god nøyaktighet med håndregningsformler.

Kapasitetsberegninger av overstrømning over terreng og vederlag er mindre nøyaktig, men utgjør oftest en mindre del av den totale kapasiteten. Overløpsformer som avviker fra vanlige og godt dokumenterte former, tilstrømningsforhold (f.eks. skjevstrømning), vannstander ut over dimensjonerende vannstand, pilarer, bruer over overløp etc. gjør beregningene mer usikre. Imidlertid kan det oftest gjøres rimelige antagelser.

Beregninger med 1-dimensjonale eller 2-dimensjonale modeller kan brukes ved vanskelige tilstrømningsforhold, f.eks. for å beregne falltap i tilløpskanal, avhengig av om strømmingen kan antas å være 1-dimensjonal eller 2-dimensjonal. Selve overløpet bør da modelleres som struktur i hydrauliske modellen (dvs. med håndregningsformler). Terrengoverstrømning, og terskler med tilnærmet hydrostatisk trykkforhold kan modelleres direkte i den hydrauliske modellen.

Ved behov for mer nøyaktige beregninger av overløpskapasiteten til mer kompliserte overløp er CFD eller fysiske forsøk godt egnet. Vannføringskoeffisienten for udokumenterte overløpsformer kan generelt beregnes med god nøyaktighet med 2D vertikalsnitt CFD.

Kapasitetsberegninger på overløp med håndregningsformler bør godkjennes så lenge det er gjort rimelige antagelser.

10.2.2 Samlekanal

Strømningen i en samlekanal er i prinsippet 3-dimensjonal, men det finnes god dokumentasjon på at vannlinjen i kanalen kan beregnes tilfredsstillende med 1-dimensjonale formler som Hinds likning. Slike formler er imidlertid dårlig egnet dersom geometrien er mer komplisert, med større

retningsendringer eller tverrsnittsendringer. 2-dimensjonale modeller har vist seg å kunne være egnet i slike tilfeller, som f.eks. vist i casestudiet for Valldalen (Walløe, et al., 2021). Det er imidlertid åpenbart at 3-dimensjonale modeller må brukes for å beregne strømmingen i detalj, og CFD modeller eller fysiske modellforsøk bør benyttes dersom det er mer kompliserte strømningsforhold, f.eks. ved vannstandssprang i kanalen. Slike modeller er også nødvendig for å beregne kapasitetspåvirkning som følge av drukning av overløpet, selv om det kan gjøres overslag basert på håndregningsformler.

10.2.3 Innløp til sjakt

Innløpet til sjakta er ofte begrensende for kapasiteten til lukka flomløp, og samtidig også komponenten som det er vanskeligst å regne nøyaktig på med enklere modeller. Kapasiteten vil avhenge av formen på innløpet, helningen på sjakta og tilstrømningsforholdene i samlekanalen, og kan påvirkes av luftinnblanding og sug i innløpet ved lukking av tverrsnittet. Ved frispeilstrømningen vil strømmingen vanligvis gå gjennom kritisk et sted i innløpet. Kun ved ordnede forhold, f.eks. når innløpet er kontrollert av en klart definert terskel med gode tilstrømningsforhold, er det mulig å regne nøyaktig på denne situasjonen med håndregningsformler. Det samme gjelder ved lukking av tverrsnittet. I tillegg vil det være usikkerhet knyttet til hvilken situasjon som oppstår, når strømmingen ligger nær overgangen mellom frispeilstrømning og lukket tverrsnitt. Imidlertid vil det ofte være mulig å beregne et intervall som kapasiteten til innløpet må komme innenfor med håndregningsformler (men, dette intervallet kan være stort), og dersom det er gode marginer kan denne beregningen være god nok.

Innløp til lukka flomløp i Norge har sjeldent ordnede forhold som det vil være enkelt å regne på med håndregningsformler. For å kunne beregne kapasiteten til innløp med bedre nøyaktighet, bør beregningene gjøres med CFD-modell eller fysiske modellforsøk. Da det finnes mest erfaring med bruk av fysiske modeller vurderes disse som best egnet til å beregne kapasiteten i innløp. CFD modeller med standard RANS turbulensmodellering har noe mindre erfaringsgrunnlag, men kan også forventes å gi rimelige estimater, basert på foreliggende grunnlag (Walløe, et al., 2021).

Merk likevel at det finnes lite grunnlag der modeller er sammenliknet med målinger fra prototypen. Begge metodene vurderes derfor å inneholde usikkerhet som ikke er fullt ut kjent med tanke på kompliserte innløp. Dette kan bl.a. være knyttet til skalering av turbulent grensesjikt i fysiske modeller, begrensninger i turbulensmodellen og numeriske feil i CFD-modeller, og luftinnblanding, ruhet/friksjonstap i begge modelltyper. I tillegg kommer feil i geometri og grensebetingelser etc. Det aller sikreste er derfor å gjøre uavhengige beregninger med begge metoder.

Ved lukking av innløpet kan det oppstå store undertrykk som fører til kavitasjon eller avrivning av vannstrengen ved trykk lavere enn kavitasjonstrykk, og som kan påvirke kapasiteten (se avsnitt 10.1). Det finnes ikke grunnlag for å si at noen relevante metoder kan ta tilstrekkelig hensyn til effekten av kavitasjon. Det finnes kavitasjonsmodeller implementert i CFD, men det finnes lite erfaring på bruk av disse for tilsvarende kompliserte problemer som lukka flomløp. Dette kan være et aktuelt tema for mer forskning. Undertrykk som fører til kavitasjon kan påvises overslagsmessig med håndregningsformler eller i mer detalj med fysiske forsøk eller CFD. CFD vurderes som best egnet fordi det er enkelt å hente ut detaljerte trykkfelt, selv om fysiske forsøk vurderes å gi sikrere beregninger av undertrykk.

I praksis omgås ofte problemstillingen med store undertrykk ved å lufte modellen. I mangel på bedre alternativer anbefales det å fortsette denne praksisen. En metode som kunne ta tilstrekkelig hensyn til effekten av undertrykk og kavitasjon ville likevel være det beste, og kan være et aktuelt tema for videre forskning. Plasseringen av lufterør er viktig for å fjerne hele boblen med undertrykk. CFD

analyse anbefales for å undersøke hvilken effekt lufterøret har på trykkfeltet, siden det kan være utfordrende å vurdere det i en fysisk modell alene.

Modeller av innløp inneholder vanligvis hele eller deler av magasin, overløp og samlekanal frem til innløpet, men kan i noen tilfeller avsluttes i sjakten. Nedstrøms grense ved trykkstrømning i modellen ved dykking av innløpet må da settes basert på beregninger for trykkstrømning i sjakt og tunnel. Ved (overkritisk) frispeilstrømning gjennom innløpet kan nedstrøms grense settes til atmosfærisk trykk. Dersom modellen tilføres luft for å eliminere undertrykk kan nedstrøms grense settes til atmosfærisk trykk også ved dykking av innløpet, men det må da påvises at trykket i sjakt og tunnel står lavere enn nedstrøms grense.

10.2.4 Sjakt og tunnel

Med tanke på kapasitetsberegninger vil det vanligvis være viktigst å kunne beregne situasjonen med trykkstrømning i sjakt og tunnel. I prinsippet er det da akselerasjonen og energitapene gjennom systemet som beregnes. Energitalpene deles i teorien inn i friksjonstap, på grunn av ruheten over lengre strekninger, og singulærtap, på grunn av større geometriske endringer, som bend, innsnevring og utvidelser.

Verken modellforsøk eller CFD-modeller er vist å kunne beregne friksjonstap som følge av ruhetselementer direkte, selv om det pågår aktiv forskning på dette temaet (Aberle, et al., 2020). Derfor må friksjonstap i praksis beregnes ved kalibrering mot erfaringstall, der det finnes sparsomt grunnlag, f.eks. (Noreng, 1983). For homogene, lange tunneler der friksjonstap dominerer anbefales håndregning med energilikninga for å beregne strømmingen, ettersom dette i prinsippet vil gi like gode estimater på friksjonstapet som mer avanserte metoder, som må kalibreres. 1-dimensjonale stasjonære modeller basert på energilikninga er også egnet.

Dersom effekten av singulærtap er viktig, er fysiske modellforsøk eller CFD-beregninger bedre egnet. Modellforsøk vurderes å være best egnet, fordi det finnes bedre erfaringsgrunnlag, og fordi detaljert turbulent strømning tas implisitt hensyn til. CFD-beregninger med standard RANS turbulensmodeller er også godt egnet.

Fysiske modeller eller CFD-beregninger kan også benyttes for å undersøke problemstillinger knyttet til luftinnblanding eller undertrykk selv om begge metoder har begrensninger. Se diskusjon i avsnitt 10.1 og 10.2.3.

10.3 Vurdering av usikkerhet og marginer

Hvor omfattende beregninger som er nødvendig å utføre for å få tilstrekkelig sikkerhet ved hvert enkelt anlegg avhenger både av usikkerheten i beregningene og tilgjengelige marginer i flomvannstand. Hvis beregningene er usikre, og marginene er små bør det stilles strengere krav til beregninger og dokumentasjon, spesielt for dammer med høy konsekvensklasse. For å øke sikkerheten i beregningene kan flere beregningsmetoder benyttes, og det kan benyttes 3. parts kontroll eller uavhengige beregninger utført av 3. part (videre diskutert i avsnitt 10.4). I motsatt fall, i situasjoner med liten usikkerhet, sensitivitet og store marginer kan det være tilstrekkelig med enklere beregninger.

For å ta hensyn til marginer kan NVE kreve at det gjøres en analyse av marginene i systemet i forbindelse med beregninger på lukka flomløp. Ettersom demping kan ha stor betydning for hvor gode marginer man har, er det mest hensiktsmessig å se på økning i tilløpsflom. En slik analyse kan inneholde en beregning av hvor stor økning i tilløpsflom som må til før øvre del av systemet går fullt i forhold til Q_{1000} , hvor stor økning som må til før overløpet druknes i forhold til Q_{PMF} , og i tillegg hvor

stor økning som må til før vannstanden blir kritisk mtp. dambrudd ved Q_{PMF} , f.eks. fordi tetningskjernen overstiges for fyllingsdammer. I den siste beregningen kan også effekten av nødoverløp, overstrømning over terreng mv. medtas.

For å ta hensyn til usikkerheten i beregningene kan NVE kreve at egnetheten til metodene vurderes, f.eks. med henvisning til denne rapporten (men, merk forbehold om bruk av evalueringstabeller i avsnitt 1.2.2), og at det utføres sensitivitetstester på vesentlige parametere.

10.4 Uavhengige beregninger og 3. partskontroller

Lukka flomløp har ofte kompliserte strømningsforhold. Alle aktuelle metoder har vesentlige usikkerheter, og faren for at det gjøres feil i forutsetninger eller metodevalg oppfattes som relativt stor.

Det er derfor etter vår oppfatning behov for et godt kontrollregime for relevante beregninger.

Den sikreste måten å kontrollere beregninger på vurderes å være uavhengige beregninger, siden disse ikke vil være avhengige av dokumentasjon og forutsetninger som gjøres i de originale beregningene. Uavhengige resultater kan deretter sammenliknes, og årsaken til eventuelle avvik kan undersøkes. CFD-beregninger og fysiske modellforsøk er de mest detaljerte metodene, og har komplementerende egenskaper. Det sikreste etter vår oppfatning er derfor å gjøre uavhengige beregninger med CFD og fysiske modellforsøk for kompliserte flomløp, (se avsnitt 10.2 og evalueringstabellene for anbefalinger om når CFD og fysiske forsøk bør benyttes). For enklere flomløp kan håndregningsmetoder være tilstrekkelig. Det bør uansett alltid stilles krav til at det gjøres håndberegninger for å støtte opp under resultater fra fysiske forsøk og CFD.

Uavhengige beregninger er ressurskrevende, og kan være uhensiktsmessig for ressurskrevende. Derfor bør behovet for uavhengige beregninger veies opp mot både usikkerhet, marginer og konsekvenser av dambrudd. En enkel 3. partskontroll er et forholdsvis lite ressurskrevende alternativ, som også kan avdekke behov for uavhengige beregninger. En 3. partskontroll bør inneholde en uavhengig vurdering av usikkerhet i metodevalg og marginer. For å tilrettelegge for 3. partskontroll bør det stilles krav til at alle relevante forutsetninger og antagelser dokumenteres godt.

En mulig implementering kan være som følger:

- Dersom marginene vurderes å være tilstrekkelige i forhold til usikkerheten i beregningen, (f.eks. dokumentert i analyser av metodeusikkerhet, sensitivitetsanalyser, og som foreslått i 10.3), og dersom 3. partskontroll konkluderer med det samme, anbefales beregningene godkjent. Det bør stilles krav til at utførende av både beregningene og 3. parts kontroll har kompetanse på både flomløpshydraulikk for lukka flomløp og den relevante metoden som brukes.
- Dersom marginene vurderes å være utilstrekkelige i forhold til usikkerheten i beregningene, utføres uavhengige beregninger. Dersom uavhengige beregninger gir samme konklusjon, godkjennes beregningene. Ved større avvik må årsaken til avvikene avklares. Det bør stilles krav til at utførende har kompetanse på flomløpshydraulikk, lukka flomløp og relevant metodikk.
- Strengere krav kan stilles til marginer i forhold til usikkerhet for dammer i høyere konsekvensklasse. NVE kan gjøre en individuell vurdering av hva som tillates av marginer i forhold til usikkerhet i hvert enkelt tilfelle.
- Med tanke på at svært mange dammer i Norge har havnet i klasse 4, har det visket ut noe av nyansene mellom dammer med middels og reelt svært store bruddkonsekvenser. Med vår kjennskap til dammer i Norge finnes det 10 – 20 dammer med svært store konsekvenser. Slike

dammer burde fått spesialbehandling med flere analyser av kapasitet, mens det for ordinære klasse 4 dammer kan være tilstrekkelig med 3. parts kontroll. Dette er også en metodikk som er forenelig med internasjonal praksis.

10.5 Kommentarer til krav i damsikkerhetsforskriften og retningslinjer for flomløp

Damsikkerhetsforskriften stiller i praksis krav til at overløpsterskelen til enhver tid skal være bestemmende for vannstanden i magasinet.

Hva som menes med at kapasiteten skal være bestemt av overløpsterskelen har vært gjenstand for en del diskusjon. Enkelte flomløp har lange terskler, hvor deler av terskelen kan være påvirket av vannstanden i kanalen allerede ved liten vannføring uten at dette har stor betydning for kapasiteten totalt (f.eks. Valldalen). Forkorting av terskellengden for å unngå at deler av denne påvirkes er uheldig da det vil redusere den totale kapasiteten. Ved påvirkning fra undervannet kan det også skilles mellom påvirkning av trykket nær overløpskanten ved fortsatt overkritisk strømning i størsteparten av tverrsnittet, og påvirkning som fører til at hydraulisk kontroll druknes, og underkritisk strømning i hele tverrsnittet. Den første situasjonen gir liten endring i kapasitet som følge av videre vannstandsstigning i samlekanalen, mens den siste situasjonen gir stor reduksjon i kapasitet med økende vannstand. At overløpet er bestemmende defineres vanligvis som at strømningen er overkritisk over overløpskanten. Vi anbefaler at det tillates at deler av overløpet påvirkes så lenge dette har liten betydning for vannstanden i magasinet (dvs. at vannstanden stiger lite med økende vannføring).

Damsikkerhetsforskriften stiller også krav til at det skal være frispeilstrømning i øvre del av systemet ved dimensjonerende flom, og spesifiserer at overgangen mellom overløpet og sjakt og tunnel skal gi en god hydraulisk utforming slik at denne delen av systemet ikke blir begrensende for kapasiteten. Retningslinjene spesifiserer at det vanligvis ikke tillates at tverrsnittet går mer enn 70% fullt i øvre del.

Kravet i retningslinjene tolkes vanligvis som at sjakttverrsnittet teoretisk sett ikke skal gå mer enn 70% fullt ved normalstrømning. Imidlertid kan innløpet gå fullt selv om sjakta ikke gjør det. I praksis vil det sjeldent være ordnede forhold i innløpet, slik at det kan være vanskelig å avgjøre hva som er frispeilstrømning, f.eks. ved innstrømning fra flere sider, eller roterende strømning. Det vesentlige med tanke på sensitivitet er om det er tverrsnitt i innløpet som kontrollerer kapasiteten på en slik måte at vannstanden øker proporsjonalt med kvadratet til vannføringsøkningen, dvs. at innløpet beregningsmessig kan regnes som dykka og følger Torricellis lov. Vi mener at setningen i damsikkerhetsforskriften om hydraulisk utforming av innløpet i praksis bør tolkes som at innløpet ikke får dykka strømning som definert over.

11 Referanser

- Aberle, J., Eikenberg, R., Branß & Henry, P. Y., 2021. Technical Note: On the Production and Accuracy of CNC-manufactured Hydraulic Scale Models. *Water*, 13(916).
- Aberle, J. et al., 2020. Experimental and Numerical Determination of the Head Loss of a Pressure Driven Flow through an Unlined Rock-Blasted Tunnel. *Water*, 12(12).
- 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.
- Blaisdell, F. W., 1952. *Hydraulics of Closed Conduit Spillways. Part 1. Theory and Its Application*, Minneapolis: University of Minnesota.
- Bremen, R. & Hager, W. H., 1989. Experiments in Side-Channel Spillways. *Journal of Hydraulic Engineering*, pp. 617-635.
- Brunner, G., 2021. *HEC-RAS 6.0 Hydraulic Reference Manual*. Davis: U.S. Army Corps of Engineers.
- Brunner, G., 2021. *HEC-RAS User's Manual 6.0*, 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.
- 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.
- ERCOTAC, 2000. *Industrial Computational Fluid Dynamics of Single-Phase Flows*, s.l.: s.n.
- Falvey, H., 2003. *Hydraulic design of labyrinth weirs*. Reston, Virginia: ASCE.
- Falvey, H. T., 1982. Prediction of cavitation in spillway tunnels. *International Water Power and Dam Construction*.
- Falvey, H. T., 1990. *Cavitation in Chutes and Spillways. Engineering Monograph No. 42*, s.l.: Bureau of Reclamation.
- 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.

- Fox, J. A. & Goodwill, I. M., 1970. Spatially varied flow in open channels. *Proceedings of Institution of civil Engineers*, pp. 311-325.
- Fritz, H. M. & Hager, W. H., 1998. Hydraulics of embankment weirs. *Journal of hydraulic engineering*, 124(9).
- Garcia-Alen, G. et al., 2021. Modelling weirs in two-dimensional shallow water models. *Waters*, 13(2152).
- 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., Schleiss, A. J., Boes, R. M. & Pfister, M., 2021. *Hydraulic engineering of dams*. s.l.:CRC Press.
- Hager, W. & Schwalt, M., 1994. Broad-crested weir. *Journal of irrigation and drainage engineering*, 120(1).
- 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).
- Hinds, J., 1926. Side-channel spillways. *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, pp. 881-939.
- 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.
- Johnson, M. C. & Savage, B. M., 2006. Physical and Numerical Comparison of Flow over Ogee Spillway in the Presence of Tailwater. *Journal of Hydraulic Engineering*, 132(12).
- Keulegan, G. H., 1952. Determination of critical depth in spatially variable flow. *Proceedings of the Second Midwestern Conference on Fluid Mechanics*, pp. 67-80.
- Khatsuria, R., 2005. *Hydraulics of Spillways and Energy Dissipators*. New York: Marcel Dekker.
- Kobus, H., 1984. *Local Air Entrainment and Detrainment*. Esslingen, Tyskland, Proc. Symp. of Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures.
- Kouchakzadeh, S., Kholghi, M. K. & Vatankhah Mohammad-Ababi, A. R., 2002. Spatially varied flow in non-prismatic channels. *Irrigation and Drainage (Journal of the International Commission on Irrigation and Drainage)*, pp. 41-60.
- Kouchakzadeh, S. & Marashi, A., 2005. End sill impact in non-prismatic side channels: A design guideline. *Irrigation and Drainage (Journal of the International Commission on Irrigation and Drainage)*, pp. 91-101.
- Lauder, B. E. & Spalding, D. B., 1974. The Numerical Computation of Turbulent Flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Volum 3, pp. 269-289.
- Mohammadi, M., 2005. Spatially varied flow profiles in a v-shaped side-channel. *International Journal of Engineering*, pp. 391-400.
- Montazar, A. & Neyshabari, S., 2006. Impacts of some parameters affecting the hydraulic performance of U-shapes side spillways. *Canadian Journal of Civil Engineering*, pp. 552-560.

- Morvan, H. et al., 2008. The concept of roughness in fluvial hydraulics and its formulation in 1D, 2D and 3D numerical simulation models. *Journal of hydraulic research*, 46(2), pp. 191-208.
- Multiconsult, 2020. *CFD Beregninger, Staffivatn (rapp. nr. 10218950-RIVass-RAP-001)*, Oslo: Multiconsult.
- Norconsult, 2018. *Dam Øljustjøen flomløp - 3D CFD-beregninger av flomavledningskapasiteten*, s.l.: Norconsult.
- Noreng, K., 1983. *Energitap i vannveien ved kraftverk. Sluttrapport*, Trondheim: NHL.
- Norman, J. M., Houghtalen, R. J. & Johnston, W. J., 2001. *Hydraulic design of highway culverts. Hydraulic design series number 5*, Virginia: FHWA.
- Novak, P., Guinot, V., Jeffrey, A. & Reeve, D. E., 2010. *Hydraulic Modelling -an Introduction*. Oxon: Spon Press.
- NVE, 2005. *Retningslinjer for flomløp (2. utgave)*, s.l.: Norges vassdrags- og energidirektorat.
- NVE, 2016. *CFD-beregninger (numerisk modellering) av flomløpskapasitet*, s.l.: NVE.
- Olsen, N. R. B., 2015. *Numerisk modellering av kapasitet på flomløp -et litteraturstudium*, Trondheim: NTNU.
- Pedersen, Ø., 2018. *Modelling complex rating curves with hydraulic scale models and computational fluid dynamics*, Trondheim: NTNU.
- Pedersen, Ø. et al., 2018. Reynolds-Averaged Navier-Stokes Modeling of Submerged Ogee Weirs. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 144(1).
- Riha, J. et al., 2019. Performance of a shallow-water model for simulating flow over trapezoidal broad-crested weirs. *J. Hydrol. Hydromech*, 67(4), pp. 322-328.
- Sassoli, F., 1959. Canali collettori laterali a forte pendenza. *L'Energia Elettrica*, pp. 26-39.
- Savage, B. M., Crookston, B. M. & Paxson, G. S., 2016. Physical and Numerical Modeling of Large Headwater Ratios for a 15 Labyrinth Spillway. *Journal of hydraulic engineering*, 142(11).
- Savage, B. M. & Johnson, M. C., 2001. Flow over Ogee Spillway: Physical and Numerical Model Case Study. *Journal of hydraulic engineering*, 127(8).
- Spaur, P., 2011. *Investigation of Discharge Coefficients for Irregular Orifices*, Morgantown: West Virginia University.
- Tracy, H., 1957. *Discharge characteristics of broad-crested weirs*, Washington D.C.: U.S. Department of the interior.
- Tullis, B., 2011. Behavior of submerged ogee crest weir discharge coefficients. *Journal of irrigation and drainage engineering*, 137(10).
- Tullis, J., Nosratollah, A. & Waldron, D., 1995. Design of labyrinth spillways. *Journal of Hydraulic Engineering*, 121(3), pp. 247-255.
- USACE, 1970. *Hydraulic design criteria*, Vicksburg, MI, USA: US Army Waterways Experiment Station.
- USACE, 2016. *HEC-RAS, River Analysis System Hydraulic Reference Manual*, Davis, CA: U.S. Army Corp of Engineers.
- USBR, 1938. *Boulder canyon project final reports: Part VI Hydraulic investigations. Bulletin 1. Model studies of spillways*. Denver CO, USA: USBR.
- USBR, 1987. *Design of Small Dams. Third edition*, Washington: United States Department of the Interior. Bureau of Reclamation.

Valero, D., 2018. *On the fluid mechanics of self-aeration in open channel flows. Doktoravhandling*, Liège, Belgia: Liège université.

Viti, N., Valero, D. & Gualtieri, C., 2019. Numerical Simulation of Hydraulic Jumps. Part 2: Recent Results. *Water*, 11(28).

VR, 1988. *Bekkeinntaksrapporten (2. utgave)*, s.l.: Vassdragsregulantens forening.

Walløe, K. L., 2012. *Lukka flomløp med sidekanal. Masteroppgave*, Trondheim.: NTNU.

Walløe, K., Pedersen, Ø., Lia, L. & Røther, N., 2021. *Beregningsmetoder for flomløp med sideoverløp, kanal og lukka avløp: litteraturstudie (10217192-01-RIVass-RAP-01)*, Oslo: Multiconsult.

Wilcox, D. C., 2006. *Turbulence modeling for CFD*. third red. s.l.:DCW Industries.

Yang, J., Andreasson, P., Teng, P. & Xie, Q., 2019. The Past and Present of Discharge Capacity Modeling for Spillways - A Swedish perspective. *Fluids*, 4(10).

Yang, J., Helgesson, A. & Billstein, M., 2021. *Shaft spillway discharge safety of Valldalen dam (Norway), hydraulic model studies (2020 - 21)*, Älvkarleby: Vattenfall.

Yen, B. C. & Wenzel, H. G., 1970. Dynamic equation for steady spatially varied flow. *Journal of the Hydraulics Division*, pp. 801-814.

Zeng, J. et al., 2019. Applications of Computational Fluid Dynamics to Flow Rating Development at Complex Prototype Hydraulic Structures. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 145(12).

Zeng, J. et al., 2017a. Applications of Computational Fluid Dynamics to Flow Ratings at Prototype Spillways and Weirs. I: Data Generation and Validation. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 143(1).

Zeng, J. et al., 2017b. Applications of Computational Fluid Dynamics to Flow Ratings at Prototype Spillways and Weirs. II: Framework for Planning, Data Assessment and Flow Rating. *Journal of irrigation and Drainage Engineering*, 143(1).

Vedlegg 1 - Evalueringsskjemaer

	Metode	
Kategori	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Kategori 1	Godt egnet	God
Kategori 2	Egnet	Middels
Kategori 3	Kan brukes	Usikker
Kategori 4	Uegnet	-

Forklaring

Egnethet i forhold til andre metoder

Metodene deles inn i tre kategorier for egnethet i forhold til andre metoder, og en kategori for uegnet. De tre kategoriene er «Godt egnet», «Egnet» og «Kan brukes». Kategoriene baseres på en samlet vurdering, og både kostnad/tidsbruk, feilkilder, robusthet, og forventet nøyaktighet i metoden tas med i betraktningen. Forventet nøyaktighet gis størst vekt.

Godt egnet vil si at metoden er den eller en av de vurderte metodene som vurderes å være best egnet til å regne på den gitte kategorien. Flere enn en metode kan være best egnet.

Egnet vil si at metoden ikke er den beste tilgjengelige metoden, men likevel kan gi gode resultater.

Kan brukes vil si at metoden ikke er uegnet, men likevel er vesentlig dårligere egnet enn andre tilgjengelige metoder.

Uegnet vil si at metoden vurderes å være uegnet, vanligvis på grunn av begrensninger i metodens gyldighet, f.eks. forenklinger gjort i utledningen eller fysikk som ikke er tatt hensyn til.

Forventet nøyaktighet

Forventet nøyaktighet er vår beste gjetning på nøyaktighetsnivå basert på tilgjengelig grunnlag, forutsatt at beregningen utføres etter beste praksis, og at det ikke gjøres noen feil. Grunnlaget som er brukt er angitt i litteraturstudiet (Walløe, et al., 2021) og ellers kilder som angitt i denne rapporten.

Det er tre kategorier for forventet nøyaktighet, «God», «Middels» og «Usikker».

God nøyaktighet innebærer at det finnes godt grunnlag og tilsvarer at kapasiteten (vannføring) i grunnlaget er vist å ha en kapasitet som ligger nær det som er observert, typisk gjennomsnittlige avvik på noen få prosent.

Middels nøyaktighet kan innebære at det finnes noe dårligere grunnlag, eller grunnlag som viser noe dårligere nøyaktighet enn kategorien god nøyaktighet.

Usikker innebærer at det finnes lite grunnlag, eller at gjennomsnittlige avvik i kapasiteten antas å være stort.

Overløp og Tilløp

Kategori	Håndregningsformler		1D hydraulisk modell		1D modell med strukturer		2D hydraulisk modell		2D-modell med strukturer	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Overløpsprofiler som har godt dokumenterte vannføringskoeffisienter	Godt egnet	God	Kan brukes	Middels	Egnet	God	Kan brukes	Middels	Egnet	God
Overløpsprofiler hvor trykket er tilnærmet hydrostatisk	Godt egnet	God	Godt egnet	God	Egnet	God	Godt egnet	God	Egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, rett eller svakt buet i planet	Kan brukes	Middels	Kan brukes	Middels	Kan brukes	Middels	Kan brukes	Middels	Kan brukes	Middels
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, sammensatt eller romlig varierte i planet (f.eks. labyrintoverløp)	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra undervann i samlekanal, overkritisk strømning over terskelen	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet ⁴	-	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker
Påvirkning fra undervann i samlekanal, underkritisk strømning over terskelen	Kan brukes	Usikker	Uegnet ⁴	-	Uegnet ⁴	-	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker
Hensyn til sug på overløpskanten, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Egnet ²	God	Uegnet	-	Egnet ²	God	Uegnet	-	Egnet ²	God
Beregning av tilløpsforhold, (f.eks. skjevstrømning)	Uegnet	-	Uegnet	-	Uegnet	-	Egnet	God	Egnet	God
Beregning av falltap i tilløp, (f.eks. i kanal)	Egnet ³	Middels	Godt egnet ³	God	Godt egnet ³	God	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det finnes godt dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Egnet	Middels	Kan brukes	Usikker	Egnet	Middels	Egnet	Middels	Egnet	Middels
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det ikke finnes dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker	Egnet	Middels	Egnet	Middels
Overstrømming over terreng	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker	Egnet	Usikker	Egnet	Usikker

1) For overløp som er rette eller svakt buet i planet

2) Forutsatt at empirisk grunnlag for påvirkning fra sug på vannføringskoeffisienter foreligger

3) Forutsatt 1-dimensjonale strømningsforhold i tilløpet

4) Vurdert uegnet fordi vannstanden i samlekanalen vanligvis varierer langs terskelen, kan brukes ved tilnærmet flat vannstand

Overløp og Tilløp

Kategori	3D CFD		2D vertikalsnitt CFD		Fysiske forsøk	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Overløpsprofiler som har godt dokumenterte vannføringskoeffisienter	Godt egnet	God	Godt egnet ¹	God	Godt egnet	God
Overløpsprofiler hvor trykket er tilnærmet hydrostatisk	Godt egnet	God	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, rett eller svakt buet i planet	Godt egnet	God	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Ikke-standardiserte overløpsprofiler, sammensatt eller romlig varierte i planet (f.eks. labyrintoverløp)	Godt egnet	God	Uegnet	-	Godt egnet	God
Påvirkning fra undervann i samlekanal, overkritisk strømning over terskelen	Godt egnet	God	Uegnet ⁵	-	Godt egnet	God
Påvirkning fra undervann i samlekanal, underkritisk strømning over terskelen	Egnet	Middels	Uegnet ⁵	-	Godt egnet	God
Hensyn til sug på overløpskanten, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Godt egnet	God	Godt egnet ¹	God	Godt egnet	God
Beregning av tilløpsforhold, (f.eks. skjevstrømning)	Godt egnet	God	Uegnet	-	Godt egnet	God
Beregning av falltap i tilløp, (f.eks. i kanal)	Egnet	God	Uegnet	-	Egnet	God
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det finnes godt dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Godt egnet	God	Uegnet	-	Godt egnet	God
Kontraksjoner, vederlag og pilarer, der det ikke finnes dokumenterte kontraksjonsfaktorer	Godt egnet	God	Uegnet	-	Godt egnet	God
Overstrømming over terreng	Godt egnet	Middels	Uegnet	-	Godt egnet	Middels

1) For overløp som er rette eller svakt buet i p

2) Forutsatt at empirisk grunnlag for påvirknin

3) Forutsatt 1-dimensjonale strømningsforhol

4) Vurdert uegnet fordi vannstanden i samleka

Samlekanal

Kategori	Håndregningsformler		1D hydraulisk modell		2D hydraulisk modell		3D CFD		Fysiske forsøk	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Rett, rektangulær eller trapesformet samlekanal med ryddige strømningsforhold	Godt egnet	God	Uegnet ¹	-	Egnet	God	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Samlekanal med brå retningsendringer, eller brå tverrsnittsendringer	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Egnet	God	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Samlekanal med annen form enn regulær sidekanal, komplisert geometri eller uryddige strømningsforhold	Uegnet	-	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Underkritisk strømning (i hele beregningsstrekningen)	Godt egnet	God	Kan brukes	Middels	Egnet	God	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Påvirkning/drukning av overløpet	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Kan brukes	Middels	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Overkritisk strømning	Kan brukes	Middels	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Vannstandssprang	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker	Egnet	Middels	Godt egnet	God
Stor ruhet/Ruhet har betydning	Egnet	Middels	Uegnet	-	Egnet	Middels	Egnet	Middels	Egnet	Middels

¹ Vurdert uegnet pga. vanlige stabilitetsalgoritmer som neglisjerer treghetskrefter i St.Venants nær kritisk strømning. Teoretisk godt egnet/god dersom slike algoritmer ikke brukes, forutsatt stabil numerisk løsning

Innløp til sjakt

Kategori	Håndregningsformler		1D hydraulisk modell		2D hydraulisk modell		3D CFD		Fysiske forsøk	
	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Godt definerte innløpsforhold, f.eks. frispeilstrøm i innløp kontrollert av terskel og konisk innløp	Egnet	Middels	Egnet	Middels	Kan brukes	Middels	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Uryddige innløpsforhold, f.eks. innstrømning fra flere sider	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Kan brukes	Usikker	Egnet	Middels	Godt egnet	God
Frispeilstrømning gjennom innløpet	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Dykket innløp	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet	-	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Påvirkning fra sug i innløpet, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet	-	Egnet	Middels	Godt egnet	God
Identifisering av fare for avrivning av vannsøyle/kavitasjon i innløpet	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet	-	Godt egnet	God	Egnet	God
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, forutsatt frispeil nedstrøms lufting	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet	-	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Dykket innløp med lufting for å eliminere undertrykk i sjakt, trykkstrømning nedstrøms lufting	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet	-	Godt egnet	Usikker	Godt egnet	Usikker
Påvirkning fra luftinnblaning, virveldannelser	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet	-	Egnet	Usikker	Godt egnet	Usikker

Sjakt og tunnel

	Håndregningsformler		1D Hydraulisk modell		2D Hydraulisk modell		3D CFD		Fysiske forsøk	
Kategori	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet	Egnethet i forhold til andre metoder	Forventet nøyaktighet
Trykkstrømning, friksjonstap basert på erfaringstall	Godt egnet	Middels	Egnet	Middels	Uegnet	-	Egnet	Middels	Egnet	Middels
Trykkstrømning, friksjonstap beregnet direkte i modellen, ved å beregne tap rundt enkelte ruhetselementer	Uegnet	-	Uegnet	-	Uegnet	-	Uegnet	-	Godt egnet	Usikker
Trykkstrømning, singulærtap der det finnes godt grunnlag i litteraturen	Egnet	Middels	Kan brukes	Middels	Uegnet	-	Egnet	Middels	Godt egnet	God
Trykkstrømning, singulærtap som ikke er godt dokumentert / gjensidig påvirkning fra forskjellige tapselementer	Kan brukes	Usikker	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Egnet	Middels	Godt egnet	God
Påvirkning fra sug, forutsatt trykk større enn kavitasjonstrykk	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet	-	Egnet	Middels	Godt egnet	God
Identifisere fare for kavitasjon	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet	-	Godt egnet	Middels	Egnet	God
Frispeilstrømning	Egnet	Middels	Egnet	Middels	Egnet	Middels	Godt egnet	God	Godt egnet	God
Luftinnblanding	Kan brukes	Usikker	Uegnet	-	Uegnet	-	Godt egnet	Usikker	Egnet	Usikker



NVE

Norges vassdrags- og energidirektorat

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

www.nve.no