

Rapport nr.: 2011.58		ISSN 0800-3416	Gradering: Åpen
Tittel: Faresoner for utløp, oppdemming og flom som følge av fjellskredfare ved Mannen			
Forfatter: Halgeir Dahle, Per Ludvig Bjerke, Giovanni Crosta, Reginald L. Hermanns, Einar Anda, Aline Saintot		Oppdragsgiver: Rauma kommune	
Fylke: Møre og Romsdal		Kommune: Rauma kommune	
Kartblad (M=1:250.000) Ålesund		Kartbladnr. og -navn (M=1:50.000) 1319 I, Romsdalen	
Forekomstens navn og koordinater: Mannen		Sidetall: 41 Kartbilag: 8	Pris: 185
Feltarbeid utført: Nov. 2010	Rapportdato: 21.9.2011	Prosjektnr.: 310100	Ansvarlig:
<p>Sammendrag:</p> <p>Målet med kartleggingen av faresoner tilknyttet fjellskredfare fra Mannen er å bedre grunnlaget for vurdering av farene i arealplanlegging, byggesaksbehandling og beredskapssituasjoner. Rapporten gir faresoner med tilhørende sannsynligheter for prosessene tilknyttet et fjellskred fra området ved Mannen.</p> <p>Et stort fjellskred fra Mannen vil bli varslet samt at oppfylling av en eventuell dam kan ta flere dager. En dambruddsflom vil derfor ikke føre til tap av liv siden faren er kartlagt og at man har god tid til evakuering av fareområdene. NVE har derfor konkludert med at flomfare nedstrøms Horgheim som følge av dambrudd skal håndteres som en vanlig flom i arealplan. Dette fører til mindre båndlegging av arealer.</p> <p>Et fjellskred fra Mannen kan avvike fra de studerte scenarioene, men scenarioene gir en pekepinn på det mest sannsynlige scenarioet samt et scenario med større omfang.</p> <p>Sannsynligheten for neddemming oppstrøms Horgheim er basert på et hendelsestre som beskriver mulige utfall av oppdemmingen. Sannsynlighetene i hendelsestreet er basert på grov empirisk kunnskap slik at forholdene ved Horgheim ikke nødvendigvis vil være lik gjennomsnittet av empirisk kunnskap. Likevel gir sannsynlighetstreet en god pekepinn på oppdemmingshøyder med sannsynligheter relatert til plan og bygningsloven.</p> <p>En dambruddsflom er studert både ved hjelp av empirisk kunnskap, og ved teoretiske beregninger. Resultatene fra de to metodene avviker betydelig, der empirisk metode gir størst dambruddsflom. Årsaken til avviket er på grunn av det lange og grunne vannmagasinet oppstrøms demningen. Dette fører til stor ruhet (friksjon) under nedtapping og fører til at tappingen av magasinet går saktere, slik at vannføringen blir mindre og at flommen varer lenger. De teoretiske beregningene er lagt til grunn ved utarbeidelse av faresonene.</p> <p>Faresonene må revurderes om skredscenarioene eller kunnskap om de ulike sekundærvirkningene avviker betydelig fra hva som danner grunnlaget for denne rapporten.</p>			
Emneord: Fjellskred	Daloppdemming	Faresoner	
Dambrudd	Dambruddsflom		

INNHOOLD

1.	INNLEDNING	6
2.	Simulering av fjellskred fra Mannen (sammendrag).....	9
2.1.1	Scenario A.....	10
2.1.2	Scenario A+B (18,8 mill m ³).....	11
3.	FARESONER FOR SKRED, OPPDEMNING OG NEDSTRØMS FLOM	13
3.1	Faresoner for skredutløpet.....	13
3.2	Skredgenerert demning og oppstrøms neddemning	15
3.3	Nedstrøms flom som følge av dambrudd.....	17
3.3.1	Om fenomenet dambrudd av skredgenererte dammer	17
3.3.2	Empirisk estimering av bruddvannføring	17
3.3.3	Bruddvannføring	22
3.3.4	Erosjon, sekundære skred og sedimentering.....	25
4.	AREALPLAN I FARESONENE/VEILEDNING FOR BRUK	26
5.	KONKLUSJON	27
6.	REFERANSER	28
	VEDLEGG 1: Faresoner for skredutløp og flom oppstrøms.....	30
	VEDLEGG 2: Faresonekart over flomutsatte områder	31
	VEDLEGG 3 Resultat fra Dambrudd-simuleringer på dam i Rauma ved Horgheim.	40

FIGURLISTE

Figur 1-1: Kart over det ustabile fjellpartiet ved Mannen med skredscenarioer. 7	
Figur 1-2: Hendelsestre som illustrerer mulige scenarioer i etterkant av fjellskredscenarioene A og A+B. Sannsynligheter til de ulike hendelsene blir belyst i kapittel 3 og vist i Figur 3-6.....	8
Figur 2-1: Konstruert sannsynlig glideplan og tykkelsen av overliggende bergmasser for skredscenarioene. Venstre: scenario A (2,9 mill m ³). Høyre: scenario A+B (18,8 mill m ³).....	9
Figur 2-2: Resultatet fra en av simuleringene av scenario A. Største mektighet av avsetningene er ca 20 m. Skredmassene når ikke ut til elva.....	10
Figur 2-3: Mulig største og minste avsetningsområde for skredmasser tykkere enn 2 m for en av analyseprogrammene (scenario A).	11
Figur 2-4: Maksimum utløpsområde for masser tykkere enn 2 m, alle simuleringene tatt i betraktning.	12
Figur 2-5: En av simuleringene hvor en skreddam med neddemt areal oppstrøms er inntegnet.	12
Figur 3-1: Faresonekart for skredscenario A (2-4 mill m ³ , årlig nominell sannsynlighet 1/100) og skredscenario A+B (15-25 mill m ³ , årlig nominell sannsynlighet 1/500). Faresonene er utviklet med hensyn på arealplanlegging og området for en eventuell evakuering (beredskap) vil være større enn faresonene i figuren. Utløpsområdene fra datasimuleringene er tegnet inn som stiplede linjer.....	14
Figur 3-2: Skredavsetning og mulig oppdemming ved en av skredsimuleringene.....	15
Figur 3-3: Årlig nominell sannsynlighet for ulike oppdemningshøyder (Grønn kurve er summen av blå og rød). I arealplansammenheng er det sannsynlighetene 1/200 (0,005) og 1/ 1000 (0,001) som er gjeldende. Dette gir oppdemningshøyder på henholdsvis 65 og 75 moh.	16
Figur 3-4: Forhistorisk dambrudd etter fjellskred ved Skiri. Etter dambruddet vil det dannes en ny terskel i elva slik at det dannes en innsjø oppstrøms.	17
Figur 3-5: Stabile (SD) og kollapsede (UD) skredgenererte dammer (Ermini og Casagli, 2003). A _b = nedbørsareal (Raumavassdraget oppstrøms Horgheim er ca 1100 km ²), V _d = skredmasser i demningen (2-25 mill m ³), H _d = damhøyde (5-20 m). Aktuelle kombinasjoner av parametrene er plottet som rød ellipse i diagrammene ovenfor.	18
Figur 3-6: Punktene viser største bruddvannføring etter dambrudd for skredgenererte dammer (Manville, 2001). Heltrukne og stiplet linjer viser maksimal, middel og minimum bruddvannføring for ulike damfaktorer. Største bruddvannføring for dambrudd ved damhøyde 65 (oransje), 70 (svart), 75 (blå) og 80 moh (grønn) er indikert.....	19
Figur 3-7: Hendelsestre for skredscenario A og A+B med påfølgende mulige utfall og sannsynligheter.	20
Figur 3-8: Årlig nominell sannsynlighet for ulike verdier av maksimal bruddvannføring.	21
Figur 3-9: Utsnitt av beregningsprogram. Vannstand i blått og vannføring i grønt ut av dam ved Horgheim.	23
Figur 3-10: Vannstand fra Horgheim og ned til havet.....	24
Figur 3-11: Bildet viser den erosjonsutsatte sonen ved Sogge. Fra www. norgei3d.no	25

TABELLISTE

Tabell 3-1. Oppfyllingstid ved ulike kotehøyder ved henholdsvis normalvannføring, middelflom og 200-års flom (fra NVE, 2009).....	16
Tabell 3-2: Største bruddvannføring ved Horgheim for flom. Empiriske verdier for største bruddvannføring er hentet fra figur 3-7.....	21
Tabell 3-3: Beregning av bruddåpning og bruddtid (fra Froehlich, 1995b).....	22
Tabell 3-4: Vannføring ved Horgheim og Trollstigen Resort for de fire beregnede scenarioene.	24
Tabell 3-5: Vannstandsøkning ved Horgheim og Trollstigen Resort.	24

1. INNLEDNING

Målet med kartleggingen av faresoner tilknyttet fjellskredfaren fra Mannen er å bedre grunnlaget for vurdering av farene i arealplanlegging, byggesaksbehandling og beredskapssituasjoner. Rapporten gir faresoner med tilhørende sannsynligheter for prosessene tilknyttet et fjellskred fra området ved Mannen:

1. Fjellskredets utløpsområde
2. Neddemming oppstrøms skredmassene (flom)
3. Flomsoner nedstrøms som følge av dambrudd

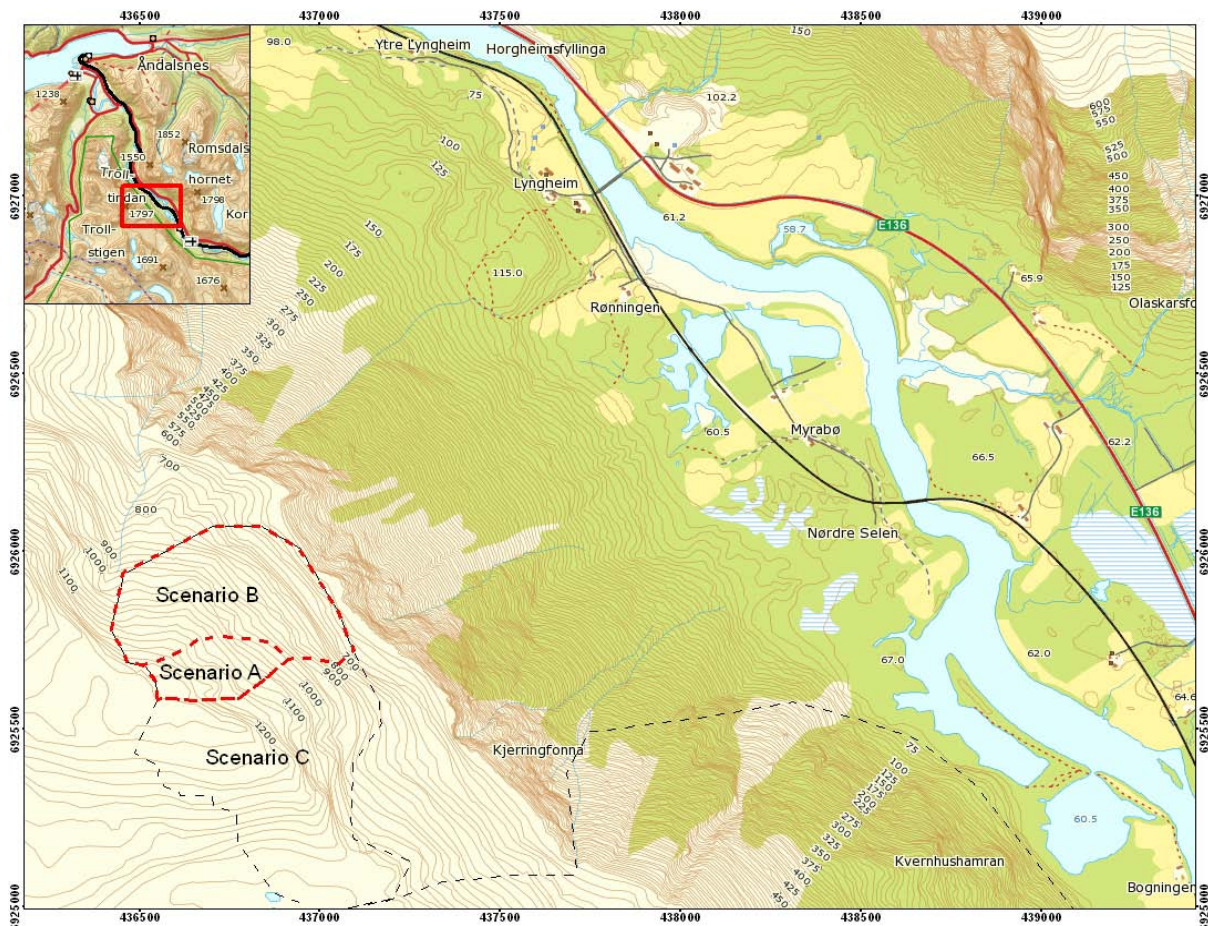
Flom som følge av dambrudd av fjellskreddemt dam er en sekundær konsekvens av et fjellskred og skal i utgangspunktet håndteres som skred i byggeteknisk forskrift. En dambruddsflom vil i tillegg ha stor erosjonskraft slik at den kan karakteriseres som et flomskred. Dette fører til at slike flommer skal håndteres under sikkerhetsklasse for skred (TEK, §7-2 - 7-4). Et stort fjellskred fra Mannen vil bli varslet, samt at oppfylling av en dam kan ta flere dager (avhengig av damhøyde og vannføring). En dambruddsflom vil derfor ikke føre til tap av liv siden faren er kartlagt og at man har god tid til evakuering av fareområdene. NVE har derfor konkludert med at flomfaren nedstrøms Horgheim som følge av dambrudd skal håndteres som en vanlig flom i arealplan. Dette fører til mindre båndlegging av arealer.

Faresonene i denne rapporten fører til at de tidligere faresonene langs vassdraget som følge av fjellskredfaren (NVE, 2009) ikke er gjeldende.

Aktuelle skredscenarier for fjellpartiet ved Mannen er definert som (se kart i figur 1-1 for scenarioinndeling, Dahle m. fl., 2010):

- Scenario A: 2-4 mill m³. Årlig nominell sannsynlighet er fastsatt til 1/100.
- Scenario A+B: 15-25 mill m³ (inkluderer scenario A). Årlig nominell sannsynlighet er fastsatt til å være mellom 1/100 og 1/1000. I sannsynlighetsberegningene av oppdemming og dambrudd er verdien 1/500 benyttet.
- Scenario A+B+C: >100 mill m³ (inkluderer scenario A og B). Sannsynligheten for dette scenarioet er lavere enn 1/1000.

Skredscenarioene for Mannen vil videreutvikles basert på nye geofaglige undersøkelser. Skredmodelleringen og faresonene vil likevel være representative for de aktuelle volumene og samtidig være retningsgivende med tanke på utløpsområder for skredscenarioer med andre volumer og scenarioer.



Figur 1-1: Kart over det ustabile fjellpartiet ved Mannen med skredscenarier.

Hendelsesforløp med sannsynligheter

Et stort fjellskred fra Mannen kan føre til sekundæreffekter som oppdemming og flom på grunn av dambrudd. Usikkerheter fører til at hendelsene er gitt flere mulige utfall med tilhørende sannsynligheter. Hendelsene og mulige utfall er illustrert i et hendelsestre i figur 1-2. Sannsynligheter for hver hendelse er gjort rede for i kapittel 3 og vist i hendelsestreet i figur 3-7.

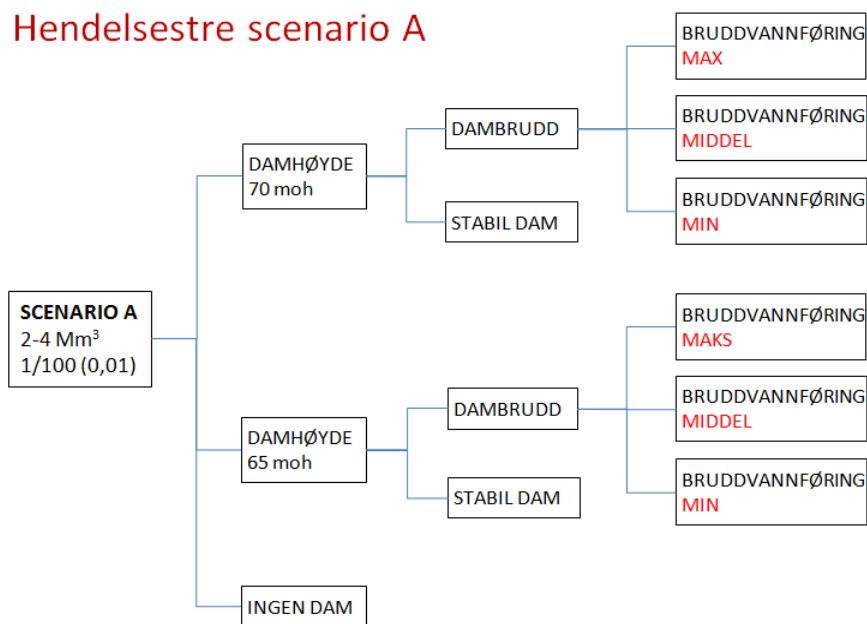
Sannsynligheten for damhøyder er definert ut fra skredsimuleringen, der scenario A gir to mulige utfall med oppdemming og ett uten oppdemming, og scenario B gir fire mulige utfall med oppdemming. For dambrudd er sannsynlighetene basert på empirisk materiale fra skredgenererte dammer og forventet damsituasjon ved Horgheim. Bruddvannføringen er estimert både fra tidligere hendelser (empirisk) og beregnet teoretisk.

Prosjektgjennomføring

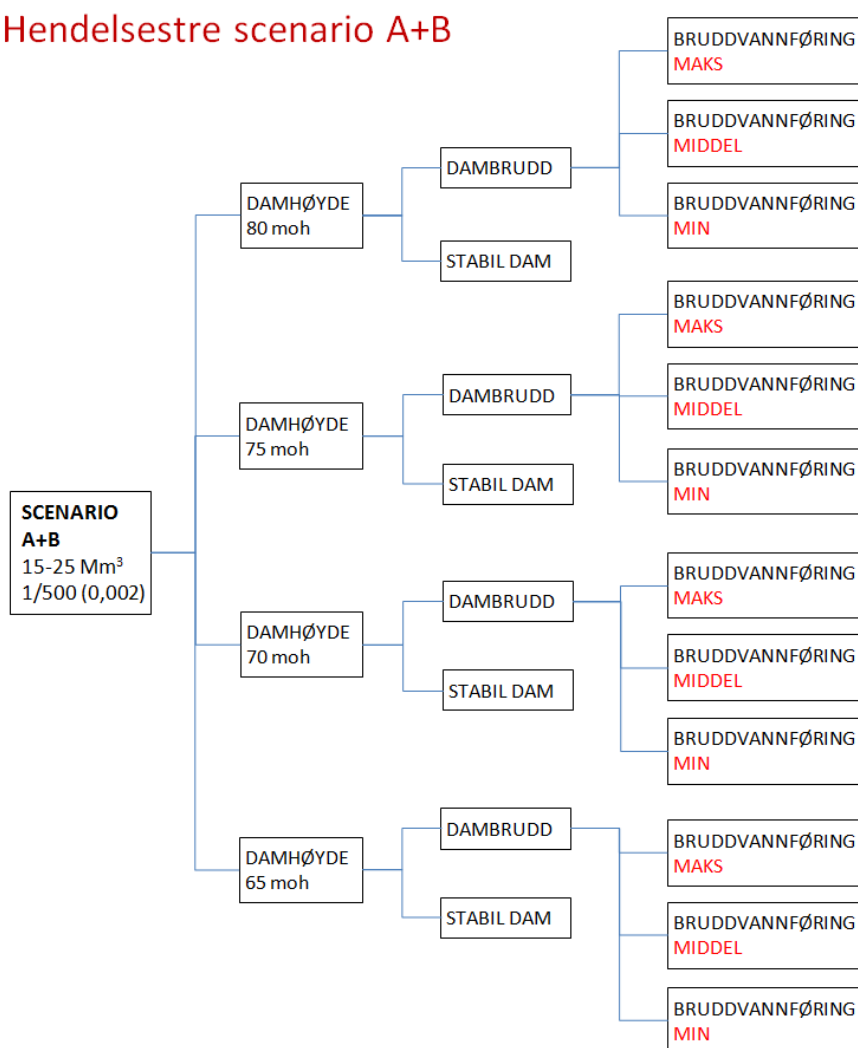
Prosjektet er gjennomført under ledelse av NGU, med samarbeidspartnere NVE, Universitetet i Milano og Møre og Romsdal Fylkeskommune. Rauma kommune har blitt informert underveis i arbeidet.

NGU har hatt faglig ansvar for beskrivelsen av skredscenariene, skredutløpet og utviklingen av dambrudd. Universitetet i Milano har bidratt med simulering av skredutløp. NVE har hatt faglig ansvar for beregningene av flomvannføringen nedstrøms skredet og erosjon langs vassdraget som følge av flommen.

Hendelsestre scenario A



Hendelsestre scenario A+B



Figur 1-2: Hendelsestre som illustrerer mulige scenarier i etterkant av fjellskredscenarioene A og A+B. Sannsynligheter til de ulike hendelsene blir belyst i kapittel 3 og vist i figur 3-7.

2. Simulering av fjellskred fra Mannen (sammendrag)

Universitet i Milano i samarbeid med FEAT (feat.nl) har på oppdrag av NGU utarbeidet en rapport på bakgrunn av simuleringer av fjellskred fra Mannen (Crosta m. fl., 2010). Et sammendrag av rapporten presenteres her.

Resultatet fra simuleringer av fjellskred avhenger av flere faktorer:

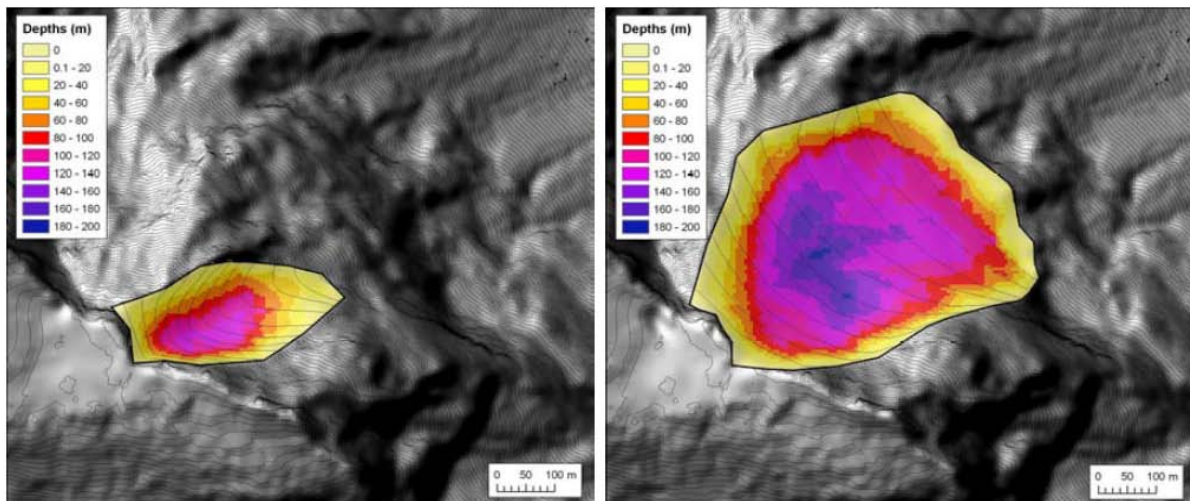
- Topografi
- Det ustabile områdets bergmassestyrke og oppsprekning
- Fysiske egenskaper til avsetninger i skredbanen
- Vannmetning i skredmassene og i skredbanen
- Klimatiske forhold ved utløsning av skredet (snødekt overflate, frost, tørt eller vannmettet)
- Utløsningsårsak (jordkjelv, mye regn, langvarig deformasjon, etc.)
- En stor skredhendelse eller flere mindre skred.

Simulering av fjellskred er en kompleks oppgave og det er derfor benyttet tre simuleringssystemer med ulike beregningsmetoder for å illustrere usikkerheten til metoden, samt at effekten av ulike verdier til inngangsparameterne er studert.

Simuleringen av skredene foregår i et digitalt terreng hvor sannsynlig glideplan for skredene er lagt inn. Skredene utløses og man kan studere utbredelsen og tykkelsen av skredmassene underveis i skredforløpet og etter at skredet har stoppet.

Flere ulike skredvolumer er analysert i løpet av arbeidet, men rapporten presenterer i hovedsak to skredvolumer, tilsvarende scenario A og scenario A+B (se figur 2-1):

- Scenario A: 2,9 mill m³
- Scenario A+B: 18,8 mill m³

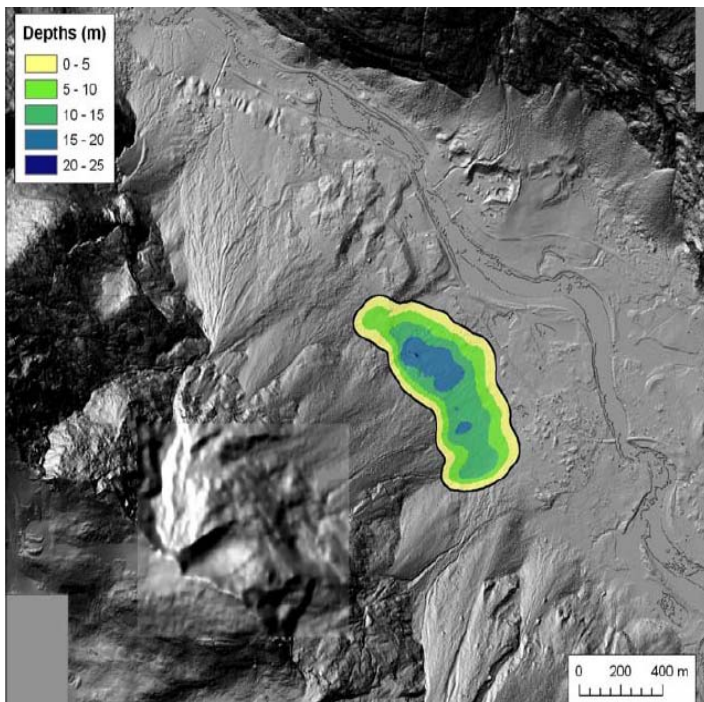


Figur 2-1: Konstruert sannsynlig glideplan og tykkelsen av overliggende bergmasser for skredscenarioene. Venstre: scenario A (2,9 mill m³). Høyre: scenario A+B (18,8 mill m³).

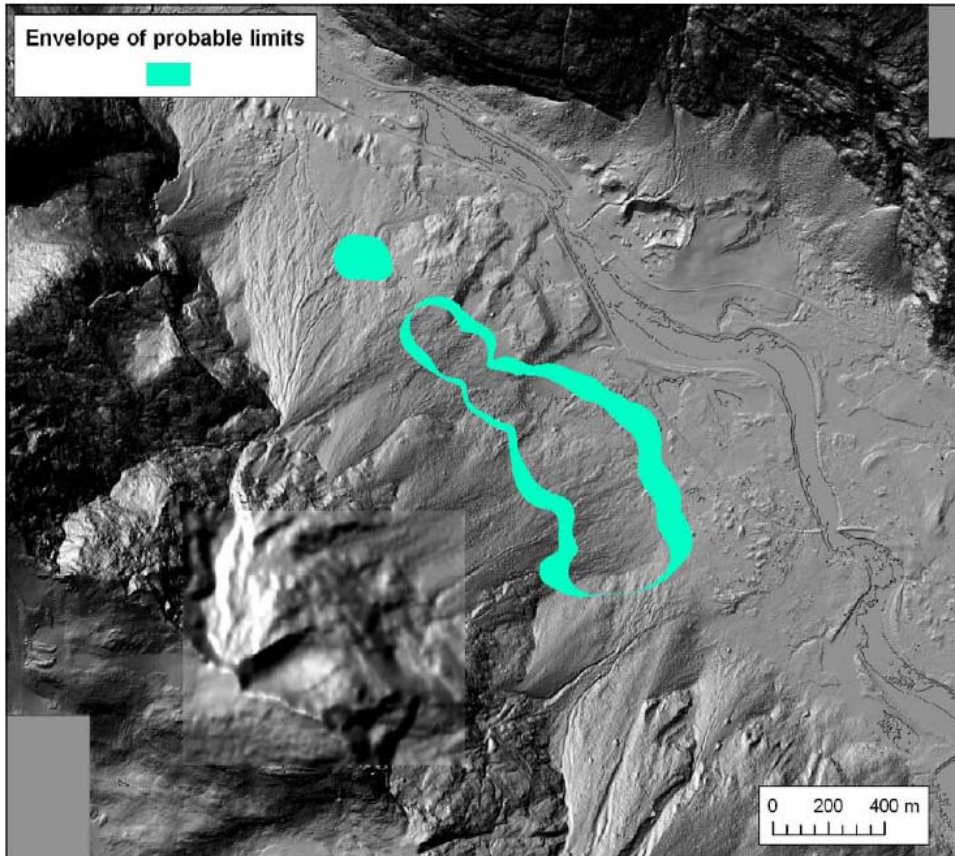
2.1.1 Scenario A

Simuleringen viser at skredmassene med dette volumet mest sannsynlig vil stoppe før det når elva. Simuleringene viser i liten grad skredavsetninger tynnere enn 2 m slik at arealet direkte berørt av skredet vil være noe større enn hva som fremgår av figurene. Figur 2-2 viser skredavsetningen og mektighet fra en av simuleringene av scenario A. Figur 2-3 viser minste og største mulige skredutløp for ett analyseprogram ut fra variasjon av inngangsparametere. Tykkelsen til avsetningen kan bli opp mot 20 m sentralt i avsetningsområdet og avta ut mot kantene.

Simuleringene av scenario A viser små variasjoner med hensyn på utløpsareal og utløpslengder.



Figur 2-2: Resultatet fra en av simuleringene av scenario A. Største mektighet av avsetningene er ca 20 m. Skredmassene når ikke ut til elva.

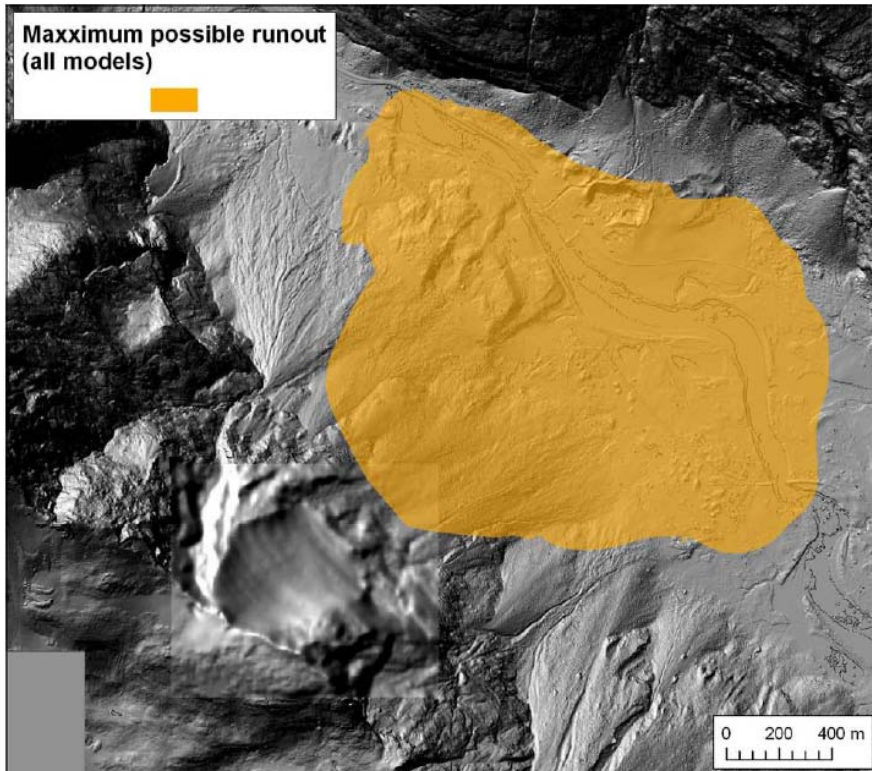


Figur 2-3: Mulig største og minste avsetningsområde for skredmasser tykkere enn 2 m for en av analyseprogrammene (scenario A).

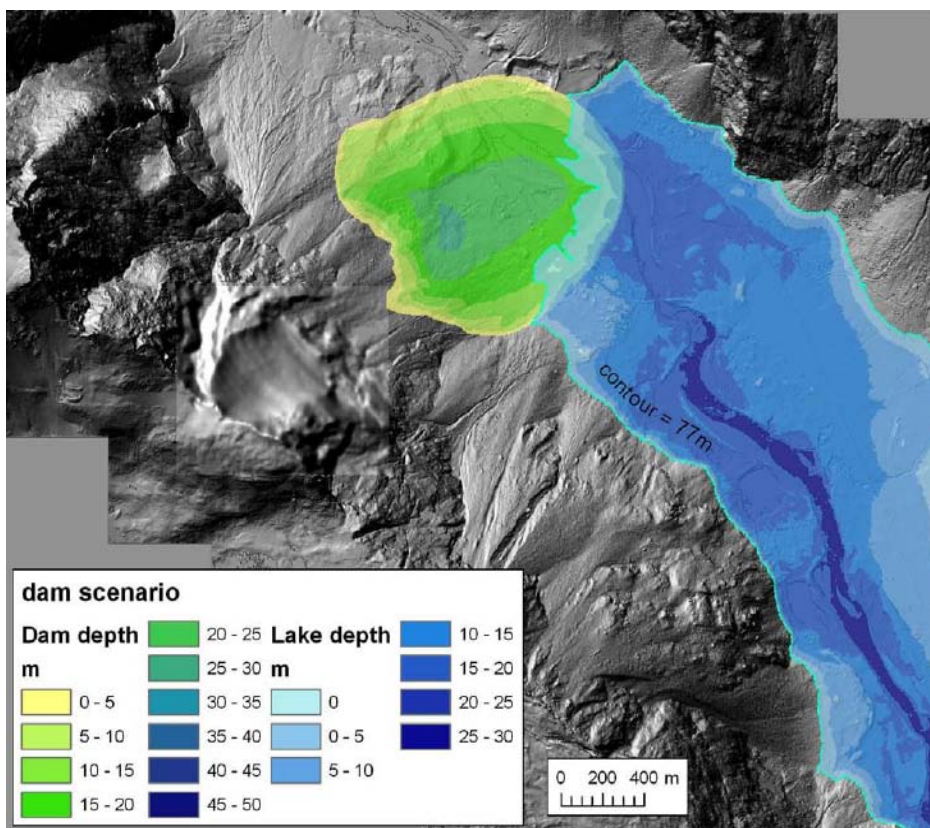
2.1.2 Scenario A+B (18,8 mill m³)

Utløpsområdet for dette scenarioet er mye større enn for scenario A. Alle simuleringene viser at fjellskredet krysser elva og stopper mot motstående dalside. Maksimum utløpsområde (fra alle simuleringene) for skredmasser tykkere enn 2 m er vist i figur 2-4.

Resultatet fra en av simuleringene for scenario A+B er vist i figur 2-5. Største avsetningstykkelse er simulert til å bli over 25 m og kan føre til en oppdemming av elva til kote 77 (ca 17 m høyere enn dagens elvenivå).



Figur 2-4: Maksimum utløpsområde for masser tykkere enn 2 m, alle simuleringene tatt i betraktning.



Figur 2-5: En av simuleringene hvor en skreddam med neddemt areal oppstrøms er inntegnet.

3. FARESONER FOR SKRED, OPPDEMNING OG NEDSTRØMS FLOM

3.1 Faresoner for skredutløpet

Utløpslengden for fjellskredet påvirkes i hovedsak av:

- 1) skredmassens volum, fysiske egenskaper og fallhøyde
 - Skredscenarier: A: 2-4 mill m³ og A+B: 15-25 mill m³ (Dahle m fl., 2010). Største fallhøyde er 1200 m.
- 2) skredbanens beskaffenhet og terrengform
 - Karakterisert ved hjelp av laser-scanning av terrenget samt kartlegging av avsetningstyper i utløpsområdet.
- 3) vannmetning og løsmasstype i nedslags- og utløpsområdet.
 - Kartlagt ved hjelp av boringer og georadar i dalbunnssedimentene (Tønnesen, 2009 og Døssland, 2009).

Resultatene fra undersøkelsene ovenfor er benyttet som inngangsparametere i simuleringene av skredutløp.

Simuleringene av fjellskred ved Mannen gir avsetninger med mektigheter på over 20 m. Studier av fjellskredavsetningene i Romsdalen viser at de fleste fjellskredene har ført til tynnere avsetninger, og gjerne bare et par meter tykke over større områder. Mye av årsaken til dette er at dalen har bratte fjellsider og en dalbunn fylt av elvesedimenter med stor vannmetning. Når et stort fjellskred treffer dalbunnen med høy energi fungerer de vannmettede avsetningene som et smøremiddel for selve skredmassene, samtidig som de remobiliseres og fører til at skredene får et større utløpsområde og tynnere mektighet enn hva som simuleres.

I skredsimuleringene for Mannen er friksjonen mellom skredmassene og terrenget den samme i hele analyseområdet. I virkeligheten vil friksjonen kunne variere fra område til område på grunn av ulike avsetningstyper. Friksjonen mot ur og skredmasser vil være større enn mot områder med stor vannmetning og finkornede sedimenter. I noen områder kan derfor utløpslengden bli kortere enn simulert, mens den kan bli lengre i områder med lav friksjon. Større utløpslengder vil føre til at skredmassene blir avsatt over et større areal og dermed føre til noe tynnere avsetninger. En reaktivering av dalbunnssedimentene kan også danne sekundære skred av silt og grus som har liten friksjon mot underlaget og kan dermed få lange utløp. Disse sekundære skredene vil være tynne og ikke føre til vesentlig oppdemming av elva, men har likevel energi til å ødelegge infrastruktur.

Faresonene for fjellskredscenariene A og A+B er vist i figur 3-1. Kunnskap om mulige sekundærskred, lav friksjon mot vannmettede sedimenter og stor usikkerhet ved skredvolumet fører til at faresonene blir noe større enn hva simuleringene viser. Vurderingene i faresonekartet er utført ved å studere terrenget, avsetningene og usikkerheten til utløpsområdene i simuleringene:

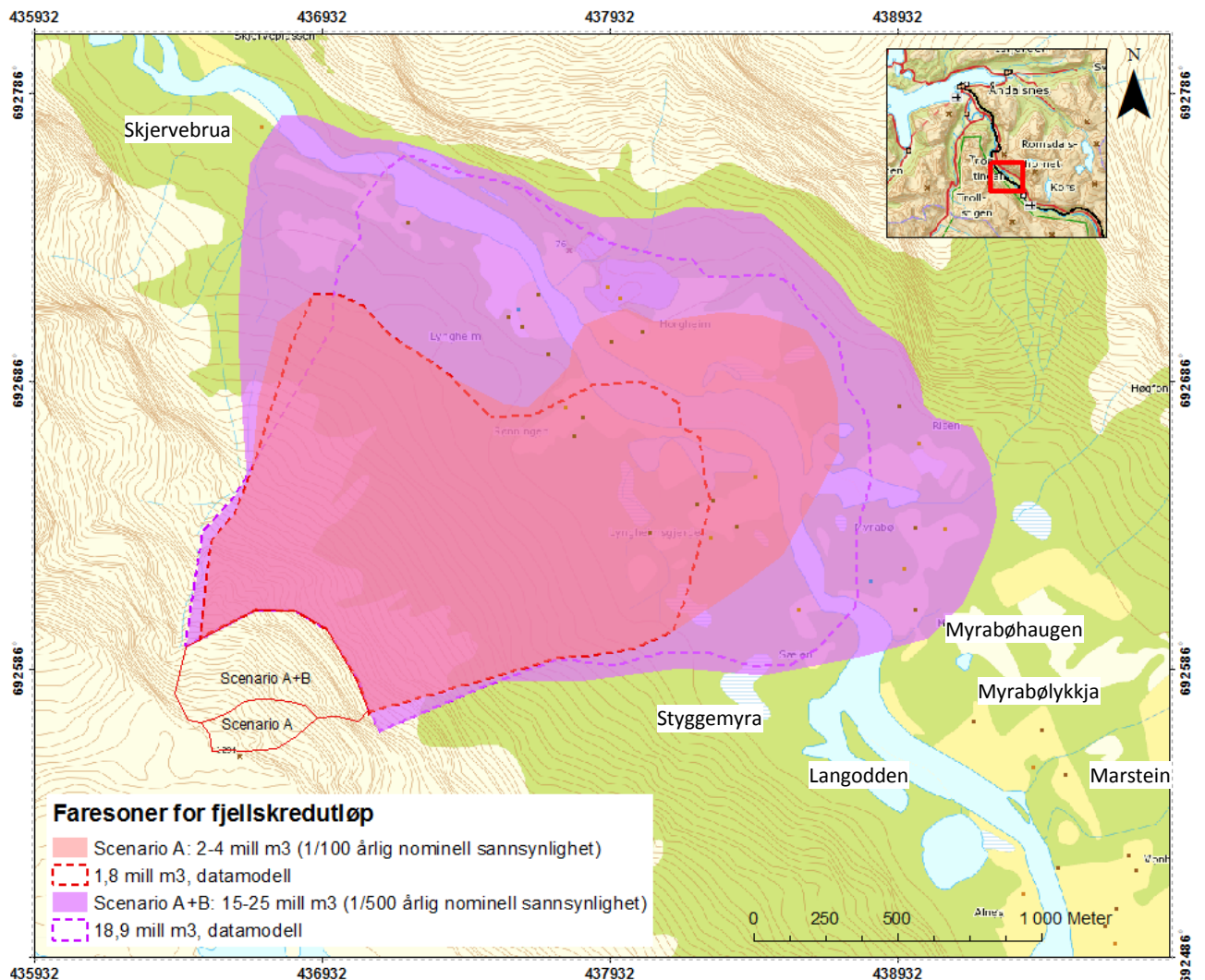
Faresone for scenario A (2-4 mill m³)

Store deler av skredmassene vil ha utløp i områder med grove avsetninger, mens massene med lengst utløp (mellom Rønningen og Myrabø) vil treffe vannmettede

elvededimenter som kan reaktiveres og føre til at skredmassene krysser elva og opp i motsatt dalside. Det forventes at avsetningene med lengst utløp har tynne mektigheter (mindre enn 5 m) med fjellblokker spredd utover. Topografien i avsetningene vil være kaotisk med rygger som søkk. Mest sannsynlig vil skredscenario A kun føre til en mindre oppdemming av elva og gir dermed små konsekvenser oppstrøms (neddemming) og nedstrøms (dambrudd og flom).

Faresonen for scenario A+B (15-25 mill m³)

Faresonen er basert på det totale arealet for alle simuleringene samt vurderinger av remobilisering av bløte sedimenter i dalbunnen. Ytre begrensning for skredavsetningene bestemmes av fjellsiden mot nord og nordøst. I nordvestre område består dalbunnsavsetningene i stor del av skredmasser samt et randtrinn, slik at disse massene vanskeligere remobiliseres, og fører til større friksjon mot skredet. Skredmassene som går mot øst-nordøst vil treffe vannmettede elvededimenter, reaktivere disse og føre til at skredmassene vil få et lengre utløp enn hva som er simulert. Avsetningsmektigheten vil i dette området være tynn med kaotiske ryggformer og søkk.

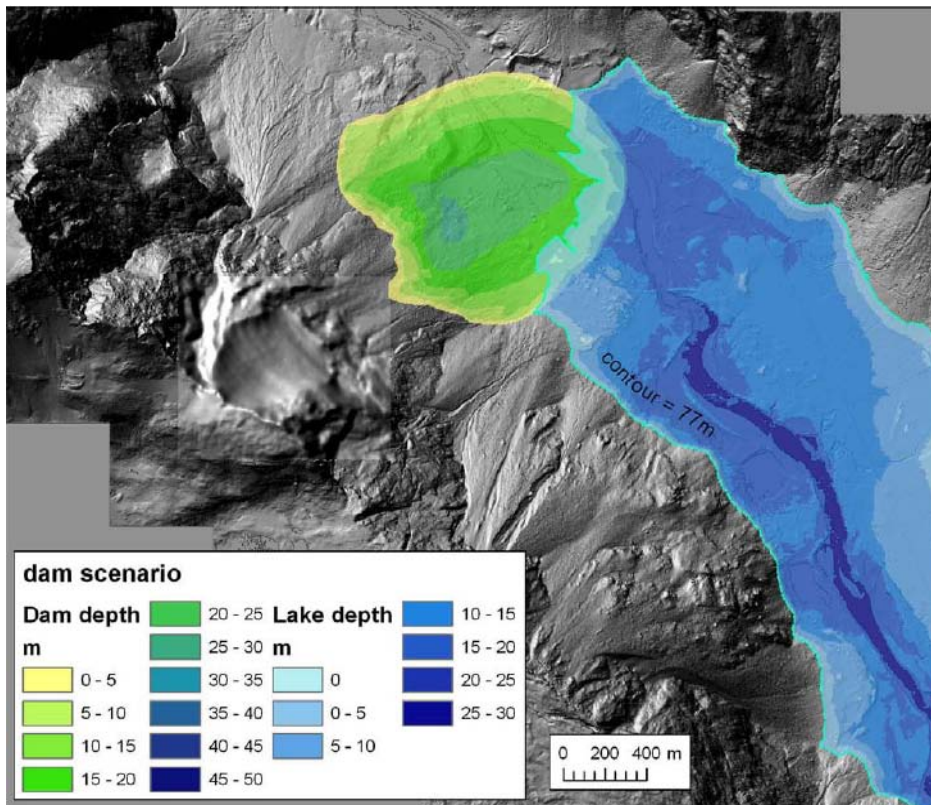


Figur 3-1: Faresonekart for skredscenario A (2-4 mill m³, årlig nominell sannsynlighet 1/100) og skredscenario A+B (15-25 mill m³, årlig nominell sannsynlighet 1/500). Faresonene er utviklet med hensyn på arealplanlegging og området for en eventuell evakuering (beredskap) vil være større enn faresonene i figuren. Utløpsområdene fra datasimuleringene er tegnet inn som stiplede linjer.

3.2 Skredgenerert demning og oppstrøms neddemming

Et stort fjellskred fra Mannen fører til oppdemming av vassdraget. Det er flere usikre moment ved en skreddemning, som for eksempel materialsammensetning og morfologi. Skredavsetningene vil bestå av en blanding av store fjellblokker og nedknust materiale fra fjellskredet, blandet sammen med remobiliserte masser i skredbanen. Det kan ikke utelukkes at deler av demninga kan bestå av større pakker med finkornede sedimenter. Simuleringene gir inntrykk av en jevn overflate på skredavsetningene, men andre fjellskred i dalen viser en til dels kaotisk topografi med rygger og bratte kanter som kan utgjøre største demningshøyde.

Simuleringene viser at skredavsetningene vil demme opp elva fra dagens nivå på kote 59 ved Horgheim til kote 75-77. Det er usikkert hvor laveste punkt på demningen blir blant annet på grunn av en forventet kaotisk topografi. Laveste punkt kan også være utenfor demningen, slik som i figur 3-2 der vannet kan renne over på nordsiden av skredmassene. Største oppdemningshøyde er ikke forventet å overstige 20 m (80 moh).



Figur 3-2: Skredavsetning og mulig oppdemming ved en av skredsimuleringene.

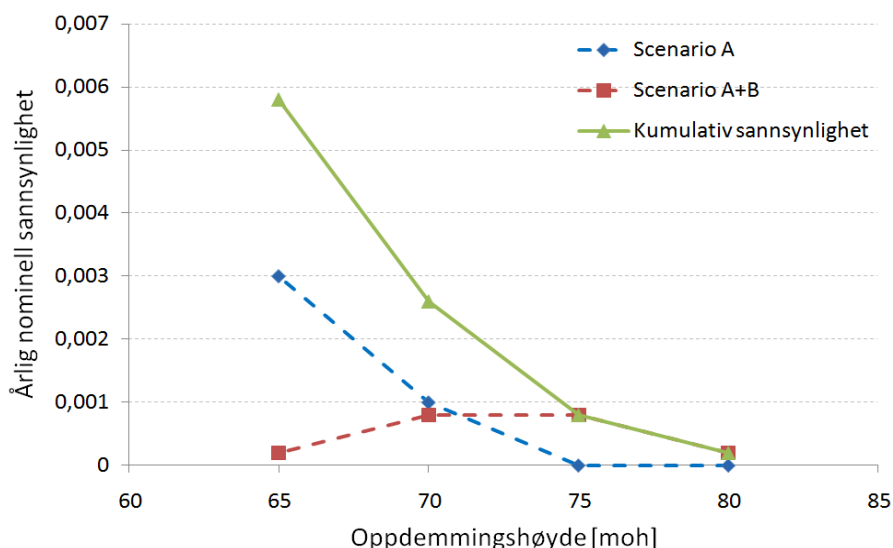
Tabell 3-1 viser oppfyllingstid ved gitte kotehøyder og vannføringer ved en demning generert av et fjellskred ved Mannen. Gitt at den skredgenererte dammen er stabil inntil den overtoppes, kan oppfyllingstiden brukes til evakuering av området nedstrøms demningen. Mekanisk fjerning av skreddemningen vil sannsynligvis være uforsvarlig i den første tiden etter skredet siden stabiliteten i løseområdet for fjellskredet vil være uavklart de påfølgende dagene og nye store skred ikke kan utelukkes.

Tabell 3-1. Oppfyllingstid ved ulike kotehøyder ved henholdsvis normalvannføring, middelflom og 200-års flom (fra NVE, 2009).

Oppfyllingstid	Vannføring			Magasinvolum [10 ⁶ m ³]
	Normalvannføring (38 m ³ /s)	Middelflom (297 m ³ /s)	200-års flom (570 m ³ /s)	
Oppfyllingstid til kote 80	548 timer (23 døgn)	70 timer (3 døgn)	36 timer	75
Oppfyllingstid til kote 75	330 timer (14 døgn)	42 timer (2 døgn)	22 timer	45
Oppfyllingstid til kote 70	148 timer (6 døgn)	19 timer	10 timer	20
Oppfyllingstid til kote 65	39 timer	5 timer	3 timer	5
Oppfyllingstid til kote 60	3 timer	0,5 time	0,2 time	0,4

Oppstrøms neddemming

Oppstrøms skredutløpet vil det dannes et vannmagasin som følge av at skredet demmer elva. Gitte sannsynligheter for ulike oppdemningshøyder for scenario A og A+B (se figur 3-7) gir teoretisk sannsynlighet for flomhøyder oppstrøms som vist i figur 3-3. Vedlegg 1 viser hvilke arealer som blir neddemt for flomnivåene 65 og 75 moh.



Figur 3-3: Årlig nominell sannsynlighet for ulike oppdemningshøyder (Grønn kurve er summen av blå og rød). I arealplansammenheng er det sannsynlighetene 1/200 (0,005) og 1/1000 (0,001) som er gjeldende. Dette gir oppdemningshøyder på henholdsvis 65 og 75 moh.

3.3 Nedstrøms flom som følge av dambrudd

3.3.1 Om fenomenet dambrudd av skredgenererte dammer

Skredgenererte demninger kan være stabile i noen minutter til mange år, alt etter demningens størrelse, utforming, topografi, kornfordeling samt vann- og sedimentinnstrømning. Slike demninger skiller seg fra menneskeskapte ved at de vanligvis er sammensatt av ukonsoliderte og usorterte løsmasser med ingen bygningsmessige grep som kontrollerer stabiliteten. I en studie av 73 kollapsede skredgenererte dammer kollapset 85 % av dem innen ett år etter skredet, og halvparten kollapset innen 10 dager (Costa og Schuster, 1988).

Vanligste årsak til dambrudd er overtopping hvor vannet eroderer demningen og kutter hurtig ned og til sidene (Costa og Schuster, 1988). Slik tappes dammen raskt. Oftest tappes ikke dammen ned til nivået elva var på før skredet på grunn av store sedimentmengder, slik at det dannes en terskel i vassdraget etter damkollapsen, som vist i figur 3-4 fra Skiri i Romsdalen.



Figur 3-4: Forhistorisk dambrudd etter fjellskred ved Skiri. Etter dambruddet vil det dannes en ny terskel i elva slik at det dannes en innsjø oppstrøms.

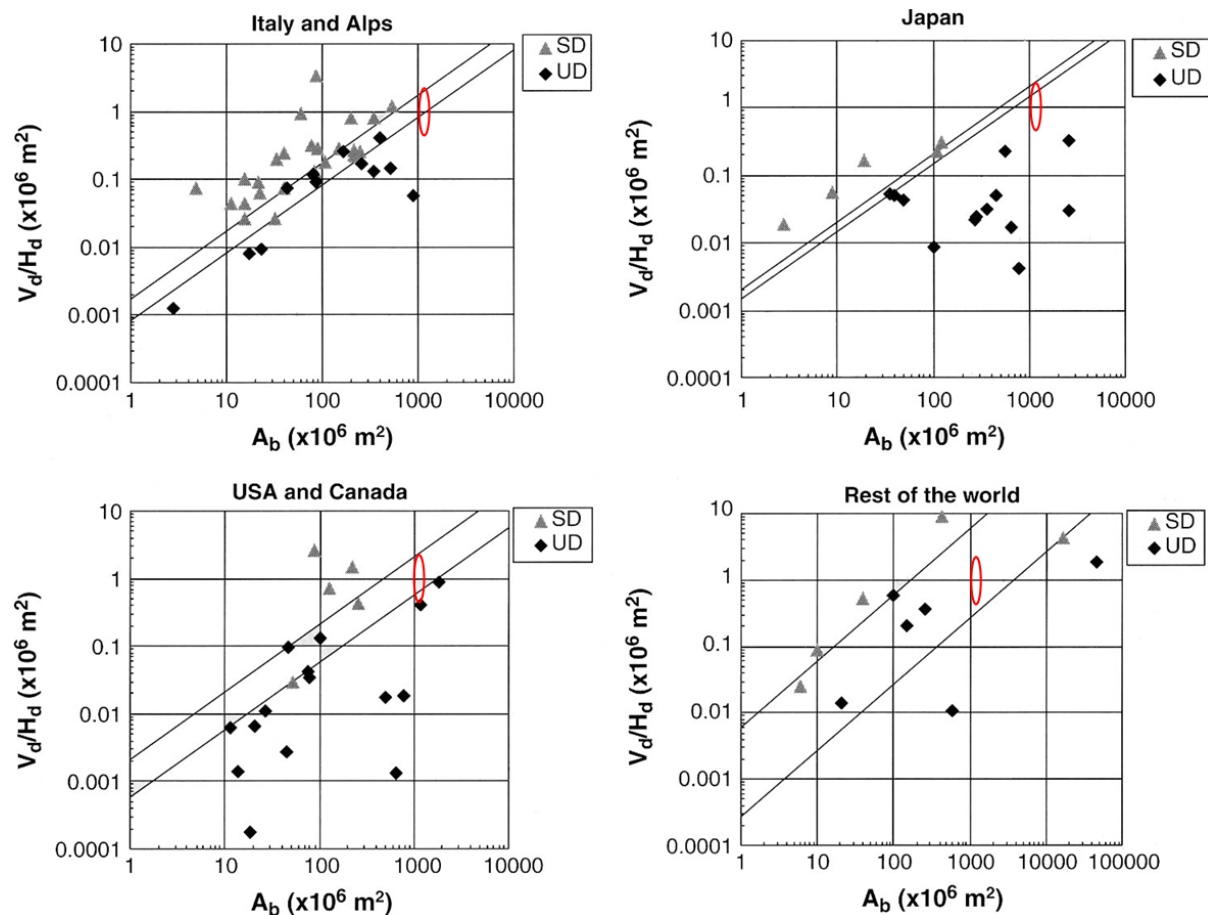
Flom forårsaket av dambrudd av naturlige dammer utgjør en stor fare for mennesker og eiendom på grunn av dens størrelse og uforutsigbarhet (Costa, 1988). Det er derfor viktig å estimere flomstørrelsen for å kunne håndtere faren. Flom fra dambrudd er typisk mange ganger større enn vanlige nedbørs- og snøsmeltingsflommer, men har kort varighet, alt fra noen minutter til timer. Strømningsraten vil være størst ved dammen og avta nedover vassdraget, samtidig som perioden flommen varer øker nedover vassdraget.

Flomstørrelsen er i dette prosjektet estimert ut fra både empirisk materiale og beregnet ut fra teoretiske modeller.

3.3.2 Empirisk estimering av bruddvannføring

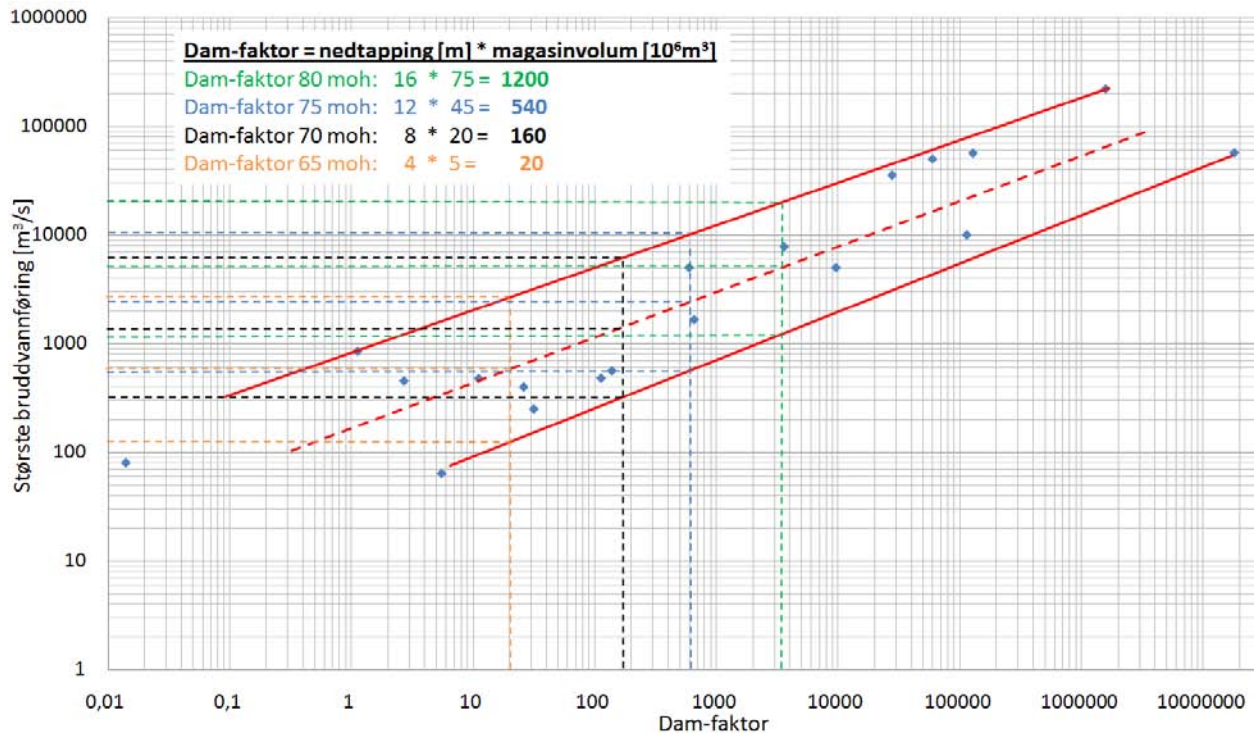
Ermini og Casagli (2003) har samlet informasjon om skredgenererte dammer og stabilitet. Hver enkelt dam er plottet i et stabilitetsdiagram vist **figur 3-5**. Parametrene som inngår i

diagrammene er nedbørsareal, volumet av demningen og damhøyde. Øverst til venstre i diagrammene plottes dammene som stabile, mens de plottes som ustabile ned mot høyre. Plotter man aktuelle kombinasjoner av parametrene for situasjonen etter et fjellskred ved Mannen vil en potensiell skreddemning ligge innenfor den røde ellipsen. Figuren viser at en potensiell skreddam plottes mot det ustabile området noe som tilsier at et dambrudd med stor sannsynlighet vil forekomme. Dette underbygges også av at det ikke finnes fjellterskler som nedkuttingen av demningen kan stoppe mot. Fra figur 3-5 og forholdene på stedet estimeres sannsynligheten for demningskollaps til 0,8. Denne faktoren benyttes i hendelsestreet, se figur 3-7.



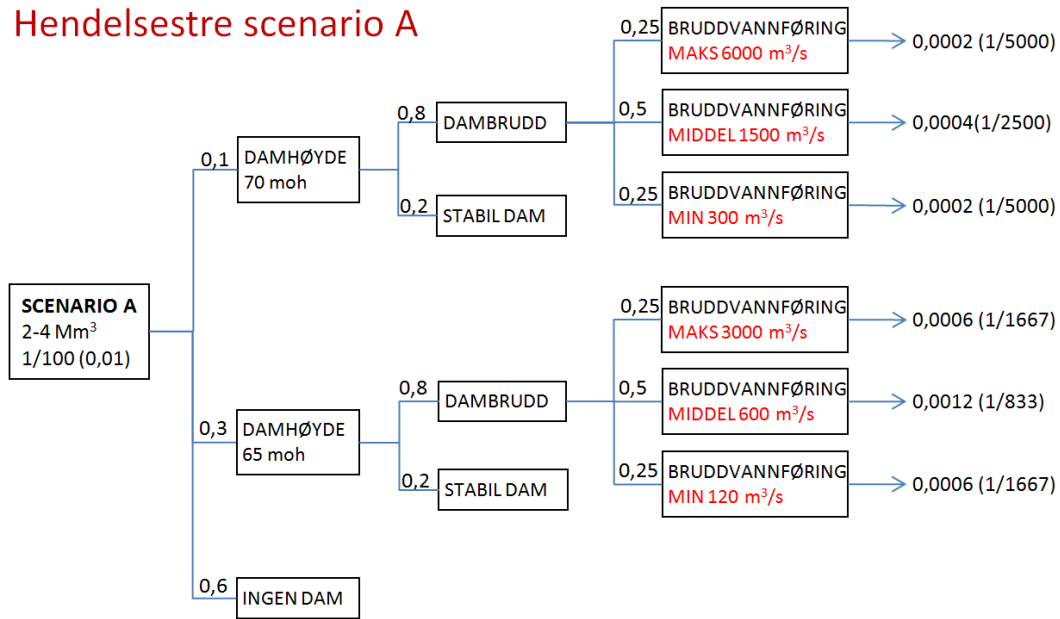
Figur 3-5: Stabile (SD) og kollapsede (UD) skredgenererte dammer (Ermini og Casagli, 2003). A_b = nedbørsareal (Raumavassdraget oppstrøms Horgheim er ca 1100 km²), V_d = skredmasser i demningen (2-25 mill m³), H_d = damhøyde (5-20 m). Aktuelle kombinasjoner av parametrene er plottet som rød ellipse i diagrammene ovenfor.

Bruddvannføring ved kollaps av skredgenererte dammer er studert av blant andre Manville (2001) og største bruddvannføring for en rekke dambrudd er plottet som punkter i **figur 3-6**. Hendelsene er plottet for dam-faktor (meter nedtapping * magasinvolum) og største bruddvannføring. Det er trukket opp estimerte linjer for forventet utfallsrom (maksimal, middel og minimum). Største bruddvannføring for et gitt tilfelle leses ut av Y-aksen. Bruddvannføringene er plottet i hendelsestreet (figur 3-7) hvor hver av de 18 mulige utfallene får en største bruddvannføring med tilhørende sannsynlighet.

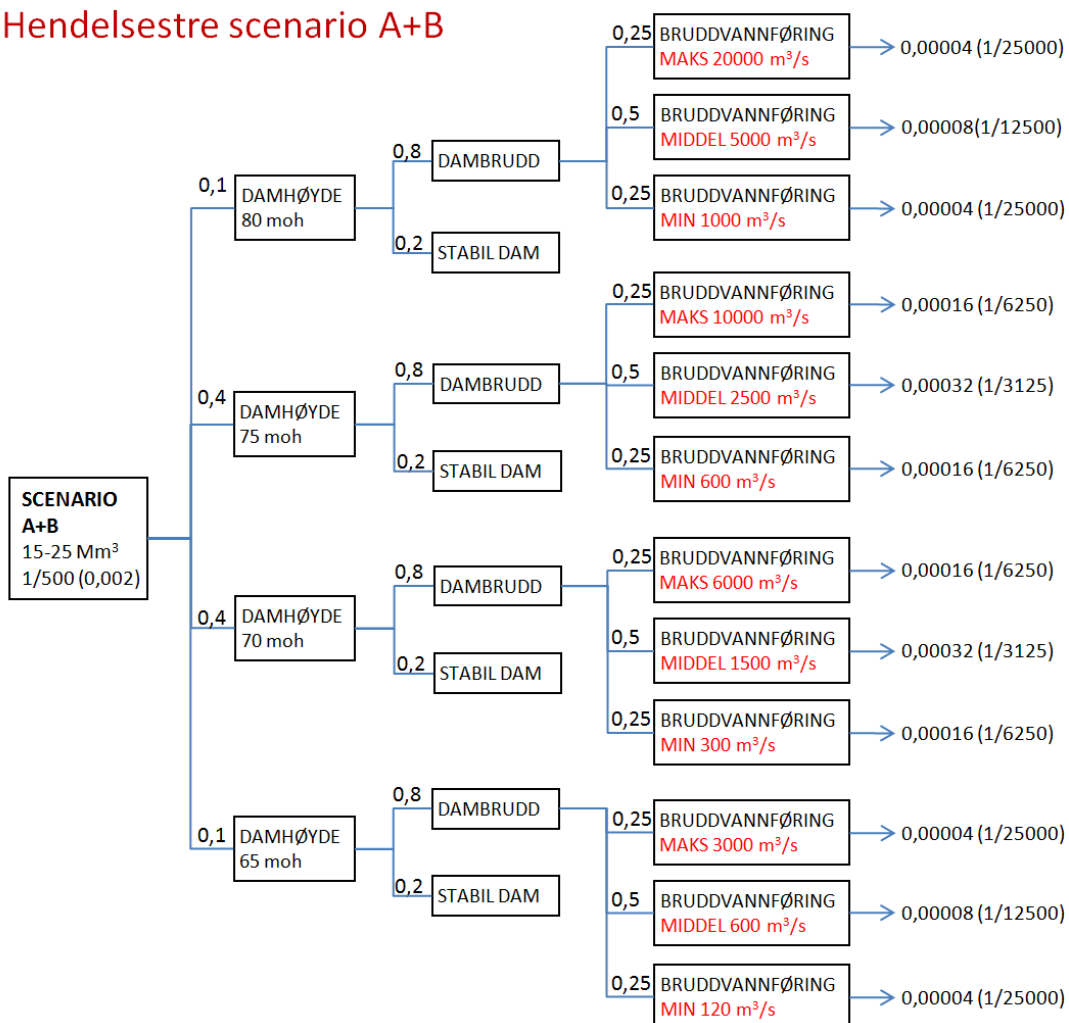


Figur 3-6: Punktene viser største bruddvannføring etter dambrudd for skredgenererte dammer (Manville, 2001). Heltrukne og stiplede linjer viser maksimal, middel og minimum bruddvannføring for ulike damfaktorer. Største bruddvannføring for dambrudd ved damhøyde 65 (oransje), 70 (svart), 75 (blå) og 80 moh (grønn) er indikert.

Hendelsestre scenario A



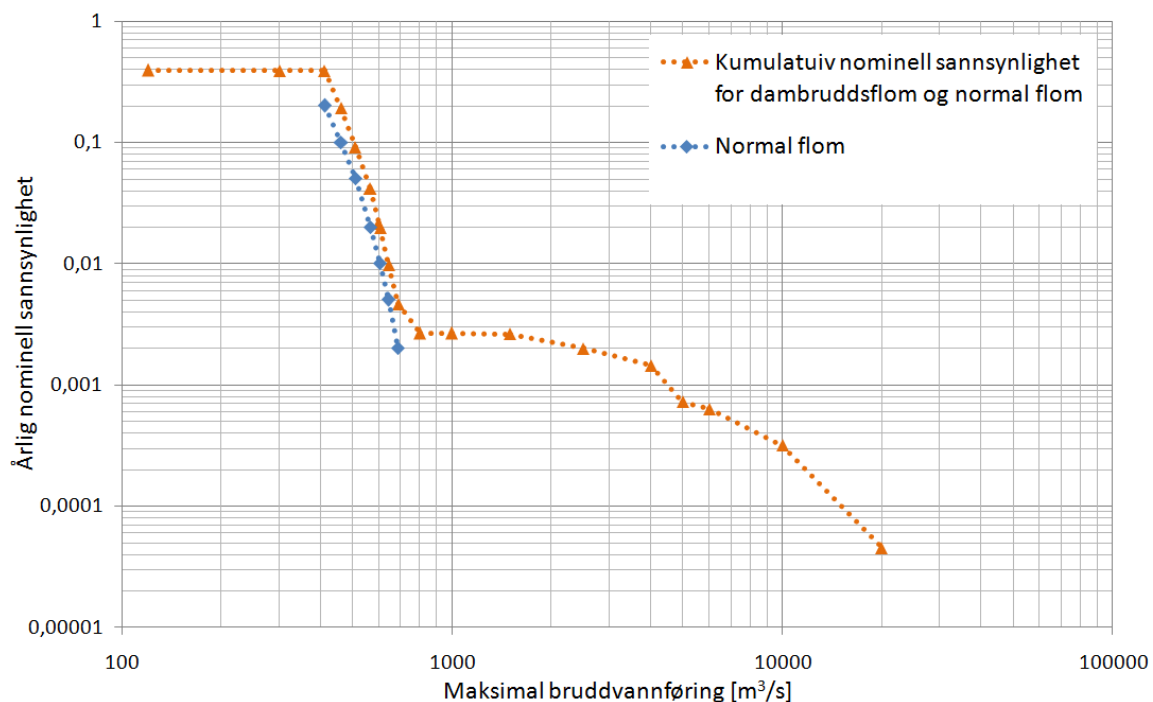
Hendelsestre scenario A+B



Figur 3-7: Hendelsestre for skredscenario A og A+B med påfølgende mulige utfall og sannsynligheter.

Hendelsestreene i figur 3-7 gir til sammen 18 mulige dambruddsutfall med tilhørende sannsynlighet. Den største hendelsen vil påvirke størst areal og vil dekke alle areal for de andre hendelsene slik at man kan addere sannsynlighetene kumulativt fra den største hendelsen til den minste. Slik får man en kurve for årlig nominell sannsynlighet av største bruddvannføring og vist i figur 3-8. Vannføringene for normale flommer i vassdraget er addert til sannsynlighetskurven siden det er summen av alle naturfarer som danner grunnlaget for faresoneringen i et område. Største bruddvannføring ved Horgheim med sannsynligheter lik grensene i byggt tekniske forskrift §7-3 er vist i tabell 3-2.

Magasintopografien til dammene i det empiriske datagrunnlaget er ikke kjent og er ikke en faktor i figur 3-6. Oppdemmingen oppstrøms Horgheim vil få en maksimal dybde på ca 20 m og en reservoarlengde på ca 7 km. Terrenget er i tillegg skogdekt i store deler. Magasinets ruhet blir derfor stor noe som fører til at det ikke sannsynligvis ikke er mulig å få en så rask tapping av magasinet som det empiriske grunnlaget tilsier, slik at bruddvannføringen blir noe mindre.



Figur 3-8: Årlig nominell sannsynlighet for ulike verdier av maksimal bruddvannføring.

Tabell 3-2: Største bruddvannføring ved Horgheim for flom. Empiriske verdier for største bruddvannføring er hentet fra figur 3-8.

Årlig nominell sannsynlighet	Største bruddvannføring ved Horgheim, empirisk [m ³ /s]	Normal flom [m ³ /s]
1/200	800	643
1/1000	4 500	-
1/5000	12 000	-
Beredskap	20 000	-

3.3.3 Bruddvannføring

Det er kjørt simulering av fire utvalgte scenario for dambrudd på en fiktiv skreddemning ved Horgheim. Simuleringene er utført med dataprogrammet Hec-Ras. Disse scenarioene er valgt ut fra kriterier som gir gjentaksintervall tilsvarende en 200-årshendelse, en 1000-årshendelse, en 5000-årshendelse og et scenario som er ment for beredskapsformål, det vil si det verst tenkelige scenario. De fire scenarioene er definert i kapittel 3.2.

I de hydrauliske beregningene av dambruddet er data for de fire hendelsene lagt inn og modellen har så beregnet bruddvannføring basert på energi og kontinuitetsligningene. Bruddvannføring ved et dambrudd er en funksjon av vannstand, type demning, reservoaregenskaper og magasinvolum. Bruddtid og bruddåpning er beregnet ved hjelp av empiriske formler utviklet av Froehlich (1995 b). Disse er sammen med topografien, input til Hec-Ras modellen som simulerer bruddet og som beregner vannstand og vannføring for hvert profil langs hele dammen og nedover elva. Data for de fire scenario er vist i tabell 3-3.

Tabell 3-3: Beregning av bruddåpning og bruddtid (fra Froehlich, 1995b)

Årlig nominell sannsynlighet	Damhøyde [moh]	Helning [horisontal/vertikal]	Volum [mill.m ³]	Midlere bruddbredde [m]	Bruddtid (nedtapping) [timer]
1/200	65	0,5	10	58	2,5
1/1000	70	0,5	28,4	95	2,6
1/5000	75	0,5	45	118	2,8
Beredskap	80	0,5	75	147	2,9

Elverouting

Simulering av vannstrømningen ut av et magasin eller nedover et vassdrag kalles routing. Det er to hovedmetoder for routing: hydraulisk og hydrologisk routing. Hydrologisk routing kan beskrives som å ta bort en vegg i et badekar slik at vannet bare velter ut, mens hydraulisk routing tar hensyn til forholdene i magasinet som ruhet og som derfor krever profil for å beskrive forholdene. Det er kjørt hydraulisk routing gjennom magasinet som dannes oppstrøms Horgheim og videre hele veien ned til Åndalsnes. Profilene er tatt fra en digital terrengmodell og vist i vedlegg 2.

Om modellen Hec-Ras

Hec-Ras er et dataprogram som simulerer 1-dimensjonal elvestrømning og benytter løsningen av energiligningen som basis for beregningene. Strømningen i elva estimeres ved en iterert løsning av energi- og kontinuitetsligningene. Energitalp beregnes ved hjelp av friksjons- og kontraksjons/ekspansjonskoeffisienter multiplisert med hastighetshøyden. Ved raske endringer i vannstanden anvendes bevegelsesligningen.

Geometrien i elva er beskrevet i modellen ved å legge inn tverrsnittprofil for utvalgte steder nedover elva. Modellen beregner vannhastighet, vannstand og vannføring for hvert profil.

Grensebetingelser

I modellen må det settes inn grensebetingelser som definerer inngang og utgangsverdier for modellen. Som øvre grensebetingelse settes inn vannføringen fra bruddet på demningen og

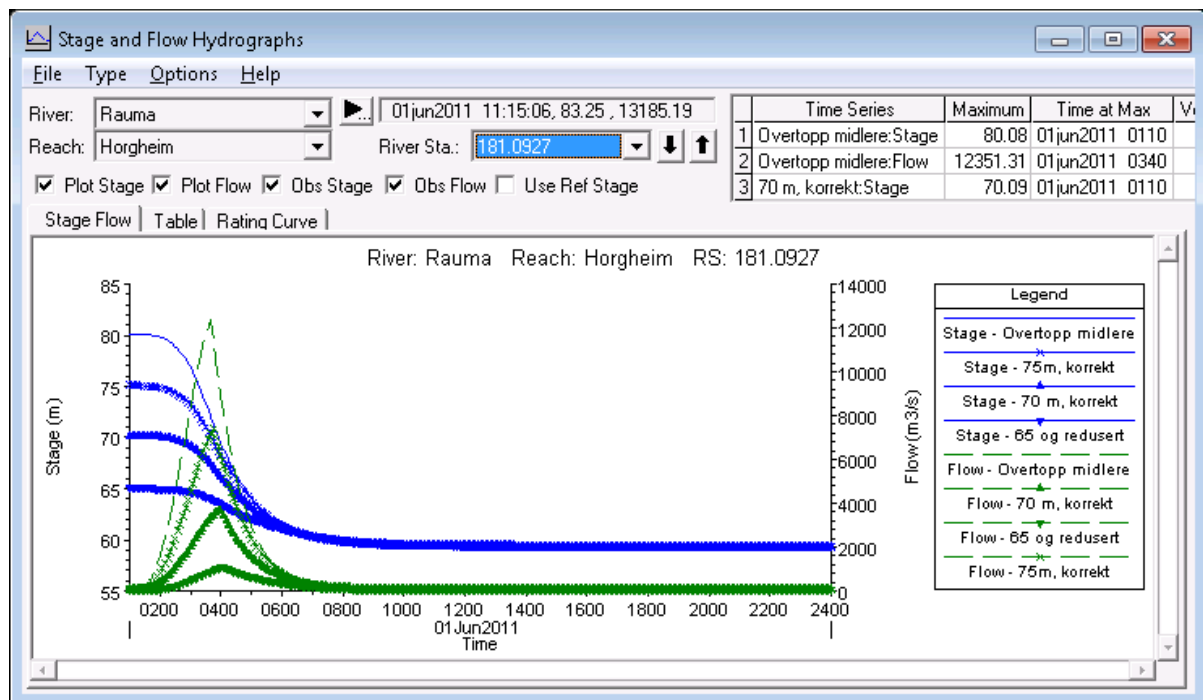
som nedre grensebetingelse settes vannstanden i havet ved 100 års stormflo og en fremtidig havnivåstigning. Denne er hentet fra rapporten Havnivåstigning (Vasskog et al., 2009) og er 2.69 moh.

Bruer

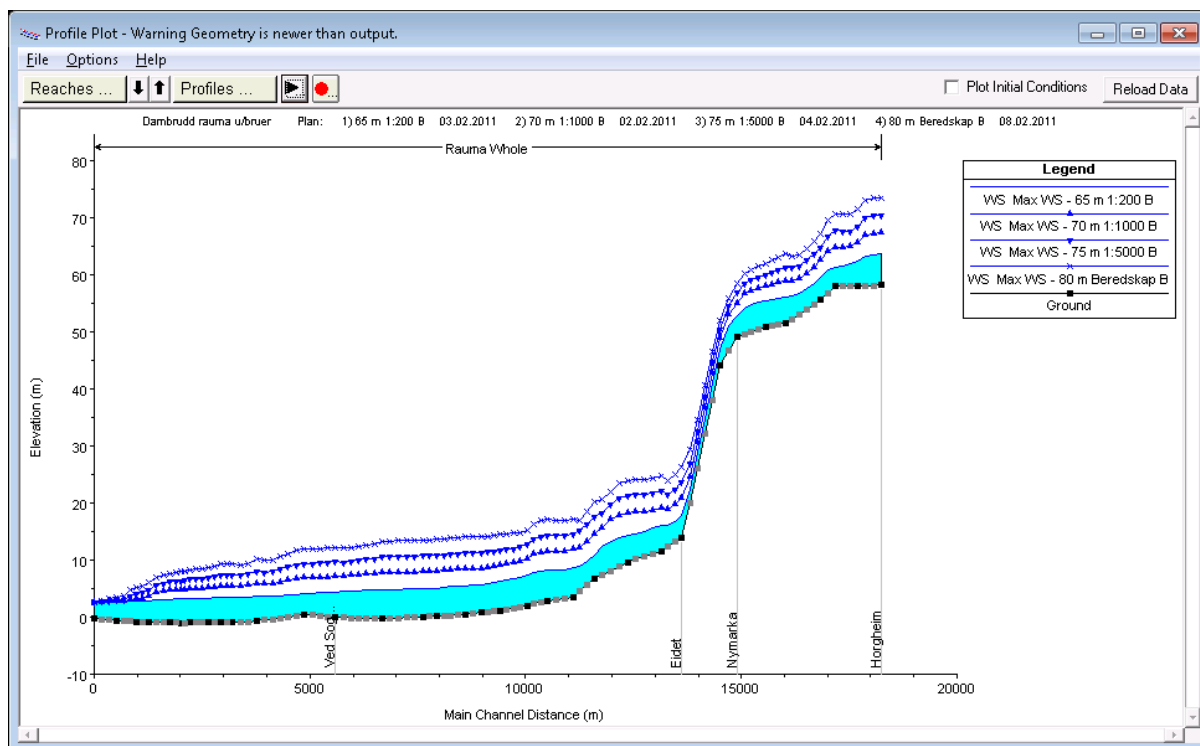
Bruer er ikke tatt med i beregningene da de ved de største vannføringene vil bli overtoppet og trolig kollapse.

Resultater

Resultater fra beregningen for vannføringer og vannstand ut av dammen ved Horgheim er vist i figur 3-9 og figur 3-10. I tabell 3-4 er vannføringene øverst ved Horgheim og ved og Trollstigen Resort gitt for de fire scenarioene.



Figur 3-9: Utsnitt av beregningsprogram. Vannstand i blått og vannføring i grønt ut av dam ved Horgheim.



Figur 3-10: Vannstand fra Horgheim og ned til havet.

Tabell 3-4: Vannføring ved Horgheim og Trollstigen Resort for de fire beregnede scenarier.

Årlig nominell sannsynlighet	Vannføring Horgheim [m ³ /sek]	Vannføring Trollstigen Resort [m ³ /sek]
1/200	1 100	700
1/1000	4 200	2 600
1/5000	7 500	3 800
Beredskap	12 000	7 800

Resultater fra beregningene av vannstandsøkningene ved Horgheim og Sogge/Trollheimen Resort er vist i tabell 3-5. Dette er verdier som vil variere fra profil til profil avhengig av elvas bredde og helning i profilet.

Tabell 3-5: Vannstandsøkning ved Horgheim og Trollstigen Resort.

Årlig nominell sannsynlighet	Vannstandsøkning Horgheim [m]	Vannstandsøkning Trollstigen Resort [m]
1/200	2,3	1,7
1/1000	6,0	4,5
1/5000	9,2	7,1
Beredskap	12,2	9,7

Gangtid

Resultater fra beregningen viser at gangtiden, det vil si tiden bølgen bruker fra Horgheim til Åndalsnes er nesten lik for de fire scenarier. Gangtiden er ca 60 minutter fra Horgheim til Sogge.

3.3.4 Erosjon, sekundære skred og sedimentering

Ved et dambrudd ved Horgheim vil en flombølge bre seg nedover dalen og gi høy vannstand og høye vannhastigheter. Erosjon langs elva er studert spesielt ved Sogge på grunn av den ca 50 høye løsmasseskråningen ned mot elva. Det er beregnet at passeringen av flombølgen forbi Sogge vil ta 2-3 timer. Skråningen i yttersvingen ved Soggemoen nedenfor campingplassen er bratt og består av fint materiale med blant annet sand og silt. Det kan ikke utelukkes av det finnes kvikkleire i området. Skråningen har tett småskog, men vil likevel være erosjonsutsatt ved et dambrudd ved Horgheim. Det er beregnet at vannstanden i verste fall kan stige opp til 8-10 m over normal vannstand og vannhastighetene kan komme opp mot 7-8 m/s.

Det er umulig å beregne nøyaktig om og eventuelt hvor mye av skråningen som vil eroderes bort ved en stor flom. Det er satt av en 25 m bredde ytterst på kanten som sikkerhetszone. Dette er basert på kvalitative vurderinger og kvantitative overslagsberegninger. Sonen er kartfestet i vedlegg 2 og illustrert i figur 3-11. Sonen får virkning i arealplan for sikkerhetsklasse 2 og 3 for skred, sannsynligheter på henholdsvis 1/1000 og 1/5000.

Sedimentavsetning i elva

Elva vil ved en dambruddsflom erodere og transportere store mengder sand og grus. Hvor det vil eroderes og hvor det vil avsettes er avhengig av vannhastighet, helning av elva og hvordan elva svinger. Der elva møter fjorden vil vannhastigheten avta betydelig og de minste partiklene som har blitt med elva helt ned vil falle mot bunnen. Dette vil medføre at store mengder avsettes ved munningen av elva og bygge på det allerede eksisterende deltaet. Deltastabiliteten som følge av denne type flom er ikke evaluert i dette prosjektet.



Figur 3-11: Bildet viser den erosjonsutsatte sonen ved Sogge. Fra www.norgei3d.no

4. AREALPLAN I FARESONENE/VEILEDNING FOR BRUK

Generelt om arealplaner og utbygging

Områder med flom- og skredfare kartlegges så tidlig som mulig i planprosessen, fordi kunnskap om fareutsatte arealer er et viktig grunnlag for å styre arealbruken. Dersom det ikke er praktisk mulig å unngå ny utbygging i fareutsatte områder må det gis bestemmelser som ivaretar tilstrekkelig sikkerhet for bebyggelsen, for eksempel krav om sikringstiltak. For arealer der slike sikringstiltak er nødvendig, bør det i planen sannsynliggjøres at tiltakene er gjennomførbare og at de vil gi tilstrekkelig sikkerhet i samsvar med kravene i byggt teknisk forskrift. Dette gjelder både i anleggsfasen og permanent.

Etter plan- og bygningsloven § 4-3 skal planmyndigheten ved utarbeidelse av planer for utbygging påse at risiko- og sårbarhetsanalyse gjennomføres for planområdet, eller selv foreta slik analyse. Analysen skal vise alle risiko- og sårbarhetsforhold som har betydning for om arealet er egnet til utbyggingsformål, og hvordan planlagt utbygging eventuelt kan endre risiko- og sårbarheten.

Fareutsatte områder avmerkes i nødvendig grad som hensynssoner på plankartet med angitt faretype. Hensynssonene legges over det aktuelle arealformålet. Til hensynssonen gis det bestemmelser som begrenser eller setter vilkår for arealbruken, uavhengig av arealformål. I planbeskrivelsen som følger planen ved offentlig ettersyn skal naturfare være beskrevet og vurdert i forhold til aktuell arealbruk.

Kravet til sikker byggegrunn i plan- og bygningsloven § 28-1 gjelder uansett arealformål, hensynssoner og bestemmelser, og vil få direkte virkning i den enkelte bygge- og delesak selv om det ikke er tatt tilstrekkelig hensyn til faren i det forutgående planarbeidet eller det ikke foreligger plan.

Forøvrig vises til NVEs retningslinjer 1/2008 og byggt teknisk forskrift.

5. KONKLUSJON

Faresonene for skredutløp, neddemming og dambruddsflom dekker et mindre areal enn hva som ble inntegnet i forrige faresonerings (NVE, 2009). Den faresonerings ble utført med et lavere kunnskapsnivå slik at usikkerhetene i utfallene ble større. Faresonene fra 2009 kan betraktes som en aktsomhetszone. En faresone dekker vanligvis et mindre areal enn en aktsomhetszone.

Faresonene for skredutløpet er i hovedsak basert på to skredscenarioer. Et fremtidig fjellskred fra Mannen kan avvike fra de studerte scenarioene, men scenarioene gir en pekepinn på det mest sannsynlige scenarioet samt et scenario med større omfang. Å lage faresoner for flere skredscenarioer er vurdert til ikke å være nødvendig med utgangspunkt i gitte sannsynligheter til de to skredscenarioene og plan og bygningsloven.

Sannsynligheten for neddemming oppstrøms Horgheim er basert på et hendelsestre som beskriver mulige utfall av oppdemmingen. Sannsynlighetene i hendelsestreet er basert på grov empirisk kunnskap slik at forholdene ved Horgheim ikke nødvendigvis vil være lik gjennomsnittet av empirisk kunnskap. Likevel gir sannsynlighetstreet en god pekepinn på oppdemningshøyder med relevante sannsynligheter i plan og bygningsloven.

En dambruddsflom er studert både ved hjelp av empirisk kunnskap fra andre skreddemte dammer fra hele verden, og ved teoretiske beregninger. Resultatene fra de to metodene avviker betydelig, der empirisk metode gir størst dambruddsflom. Årsaken til avviket er på grunn av det lange og grunne vannmagasinet oppstrøms demningen. Dette fører til stor ruhet (friksjon) under nedtapping og fører til at tappingen av magasinet går saktere, slik at vannføringen blir mindre og at flommen varer lenger. De teoretiske beregningene er lagt til grunn ved utarbeidelse av faresonene.

Faresonene må revurderes om skredscenarioene eller kunnskap om de ulike sekundærvirkningene avviker betydelig fra hva som danner grunnlaget for denne rapporten.

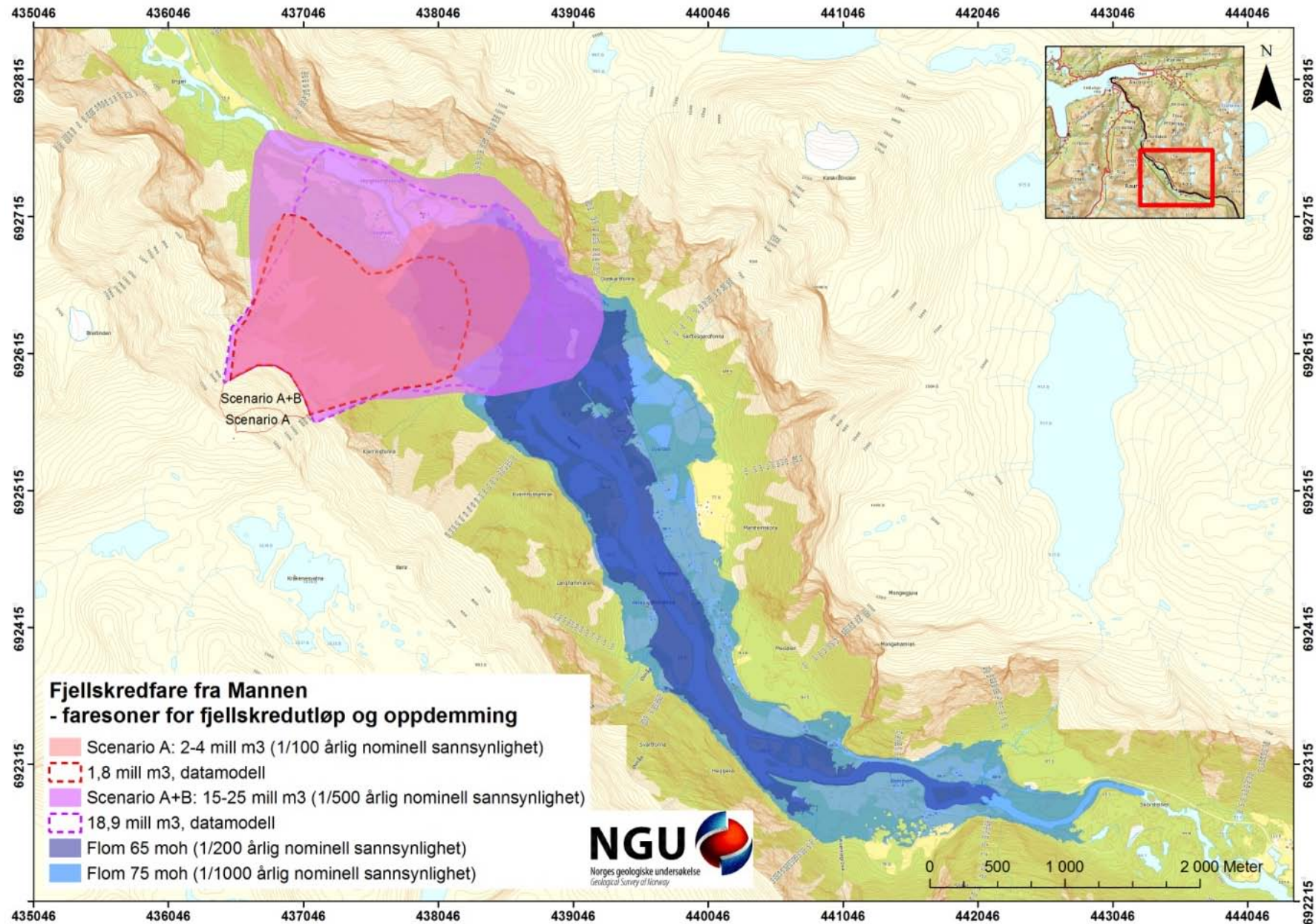
6. REFERANSER

- Costa J.E. & Schuster R.L., 1988. The formation and failure of natural dams. Geological Society of America Bulletin; 1988; v. 100; no. 7; 1054-1068.
- Costa, J. E., 1988, Floods from dam failures, in Baker, V. R., Kochel, R. C., and Patton, P. C., eds., Flood geomorphology: New York, John Wiley & Sons, p. 439-463.
- Crosta G., 2010. Numerical modeling of rockslide-rockavalanche scenarios at Mannen in Romsdalen (Norway). Dip. Scienze Geologiche e Geotecnologie - Università degli Studi di Milano Bicocca.
- Dahle H., Anda E., Saintot A. & Sætre S., 2008. Faren for fjellskred fra fjellet Mannen i Romsdalen. NGU-rapport 2008.087.
- Dahle H., Saintot A., Blikra L.H., & Anda E., 2010. Geofagleg oppfølging av ustabil fjellparti ved Mannen i Romsdalen. NGU-rapport 2010.22.
- Døssland T., 2009. Mannen, Romsdalen. Soil investigations in the bottom of the valley. Rapport nr.: 2009146-1.
- Ermini, L. & Casagli, N. 2003. Prediction of the behaviour of landslide dams using a geomorphological dimensionless index. Earth Surface Processes and Landforms, 28:31-47.
- Froehlich, D. C. 1995(a). "Peak Outflow from Breached Embankment Dam," Water Resources Engineering , Proceedings of the 1995 ASCE Conference on Water Resources Engineering, San Antonio, Texas, August 14-18, 1995, 887-891.
- Froehlich, D. C. 1995(b). "Embankment Dam Breach Parameters Revisited," Journal of Water Resources Planning and Management, 121(1), 90-97.
- Froehlich, D. C., 1987. "Embankment-Dam Breach Parameters," Hydraulic Engineering Proceedings of the 1987 ASCE National Conference on Hydraulic Engineering, Williamsburg, Virginia, August 3-7, 1987, 570-575.
- Henderson I.H.C., & Saintot, A. 2007. Fjellskredundersøkelser i Møre og Romsdal. NGU-rapport 2007.043.
- Manville, V., 2001. Techniques for evaluating the size of potential dam-break floods from natural dams. Institute of Geological & Nuclear Sciences science report 2001/28.
- NVE, 2004. Flomberegning for Rauma. NVE-dokument 08-2004. NVE Intern notat av 31.3.2009: Vannlinjenotat Rauma.
- NVE, 2009. Fjellskredfare ved Mannen i Romsdalen. NVE-dokument 10-2009. Redaktør: Halgeir Dahle.

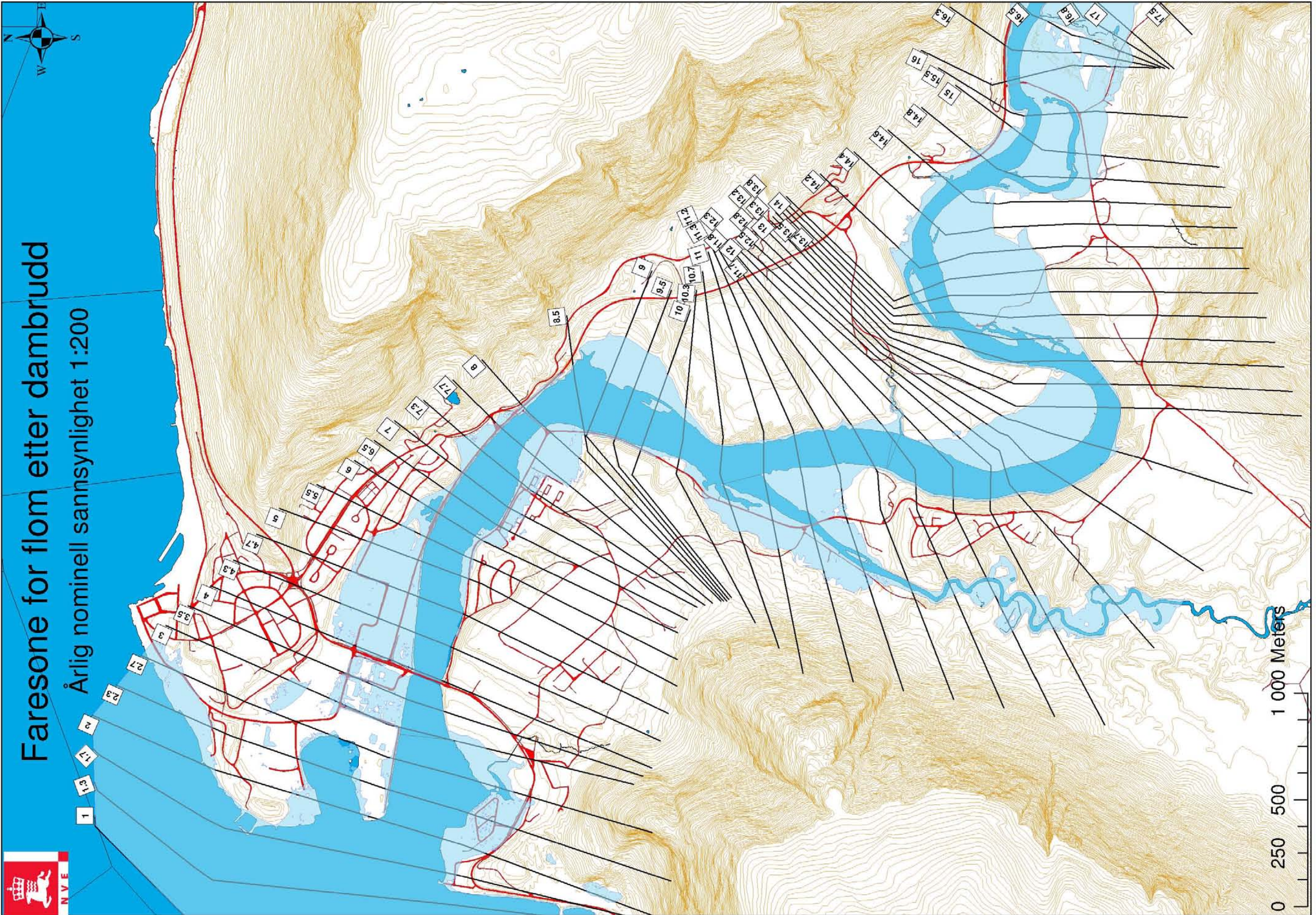
Tønnesen J.F., 2009. Georadarmålinger ved Rønningen og Horgheim i Romsdalen for undersøkelse av løsmassetyper i dalbunnen under det ustabile fjellpartiet Mannen. NGU-rapport 2009.062.

Vasskog K., Drange H., & Nesje A.,2009. DSB rapport Havnivåstigning. Estimer av framtidig havnivåstigning i norske kystkommuner, 33p.

VEDLEGG 1: Faresoner for skredutløp og flom oppstrøms



VEDLEGG 2: Faresonekart over flomutsatte områder





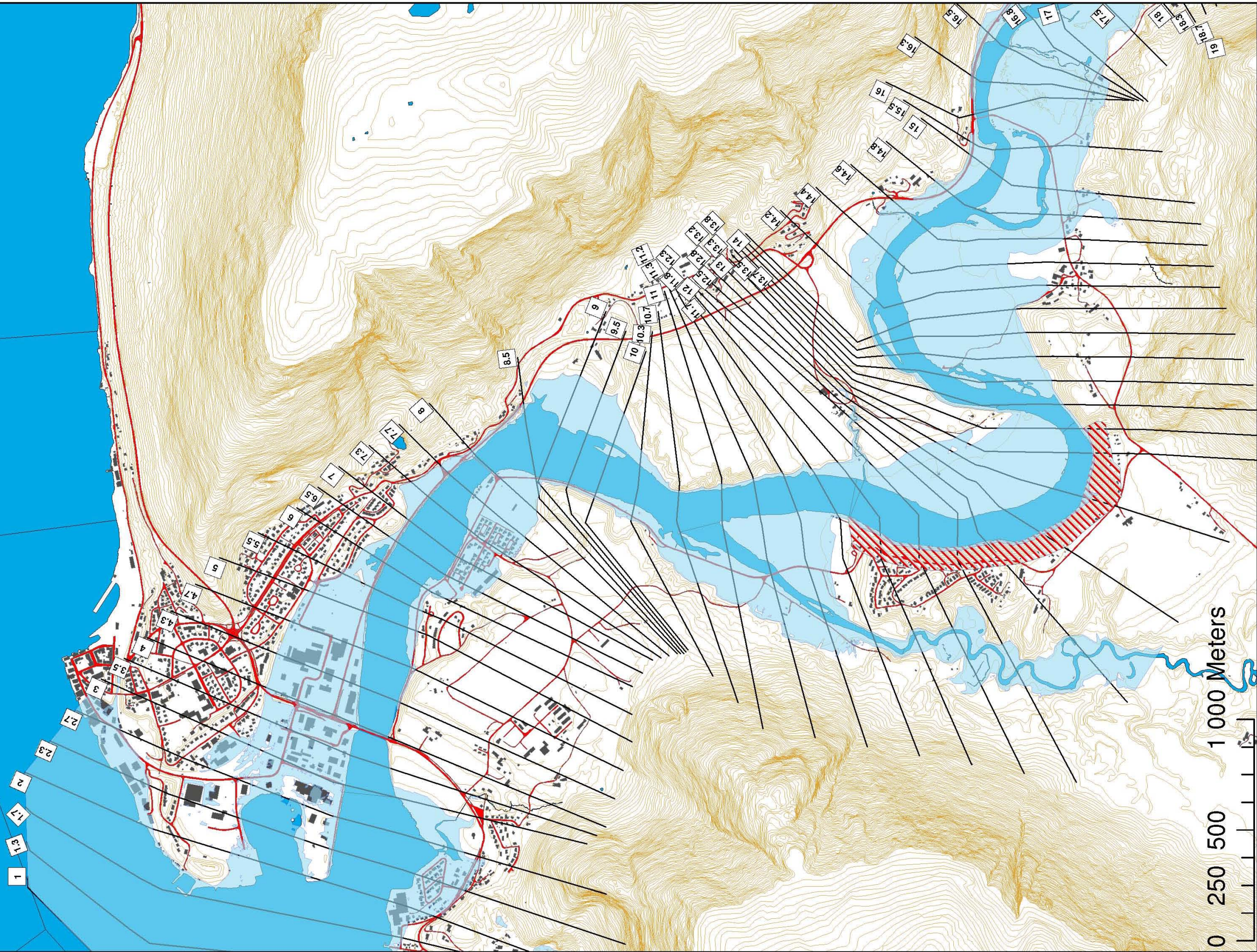
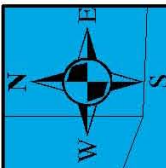
Faresone for flom etter dambrudd

Årlig nominell sannsynlighet 1:200

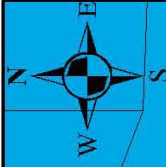


Faresone for flom og skred etter dambrudd

Årlig nominell sannsynlighet 1:1000

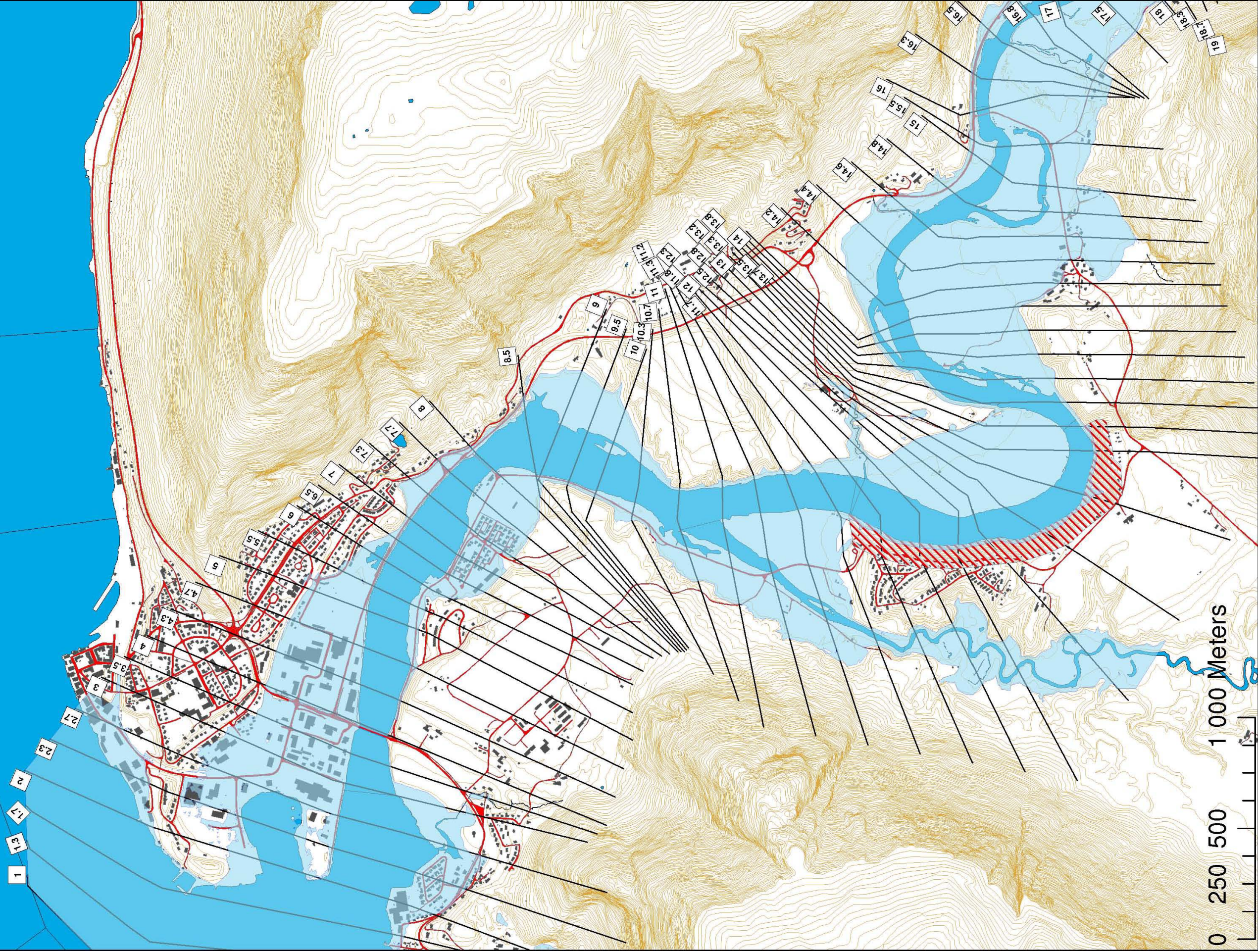


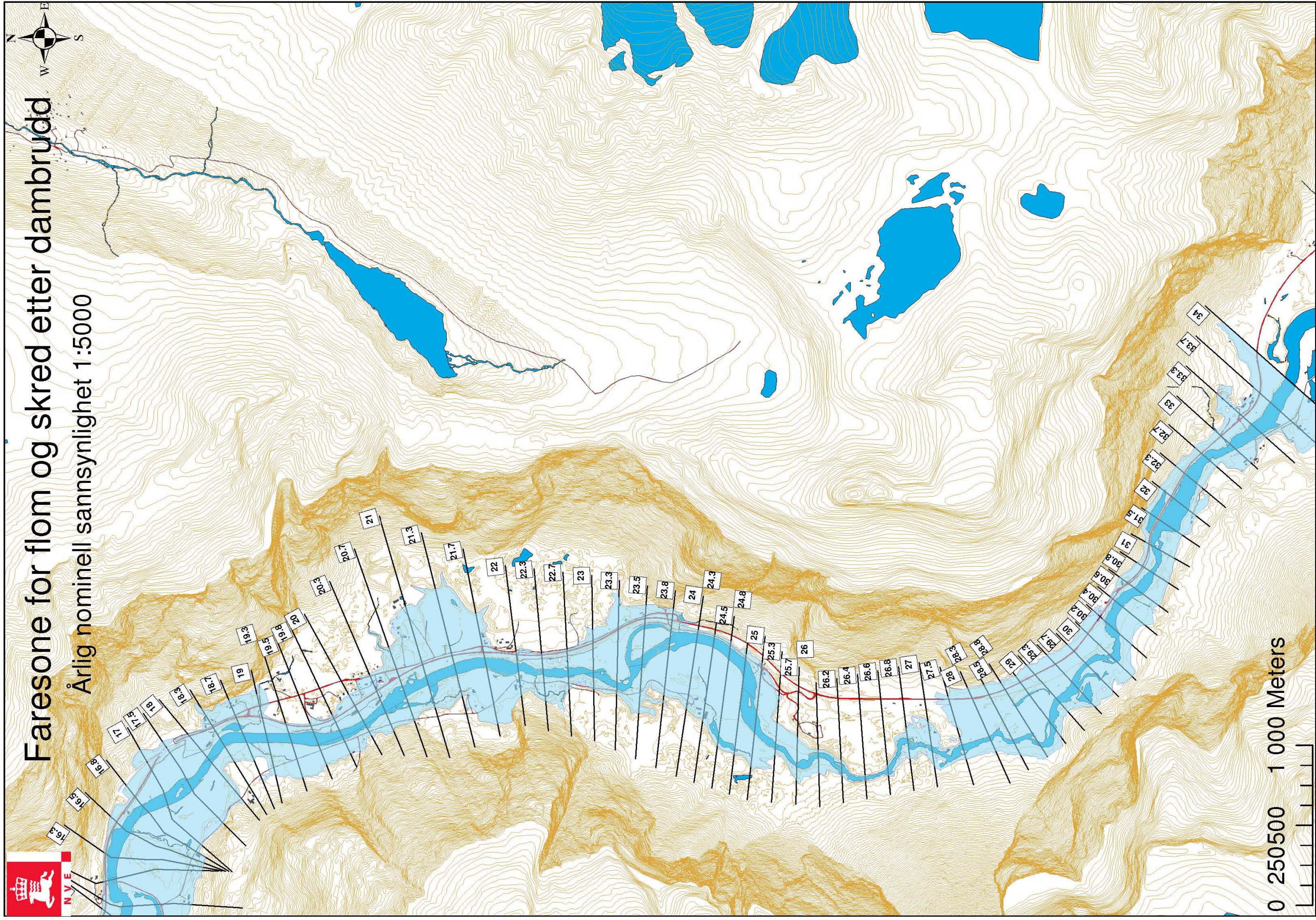




Faresone for flom og skred etter dambrudd

Årlig nominell sannsynlighet 1:5000





Faresone for flom og skred etter dambrudd

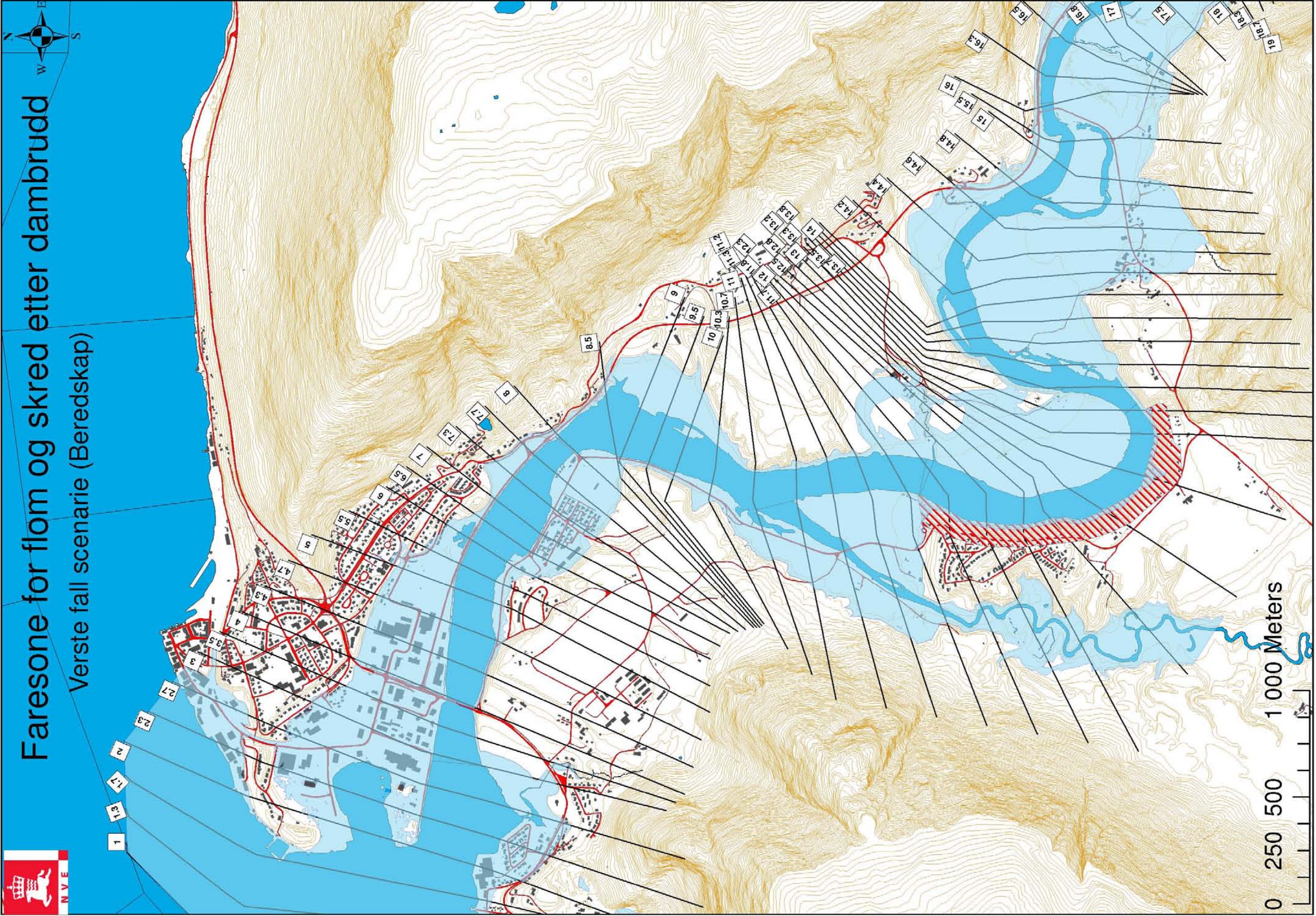
Årlig nominell sannsynlighet 1:5000

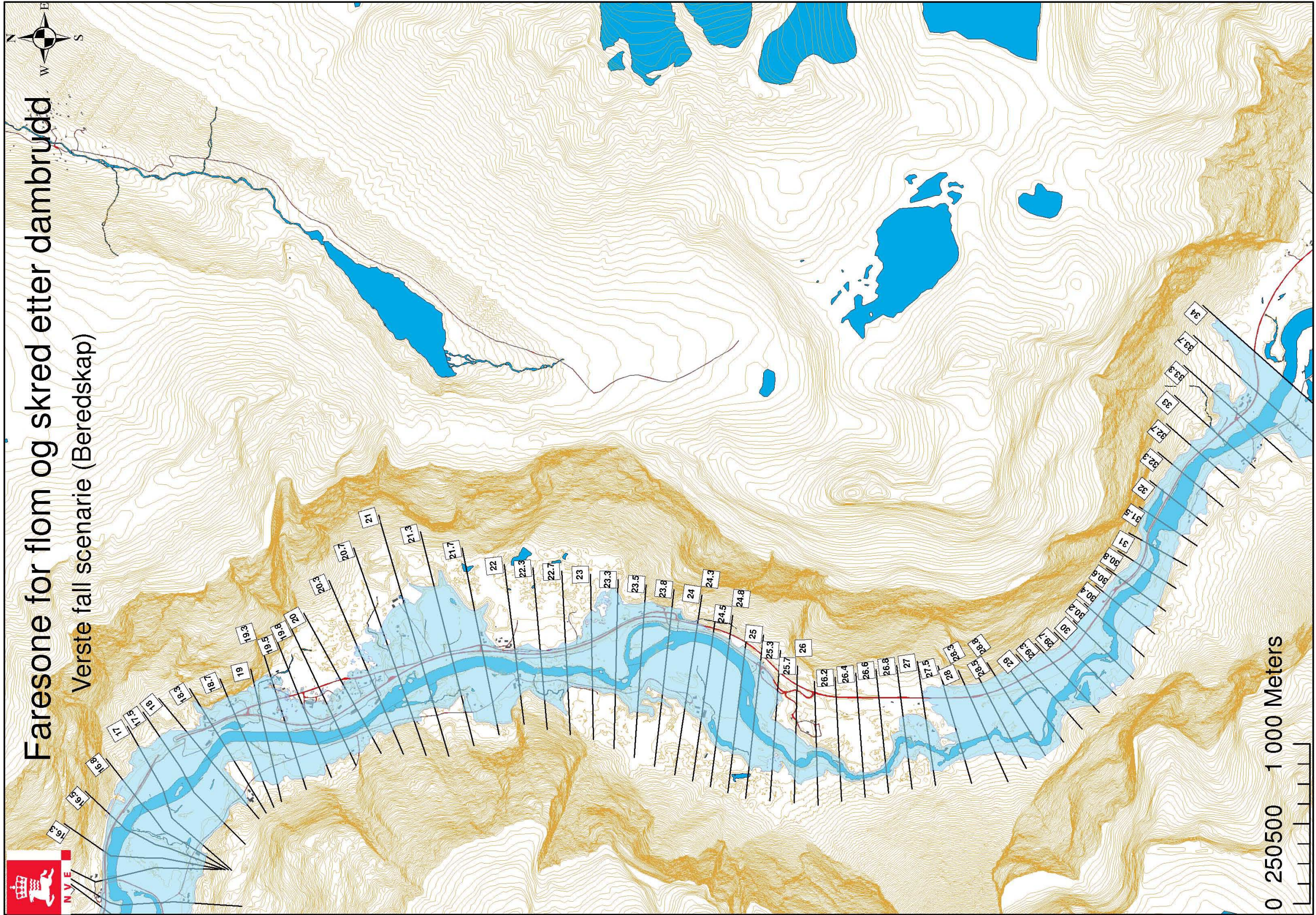




Faresone for flom og skred etter dambrudd

Verste fall scenarie (Beredskap)





VEDLEGG 3 Resultat fra Dambrudd-simuleringer på dam i Rauma ved Horgheim.

Reach Chl	River Sta	Profile	Q Total	Min Ch El	W.S. Elev	Crit W.S.	E.G. Elev	E.G. Slope	Vel Chnl	Flow Area	Top Width	Froude #
			(m3/s)	(m)	(m)	(m)	(m)	(m/m)	(m/s)	(m2)	(m)	
Whole	34	Max WS	1088.88	58.16	63.61		63.64	0.000165	0.96	1923.34	647.12	0.13
Whole	33	Max WS	1083.39	58.10	62.42		63.20	0.004100	4.10	330.97	123.73	0.65
Whole	32	Max WS	1077.65	57.98	61.31		61.58	0.001945	2.35	496.68	178.24	0.42
Whole	31	Max WS	1075.93	55.59	59.59		60.53	0.007168	4.53	275.06	98.09	0.82
Whole	30	Max WS	1061.97	51.43	56.14		56.40	0.001436	2.44	571.25	243.75	0.38
Whole	29	Max WS	1054.78	50.88	55.45		55.69	0.001561	2.54	650.82	267.04	0.40
Whole	28	Max WS	1049.83	49.18	52.88	53.60	54.61	0.012528	5.84	185.36	90.39	1.07
Whole	27	Max WS	1049.58	44.19	47.05	47.85	49.60	0.036940	7.16	156.63	102.09	1.69
Whole	26	Max WS	1048.85	13.97	17.90		18.81	0.005978	4.36	270.03	92.38	0.75
Whole	25	Max WS	1042.44	11.62	16.05		16.22	0.001043	2.13	666.72	193.34	0.33
Whole	24	Max WS	1022.23	9.63	14.41		14.61	0.001390	2.46	744.82	358.10	0.38
Whole	23	Max WS	1020.24	6.66	10.94		12.27	0.007422	5.23	211.35	61.78	0.86
Whole	22	Max WS	1003.12	3.40	8.67		9.24	0.002418	3.52	348.43	135.74	0.51
Whole	21	Max WS	982.65	2.84	8.19		8.21	0.000254	1.17	1599.95	496.09	0.17
Whole	20	Max WS	974.63	2.02	7.32		7.76	0.001971	3.10	361.69	100.02	0.45
Whole	19	Max WS	951.82	1.19	6.27		6.52	0.001299	2.55	632.85	301.46	0.37
Whole	18	Max WS	902.20	0.85	5.69		5.90	0.001337	2.42	658.57	320.83	0.37
Whole	17	Max WS	878.94	0.36	5.54		5.57	0.000223	1.08	1556.82	611.32	0.16
Whole	16	Max WS	781.44	0.23	5.06		5.23	0.001116	2.15	657.07	437.27	0.33
Whole	15	Max WS	763.64	0.08	4.97		5.00	0.000211	1.01	1326.17	457.08	0.15
Whole	14	Max WS	745.22	-0.32	4.82		4.84	0.000126	0.82	1749.69	654.95	0.12
Whole	13	Max WS	724.76	-0.06	4.41		4.48	0.000467	1.30	917.90	444.31	0.21
Whole	12	Max WS	716.58	0.48	4.13		4.17	0.000284	0.96	1185.06	553.58	0.16
Whole	11	Max WS	707.42	-0.73	3.60		3.61	0.000121	0.69	1622.55	515.30	0.11
Whole	10	Max WS	704.58	-0.82	3.46		3.48	0.000162	0.81	1105.12	377.45	0.13
Whole	9	Max WS	703.80	-0.88	3.43		3.45	0.000088	0.60	1465.45	492.60	0.09
Whole	8	Max WS	703.21	-0.86	3.30		3.39	0.000562	1.44	690.99	365.02	0.24
Whole	7	Max WS	702.57	-0.95	3.22		3.25	0.000138	0.71	1039.60	353.77	0.12
Whole	6	Max WS	702.23	-1.03	3.18		3.21	0.000198	0.84	1027.13	358.31	0.14
Whole	5	Max WS	702.14	-0.88	3.13		3.16	0.000217	0.89	1049.72	508.15	0.15
Whole	4	Max WS	701.71	-0.78	2.81		2.94	0.000908	1.57	528.65	417.34	0.29
Whole	3	Max WS	701.69	-0.83	2.75		2.78	0.000209	0.81	1069.95	818.10	0.14
Whole	2	Max WS	699.69	-0.56	2.70		2.70	0.000029	0.27	4006.11	1675.53	0.05
Whole	1	Max WS	200.11	-0.25	2.69	-0.52	2.69	0.000000	0.03	8348.92	2764.30	0.01

Reach Chl	River Sta	Profile	Q Total	Min Ch El	W.S. Elev	Crit W.S.	E.G. Elev	E.G. Slope	Vel Chnl	Flow Area	Top Width	Froude #
			(m3/s)	(m)	(m)	(m)	(m)	(m/m)	(m/s)	(m2)	(m)	
Whole	34	Max WS	3616.50	58.16	67.32		67.37	0.000177	1.42	4965.56	984.91	0.15
Whole	33	Max WS	3582.07	58.10	65.55		67.29	0.004932	6.56	810.95	183.27	0.78
Whole	32	Max WS	3567.28	57.98	64.82		65.34	0.001482	3.39	1303.61	266.69	0.42
Whole	31	Max WS	3561.88	55.59	62.57	62.08	64.93	0.007798	7.38	677.54	189.05	0.95
Whole	30	Max WS	3521.77	51.43	58.96		59.50	0.001769	3.83	1495.64	375.43	0.46
Whole	29	Max WS	3508.46	50.88	57.98		58.53	0.002203	4.15	1452.76	347.02	0.51
Whole	28	Max WS	3485.67	49.18	54.99	55.66	57.14	0.011938	7.72	837.17	408.17	1.12
Whole	27	Max WS	3484.02	44.19	48.87	50.56	54.16	0.033404	10.79	428.70	225.60	1.80
Whole	26	Max WS	3482.67	13.97	20.95		23.35	0.007070	7.26	579.58	112.00	0.91
Whole	25	Max WS	3408.75	11.62	19.20		19.55	0.001232	3.34	1932.57	590.84	0.39
Whole	24	Max WS	3356.72	9.63	18.31		18.46	0.000641	2.56	2543.24	485.43	0.28
Whole	23	Max WS	3345.79	6.66	14.56	15.21	17.37	0.007084	7.98	622.64	250.31	0.93
Whole	22	Max WS	3305.34	3.40	11.86		12.91	0.002913	5.39	1023.92	227.79	0.60
Whole	21	Max WS	3288.83	2.84	11.53		11.59	0.000331	1.87	3446.60	583.83	0.21
Whole	20	Max WS	3260.86	2.02	10.22		11.32	0.003254	5.30	987.10	268.10	0.62
Whole	19	Max WS	3105.67	1.19	9.10		9.51	0.001463	3.69	1562.54	359.90	0.43
Whole	18	Max WS	2865.34	0.85	8.57		8.81	0.001088	3.07	1870.43	481.56	0.36
Whole	17	Max WS	2813.39	0.36	8.47		8.53	0.000240	1.52	3472.66	687.01	0.17
Whole	16	Max WS	2635.82	0.23	8.10		8.22	0.000584	2.21	2452.47	605.71	0.26
Whole	15	Max WS	2577.76	0.08	7.98		8.05	0.000300	1.68	2933.99	619.94	0.19
Whole	14	Max WS	2542.43	-0.32	7.80		7.84	0.000159	1.26	3717.99	666.11	0.14
Whole	13	Max WS	2438.44	-0.06	7.15		7.24	0.000447	1.83	2392.15	626.78	0.23
Whole	12	Max WS	2411.01	0.48	6.88		6.93	0.000260	1.35	3129.70	771.49	0.17
Whole	11	Max WS	2365.81	-0.73	5.86		5.92	0.000241	1.31	2845.11	553.16	0.17
Whole	10	Max WS	2350.55	-0.82	5.49		5.60	0.000388	1.64	1906.05	407.24	0.21
Whole	9	Max WS	2350.42	-0.88	5.45		5.51	0.000215	1.23	2509.68	544.86	0.16
Whole	8	Max WS	2343.21	-0.86	5.13		5.39	0.001097	2.62	1413.33	411.34	0.35
Whole	7	Max WS	2339.84	-0.95	4.94		5.05	0.000393	1.54	1802.39	493.96	0.21
Whole	6	Max WS	2339.59	-1.03	4.80		4.95	0.000579	1.83	1652.97	421.09	0.25
Whole	5	Max WS	2337.53	-0.88	4.68		4.81	0.000568	1.81	1855.88	525.86	0.25
Whole	4	Max WS	2335.25	-0.78	3.69		4.22	0.003438	3.50	1004.19	592.61	0.58
Whole	3	Max WS	2334.91	-0.83	3.23		3.45	0.001302	2.21	1504.38	1012.48	0.36
Whole	2	Max WS	2334.05	-0.56	2.78		2.80	0.000296	0.88	4139.78	1698.08	0.16
Whole	1	Max WS	200.11	-0.25	2.69	-0.52	2.69	0.000000	0.03	8348.92	2764.30	0.01

Reach Chl	River Sta	Profile	Q Total	Min Ch El	W.S. Elev	Crit W.S.	E.G. Elev	E.G. Slope	Vel Chnl	Flow Area	Top Width	Froude #
			(m3/s)	(m)	(m)	(m)	(m)	(m/m)	(m/s)	(m2)	(m)	
Whole	34	Max WS	7276.69	58.16	70.49		70.56	0.000167	1.70	8201.28	1039.18	0.16
Whole	33	Max WS	7192.07	58.10	68.58		70.75	0.004430	7.85	1584.55	303.00	0.78
Whole	32	Max WS	7178.02	57.98	67.77		68.59	0.001510	4.37	2124.89	288.27	0.45
Whole	31	Max WS	7170.41	55.59	64.86	65.34	68.32	0.008335	9.43	1139.51	207.59	1.04
Whole	30	Max WS	7109.17	51.43	61.36		62.17	0.001998	4.96	2491.25	454.07	0.52
Whole	29	Max WS	7101.08	50.88	60.06		61.01	0.002847	5.65	2215.24	388.03	0.61
Whole	28	Max WS	7077.70	49.18	56.88	57.08	58.82	0.008699	8.21	1641.65	435.84	1.01
Whole	27	Max WS	7075.13	44.19	50.41	52.61	57.23	0.030923	13.12	835.36	289.18	1.84
Whole	26	Max WS	7056.94	13.97	23.71	24.16	28.04	0.008216	9.92	934.60	146.38	1.04
Whole	25	Max WS	6985.04	11.62	22.16		22.51	0.000959	3.69	3820.45	648.85	0.36
Whole	24	Max WS	6873.22	9.63	21.35		21.58	0.000649	3.18	4039.10	497.80	0.30
Whole	23	Max WS	6644.10	6.66	17.71		19.74	0.004332	7.90	1696.62	375.57	0.77
Whole	22	Max WS	6903.60	3.40	14.62		16.19	0.003355	7.04	1737.61	275.68	0.68
Whole	21	Max WS	6695.35	2.84	14.37		14.49	0.000411	2.53	5254.89	662.24	0.24
Whole	20	Max WS	6538.67	2.02	12.77		14.24	0.003391	6.60	1706.42	298.98	0.67
Whole	19	Max WS	5983.41	1.19	11.72		12.27	0.001511	4.56	2713.98	529.50	0.46
Whole	18	Max WS	5626.63	0.85	11.34		11.63	0.000935	3.53	3262.94	560.94	0.36
Whole	17	Max WS	5568.63	0.36	11.28		11.37	0.000244	1.89	5467.23	730.99	0.18
Whole	16	Max WS	5371.21	0.23	10.93		11.06	0.000472	2.47	4213.31	630.28	0.25
Whole	15	Max WS	5326.49	0.08	10.81		10.91	0.000313	2.12	4757.81	662.61	0.21
Whole	14	Max WS	5250.87	-0.32	10.59		10.66	0.000191	1.68	5598.41	682.10	0.16
Whole	13	Max WS	5064.61	-0.06	9.70		9.84	0.000446	2.29	4099.61	715.46	0.24
Whole	12	Max WS	5037.55	0.48	9.43		9.51	0.000261	1.71	5192.14	846.58	0.18
Whole	11	Max WS	4964.58	-0.73	8.08		8.19	0.000339	1.90	4088.10	566.09	0.21
Whole	10	Max WS	4944.33	-0.82	7.45		7.69	0.000599	2.46	2717.21	419.56	0.28
Whole	9	Max WS	4942.82	-0.88	7.42		7.55	0.000333	1.84	3605.00	566.37	0.21
Whole	8	Max WS	4928.72	-0.86	6.92		7.37	0.001480	3.66	2160.27	425.59	0.43
Whole	7	Max WS	4926.86	-0.95	6.64		6.88	0.000619	2.31	2653.19	504.82	0.28
Whole	6	Max WS	4921.93	-1.03	6.39		6.72	0.000968	2.82	2341.24	453.13	0.34
Whole	5	Max WS	4921.07	-0.88	6.20		6.48	0.000897	2.69	2664.74	533.10	0.33
Whole	4	Max WS	4915.38	-0.78	4.87		5.67	0.004169	4.63	1708.61	599.30	0.67
Whole	3	Max WS	4911.74	-0.83	4.19		4.58	0.001995	3.17	2523.68	1108.62	0.46
Whole	2	Max WS	4909.32	-0.56	3.03		3.11	0.001002	1.70	4570.33	1746.16	0.31
Whole	1	Max WS	200.11	-0.25	2.69	-0.52	2.69	0.000000	0.03	8348.92	2764.30	0.01

Reach Chl	River Sta	Profile	Q Total	Min Ch El	W.S. Elev	Crit W.S.	E.G. Elev	E.G. Slope	Vel Chnl	Flow Area	Top Width	Froude #
			(m3/s)	(m)	(m)	(m)	(m)	(m/m)	(m/s)	(m2)	(m)	
Whole	34	Max WS	12357.22	58.16	73.53		73.63	0.000179	2.04	11401.90	1073.21	0.17
Whole	33	Max WS	12074.57	58.10	71.52		73.88	0.003888	8.70	2525.28	334.68	0.76
Whole	32	Max WS	12033.16	57.98	70.67		71.86	0.001598	5.36	2987.51	309.88	0.48
Whole	31	Max WS	12011.98	55.59	67.26	67.56	71.84	0.008455	11.23	1650.44	221.93	1.09
Whole	30	Max WS	11952.47	51.43	63.63		64.68	0.002096	5.88	3536.71	463.98	0.55
Whole	29	Max WS	11909.28	50.88	62.04		63.44	0.003396	7.07	3021.48	424.18	0.69
Whole	28	Max WS	11878.10	49.18	58.56	58.56	60.86	0.008413	9.37	2390.01	456.06	1.03
Whole	27	Max WS	11869.68	44.19	51.95	54.49	59.92	0.028332	14.93	1305.60	324.99	1.84
Whole	26	Max WS	11807.29	13.97	26.31	27.86	32.63	0.009026	12.27	1361.70	180.70	1.14
Whole	25	Max WS	11850.28	11.62	24.86		25.27	0.000894	4.15	5593.83	663.73	0.37
Whole	24	Max WS	11622.83	9.63	23.97		24.32	0.000776	3.99	5385.75	542.67	0.34
Whole	23	Max WS	11525.80	6.66	20.24		22.49	0.004227	9.00	2730.12	484.37	0.79
Whole	22	Max WS	11298.85	3.40	17.15		19.14	0.003476	8.23	2470.59	297.71	0.72
Whole	21	Max WS	11266.74	2.84	17.11		17.29	0.000461	3.10	7104.91	699.86	0.26
Whole	20	Max WS	11050.11	2.02	15.24		17.15	0.003604	7.89	2538.05	368.29	0.72
Whole	19	Max WS	9928.74	1.19	14.46		15.02	0.001275	4.91	4332.19	630.18	0.44
Whole	18	Max WS	9595.35	0.85	14.12		14.46	0.000844	3.95	4886.77	598.58	0.35
Whole	17	Max WS	9589.32	0.36	14.08		14.20	0.000278	2.35	7553.38	759.65	0.20
Whole	16	Max WS	9317.23	0.23	13.69		13.87	0.000479	2.93	5965.87	638.20	0.26
Whole	15	Max WS	9234.72	0.08	13.57		13.72	0.000347	2.60	6619.35	689.23	0.23
Whole	14	Max WS	9093.67	-0.32	13.30		13.41	0.000234	2.16	7472.87	701.48	0.19
Whole	13	Max WS	8758.09	-0.06	12.20		12.41	0.000510	2.88	6224.89	950.51	0.27
Whole	12	Max WS	8745.04	0.48	11.91		12.03	0.000290	2.13	7537.51	1142.14	0.20
Whole	11	Max WS	8649.32	-0.73	10.31		10.50	0.000452	2.57	5378.02	600.17	0.25
Whole	10	Max WS	8614.86	-0.82	9.39		9.83	0.000822	3.33	3549.16	436.72	0.34
Whole	9	Max WS	8611.50	-0.88	9.39		9.63	0.000449	2.47	4733.78	580.00	0.25
Whole	8	Max WS	8587.17	-0.86	8.68		9.41	0.001866	4.73	2924.73	440.94	0.50
Whole	7	Max WS	8585.16	-0.95	8.34		8.76	0.000840	3.10	3516.80	512.49	0.33
Whole	6	Max WS	8576.29	-1.03	7.94		8.54	0.001402	3.88	3078.93	500.36	0.43
Whole	5	Max WS	8575.64	-0.88	7.70		8.18	0.001245	3.62	3471.19	541.36	0.40
Whole	4	Max WS	8569.79	-0.78	6.00		7.16	0.005021	5.83	2384.46	605.36	0.76
Whole	3	Max WS	8563.18	-0.83	5.24		5.79	0.002339	3.92	3770.69	1224.26	0.52
Whole	2	Max WS	8558.00	-0.56	3.49		3.66	0.001877	2.55	5399.35	1815.05	0.43
Whole	1	Max WS	200.11	-0.25	2.69	-0.52	2.69	0.000000	0.03	8348.92	2764.30	0.01

Reach Chl	River Sta	Profile	Q Total (m3/s)	Min Ch El (m)	W.S. Elev (m)	Crit W.S. (m)	E.G. Elev (m)	E.G. Slope (m/m)	Vel Chnl (m/s)	Flow Area (m2)	Top Width (m)	Froude #
Whole	34	Max WS	38.00	58.16	60.58		60.58	0.000008	0.11	420.73	326.31	0.03
Whole	33	Max WS	196.59	58.10	60.21		60.36	0.002114	1.76	116.71	66.95	0.41
Whole	32	Max WS	201.10	57.98	59.09		59.21	0.004022	1.53	136.07	147.08	0.50
Whole	31	Max WS	202.82	55.59	57.61		57.87	0.006790	2.35	93.43	76.39	0.68
Whole	30	Max WS	202.95	51.43	53.70		53.78	0.001174	1.22	179.49	116.06	0.30
Whole	29	Max WS	202.41	50.88	53.03		53.10	0.001282	1.29	200.10	140.53	0.31
Whole	28	Max WS	215.22	49.18	50.84		51.36	0.010409	3.18	67.59	48.08	0.86
Whole	27	Max WS	225.22	44.19	45.59	45.93	46.73	0.043195	4.73	47.60	54.60	1.62
Whole	26	Max WS	213.82	13.97	15.83		16.12	0.006200	2.39	93.34	76.76	0.66
Whole	25	Max WS	202.57	11.62	13.42		13.48	0.001105	1.16	219.37	149.72	0.29
Whole	24	Max WS	201.64	9.63	11.64		11.83	0.003293	2.02	121.97	121.22	0.50
Whole	23	Max WS	201.95	6.66	8.57		8.95	0.006932	2.77	75.91	51.71	0.71
Whole	22	Max WS	202.77	3.40	6.04		6.16	0.001285	1.59	141.80	66.33	0.33
Whole	21	Max WS	204.86	2.84	5.32		5.34	0.000386	0.83	447.34	344.74	0.18
Whole	20	Max WS	204.73	2.02	4.68		4.77	0.000994	1.43	158.81	68.70	0.29
Whole	19	Max WS	204.42	1.19	4.11		4.18	0.000692	1.25	188.78	121.86	0.25
Whole	18	Max WS	201.34	0.85	3.75		3.84	0.000892	1.33	188.41	156.90	0.27
Whole	17	Max WS	201.89	0.36	3.64		3.65	0.000134	0.60	499.07	444.80	0.11
Whole	16	Max WS	204.07	0.23	3.36		3.44	0.000669	1.22	213.43	176.33	0.24
Whole	15	Max WS	203.85	0.08	3.30		3.31	0.000105	0.53	627.08	365.01	0.10
Whole	14	Max WS	203.61	-0.32	3.22		3.23	0.000063	0.45	778.47	496.44	0.08
Whole	13	Max WS	202.82	-0.06	3.07		3.09	0.000227	0.67	400.38	241.24	0.14
Whole	12	Max WS	200.79	0.48	2.94		2.95	0.000121	0.48	604.11	426.81	0.10
Whole	11	Max WS	201.21	-0.73	2.81		2.81	0.000022	0.26	1226.62	494.08	0.05
Whole	10	Max WS	201.29	-0.82	2.79		2.79	0.000025	0.28	862.47	334.07	0.05
Whole	9	Max WS	201.73	-0.88	2.78		2.79	0.000014	0.21	1147.04	485.10	0.04
Whole	8	Max WS	203.88	-0.86	2.76		2.77	0.000089	0.52	502.08	318.34	0.09
Whole	7	Max WS	204.97	-0.95	2.75		2.75	0.000019	0.24	879.36	318.90	0.04
Whole	6	Max WS	205.57	-1.03	2.74		2.75	0.000027	0.28	872.53	348.71	0.05
Whole	5	Max WS	205.50	-0.88	2.74		2.74	0.000029	0.30	851.93	504.19	0.05
Whole	4	Max WS	205.21	-0.78	2.70		2.71	0.000090	0.48	484.58	375.63	0.09
Whole	3	Max WS	204.57	-0.83	2.70		2.70	0.000019	0.24	1026.00	788.23	0.04
Whole	2	Max WS	203.79	-0.56	2.69		2.69	0.000002	0.08	3993.86	1673.50	0.01
Whole	1	Max WS	200.11	-0.25	2.69	-0.52	2.69	0.000000	0.03	8348.92	2764.30	0.01