

BERGEROSION I SPILLFÅROR – ETAPP 3

RAPPORT 2022:892



Bergerosion i spillfårar – etapp 3

Förstudie inför laboratorietest

JONAS PERSSON & PER ERIKSSON

ISBN 978-91-7673-894-2 | © Energiforsk oktober 2022

Energiforsk AB | Telefon: 08-677 25 30 | E-post: kontakt@energiforsk.se | www.energiforsk.se

Förord

Denna rapport är en del i rapportserien *Bergerosion i spillfåror* och bygger vidare på de tidigare två etapperna som presenteras i Energiforskrapporterna med rapportnummer 2018:532 och 2020:644. I etapp 3 har litteratur och data som möjliggör beräkningar av belastning på berggrunden och sprickplan för turbulent planparallellt flöde jämnas med en bergyta i urberggrunden sammanställts.

Projektet har utförts av Norconsult med Jonas Persson och Per Eriksson som utförare. En referensgrupp bestående av Linda Ormann (Fortum), Anders Isander (Uniper), Mats Persson (Vattenfall), Anders Sjödin (Statkraft), Daniel Sjöstedt (Skellefteå kraft) och Lars Johnsson (Jämtkraft) har följt projektet.

Projektet har genomförts inom det dammsäkerhetstekniska utvecklingsprogrammet som drivs av Energiforsk med medverkan från vattenkraftindustrin och Svenska kraftnät.

Författarna ansvarar för rapportens innehåll.

Sammanfattning

Denna rapport presenterar arbetet med etapp 3 i projektserien "Bergerosion i spillfåror". De tidigare två etapperna är presenterade i Energiforsk-rapporterna 2018:532 och 2020:644. Arbetet med etapp 3 bygger på resultat och slutsatser från de två tidigare etapperna.

I etapp 3 presenteras en sammanställning av litteratur och data som möjliggör beräkningar av belastning på berggrunden och sprickplan för turbulent planparallellt flöde jämnas med en bergyta i urberggrunden. Beräkningslösningen kan nyttjas för spillfåror, tunnlar och schakter. Det presenterade underlaget har utöver en skisserad beräkningsmodell för tryckbildning mellan vatten- och bergmassa och trycköverföring ned i bergmassan utökats med följande:

- En metodik för utvärdering av sprickvidder in situ.
- En utvärdering av förväntad frekvens av vattenstötter i kanalströmning.
- En diskussion av utmattnings- samt korrosionseffekter på kamstål, vilka ofta nyttjas som bergförstärkning.
- En beskrivning av lämpliga geologiska miljöer att tillämpa en bergförstärkningslösning på.

Presentationen kan nyttjas som ett underlag för en dimensioneringsguide för en bergförstärkningslösning på erosionsproblematik. Redovisning av lämplig dimensioneringsmetodik för bergförstärkningsförband ligger utanför uppdragets omfattning.

I tillägg till de delar som gäller underlag till en dimensioneringsguide har rekommendationer på hur skalmodellförsök ska utföras vilka är ämnade åt att bekräfta och vidareutveckla den skisserade beräkningsmodellen. Diskussioner om varaktighet av turbulens har återgivits då dessa ansetts öka förståelsen om vattenmassornas levande kraftväxling och dess inverkan på dimensioneringsförutsättningar för byggnadsverk utsatta och åtkomliga för strömmande vatten. Ett kapitel som medger en grov uppskattning av när erosion kan tidigast tänkas uppkomma har infogats.

Sökord

Erosion, Berg, Spillfåror, Bergförstärkning, Dimensionering, Fennoskandisk

Summary

This report presents the work of the third phase of the project series “Rock-erosion in spillway channels”. The two first reports are presented in the Energiforsk-reports 2018:532 and 2020:644. The work in phase three is built on the results and conclusions from the two earlier phases.

In phase three, a compilation of literature and data that enables calculation of hydraulic stress on the bedrock and on joint planes from turbulent, plane parallel flow, along a rockface. The calculation solution can be used for spillway channels, tunnels, and shafts. The presented material has, beyond an outline of a calculation model for stress formation between water- and rock mass and stress transfer into the rock mass, been extended with the following:

- **A method for evaluation of joint width in situ.**
- **An evaluation of expected frequency of water impact in channel flow.**
- **A discussion of exhaustion- and corrosion effects on ribbed steel, which often is used as rock reinforcement.**
- **As well as a description of suiting geological environments to apply a rock reinforcement solution on.**

The presented material can be used as a basis for a design guide for a rock reinforcement solution on erosion problems. The presentation of a suitable method of design for rock reinforcement lies outside the extent of this project.

In addition to the parts that cover the basis of a design guide, recommendations on how scale model experiments should be executed have been added. The experiments are meant to confirm and further develop the outline of a calculation model. Discussions of the duration of turbulence has been reproduced since these are considered to increase the understanding of the live force exchange of the water mass and its impact on design conditions for buildings/plants exposed and accessible to flowing water. A chapter that allows for the rough estimate of the earliest occurrence of erosion has been added.

Innehåll

1	Inledning	8
2	Omvärldsbevakning	9
2.1	Kanada - Hydro Quebec	9
3	Litteraturstudie	11
3.1	Litteraturstudie etapp 2	11
3.1.1	Fluktuerande tryck i tunna spalter historik	12
3.1.2	Ytgeometriens påverkan på tryckbildningen historik	14
3.2	Litteraturstudie etapp 3	17
3.2.1	Naturliga sprickor och parallella plan	17
3.2.2	Fluktuerande tryck i tunna spalter nya studier	17
3.2.3	Ytgeometriens påverkan på tryckbildning nya studier	23
3.2.4	Skissering av beräkningsmodell för drivkrafterna	27
3.2.5	Hydrauliska tester	29
3.2.6	Frekvens i öppen kanalströmning	33
3.2.7	Utmattningsbrott och korrosionspåverkan av stålmaterial	34
3.2.8	Geologiska miljöer där bergförstärkning är lämplig som erosionssäkrande metod	36
3.3	Summering av litteraturstudier	37
3.3.1	Begränsningar i metodiken	37
3.3.2	Osäkerheter i metodiken	37
3.3.3	Relativa värden uppstick mot vattenytans höjd (P/h)	38
3.3.4	Behov av skalmodellstudier	39
4	Diskussion kring tänkbara modellförsök	41
4.1	Tänkbara modellförsök	41
4.2	Turbulens i flöden med fri yta	44
5	Slutsatser och diskussion	46
5.1	Slutsatser etapp 3	46
5.1.1	Relevanta beräkningar	46
5.2	Rekommendationer etapp 3	51
5.2.1	Skalmodell ytgeometrins påverkan på ingångstryck	51
5.2.2	Skalmodell tryckdämpning i sprickmodell	51
5.2.3	Mätutrustning för vattenförlustförsök	52
5.3	Diskussion avseende framtida branschriktlinjer	52
6	Källhänvisningar	54

Teknisk ordlista

Begrepp	Förklaring
Dynamisk medeltryckskoefficient	Ett dimensionslöst tal som beskriver det relativa dynamiska trycket i en godtycklig punkt i ett flödesfält.
Dynamiskt vattentryck	Den rörelseenergi som per volymenhet som strömmande vatten har.
Fluktuerande tryck	Förändringar av tryck i en godtycklig punkt i en vattenmassa där trycket pendlar med ojämn frekvens över och under ett medelvärde.
Hydraulisk sprickvidd	Fysiskt avstånd mellan en sprickas bägge väggar där väsketransport kan ske. Till följd av inre flödesmekaniska motstånd är detta avstånd alltid mindre än det mekaniska.
Kraftimpuls	Summerad tryckverkan över ett godtyckligt antal tidsintervall på en yta. Dvs. kraft på samma yta över den tid som de sammanslagna tidsintervallen utmäter.
Luftinblandning	Volymen luftbubblor i en vätska relativt volymen vätska.
Medelingångstryck	Det summerade tryck som uppkommer över en tidsrymd vid en spricköppning då en strömmande vattenmassa stöter emot detsamma. Jfr fluktuerande tryck,
Mekanisk sprickvidd	Fysiskt avstånd mellan en sprickas bägge väggar. Term avseende väsketransport i spricksystem.
Planparallell strömning	Strömning där vattenytan är parallell med botten.
Påverkansområde	Ett radiellt avstånd från en vertikal linje i en tabulär grundvattenvolym där det fria vattnet är hydrauliskt sammanbundet.
Relativ blockhöjd	Förhållandet mellan vattenmassans avstånd från ett peneplan och ett uppstickande blocks överytas avstånd från samma peneplan.
Stagnationstryck	Det statiska tryck som kan uppmätas i en strömmande vattenmassa som uppkommer i en punkt där väskehastigheten är noll. Stagnationstrycket nyttjas för att bestämma dynamiskt vattentryck som i sig inte kan mätas men beräknas genom att subtrahera ett beräknat statiskt vattentryck i samma punkt.
Statiskt vattentryck	Det statiska tryck som en vätska i följd av sin tyngd utövar på en godtycklig punkt i vattenmassan då vätskan är i vila eller jämvikt.
Stråklängd	Längsta avstånd i en flödeslinje där medelvattenhastigheten är lika. Stråklängden definierar ett stråk.
Stötblock	Uppstickande form varpå strömmande vattenmassor stöter emot, dvs. där uppströms begränsningsyta på stötblocket är orienterad nära vinkelrätt gentemot medelflödesriktningen.
Tryckamplitud	Avstånd mätt i tryck från nolläge till ytterläge i en svängningsrörelse.
Tryckutbredning	Utbredning av ett tryck från en godtycklig punkt i en vattenmassa till hela den volym som utgör vattenmassan.
Turbulent strömmande vattenmassa	Strömmande vattenmassa där flödeshastigheten och trycket i en godtycklig punkt kännetecknas av kaotiska förändringar.
Vattnets dynamiska viskositet	Motstånd mot flöde när en yttre kraft påtvingas vattenmassan.
Återkomsttid	Längd i tid mellan varje stråk i en strömmande vattenmassa.

1 Inledning

Denna rapport presenterar arbetet med etapp 3 i projektserien "Bergerosion i spillfåror". De tidigare två etapperna är presenterade i Energiforsk-rapporter 2018:532 och 2020:644. Syftet i etapp 3 har varit att fördjupa kunskapen gällande interaktionen mellan stötande vattenmassor och bergsprickor. Trycköverföringen mellan vatten- och bergmassa är den drivande principen för bergerosion i kristallina bergarter. Denna har undersökts och infogats i en preliminär beräkningsmodell som tillsammans med beskrivningar av kringliggande hydrauliska och geologiska egenskaper medgivit en enkel beslutsguide för när en kraftverksägare bör börja intressera sig för erosiva fenomen.

Den presenterade undersökningen och beräkningsmodellen är inte allmängiltig utan förutsätter turbulent strömning där strömningen är planparallell med en bergyta som exempelvis i en spillfåra, tunnel eller schakt. Bergmassan förutsätts vara kristallin, höghållfast och storblockig. Detta geologiska kriterium uppfylls ofta inom urbergsskölden men kan även uppfyllas i fjällkedjan.

Beräkningsmodellen för att bestämma kraftverkan är inte fullskaligt definierad och dess sannfärdighet skulle gynnas, och förhoppningsvis bättre definieras av kompletterande skalmodellförsök. För dessa har möjligheter utretts för hur framtida forskningsprojekt kan använda fysiska skalmodellförsök i hydrauliska laboratoriestudier som verktyg för att simulera stötande vattenmassors interaktion med mycket tunna sprickor.

Omvärldsbevakning har utförts för att fånga upp pågående och kommande internationella projekt inom området.

2 Omvärldsbevakning

Omvärldsbevakning av forskning inom området ”bergerosion i spillfärar” har utförts, i form av kontakter med internationella aktörer. Denna del av detta Energiforsk-projekt är fristående, och har syftet att ge en bild över vilka inriktningar som det forskas på internationellt inom det aktuella området. Detta så att svensk forskning inte i onödig omfattning fokuserar på områden som det redan forskas på, utan att den i stället kan anpassas till att komplettera pågående forskning.

Omvärldsbevakningen i detta Energiforsk-projekt har omfattat kontakter med nedanstående aktörer. Detta enligt den omfattning som definierades inför detta Energiforsk-projekt. Aktörerna/länderna valdes ut utifrån att geologin i dessa länder är likartad den svenska geologin i spillfärar samt utifrån bedömd potentiell samverkan med svenska aktörer (kraftbolag, forskare etc.). Följande aktörer kontaktades:

- Det kanadensiska kraftbolaget Hydro Quebec
- Det norska tekniska universitetet i Trondheim, NTNU

NTNU har tidigare forskat inom det aktuella området, vilket har beskrivits i rapporter från tidigare etapper i denna serie av Energiforsk-projekt inom bergerosion i spillfärar. Den nuvarande statusen är dock att ingen norsk forskning pågår inom det aktuella området. Det finns dock en vilja och ambition att forska inom området, och gärna i ett samarbete med svenska aktörer.

Nedan redovisas utfallet av kontakter med Hydro Quebec, avseende deras pågående arbete inom det aktuella området.

2.1 KANADA - HYDRO QUEBEC

Hydro Quebec driver ett större forskningsprojekt inom det aktuella området, tillsammans med det tekniska universitetet i Chicoutimi (UQAC). Projektet heter *”Study of the rock erosion mechanisms downstream of spillways by large-scale experimental simulations”* och kraftbolaget Uniper som äger kraftverk och dammar i Sverige är medfinansier i projektet. Projektet pågår åren 2019-2023.

Projektets syfte är att utveckla metoder nya för prediktion av bergerosion i spillfärar, då existerande metoder, framför allt Annandales erosionsindexmetod (REF), inte bedöms vara applicerbara för spillfärar bestående av en kristallin bergmassa. Annandales metod är utvecklad utifrån empiriska studier, initialt från finsediment. Denna bedömning är densamma som har gjorts tidigare inom detta Energiforsk-projekt, i etapp 1, rapport nr 2018:532.

Målet med projektet är att öka kunskapen om och betydelsen av följande parametrar:

- Tryck inducerat från det strömmande vattnet på bergmassan, och tryckutbredningen i bergets sprickor
- Blockstorleken och sprickavstånd hos bergmassan

- Sprickriktning relativt strömningsriktningen
- Antalet sprickgrupper och variationen av deras riktningar
- Sprickvidd och råhet i sprickor
- Hållfasthet hos ingående bergarter

Forskningen ska utföras med hjälp av två fysiska modeller – en i liten skala i UQAC:s laboratorium och en i stor skala, "nästan full skala", vid en pilotanläggning som drivs i UQAC:s regi. I och med detta erhålls kunskap om eventuella skaleffekter. Först byggs modellen i liten skala, innan försök inleds i den stora skalan.

Betongblock tillverkas och används för att simulera bergblock. Blocken kommer att instrumenteras, både i blocken och mellan dem, så att förflyttning av blocken kan mätas d.v.s. modellerad erosion. Tryckvariationer mellan blocken kommer också att mätas, d.v.s. modellerad tryckvariation i sprickor.

Utifrån modellförsöken kan en experimentell utvärdering göras: hur de olika bergtekniska parametrarna (listade ovan) påverkar eroderbarheten hos berget. Förhoppningen är att projektet ska resultera i en värdering av de olika parametrarnas relativa betydelse för erosionsprocessen, vilket då kan resultera i viktfactorer vid beräkning av bergets motståndskraft mot erosion. Detta innebär utvecklande av en ny (beräknings)modell för prediktion av bergerosion i spillfärar, alternativt förslag till utveckling av nuvarande modeller.

De kanadensiska studierna bygger till stor del vidare på tidigare forskning av Steven Pells, vilket beskrivits i tidigare Energiforsk-rapporter i serien om bergerosion i spillfärar.

I skrivande stund är statusen i projektet att modellen i mindre skala är färdigbyggd och redo för försök, samtidigt som förberedelser pågår inför försök med den andra modellen i stor skala. Det finns därmed ännu inte några forskningsresultat att presentera från projektet.

Det pågår en del förberedande numeriska studier, inför de fysiska modellstudierna, för att bygga upp en förståelse kring förväntade resultat.

3 Litteraturstudie

Litteraturstudien i denna tredje forskningsetapp utgör en komplettering från litteraturstudien utförd i etapp 2, publicerad i Energiforsk-rapport 2020:644. I kapitel 3.1 sammanfattas resultaten från etapp 2. Sammanfattningen fokuserar två områden. (1) Mekanismer för överföring av fluktuerande tryck längs en tunn spalt. (2) Förhärskande dynamiskt vätsketryck nära en oregelbunden undulerande bergyta vid planparallell strömning.

3.1 LITTERATURSTUDIE ETAPP 2

Inom etapp 2 så identifierades frostsprängning i bergssprickor som en påskyndande process för erosionsförloppet.

Vidare identifierades de hydrauliska drivkrafternas relation till berggrundens spricksystem och ytgeometri som föremål för undersökning. Detta i syfte att forma en teori för hur storleken på drivkrafterna ska kunna prognosticeras för ett givet berg- och sprickförhållande.

De hydrauliska drivkrafterna identifierades i två former. Första formen består av fluktuerande tryck som uppkommer i en turbulent strömmande vattenmassa och dessa trycks överföring genom en kristallin bergmassas sprickplan. Sprickplanen förutsattes utgöras av tunna spalter mellan parallella sprickplan. En diskussion av om naturliga bergsprickor kan antas utgöras av tunna spalter mellan parallella plan och vilka komplikationer ett sådant postulat medför är införd först i denna rapport.

Undersökningsföremålet för första formen av drivkraft är om tryckutbredningen i spalten sker obehindrat i tunna spalter oavsett spaltvidd och kontinuitet av det fluktuerande trycket. För relativt breda spalter 3–18,25 mm finns redan en publicerad studie som kan nyttjas för prognostisering.

Den andra formen som påverkar drivkraften är ytgeometrin. Tryckbildningen i en turbulent vattenmassa som strömmar planparallellt med en bergyta, dvs. i en spillfåra, tunnel eller schakt påverkas starkt av det relativa avståndet mellan vatten- och bergyta.

Ett större ur berg- och vattenytan uppstickande block är analogt med förhållandet för ett stöt-block eller en stöt-tand i ett energiomvandlande hydrauliskt byggnadsverk. Detta block bör utsättas för ett tryck som närmar sig stagnationstrycket på stöt-sidan, det vill säga den sida av blocket som ligger vinkelrätt mot strömningsriktningen. Stagnationstryck definieras som totaltryck i en strömmande vätska där hastigheten närmar sig noll, och kan uppmätas med ett Pitot-rör. För inkompressibla eller nära inkompressibla vätskor så som vatten är stagnationstrycket summan av det fria flödets statiska och dynamiska vätsketryck.

Betraktas därefter samma stötblock vid en allt högre vattenyta så bör blockets stötsida utsättas för ett progressivt lägre tryck desto mindre den relativa blockhöjden, eller den storskaliga ytråheten på bergytan blir i förhållande till vattenytans nivå.

Undersökningsföremålet för ytgeometrins påverkan av vätsketrycket är att erhålla en nyanserad bild av vilka tryckregimer som kan förväntas i skiljelinjen mellan berg- och vattenmassa.

3.1.1 Fluktuerande tryck i tunna spalter historik

Tillgänglig litteratur gällande interaktionen mellan tryckutbredning och tunna spalter utgjordes i etapp 2 främst av två artiklar. Den ena av Cox & Cooker (2001) som presenterade en teoretisk studie där verkan av tryck som sammanfogats över tid, dvs. tryckimpuls, på en vätskefylld spricka undersökt över dimensionerna på sprickytan. Tryckimpulsen ska efterhärma vågskvalp mot stenverk i marin miljö, där trycket från vågen normalt växer och avtar över korta tidsspann. Författarna finner i sin matematiska studie att den kraftimpuls, dvs. sammanfogad kraft över tid, en sprickyta utsätts för är direkt proportionell mot medelgångstrycket.

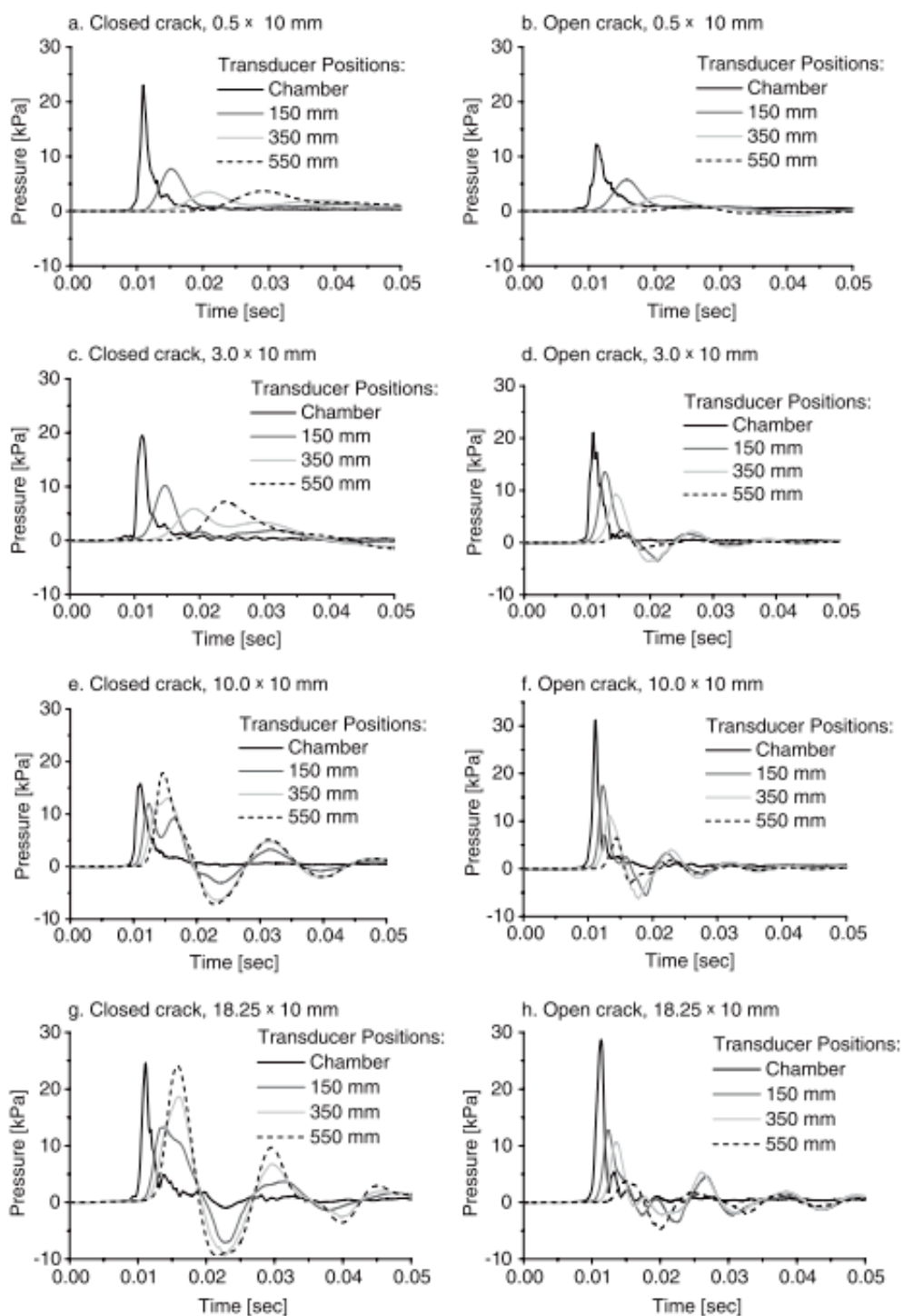
Analogt med författarnas studie skulle detta för vår bergmassa innebära att uppkommet medeltryck vid bergytan obehindrat skulle överförs via ett vattenfyllt spricksystem ned i bergmassan. Kraftutvecklingen på en horisontellt bankningsplan skulle då bli $F = P_0 LB$ [kN], där P_0 [kPa] är medelgångstrycket över tidsspannet Δ_t [s], och L och B [m] är längd och breddmått på bankningsplanet. Kraftutvecklingen F [kN] skulle därefter kunna balanseras mot blockets egenvikt och sidornas friktionsmotstånd för att avgöra stabilitet. Cox & Cookers (2001) studie avser vågskvalp där tidsspannet Δ_t avser tryckökning och avtagande för en enskild våg.

Den andra studien presenteras av Müller et al (2003) där författarna presenterar en laborieuppställning med spalter i vidd mellan 0,5 – 18,25 mm och längd av 600 mm där analogt med Cox & Cooker (2001) vätsketrycket undersöks längs spalten. Frånsett den första spaltvidden är de vidder som undersökts något stora jämfört med vad som förväntas i en kristallin bergmassa, då undantaget bankningsplan. I energiforskrappport 2020:644, etapp 2 återfinns en litteraturstudie över vilka hydrauliska sprickvidder, förutsatt att naturliga sprickor kan antagas vara parallella plan, som kan förväntas i urberggrunden och därmed vilka som är intressanta att vidare undersöka.

Undersökningen av Müller et al (2003) är mycket intressant då den visar för enskilda tryckpulser en tydlig dämpning av amplituden dels med ökat avstånd längs spalten, dels med minskande spaltvidd. Delresultat från Müller et al (2003) återges i figur 3-1.

Notera i figur 3-1 där allt bredare spaltvidder undersöks så upphör dämpningen av ingångstrycket vid en spaltvidd av 10mm för ett stängt sprickslut, emedan den manifesterar sig för öppna sprickslut.

Studien av Cox & Cooker (2001) och Müller et al (2003) gäller bägge enskilda tryckpulser. För fall med turbulent strömning planparallellt mot en bergyta, dvs. i spillfåra, tunnel eller schakt så behöver dock verkan av en kontinuerlig ström av fluktuerande tryck undersökas, dvs. turbulens.



Figur 3-1 Återgivna resultat från Müller et al (2003) för stängd och öppen spricka med 0,5 3,0, 10 och 18,25 mm spaltvidd. Enskild tryckpuls skapad i kammare undersöks via trycksensorer längs spalten. Längd av spalten 600mm.

Delslutsatser från Müller et al (2003) återges i översättning.

Tryckpulserna upplever överlagring, reflektion och dämpning.

Avseende marina strukturer, så indikerar resultaten att sprickor med större vidd än 3mm är farligare för byggnadsverk utsatta för vågpåverkan, än tätare sprickor.

I etapp 2 fastslogs att Müller et al (2003) slutsatserna gällande dämpning var intressanta då de motsade resultaten från Cox & Cooker (2001).

I etapp 2 identifierades även att för syftet med att bilda en teoretisk modell för hur fluktuerande tryck överförs i ett spricksystem med tunna sprickvidder, $\leq 0,5$ mm, sådana som antages vara förhärskande i en kristallin bergmassa som utvärderat från hydraulisk sprickvidd så skulle en liknande försöksupställning vara nödvändig.

Vidare fastslogs att det undersökningar av hur inducerade enskilda tryckpulser överförs i allt tunnare sprickor var intressanta. Undersökningsföremålet för den studien är att bestämma hur dämpningen är relaterad till sprickvidden. Vidare att undersökningar av hur en kontinuerlig ström av tryckpulser, dvs. ett fluktuerande tryck, fortplantar sig över tid längs spalten var intressanta.

3.1.2 Ytgeometriens påverkan på tryckbildningen historik

I etapp 2 undersöktes främst tillgänglig litteratur gällande relationen mellan en strömmande vattenmassa på ett nära horisontellt plan och uppstickande råheter, dvs. blockstruktur. Denna fanns mer omfattande än för tunna spalter. I etapp 2 utgjordes viktiga artiklar av följande. Reinius (1986), Montgomery (1984), Coleman et al (2003), rapport DSO-07-07 och Pells (2016). Undersökningarna är kommenterade i energiforskrapport 2020:644, etapp 2.

Tryckbildningen på ett sådant block i en plan vattenväg fanns möjlig att uttryckas i form av ett dynamiskt medeltryck kombinerat med ett fluktuerande tryck runt medeltrycket. För en godtycklig punkt på ett block kan det totaltryck som det utsätts för beskrivas genom.

$$P = C_p \frac{\rho_v u^2}{2} \pm C_{p\sigma} \frac{\rho_v u^2}{2} + \rho_v g z \quad (1)$$

Där C_p [-] är dynamisk medeltryckskoefficient för P och $C_{p\sigma}$ [-] är dynamisk medeltryckskoefficient för en standardavvikelse av P . ρ_v [kg/m³] är densitet på vatten och u [m/s] är flödets medelhastighet. z [m] är avstånd från vattenytan till den godtyckliga punkten. Standardavvikelsen utgör en mycket liten del av det totala trycket (Pells, 2016).

Stagnationstrycket P_s [kPa] uttrycks som.

$$P_s = \frac{\rho_v u^2}{2} + \rho_v g z \quad (2)$$

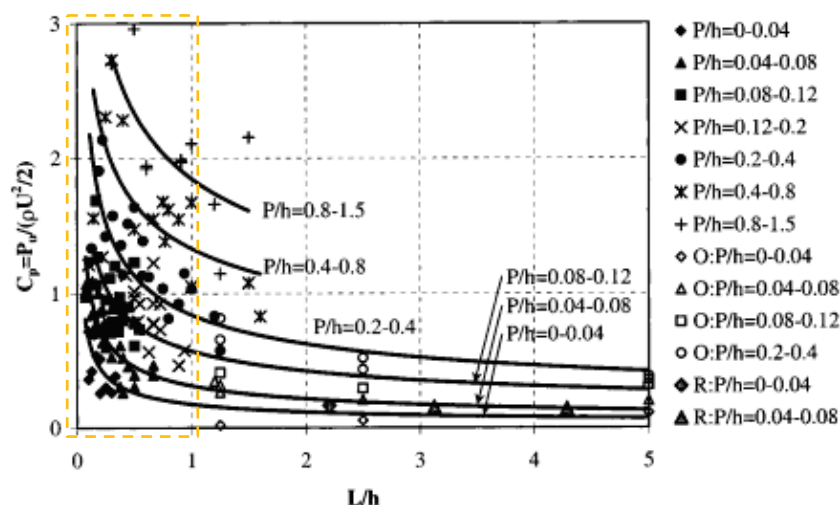
För ett enskilt block som sticker upp ur bergytan och vattenytan gäller för den sida som är vinkelrät mot flödet, dvs. stötidan att $C_p \lesssim 1,0$ [-]. För spillfåror med plana råa ytor anges ett block som är planparallellt med spillfåran och inte sticker upp förhållandet vara $0,1 \lesssim C_p \lesssim 0,3$ [-] (Pells, 2016). Läge på mätpunkten på block i vattenvägen har inverkan (Reinius, 1986).

En annan viktig definition rör förhållandet mellan ett blocks högsta höjd över ett plan. Denna är analog med avståndet från bergytan till högsta punkten på en råhet eller ett block i ett icke horisontellt fall. Detta avstånd betecknas genomgående i denna rapport som P [m]. Avståndet mellan den strömmande vattenytans nivå och samma plan betecknas h [m]. Således betecknar.

$$0 \leq \frac{P}{h} \leq 1 \quad (3)$$

En serie förhållanden där ett block stiger upp från planet till dess överyta blir jämns vattenytan nivå. För fall där vattenytan ligger lägre än blockets överyta blir $P/h > 1$.

Förhållandet mellan blockets höjd P [m] över horisontalplanet och vattenytans nivå h [m] inverkar där relativt högre vattenytor ($P/h \rightarrow 0$ [-]) ger progressivt lägre medeltryckskoefficient $C_p \rightarrow 0$ [-] Coleman et al. (2003). Delresultat från Coleman et al (2003) återges i figur 3-2 där medeltryckskoefficienten uttrycker lyftkraft under blocket givet relativa värden mellan råhet P [m] och vattenytans medelhöjd h [m]. Figur 3-2 sammanfattar Colemans egna samt andra studiers resultat. Coleman nyttjade en spaltvidd av 3mm mellan block och spillränna och blocklängder L [m] av 10, 20, 30, 40mm, där längden mäts parallellt med strömningsriktningen, i sina egna försök. Se författarens publikation för vidare detaljer.



Figur 3-2 Återgivna delresultat från Coleman et al (2003) som sammanfattar Colemans egna och andra studiers resultat. Grafen redovisar dynamisk medeltryckskoefficient C_p för relativa värden mellan råhetens amplitud P och medelvattenytans höjd h . L avser längd av råheten i strömningsriktningen. Observera att medeltryckskoefficienten C_p varierar mellan 3–1 för block som är halvvägs täckta av vatten till de som är täckta av dubbelt så djupt vatten som blockets höjd, inom brandgul rektangel.

Coleman et al (2003) redovisar för block kortare än vattendjupet ($L/h < 1$ [-]) och block som är dubbelt till halvvägs täckta av vatten ($0,4 < P/h < 1,5$ [-]) medeltryckskoefficienter mellan $1 < C_p < 3$ [-]. Coleman förklarar fenomenet med undertryckszoner på blockens ovanytor, ett fenomen som även Reinius (1986) dokumenterat. Resultatet är något överraskande då de överskrider stagnationstrycket med en faktor av 2–3, och är troligen en effekt av den experimentella uppställningen. Coleman nyttjade ett stag på blocket undersida för att mäta kraftutveckling och inte tryckgivare utplacerade över blockets ytor. Således bör det omvandlade värdet C_p innefatta tryck mot stötsidan, tryck under blocket och undertryckszoner på blocket baksida. Colemans resultat är intressant för block i sin helhet men kan inte nyttjas utan redigering för en undersökning som även innefattar påverkan av sprickvidd på möjligheten till trycköverföring.

I etapp 2 identifierades föremålet för en undersökning med en fysisk skalmodell av ytgeometrins påverkan på tryckbildning som att bilda en nyanserad bild över vilka medeltryckskoefficienter och fluktuerande tryckkoefficienter, som är relevanta mot gränslinjen mellan berg- och vattenmassa vid planparallell turbulent strömning därvid trycken har möjlighet att överföras in i bergmassan. Undersökningen i etapp 2 fokuserades på plana spillfåror med en planparallell strömning. Det fysikaliska fenomenet torde dock vara likvärdigt för all planparallell strömning. Sådan påfinnes exempelvis i spillfåror (plan i 2 dimensioner), tunnlar (cirkulärt plan eller sula och väggar i 2 dimensioner beroende på vattenstånd) eller schakter (sula och väggar i 2 dimensioner).

En sådan undersökning bör utgå från relevanta mått på L/h [-], P/h [-] och u [m/s] för typiska geometriska förhållanden för berg och vatten i tillämpliga anläggningsdelar så som spillfåror, tunnlar och schakter, dvs. det är ett förhållande mellan stor-medelskalig ytråhet på bergytan och vattenståndet som eftersöks.

För icke planparallell strömning, dvs. fallande eller vatten i kastparabel finns betydligt mer forskning utförd och eventuella bergerosionsproblem hanteras bättre genom att nyttja resultaten i originalartiklarna, se presenterat material och källhänvisningar i Eenergiforsk-rapporter 2018:532 och 2020:644.

3.2 LITTERATURSTUDIE ETAPP 3

En förnyad litteraturstudie som redovisad nedan medger, enligt författarna, en tillräckligt säker grund för att definiera ett tryckförhållande och en förväntad dämpning av tryckförhållandet på djupet i en bergmassa för två utvalda spann av sprickvidder. Kapitel om hydrauliska tester, förväntad återkomsttid på stöttrycket och utmattningssegenskaper för stål har lagts till.

3.2.1 Naturliga sprickor och parallella plan

Som tidigare aviserat har naturliga sprickor i berg postulerats utgöras av tunna spalter mellan parallella plan. Detta är ett förhållande som med relativa enkla medel kan definieras och undersökas i laboriemiljö. Ovanstående historiska tillbakablick, kapitel 3.1, och förslag på hydrauliska skalmodellstudier bygger på antagandet av detta postulat. Så antages även för nedanstående undersökningar, kapitel 3.2.2, 3.2.3, skisserade beräkningsmodell, kapitel 3.2.4, förslag till undersökningar, kapitel 3.2.5 och förnyade förslag till hydrauliska skalmodellstudier, kapitel 3.3.4.

För lösa block på en bergyta, så som de ofta påfinnes ute i vattenvägar, ofta tabulära avgränsade nedåt och lösgjort av ett mycket tydligt bankningsplan och friliggande från andra block så beskriver detta postulat det riktiga förhållandet. För en generell bergmassa i urberggrunden, tät, med god passning mellan blocket och tunna sprickor är det däremot generellt accepterat att flöde genom bergmassan företrädesvis sker genom kanaler på sprickplanen och inte längs och tvärs sprickplanen i dess helhet.

Postulatet om att naturliga sprickor är analoga med parallella plan är således en förenkling. För syftet att beräkna lyftkrafter på block är det en förenkling som ger betydligt högre lyftkrafter än om alternativet undersöktes. För syftet att utvärdera sprickvidder från vattenförlustmätningar, kapitel 3.2.5, är det en komplikation vars effekter behöver undersökas.

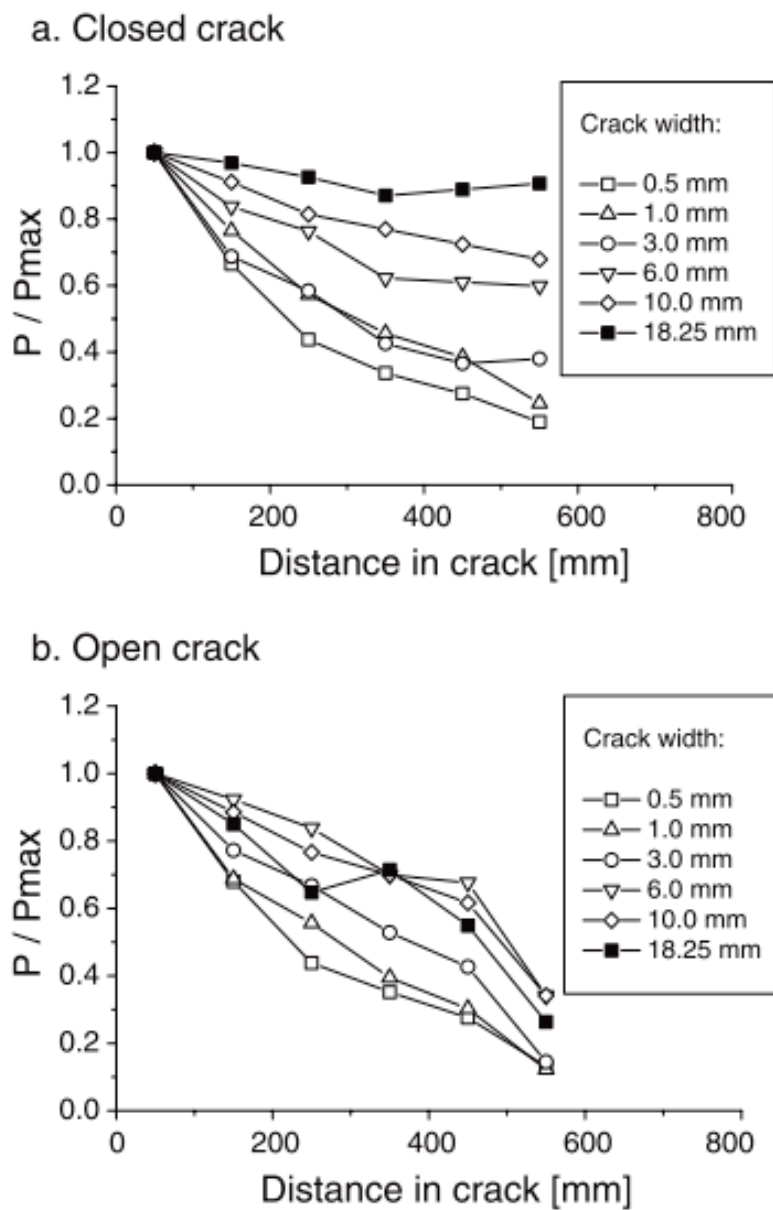
3.2.2 Fluktuerande tryck i tunna spalter nya studier

Müller & Wolters (2004) och Müller et al (2003) presenterar försök till en numerisk modell över tryckutbredning i de laborieundersökta sprickorna. Vidare presenterades resultat från en numerisk kedjemodell av massa, fjäderkonstant och dämpningskoefficient över tryckutbredning. Se författarnas publikationer för vidare detaljer. Fjäderkonstanten kan uttryckas som.

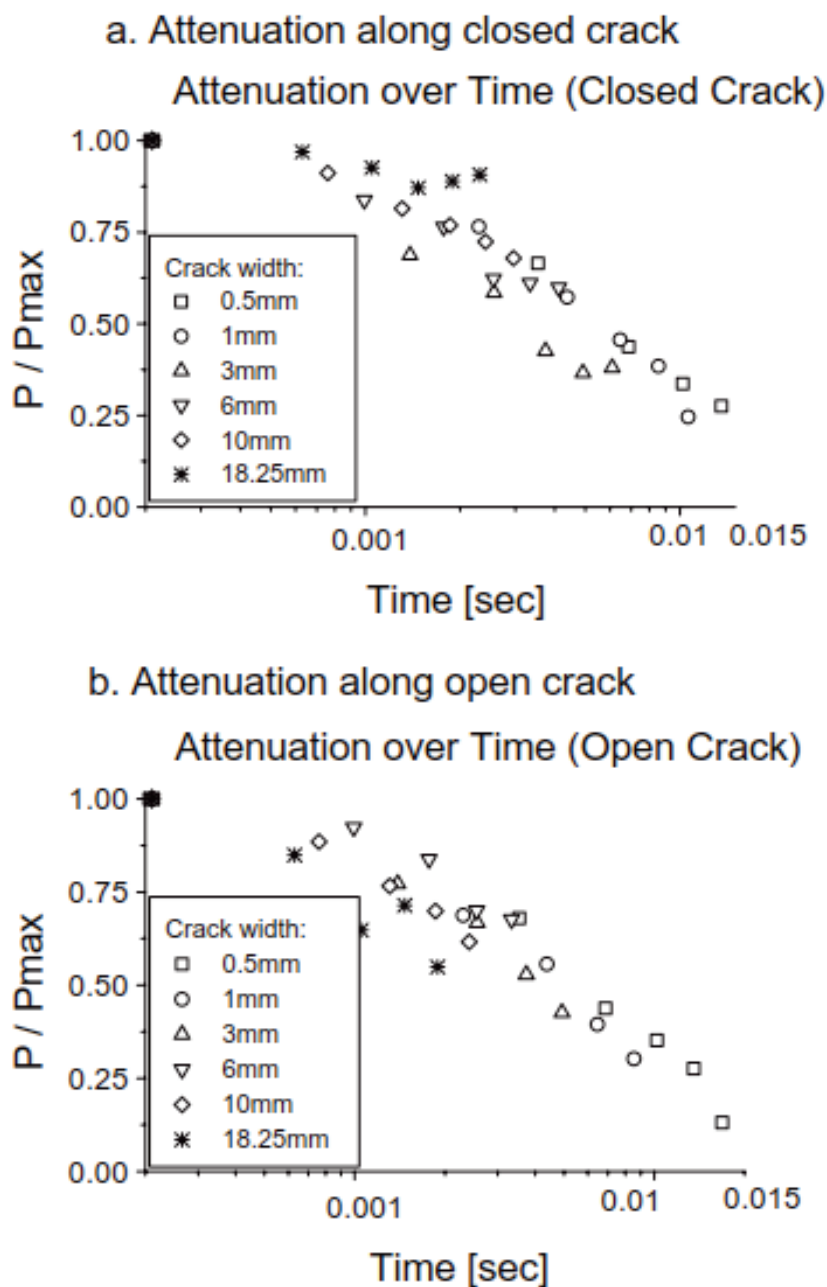
$$k = \frac{E_t b h}{\alpha L} \quad (4)$$

Där E_l är elasticitetsmodulen för luft. b och h är bredd och vidd av spricka, α är luftinblandning och L är längden på masselementet. Intressant är fjäderkonstanten och därmed möjlighet till att överföra tryck är beroende på både sprickvidd och luftinblandning. Müller & Wolters (2004) presenterade intressanta resultat av att luftinblandningen visat sig vara avhängig sprickvidden, där mindre sprickvidd ger ökad luftinblandning som uppmätt från ljudhastighet.

Müller et al (2003) presenterar även en undersökning av dämpning över sprickans längd och över tid för enskilda tryckpulser. Se även Wolters & Müller (2004). I den tidigare studien finns att sprickor mellan 0,5 och 3,0 mm dämpas kraftigt, emedan grövre sprickor dämpas i lägre omfattning över längden av sprickan. Över tid tenderar dämpningen dock vara linjär, oavsett sprickvidd. Orsaken till dämpningen är okänd, se Müller et al (2003) för en diskussion, men resultaten antyder att de är en effekt av endast den tid tryckpulsen går genom luftbemängt vatten. Se återgivna delresultat från Müller et al (2003) i figur 3-4 och figur 3-6. Observera att gånghastigheten för tryckvågen inte kan antas vara konstant utan beror på luftinblandning, vilken i sin tur beror på sprickvidd.



Figur 3-3 Återgivna delresultat från Müller et al (2003). Relativt tryck över längden på sprickmodellen beroende på spaltvidd. Tryckgivare placerades vid 150, 250, 350, 450 och 550 mm längs spaltens längdriktning. Längd av spalt 600mm. Försöket utfördes med enskilda tryckpulser.



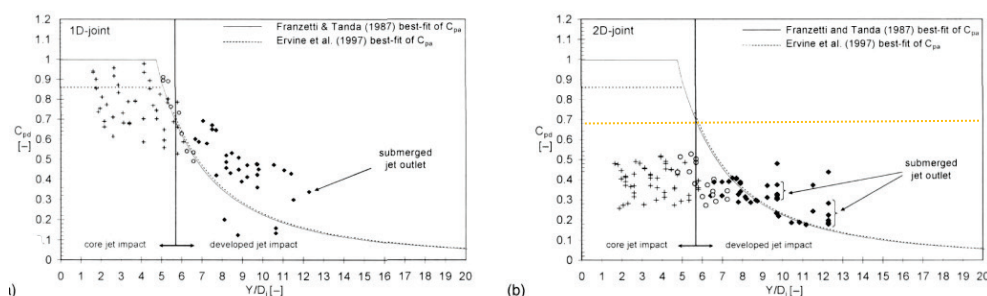
Figur 3-4 Återgivna delresultat från Müller et al (2003). Symbolerna anger relativt värde av tryck beroende på spaltvidd mot tid. Tryckgivare placerades vid 150, 250, 350, 450 och 550 mm längs spaltens längdriktning utan särskiljande tecken för position. Längd av spalt, totalt 600mm.

Müller et al (2003) testade individuella pulser. Vad som är intressant för denna studie är hur systemet beter sig vid en kontinuerlig ström av tryckpulser, dvs. så som skulle förekomma i en strömmande vattenmassa. Ovanstående resultat antyder att en kontinuerlig tryckuppbyggnad till dess att spricktrycket motsvarar ingångstrycket inte är att förvänta.

Müller et al (2003) resultat kan jämföras med de från Bollaert (2003b), där tryckeffekten av en i en energiomvandlarbassäng fallande vattenstråle undersöktes, alltså en kontinuerlig ström av tryckpulser, i en och tvådimensionella sprickplan. Sprickmodellen hade måtten av $1 \times 10 \times 800$ och $1 \times 600 \times 800$ mm. Återgivna delresultat från Bollaert (2003b), se figur 3-5, visar att i sprickans botten, på djupet av 800 mm bör den dynamiska tryckkoefficienten för den tvådimensionella sprickan bör ligga runt $0,2 < C_p < 0,5$, vilket är något högre än Müller et al (2003) resultat, återgivna i figur 3-3 och figur 3-4, som redovisar enskilda tryckpulser.

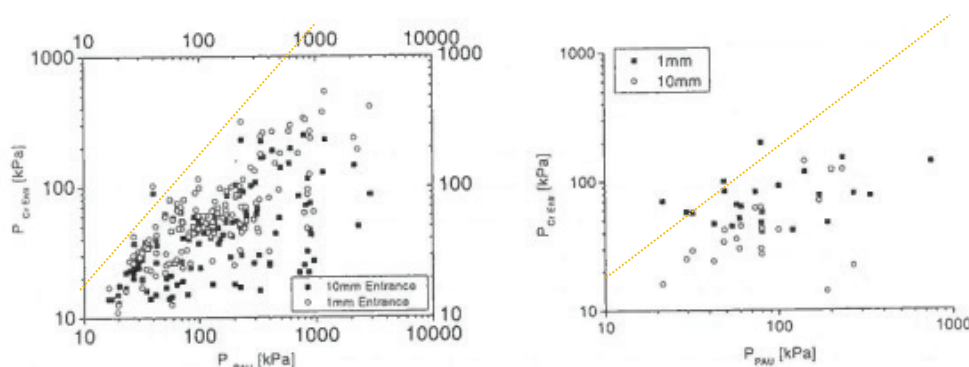
Jämföres resultaten för en stängd spricka med spaltvidd av 1mm ges enligt Müller et al (2003), enskilda tryckpulser, ges en dämpning av C_p på ca. $-1,5$ ($-/m$) och Bollaert & Schleiss (2003b), ström av tryckpulser, av ca. $-0,625$ ($-/m$) vilket utgör mindre än hälften (42%).

Utökas den jämförande studien så ges för en stängd spricka med vidd av 6mm och enskilda tryckpulser en dämpning av $-0,8$ ($-/m$). Postuleras sedan att förhållandet är likartat mellan enskilda tryckpulser och strömmande trycksättning för 1mm respektive 6mm spaltvidd, så bör dämpningen i det kontinuerliga fallet för en 6mm spalt inte understiga $-0,34$ ($-/m$).



Figur 3-5 Återgivna delresultat från Bollaert & Schleiss (2003b). Dynamisk tryckkoefficient i botten av sprickmodellen av $1 \times 10 \times 800$ mm (vänster) och $1 \times 600 \times 800$ mm (höger) för olika förhållande på Y/D_j där Y är djup av bassäng och D_j är diameter på den fallande vattenstrålen. Vänster figur endimensionell spricka. Höger figur tvådimensionell spricka. Brandgul horisontell linje anger dynamisk tryckkoefficient av 0,5.

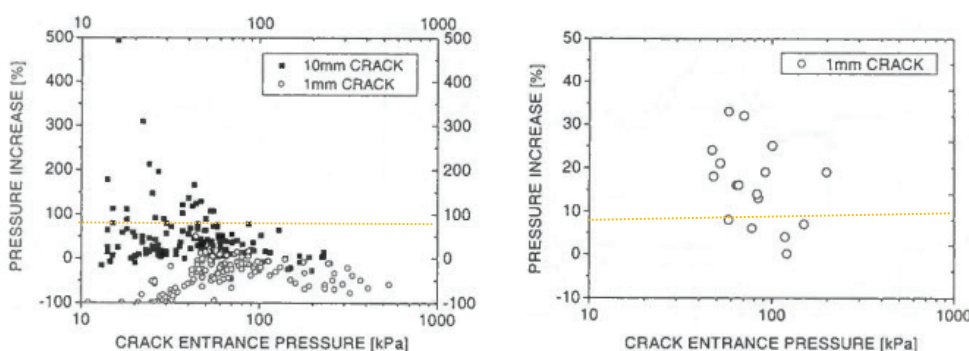
Wolters et al (2004) presenterar resultat från två storskaliga modellstudier över tryck på tryckutbredning i sprickor från framkallad vågverkan. Sprickor med dimensioner $48 \times 1 \times 1000$ och $48 \times 10 \times 1000$ mm placerades med öppningen i stötsidan av ett block där framkallade vågor tilläts slå. Förhållandet mellan stötsidetryck vid ingången till sprickan och tryck 102 mm in i spricköppningen undersöktes. Återgivna delresultat, se figur 3-6.



Figur 3-6 Återgivna delresultat från Wolters et al (2004). Vänster figur redovisar resultat från Hannover, Tyskland. Höger figur redovisar resultat från Alderney, Storbritannien. Liggande axel P_{PAU} anger tryck (kPa) i stötsidan i nivå med sprickans öppning. Stående axel P_{CrEnt} anger tryck (kPa) 102 mm från spricköppning i totalt 1 m lång sprickmodell med bredden 48 mm. Notera att skalan mellan liggande och stående axel i vänster figur skiljer sig åt. Svarta fyllda cirklar 10 mm sprickvidd. Ofyllda cirklar 1 mm sprickvidd. Brandgul linje anger skalförhållande mellan liggande och stående axel.

Delresultaten visar att förhållandet mellan stötväggstryck och spricktryck är icke-linjärt. Dämpning av stötsidetrycken förekommer i högre grad för höga tryck (1000 kPa). Notera att i figur 3-6, höger figur, att 10mm sprickvidd tenderar att ha en andel värden där spricktrycket ligger högre än stötväggstrycket, orsaken är ej kommenterad av Wolters et al (2004).

Wolters et al (2004), Müller et al (2008) noterar även förekomst av tryckökning i bakre änden av sprickmodellen. Orsakad av vågreflektion mot bakre stängd ände. Således finns bevis för både tryckreduktion och tryckökning i spaltförsök. Delresultat från Wolters et al (2004) återges i figur 3-7. Notera i vänster figur att antalet mätvärden för 1 mm sprickvidd som ger en tryckreduktion är omfattande. Värdena varierar från 0–100% reduktion över 102mm. Notera även att i höger figur är förhållandet rakt motsatt. Orsaken är ej kommenterad av Wolters et al (2004).



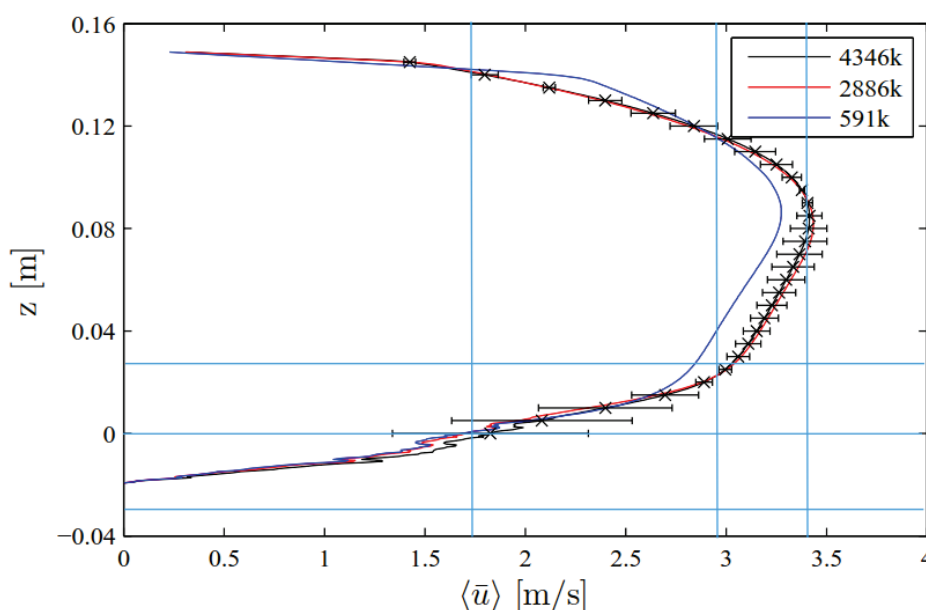
Figur 3-7 Återgivna delresultat från Wolters et al (2004). Vänster figur redovisar resultat från Hannover, Tyskland. Höger figur redovisar resultat från Alderney, Storbritannien. Tryckökning i förhållande till inträdestryck 102 mm in i totalt 1m lång spricka för 10 mm och 1 mm sprickvidd. Svarta fyllda cirklar 10 mm sprickvidd. Ofyllda cirklar 1 mm sprickvidd. Brandgul linje vid 0% tryckökning av tryckpuls jämfört spricköppning och 102 mm in i spricköppning.

3.2.3 Ytgeometriens påverkan på tryckbildning nya studier

Andersson (2013) redovisar en hydraulisk studie utförd med beräkningsprogramvara över flödet över en rå yta. Där ytan utgjordes av ett replikat på en inscannad tunnelyta från en kraftstation. Ytan skalades ned för att kunna kontrolleras i fysiska modellförsök i 1:10. Amplituden på tunnelytans råhet bör i verklig skala vara högst ~60cm.

Figur 3-8 reviderad från Andersson (2013) redovisar ett representativt exempel på flödets hastighetsprofil. Råheten (k) i ytan varierar +/- 3cm runt nivå 0, och vattenytans nivå ligger vid +15 cm. Förhållandet mellan vattenpelare ovan råhet ($y=15-3\text{cm}$) och råhet ($k=3+3\text{ cm}$) är således $y/k=2,0$. Vidare kan hastighetsprofilen delas upp över under halvan av råheten där hastigheten av flödet varierar från 0–1,75 m/s, där spridningen ungefärligen är $1,75\pm 0,5\text{ m/s}$ och övre halvan där hastigheten varierar från 1,75–3,0 m/s. Högsta hastighet i centrum av flödet ligger runt 3,4 m/s.

Uttryckt i form av dynamisk tryckkoefficient så innebär detta att råhetens undre halva ansätts av ett tryck högst motsvarande $0,37 \leq C_p \leq 0,66$ där $C_p = 1,0$ motsvarar högsta flödes hastighet. Övre halva ansätts av högst $0,85 \leq C_p \leq 0,90$.

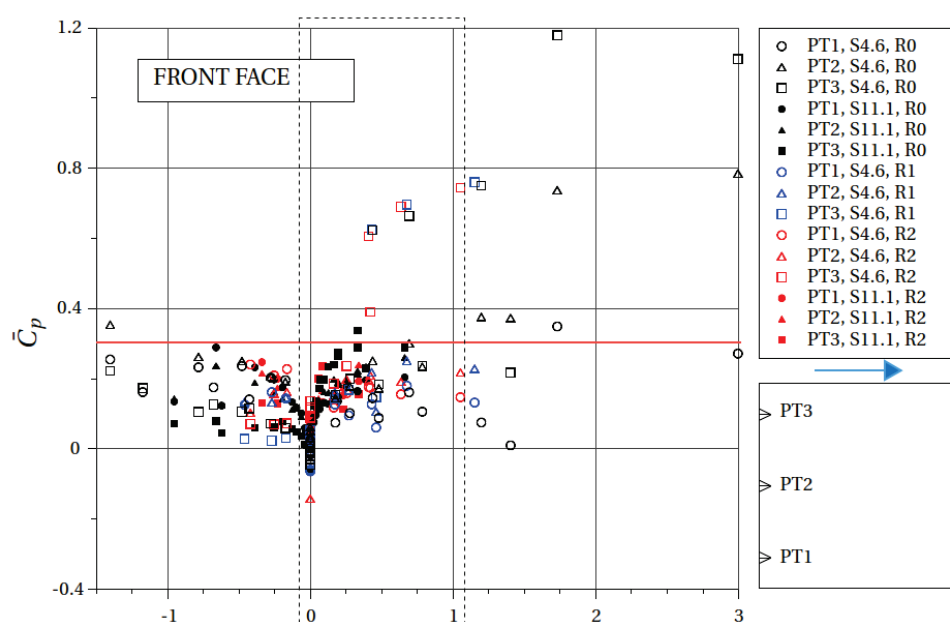


Figur 3-8 Återgivna resultat från Andersson's (2013) beräkningsstudie med inlagda hjälplinjer. Representerar hastighetsprofil över den råa ytan där u anger flödets medelhastighet och z nivå. Den skrovliga bottenytan varierar mellan -0,03 till +0,03m. Vattenytans läge ligger på 0,15m.

Pells (2016, ss. 213–222) redovisar dynamisk medeltryckkoefficient för relativa värden på blockhöjd P och ingående vattenyta h för ett ensamt block i en spillränna med större bredd. För plant strömmande vatten där blocket är helt täckt av vatten till jämsn med vattenytan $0 \leq \frac{P}{h} \leq 1$ så gives att stötsidan på blockets undre del ansätts av en dynamisk medeltryckkoefficient av $C_p \lesssim 0,30$, se figur 3-9.

Liggande axel i figuren ska tolkas så att P för positiva numerärer går från jämns med spillrännans plan till allt större utstick. Det går inte utan större efterforskningar ange den lägsta mätpunktens avståndsförhållande till spillrännans plan för de undersökningar som presenteras i figuren. Undersökningen kan dock tolkas så att för $0 \lesssim \frac{P}{h} \lesssim 1$ så bör de undre mätpunkterna, åtskilda från spillrännans plan av en spalt med största mått av 1×200 mm, där det större måttet anger djup, ge en tryckreduktion på 70%.

För ur vattenytan uppstickande block $\frac{P}{h} > 1$, ges lägre tryckreduktion samt resultat som antyder trycköverlagring.



Figur 3-9 Återgivna delresultat från Pells (2016, s. 217) med inlagda stömlinjer. PT1-PT3 anger tryckgivare monterade på testblocket. S#. # anger lutning i grader från horisontalen på spillrännan. R# anger råhetsvärde i kanalen. Blå pil ovan principfigur för testblock anger vattenflödets riktning i sektion. Stående axel C_p anger dynamisk medeltryckskoefficient. Liggande axel anger relativa värden på $\frac{P}{h}$. Liggande axel ska läsas så att P för positiva numerärer går från jämns med spillrännans plan till allt större utstick.

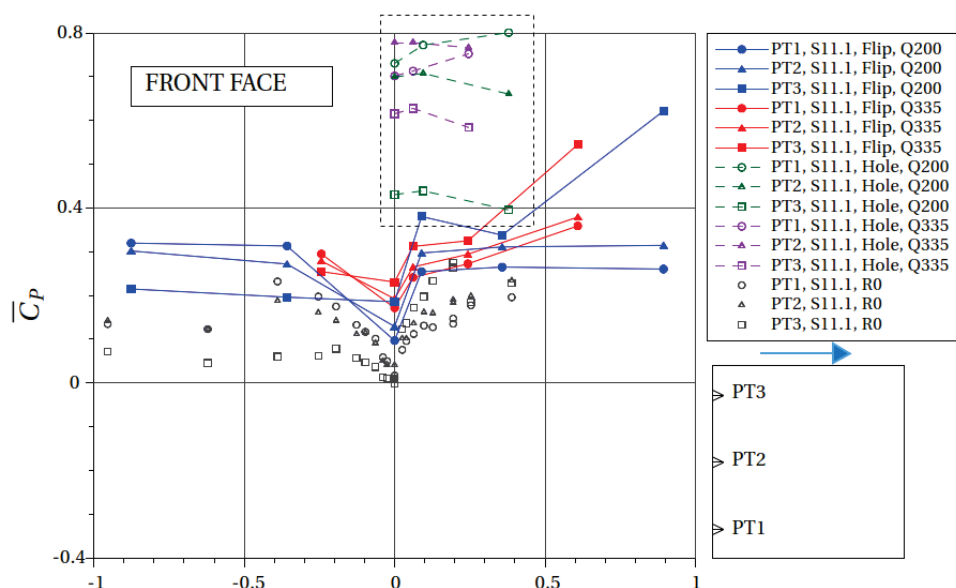
Pells (2016) redovisar även resultat från försök där testblocket förlagts i nedströmsänden av en längsgående urgröpning, se figur 3-10. Resultat där det strömmande vattnet tillåts falla med vinkel ned över blocket i en kastparabel finns även infogade i samma figur. Framsidan av blocket ansåts i fallet där den ligger i nedströmsände av tryck nära stagnationstryck, emedan det kastade vattnet bildar lägre medeltryck. Blocket i urgröpningen belastas huvudsakligen i den nedre delen där de lägre tryckgivarna konsekvent registrerar högre medeltryck.

Följande slutsatser kan dras i jämförelse med figur 3-9. De undre tryckgivarna i figur 3-9 bör ha varit nedsänkta under spillrännans plan, annars skulle de ha samma trycknivåer som i figur 3-10 för fallet med urgröpningen, där det är utom tvivel att hela ytan är ansatt av de framrusande vattenmassorna.

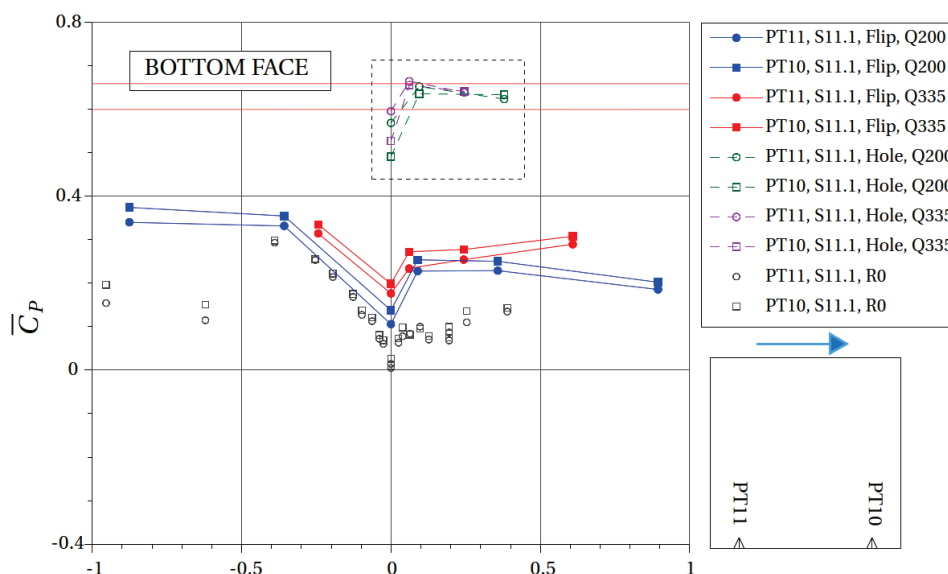
Intressant är att även titta på undersidan av blocket, figur 3-11. För fallet med urgröpningen ska $P = \{0, 5, 20\}$ mm ha motsvarande glapp på undersidan av $g =$

{1, 6, 21} mm (Pells 2016, s. 139, 220). För fallet med 1 mm glapp åstadkoms $C_p \approx 0,60$ medan för 6 och 21 mm $C_p \approx 0,65$.

Exakt hur värdet $\frac{P}{h}$ är angivet för fallet med blocket placerat i urgröpningen är ej självklart. Det kan för både P och h vara definierat från spillrännans plan, alternativt är att h definierats från urgröpningens plan.



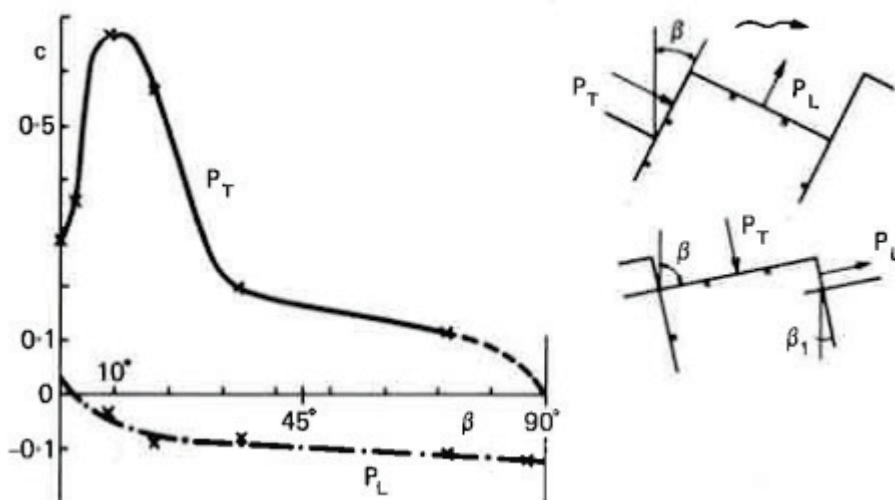
Figur 3-10 Återgivna delresultat från Pells (2016, s. 219) med inlagda stömlinjer. PT1-PT3 anger tryckgivare monterade på framsidan av testblocket. S11.1 anger lutning i grader från horisontalen på spillrännan. R0 anger råhetsvärde i kanalen. *Flip* och *Hole* anger kastparabel respektive långsträckt hål där testblocket är förlagt i nedströmsändan av hålet. Blå pil ovan principfigur för testblock anger vattenflödets riktning i sektion. Stående axel $\bar{C}_p$ anger dynamisk medeltryckskoefficient. Liggande axel anger relativa värden på $\frac{P}{h}$. Liggande axel ska läsas så att P för positiva numerärer går från jämns med spillrännans plan, exklusive den längsgående urgröpningen till allt större utstick.



Figur 3-11 Återgivna delresultat från Pells (2016, s. 220) med inlagda stöddlinjer. PT10-PT11 anger tryckgivare monterade på testblockets undersida. S11.1 anger lutning i grader från horisontalen på spillrännan. R0 anger råhetsvärde i kanalen. *Flip* och *Hole* anger kastparabel respektive långsträckt håll där testblocket är förlagt i nedströmsänden av hålet. Blå pil ovan principfigur för testblock anger vattenflödets riktning i sektion. Stående axel $\bar{C}_p$ anger dynamisk medeltryckskoefficient. Liggande axel anger relativa värden på $\frac{P}{h}$. Liggande axel ska läsas så att P för positiva numerärer går från jämns med spillrännans plan, exklusive den längsgående urgröpningen till allt större utstick.

Pells (2016, s. 218-219) redovisar även medeltryck för blockets baksida, för fallen med plant, kastparabel och urgröpning. I samtliga fall håller sig $C_p \lesssim 0,60$ för $0 \lesssim \frac{P}{h} \lesssim 1$.

Reinius (1986) återger högsta dynamisk tryckkoefficient från försök, se figur 3-12. Numerärerna på dynamisk tryckkoefficient är mycket snarlika både Andersson (2013) och Pells (2016). Reinius (1986) anger $0,30 \lesssim C_p \lesssim 0,65$ för nära vinkelräta stötsidor på block ($0-20^\circ$ från lodlinjen).



Figur 3-12 Återgivna resultat från Reinius (1986). Högsta dynamiska medeltryckskoefficient (c) för olika stötsidevinklar. Förhållandet mellan råhet och fri vattenpelares höjd varierades under försöken. Författarna har inte lyckats korrelera dessa ingångsdata och denna figur. Endast högstavärden på c från samtliga försök är återgivna i figuren.

Förhållandet mellan fri vattenpelares höjd y och råhetens storlek k går inte att härleda ur figur 3-12 av högstavärden. Av Reinius (1986) tabellerade data för 9° vinkel (test 4) går att utläsa att för $1,9 < \frac{y}{k} < 3,5$ ges $C_p < 0,45$. Där $k = 23,5\text{mm}$ och läget på mätpunkten 50mm , alltså $50 - 23,5 = 26,5\text{mm}$ under skiljelinjen mellan vatten- och blockmassa. En spalt av $0,75\text{mm}$ sammanknutit mätpunkt och vattenmassa. Detta motsvarar $0,28 < \frac{p}{h} < 0,52$.

3.2.4 Skissering av beräkningsmodell för drivkrafterna

Given presentation i kapitel 3.2.1 och 3.2.2 kan en tillämpbar beräkningsmodell för att ta fram storleken på drivkrafterna för bergerosion skisseras.

Beräkningsmodellen förutsätter långsträckta sprickor som utgörs av tunna spalter mellan parallella plan i vilka trycket kan kommuniceras fritt. Beräkningsmodellen baseras på en idealisk bild av en bergmassa med långsträckta planparallella sprickor där emellan trubbiga tabulära block bildas, denna bild kan liknas vid en bergyta i urberggrunden med bankningsplan. Kraftverkan på blocket, vilken är riktad helt vertikalt bildas av ingående tryck och arean av blockets undersida.

Beräkningsmodellen är en betydande förenkling av det verkliga förhållandet. Minst tre fenomen av vikt för stabiliteten har utelämnats. Friktionsmotstånd mot sidorna. Är amplituden på sprickplanens undulering större än sprickvidden kan ett skjuvmotstånd förväntas vid rörelse, storleken på detta beror på sprickyrtornas och eventuell sprickmineraliserings glidegenskaper. Undertryckszoner på blockets ovan- och eventuellt baksida beroende på geometrin har utelämnats. Tryck på blockets stötsida och resulterande hävarm har utelämnats. Den förra bidrar till stabiliteten medan de senare stjälpur densamma. Beräkningsmodellen tar ej heller hänsyn till effekter av strömning i kanaler längs och tvärs tunna sprickplan, som i viss mån är en generellt accepterad modell för hur vätskeflöde sker i en tät bergmassa.

Ingående dynamisk tryckkoefficient $C_{p,in}$ [-] är medvetet valt till ett värsta värde, vilket i viss mån kompenserar för de andra destabiliserande trycken beroende på geometriskt förhållande. Modellen och denna studie är uppbyggd på planparallellt flöde. Intressant är dock att vissa försök med kastparabel ger lägre medeltryckkoefficienter och därmed lägre belastning. Se de återgivna resultaten i kapitel 3.2.3.

Syftet med den beräkningsmodell som är framtagen är snarare än att bilda en komplett bild av lyftkrafterna på ett block att ange ett förmodligt värsta förhållande för planparallellt flöde vilket relativt lätt kan avhjälpas med exempelvis bergförstärkning, åtminstone för en storblockig bergmassa.

Ingångstrycket vid bergytan i en planärt strömmande vattenmassa anges enligt kapitel 3.2.2 som uttryckt i dynamisk tryckkoefficient vara $C_{p,in} \lesssim 0,65$. Observera dock att detta värde endast är giltigt för relativa värden av blockhöjd gentemot vattenmassa mellan $0 \lesssim \frac{P}{h} \lesssim 1$. För fall där blocken sticker upp ur vattenytan behöver det utredas vilken dynamisk tryckkoefficient som är lämplig i det aktuella fallet. Observera även att resultat av Coleman et al (2003) undantas i definitionen av beräkningsmodellen. Motivering till detta framgår i kapitel 3.2.2.

Från kapitel 3.2.1 vet vi att för en tvådimensionell spricka med längden 800 mm och vidd av 1 mm bör dynamisk tryckkoefficient vara högst 42% av ingångstrycket i botten av sprickan.

Beroende på mäktigheten i de blocklager som ska fasthållas kan därefter ett lagerbundet tryck $C_{p(z)}$ för beräkning av lyftkrafter på horisontella plan beräknas.

$$C_{p,in} \cdot (1,0 - 0,625 \cdot z) = C_{p(z)} \quad (5)$$

Där $C_{p,in} = 0,65$ [-] där läget $0 \leq z \leq 1,6$ [m] avser djup från bergytan och där faktisk sprickvidd $\Delta_m \leq 1,0$ [mm], där Δ_m [mm] avser vinkelrätt avstånd mellan två parallella plan.

Det är troligt om resultaten jämföres mellan Bollaert (2003b), kontinuerlig ström av tryckpulser, och Müller et al (2003), Wolters et al (2004), enskilda truckpulser, att i enlighet med de senares resultat att allt tätare sprickor ger högre dämpning även för en kontinuerlig ström av tryckpulser.

För en bergmassa med sprickvidder av $3,0 \leq \Delta_m \leq 6,0$ mm där Δ_m [mm] avser vinkelrätt avstånd mellan två parallella plan, kan i enlighet med postulatet i kapitel 3.2.1 ett lagerbundet tryck $C_{p(z)}$ uppskattas enligt.

$$C_{p,in} \cdot (1,0 - 0,34 \cdot z) = C_{p(z)} \quad (6)$$

Där $C_{p,in} = 0,65$ [-] och läget $0 \leq z \leq 2,94$ [m] avser djup från bergytan och där faktisk sprickvidd $3,0 \leq \Delta_m \leq 6,0$ [mm] där Δ_m [mm] avser vinkelrätt avstånd

mellan två parallella plan. Rimligheten i resultaten för ett fall med $3,0 \leq \Delta_m \leq 6,0$ [mm] bör i ett faktiskt dimensioneringsfall jämföras med resultaten i rapport DSO-07-07. Redovisningen i rapport DSO-07-07 avser relativt ytliga tryck i bergmassan.

Nyttjas därefter vid dimensionering av avhjälpande byggnadstekniska åtgärder konventionella säkerhetsfaktorer för geoteknisk dimensionering på laster och material bör osäkerheter i antaganden innefattas. Den utöver medeltrycket mindre fluktuerande komponenten har redan beaktats i och med nyttjandet av lägsta- eller högsta-värden vid bestämmande av medeltryck.

3.2.5 Hydrauliska tester

Utöver geologisk kartering för att bilda en uppfattning om berggrundens ytegenskaper bör förekomst och sprickvidder på djupet av bergmassan undersökas. Då det rör sig om relativt tunna spalter är vattenförlustförsök en lämplig metod.

Observera att nedanstående metodik bygger på antagandet av att naturliga sprickor bildar tunna spalter mellan parallella plan. Effekter på mätresultaten av kanalförlust längs och tvärs sprickplan undersöks inte och resultaten måste värderas i ljuset av detta.

Den hydrauliska spaltvidden undersöks genom vattenförlustmätning, vilken därefter kan översättas i en sprickvidd, som i sin tur kan nyttjas för beräkning av förväntad hydraulisk drivkraft för erosion enligt kapitel 3.2.4. Hydraulisk spaltvidd och förhållande till sprickvidd. Se energiforskrapport 2020–644, etapp 2.

Nyttjas Thiem-ekvationen för hydraulisk transmissivitet i en akvifär kortfattat återgiven i energiforskrapport 2020–644 med två vitt skilda radier för påverkansområde, 3 och 30 m ges numerärer på både flöden och implicerad sprickvidd som möjliggör tillräcklig särskiljning av bergmassans hydrauliska egenskaper för att nyttja som projekteringsunderlag. Se tabell 1 och tabell 2.

Gemensamma egenskaper för beräkningarna redovisade i tabell 1 och tabell 2.

Dynamisk viskositet av vatten vid $+10^{\circ}\text{C}$ $1,3076 \times 10^{-3}$ [$\text{kg}/\text{m} \cdot \text{s}$].

Borrhålsdiameter $r_w = 72\text{mm}$. Variabler r_o, H .

Vattenförlustmätningen visar en sammanslagen bild över den totala förlusten från alla sprickor inom mätsektionen samt eventuellt läckage vid manschett(erna). Resultatet bör därför kontrolleras mot antalet sprickor i den vattenförlustmätta sektionen vilket kan bestämmas till exempel från borrhålsfilmer eller uppskattas från närliggande skärningar. Det är dock högst troligt att den mest genomsläppliga sprickan i mätsektionen helt kommer styra vattenförlusterna. Tolkningen av vattenförlustmätningen bör naturligen utvärdera möjligheten av sådana effekter.

Mätnoggrannheten på utrustningen som används för att mäta vattenförlusten behöver vara i samma paritet som det spann av sprickvidder som önskas undersöka. För att fastställa att sprickvidderna generellt ligger under 1mm så rekommenderas att mätnoggrannheten är minst $1 \pm 0,25$ l/min.

Mätutrustning installerade på konventionella injekteringsriggar hanterar generellt inte flöden lägre än 8 l/min med precision. För ändamålet är det därför av vikt att krävställa vilken utrustning som ska nyttjas.

Tabell 1 Beräknade sprickvidder för ett antaget påverkansområde (r_0) av 3m. Δ_{m2} anger mekanisk sprickvidd givet att $\Delta_m = 2e_h$, där e_h anger hydraulisk sprickvidd. Analogt för Δ_{m4} . Q anger uppmätt vattenförlust. ΔH anger det differenstryck i meter vattenpelare som vattenförlustmätningen utförs med.

Δ_{m2} [mm]	Δ_{m4} [mm]	e_h [mm]	e_h [m]	T [m^2/s]	Q [ml/s]	Q [l/min]	Q [m^3/s]	r_0 [m]	ΔH [m]
0,07	0,14	3,62E-02	3,62E-05	2,97E-08	1	0,06	1,00E-06	3	20
0,09	0,18	4,57E-02	4,57E-05	5,94E-08	2	0,12	2,00E-06	3	20
0,10	0,21	5,23E-02	5,23E-05	8,90E-08	3	0,18	3,00E-06	3	20
0,12	0,23	5,75E-02	5,75E-05	1,19E-07	4	0,24	4,00E-06	3	20
0,12	0,25	6,20E-02	6,20E-05	1,48E-07	5	0,30	5,00E-06	3	20
0,16	0,31	7,81E-02	7,81E-05	2,97E-07	10	0,60	1,00E-05	3	20
0,18	0,36	8,94E-02	8,94E-05	4,45E-07	15	0,90	1,50E-05	3	20
0,20	0,39	9,84E-02	9,84E-05	5,94E-07	20	1,20	2,00E-05	3	20
0,23	0,45	1,13E-01	1,13E-04	8,90E-07	30	1,80	3,00E-05	3	20
0,25	0,50	1,24E-01	1,24E-04	1,19E-06	40	2,40	4,00E-05	3	20
0,27	0,53	1,33E-01	1,33E-04	1,48E-06	50	3,00	5,00E-05	3	20
0,34	0,67	1,68E-01	1,68E-04	2,97E-06	100	6,00	1,00E-04	3	20
0,58	1,15	2,88E-01	2,88E-04	1,48E-05	500	30,00	5,00E-04	3	20
0,72	1,45	3,62E-01	3,62E-04	2,97E-05	1000	60,00	1,00E-03	3	20
0,91	1,83	4,57E-01	4,57E-04	5,94E-05	2000	120,00	2,00E-03	3	20
1,05	2,09	5,23E-01	5,23E-04	8,90E-05	3000	180,00	3,00E-03	3	20
1,15	2,30	5,75E-01	5,75E-04	1,19E-04	4000	240,00	4,00E-03	3	20
1,24	2,48	6,20E-01	6,20E-04	1,48E-04	5000	300,00	5,00E-03	3	20

Tabell 2 Beräknade sprickvidder för ett antaget påverkansområde (r_0) av 30m. Δ_{m2} anger mekanisk sprickvidd givet att $\Delta_{m2}=2e_h$, där e_h anger hydraulisk sprickvidd. Analogt för Δ_{m4} . Q anger uppmätt vattenförlust. ΔH anger det differenstryck i meter vattenpelare som vattenförlustmätningen utförs med.

Δ_{m2} [mm]	Δ_{m4} [mm]	e_h [mm]	e_h [m]	T [m ² /s]	Q [ml/s]	Q [l/min]	Q [m ³ /s]	r_0 [m]	ΔH [m]
0,09	0,17	4,25E-02	4,25E-05	4,80E-08	1	0,06	1,00E-06	30	20
0,11	0,21	5,36E-02	5,36E-05	9,60E-08	2	0,12	2,00E-06	30	20
0,12	0,25	6,13E-02	6,13E-05	1,44E-07	3	0,18	3,00E-06	30	20
0,14	0,27	6,75E-02	6,75E-05	1,92E-07	4	0,24	4,00E-06	30	20
0,15	0,29	7,27E-02	7,27E-05	2,40E-07	5	0,30	5,00E-06	30	20
0,18	0,37	9,16E-02	9,16E-05	4,80E-07	10	0,60	1,00E-05	30	20
0,21	0,42	1,05E-01	1,05E-04	7,20E-07	15	0,90	1,50E-05	30	20
0,23	0,46	1,15E-01	1,15E-04	9,60E-07	20	1,20	2,00E-05	30	20
0,26	0,53	1,32E-01	1,32E-04	1,44E-06	30	1,80	3,00E-05	30	20
0,29	0,58	1,45E-01	1,45E-04	1,92E-06	40	2,40	4,00E-05	30	20
0,31	0,63	1,57E-01	1,57E-04	2,40E-06	50	3,00	5,00E-05	30	20
0,39	0,79	1,97E-01	1,97E-04	4,80E-06	100	6,00	1,00E-04	30	20
0,68	1,35	3,38E-01	3,38E-04	2,40E-05	500	30,00	5,00E-04	30	20
0,85	1,70	4,25E-01	4,25E-04	4,80E-05	1000	60,00	1,00E-03	30	20
1,07	2,14	5,36E-01	5,36E-04	9,60E-05	2000	120,00	2,00E-03	30	20
1,23	2,45	6,13E-01	6,13E-04	1,44E-04	3000	180,00	3,00E-03	30	20
1,35	2,70	6,75E-01	6,75E-04	1,92E-04	4000	240,00	4,00E-03	30	20
1,45	2,91	7,27E-01	7,27E-04	2,40E-04	5000	300,00	5,00E-03	30	20

3.2.6 Frekvens i öppen kanalströmning

Nära horisontellt strömmande spillvatten i flacka spillfåror, tunnlar eller schakt bildar hydrauliskt turbulenta flöden. Turbulensen är ett tredimensionellt fenomen och uppvisar generellt ett mycket brett spann av återkomsttider på virvlar. Återkomsttiderna är specifika för varje vattenvägsgeometri, djupförhållande på flödet och läge i sektionen där turbulensen undersöks.

I turbulenta flöden finns det stora, medelstora, små och mikroskopiska virvlar. Storskaliga virvlar bryts ner i mindre virvlar och så vidare. För vårt syfte att betrakta lastväxlingarna på en bergyta som vattenpaketen rör sig över är det dock de stora virvlarna som dominerar tryckverkan på blocken som är intressanta. Syftet med denna undersökning är att vissa att lastväxlingarna, eller frekvensen på den dynamiska lasten, med relativt enkla medel kan uppskattas.

För turbulent kanalströmning dominerar strömningsparallella stråk/virvlar turbulensen. Inom den strömningsparallella turbulensen dominerar i sin tur långsträckta stråk den totala kinetiska energimängd som flödet innehåller. Dessa energirika långsträckta stråk tenderar att ligga nära sulan av kanalen (Köse, 2011).

Spannet av stråklängder i flödet undersöks generellt genom integrerad tidsskala t [s] för stråklängder l [m] vilken definieras som.

$$l = \bar{u} \cdot t \quad (7)$$

Där integrerad stråklängd l [m] definieras som längsta korrelerade avstånd mellan två punkter i flödesfältet där flödesmedelhastigheten $\bar{u}$ [m/s] är lika. Det är även känt att de långa, energirika stråken skalar med vattendjupet y_n [m] i ett godtyckligt kanalföde (Rapport GSPP 433-E).

$$l = \bar{u} \cdot t \approx 7y_n^{4/3} \quad (8)$$

Och för mycket breda kanaler.

$$l = \bar{u} \cdot t \approx y_n \quad (9)$$

Allt djupare eller bredare vattenflöde ger alltså längre stråk, med lägre frekvens.

Frekvensen av de långsträckta energirika virvlarna/stråken är av vikt om man tänker sig att dimensionera bort erosionsproblematiken från en anläggning med storblockig berggrund med hjälp av bergförstärkning. Enligt ovanstående kan återkomsttider på de längsta energirika stråken uppskattas i spannet av 1–10 s.

Som ett exempel ges för frekvensen 1 Hz ges 1 miljon lastcykler efter ca 12 dygn. För frekvensen 0,2 Hz ges 1 miljon lastcykler efter ca 58 dygn.

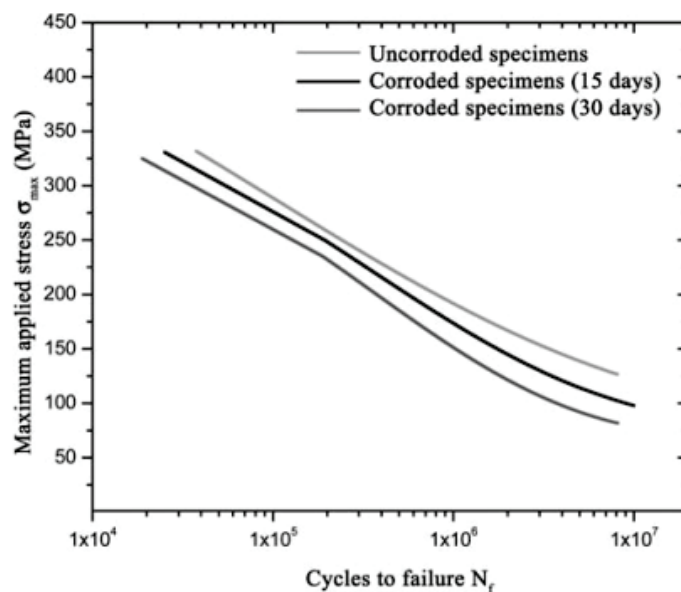
Detta stora antal lastcykler påverkar naturligen hållfastheten på det stålmaterial som förankrar blocken om den vid gränssytan förhärskande tryckregimen kommuniceras ned i bergmassan och tillåts verka på det bärande elementet.

Se även kapitel 4.2 för en utläggning om återkomsttider mellan prototyp- och modellskala och hur skalmodellens uppmätta frekvenser kan ge uppskattningar för hur frekvensen på lastväxlingarna förhåller sig i anläggningens naturliga skala.

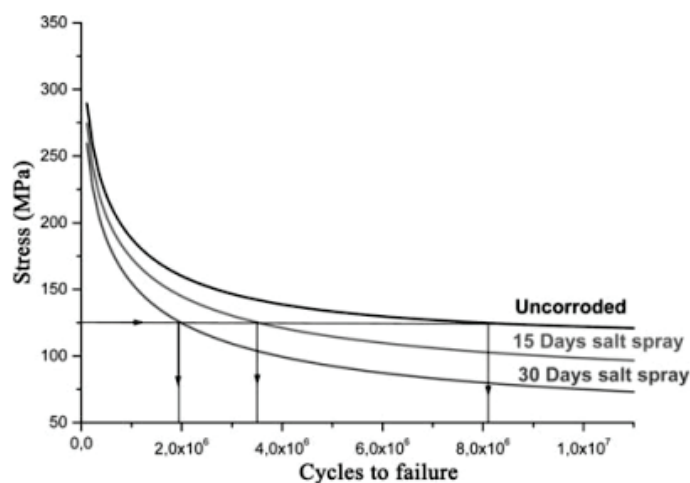
3.2.7 Utmattningsbrott och korrosionspåverkan av stålmaterial

Vid dynamisk huvudbelastning av metalliska material är utmattningsbrott ett välkänt fenomen. Den hållfasthetsreduktion som sker kan uttryckas med en Wöhler-kurva, även kallad S-N-kurva. Wöhler-kurvan ger en uppskattning av livslängd för stålet givet en belastning. Kurvan tar dock inte hänsyn till statistiska osäkerheter i ingångsegenskaperna.

Varje specifikt material med specifik ingångskvalité har ett specifikt utmattningsbeteende. För ett exempel på utmattningsbrott kan Apostolopoulos & Michalopoulos (2006) studie nämnas. De undersökte armeringsjärn av kvalité BSt500s och presenterade en Wöhler-kurva återgiven i figur 3-13 vilken anvisar en omfattande reduktion i bärighet redan efter 1 miljon (1×10^6) lastcykler.



Woehler S-N fatigue diagrams for noncorroded and corroded specimens



Woehler S-N fatigue diagrams for noncorroded and corroded specimens

Figur 3-13 Exempel på Wöhler-kurva från Apostolopoulos & Michalopoulos (2006) som undersökte stålqualität BSt500s.

Se även exempelvis Gehlen et al (2006) eller Pantazopoulos et al (2019) som behandlar effekter av rost på utmattningshållfastheten. Se även Zhang et al (2012) och Imperatore et al (2017) som i tillägg behandlar skadors effekter på livslängden.

Möjligheterna för korrosionsangrepp på bergförstärkning ämnad för bergerosionssäkring och om hänsyn ska tas till korrosion i projektering bör utvärderas per specifikt projekt.

Även ingjutningens förmåga att hantera många cykler av lastväxling bör bli föremål för undersökning.

För syftet att förstärka berg, speciellt gällande hydraulisk erosion då lasten är starkt beroende av sprickvidd är ett segt brottbeteende önskvärt. Seghårdade stålckvalitéer kan övervägas om de har utmattningssegenskaper som är önskvärda.

3.2.8 Geologiska miljöer där bergförstärkning är lämplig som erosionssäkrande metod

Ovan presenterad lösning av en bergförstärkningslösning som erosionssäkrande åtgärd är lämplig endast givet en viss geologisk miljö. Bergmassan bör bestå av väl passade block i meterskala utan betydande sprickfyllnadsmineralisering. Bergarterna bör vara magmatiska, alternativt höggradigt metamorfoserade.

Detta villkor uppfylls generellt i de områden, urberggrunden, där majoriteten av våra nationella vattenkraftverk finns förlagda. Undantaget utgörs av fjällkedjan där blockstorleken generellt kan vara betydligt mindre.

Passningen mellan blocken och avsaknaden av betydande sprickfyllnad är viktigt då urspolning, frostsprängning eller mekanisk nednötning av mjukare sprickfyllnadsmineral vid hydraulisk belastning kan förflytta intervallet av den så viktiga sprickvidden utanför den ursprungliga designens giltighet. I sådana fall där bredare sprickfyllnad är generell i hela bergmassan bör designen ta hänsyn till detta.

Blockstorleken är viktig då det är av vikt att bergförstärkningen är väl förankrad i de block den ska kvarhålla. En rimlig, om än inte fullödlig förankringslängd ska beaktas i det aktuella fallet. En studie över förankringslängd och olika metoder att åstadkomma denna ligger utanför syftet med denna rapport, men bör beaktas i ett aktuellt fall.

En sedimentär struktur med planparallella tunna skikt, även ställvis förekommande i magmatiska bergmassor som tunna bankningsplan och stor hydraulisk genomsläpplighet är direkt olämplig att bergförstärka. Dels blir förankringslängden av järnen starkt begränsad, dels tillkommer brytproblematik där ett enskilt vågrätt lager kommer brytas av vattenlasten gentemot bergförstärkningen och då belastas delvis i drag. Till skillnad från sedimentära bergarter tenderar urbergets bankningsplan att upphöra efter någon till några meter under bergytan, vilket kan undersökas med exempelvis borrhålsfilmning.

Bergarten är av vikt då tryck och draghållfastheten av bergarten bör vara betydande så att ovan nämnd brytproblematik kan anses oproblematiske. Fenomenet blir avhängigt en studie av blockform, belastning dvs. sprickvidd, drag- och tryckhållfasthet av bergarten, vilken kan vara befogad i specifika fall. Vid förankring i mycket låghållfasta bergarter påverkas förankringslängden och de brottprinciper som är tänkbara.

Ett undantag från en olämplig geologisk miljö att bergförstärka kan vara finsprickiga, oregelbundet uppspruckna, men mycket täta bergmassor inom urberggrunden, vilka ställvis påträffas. Påståendet är obevisat men resultaten

redovisade i kapitel 3.2.1 antyder att tätare sprickor ger allt lägre trycköverföring. Tätare sprickor antyder bättre passning mellan block. I sådana fall kan ett tätt mönster av bergförstärkning vara en kostnadseffektiv åtgärd då fastläsningseffekter är att förvänta. I ett aktuellt fall bör risker med att detta postulat är felaktigt vägas mot risker av erosion och ekonomisk gångbarhet.

3.3 SUMMERING AV LITTERATURSTUDIER

Som annonserat har den förnyade litteraturstudien medgivit en skisserad beräkningsmodell, redovisad i kapitel 3.2.3 för ett tryckförhållande och en förväntad dämpning av tryckförhållandet på djupet av en bergmassa för två utvalda spann av sprickvidder. Beräkningsmodellen medger tillsammans med metodik för utvärdering av sprickvidder (kapitel 3.2.4), förväntad frekvens av vattenstötar (kapitel 3.2.5), utmattnings- samt korrosionseffekter för stålmaterial (kapitel 3.2.6), och beskrivningen av lämpliga geologiska miljöer tillämpa lösningen på (kapitel 3.2.7), ett underlag för en dimensioneringsguide för bergförstärkningslösningar på erosionsproblematik.

3.3.1 Begränsningar i metodiken

Viktiga begränsningar rör främst antaganden gällande sprickytors natur, kapitel 3.2.1, beräkningsmetodiken, kapitel 3.2.4 och geologisk miljö, kapitel 3.2.8. Se även kapitel 3.3.3.

Det förutsätts att bergytan är relativt plan och att de strömmande vattenmassorna flödar planparallellt med denna. Fallande vattenmassor behandlas inte. För denna typ av energiomvandling finns en rik internationell litteratur. Se närmast Energiforsk-rapporter från etapp 1 och 2 i denna serie, nr 2018:532 och 2020:644.

För de vågräta flödena förutsätts det att vattenytans höjd i förhållande till blockets höjd, dvs. den råa bergkanalsytan, ligger mellan $0 \lesssim \frac{p}{h} \lesssim 1$, se kapitel 3.2.3. För icke vågräta flöden bör förhållandet alltid vara giltigt.

Lämpliga geologiska miljöer diskuteras i kapitel 3.2.7. Lämplighet bör bedömas för nyttjande av dimensioneringsguiden i fjällkedjan och i starkt uppsprucket berg med liten blockstorlek. Beräkningsmetodiken kan inte nyttjas internationellt i sin nuvarande form för erosionssäkring i exempelvis sedimentär berggrund.

3.3.2 Osäkerheter i metodiken

Viktiga osäkerheter för främst definitionen av tryckreduktion, kapitel 3.2.3, och möjligheten att erhålla tillräckligt vederhäftiga vattenförlustmätningar, kapitel 3.2.4. Se även kapitel 3.2.1 och 3.3.3.

Reduktion av tryck över spricklängd är utvärderad från relativt breda spalter 600mm (Bollaert & Schleiss, 2003b) respektive 200mm (Pells, 2016). Tunna spalter ger (figur 3-5, Bollaert & Schleiss, 2003b) eller kan tolkas som att de ger (figur 3-6, figur 3-7, Wolters et al, 2004) lägre tryckreduktion, kapitel 3.2.1. Effekter av bredd på spalt har inte undersökts och det finns därmed möjligheter att fall med lägre eller utesluten dämpning kan vara reella i bredare spalter. Från insamlade studier

är det troligt att begränsade sprickbredder ger högre trycköverföring då stötvågornas färd genom luftbemängt vatten är kortare. Beräkningsmodellen, kapitel 3.2.3, nyttjar resultaten från 600 respektive 200 mm bredd utan bedömning.

Ingen bedömning har utförts på om varaktigheten av de energirika virvlarna/stråken som är geometriskt skalberoende avsevärt påverkar dämpningen.

Beräkningsmodellen tar inte heller hänsyn till effekten av genom kanaler nedfört tryck till ett större horisontellt plan under ett potentiellt block utan antager att sprickbredden håller samma mått som blocket och att angiven tryckreduktion är representativ för denna.

Beräkningsmodellens definition tar inte hänsyn till resultat av Coleman et al (2003).

För utmattningsbrott som är en funktion av belastningsfrekvens finns följande osäkerhet. Det är inte säkerställt att samma skattning av frekvenser som för kanalflöde, kapitel 3.2.5, gäller för grundare flöden. Uppskattningens giltighet bör bedömas för $\frac{P}{h} \gtrsim 1$.

Mätvärden på vattenförlustförsök för att definiera sprickvidder har tagits fram, se kapitel 3.2.4. Önskad mätnoggrannhet på utrustningen är angiven till $1 \pm 0,25$ l/min. Är det inte möjligt att få en undersökning utförd med denna noggrannhet bör resultatet utvärderas med avseende på detta.

3.3.3 Relativa värden uppstick mot vattenytans höjd (P/h)

För horisontella flöden gäller att beräkningsmodellen, kapitel 3.2.3, är definierad för relativa värden av $0 \lesssim \frac{P}{h} \lesssim 1$. Högre värden än 1 skulle innebära att vattenytan skulle ligga grundare än blockens överyta. De dimensioneringssituationer som bergerosionssäkring är intressant att tillämpa för bör vara långvariga storskaliga spill då det inte är möjligt att styra flödet mellan olika utskov eller möjligt att stänga enskilda utskov och utföra nödvändiga reparationsåtgärder. Under dessa förutsättningar bör vattenytan i generella spillfåror ligga relativt högt över block och råheter. Avvikelse i spillfårans form finns säkerligen på enskilda kraftverk och en bedömning av beräkningsmodellens lämplighet bör utföras i sådana fall.

Generellt bedöms det i denna studie, utan vidare analys av specifika kraftstationsdata, som att detta intervall är lämpligt att definiera ingångstryck $\bar{C}_{p,in}$ för. Ovan refererade litteraturstudie antyder, utan redovisad analys att $\frac{P}{h} \gtrsim 1$ ger högre värden på $\bar{C}_{p,in}$. Motiv för att definiera $\bar{C}_{p,in}$ för andra relativa värden på $\frac{P}{h}$ än angivet i denna studie lämnas därhän med ovan angivna motivering.

Motivfrågan kan med fördel vara en del av en ny studie. Effekten av $\frac{P}{h} \gtrsim 1$ kan även undersökas genom vidare detaljanalys av ovan redovisad litteraturstudie samt undersökas i en av de förslagna skalmodellstudierna, se nedan.

3.3.4 Behov av skalmodellstudier

Ovan nämnd metodik äger giltighet endast i förhållande till den argumentation och det underlag den hänvisar till, se kapitel 3.3.1 och 3.3.2. För att bekräfta giltigheten och att utöka detaljkännedomen av metodiken olika delar kan ett antal studier föreslås. Dessa rör främst den hydrauliska delen, ingångstryck och tryckdämpning då denna del av metodiken är sammansatt från ett flertal olika studier, se kapitel 3.2.1-3.2.3. Prototypstillverkning av instrument för vattenförlustmätning bedöms också vara intressant. Ytterligare studier med avseende på effekter beroende på geologisk miljö bedöms inte vara högtintressant då de flesta stora vattenkraftverk är belägna i urberggrunden.

Den första studie som föreslås är en skalmodellstudie ämnad att definiera dynamiskt medelgångstryck inklusive varians runt medelvärdet uppmätt från en strömmande vattenmassa vid skiljelinjen mellan bergmassa och vattenmassa för uppstickande råheter/block för ett antal representativa förhållanden mellan råhetens/blockets höjd och ingående flödeshöjd. Ett spillränneförsök bedöms lämpat för detta syfte. Modellförsöket ska bekräfta att dynamisk medeltryckskoefficient $C_{p,in} \lesssim 0,65$ så som underlag enligt Andersson (2013), Pells (2016) och Reinius (1986) anvisar. Alternativt att bestämma nya värden för samtliga representativa förhållanden. Observera från Reinius (1986) att vinkeln mellan strömlinjen och blockets stötsida har stor påverkan på resultatet. Starkt avvikande värde från ovanstående studier redovisas av Coleman et al (2003), se kapitel 3.1.2.

Skalmodellstudien bör nyttja naturtrogna formfaktorer på block i urberggrunden. Spann av relativa värden mellan blocket höjd över horisontalplanet och vattenytans höjd, $\frac{P}{h}$, bör bedömas i förväg om högre kvoter än $\frac{P}{h} = 1$ är nödvändiga utifrån spillbeteende och önskad dimensioneringssituation, se kapitel 3.3.3 för en diskussion kring detta.

Viktiga byggnadstekniska detaljer i framtagandet av modellen kan med fördel läsas i Pells (2016), även Montgomery (1984) och Reinius (1986) är av intresse. Se även Dubinsky & Wohl (2013) som till viss mån behandlar tidseffekter vid erosion i blockiga massor.

Den andra studie som föreslås är en skalmodell av en enskild spricka att definiera tryckdämpning av ingångstryck för sprickvidder från och med 1 mm och nedåt för en tillräcklig sträcka av en spalt, helst i längd av 1,5–2,0m och inte i korta längder som i refererade studier enligt kapitel 3.2.1. Måttet på tryckdämpning bygger på resultat av Bollaert & Schleiss (2003b), Müller et al (2003), Pells (2016) och i viss mån Wolters et al (2004). Resultaten från nämnda studier bör bekräftas och definieras för strömmande vattenmassor, inte för enskilda pulser, och valda sprickvidder längs spaltens hela längd. Effekten av sprickmodellens bredd diskuteras i kapitel 3.3.2 och kan vara en effekt värd att undersöka i en skalmodellstudie. I enlighet med beräkningsmodellen definition i denna studie bör sprickmodellen vara representativ för tryck som kommuniceras längs en spricka med samma breddmått som det block det avgränsar.

Inga studier har hittats på trycköverföring av fluktuerande tryck i sprickor i naturliga, eller naturliknande former. För vätskeflöde finns däremot en mängd sådana artiklar. Stämmer resultaten av Müller et al (2003) att endast gångtiden genom en luftbemängd vätska avgör dämpningen torde naturliga sprickor ge ökad dämpning speciellt vid sprickvidder som är mindre än den medelskaliga unduleringen av sprickytan till följd av de reflektioner tryckvågen måste genomgå för att fortplanta sig inåt i sprickplanet. Modelltekniskt är det möjligen komplicerat att göra en modelluppställning av en naturlig spricka med ungefärliga mått av 400×800 mm där spaltvidden går att justera i kvartsdelar under 1 mm. Men sprickan kan väljas så att den medelskaliga unduleringen överstiger så breda spalter som 10mm och eventuell tryckreduktion undersökas i bredare spaltvidder. Undersökningen vore intressant men är underordnad en undersökning av tryckutbredning i mycket tunna spalter.

En studie av en prototyp för hur ett instrument för vattenförlustmätning med tillräcklig noggrannhet ska se ut skulle gagna både undersökningar ämnade mot injektering och bergerosion.

Som redovisat i kapitel 3.2.6 har cyklisk last en mycket stor inverkan på livslängden hos kamstål. Det bör i laboratorieförsök gå att mäta kraftväxling i fastbultade idealiska block och undersöka dylika konstruktionslösningars beteende.

4 Diskussion kring tänkbara modellförsök

Detta kapitel är ett kortare referat av en halvdagsträff den 19:e augusti 2021 med Vattenfall R&D för att diskutera hydrauliska frågeställningar och tillverkningsteknik avseende tänkbara modellförsök med tryckutbredning i mycket tunna sprickor.

Det har i tidigare etapper (1–2) i detta Energiforsk-projekt konstaterats att svenska spillfåror utförda i berg generellt består av berg av mycket hög hållfasthet, vilket innebär att bergmassan är extremt svåreroderad, om det bortses från dess sprickor. Där det förekommer öppna sprickor bedöms erosionsrisken vara förhöjd. Där det förekommer öppna horisontella sprickor, där det strömmande vattnet kan överföra stora delar av eller hela sin rörelseenergi in i sprickorna, bedöms erosionsrisken vara kraftigt förhöjd.

En stor andel spillfåror har en bergmassa med mycket täta sprickor. För dessa spillfåror är eventuellt erosionsrisken mycket liten, men det skulle behöva visas vetenskapligt. Det vore dessutom önskvärt att genom relativt enkla observationer och vattenförlustmätning i fält helt eller delvis kunna avskriva en del spillfåror avseende erosionsrisk.

Utifrån resultaten av de litteraturstudier som presenteras i avsnitt 3 finns stöd för tesen att spillfåror vars bergmassa har mycket täta sprickor, helt eller delvis skulle kunna avskrivas avseende erosionsrisk. De laboratieförsök som litteraturstudien refererar till är dock inte utförda med strömmande vatten, d.v.s. efterliknar inte en spillfåra nedströms en dammanläggning tillräckligt mycket, och är i regel utförda med relativt stora sprickvidder mot vad som kan förväntas. Det vore därför önskvärt att utföra sådana laboratieförsök (modellförsök), och träffen med Vattenfall R&D syftade till att diskutera förutsättningar för detta. En kort sammanfattning av dessa diskussioner redovisas i kapitel 4.1 nedan.

Utöver diskussioner om modellförsök ägnades en relativt stor del av mötet åt diskussioner kring skaleffekter gällande dominant tryckpulsers varaktighet mellan naturlig skala och ett nedskalat modellförsök. Varaktigheten påverkas så att denna blir starkt förkortad i modellskala. Delar av resultaten från diskussionen återges i kapitel 4.2 rörande hydraulik och skaleffekter. Resultaten kan nyttjas av bergmekaniker och konstruktörer vilka med dess hjälp kan uppskatta återkomsttiderna på vattentrycken i prototypskala (naturlig skala) från uppmätta återkomsttider i modellskala från tidigare publicerade hydrauliska studier eller nya projektspecifika modellstudier. Återkomsttiderna för vattentryck om de tillåts verka på bärande konstruktionsdelar (dvs. bergförankringar av betong, bergförstärkning) har stor inverkan på behovet av utmattningsdimensionering.

4.1 TÄNKBARA MODELLFÖRSÖK

Diskussioner fördes kring huruvida modellförsök med önskad utformning är möjliga att utföra, både avseende tillverkning och genomförande. Detta med utgångspunkt utifrån vad som bedöms möjligt inom Vattenfall R&D, vid

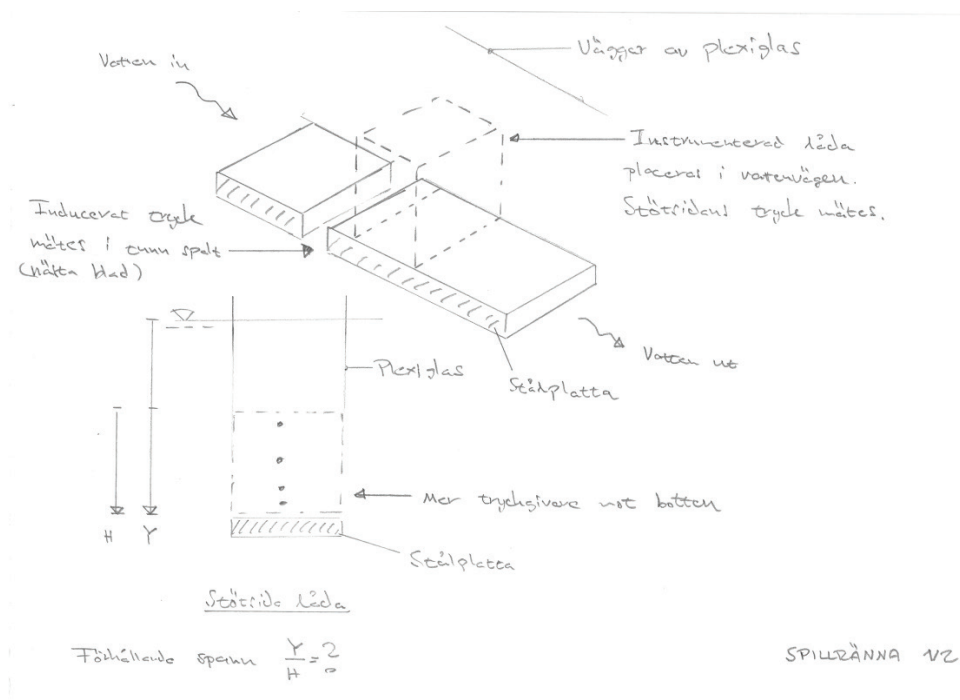
Älvkarlebylaboratoriet. Det har inte utretts huruvida andra aktörer har andra möjligheter.

Nedanstående frågeställningar diskuterades. En slutsats/bedömning redovisas för varje frågeställning. Principförslag framgår av figur 4-1 och figur 4-2.

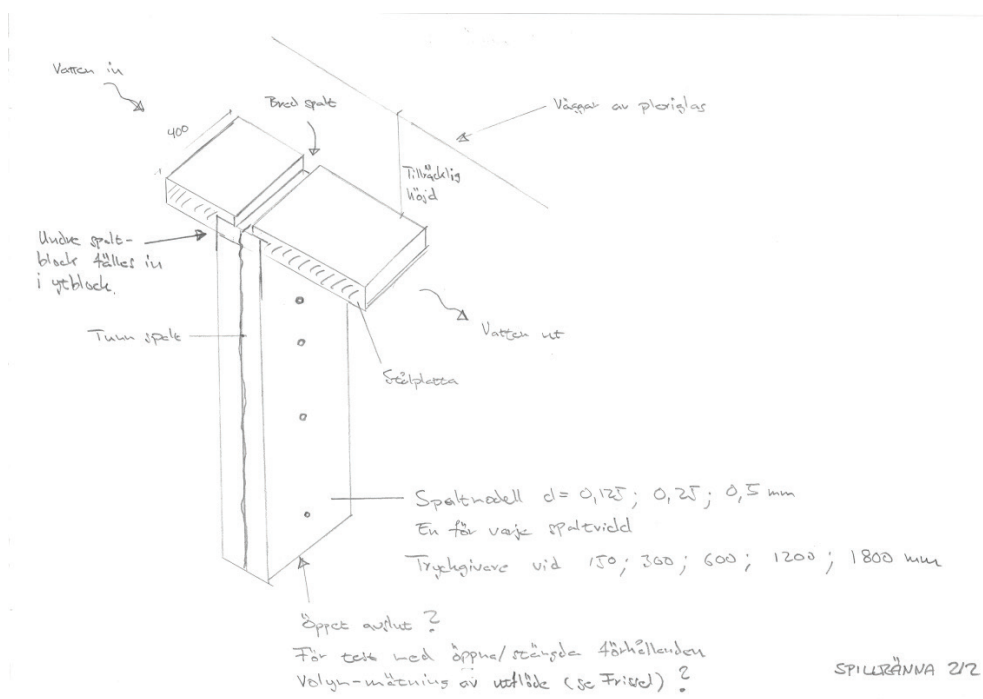
1. **Hur tunna spaltvidder går att tillverka, och som inte deformeras?**
Slutsats/bedömning: 0,25 mm skulle kunna vara en målbild, och detta bör gå att åstadkomma.
2. **Går det att tillverka en försöksränna med utbytbar spalt, och till en rimlig kostnad?** *Slutsats/bedömning:* Det är mest troligt möjligt. Förslagsvis görs försöken antingen i två olika hanterbara skalor eller, kanske mer troligt, för olika kombinationer av vattendjup och vattenhastighet i samma skalmodell. Sprickan ska göras smal, kanske maximalt 1/3 av rännans bredd (ex. 300 mm bred ränna och 100 mm bred vertikal spricka centralt i rännan).
3. **Hur stora flöden kan åstadkommas?** *Slutsats/bedömning:* 100 l/s kan lätt åstadkommas, och är troligen tillräckligt.
4. **Hur stor skala kan byggas, och hur stor krävs?** *Slutsats/bedömning:* En "stor" skala kan byggas, kanske 1:10-1:20, men troligen kan försöken lika väl kan genomföras i mindre skalor. Det går att genomföra samma försök i två lika modeller som har olika skalor, för att studera skaleffekter (analogt till Hydro Quebecs pågående projekt). En liten skala ger högre frekvens hos tryckpulsationerna än en större skala, d.v.s. kortare varaktighet per puls. Vi vet inte hur detta påverkar resultatet d.v.s. om varaktigheten påverkar hur trycket dämpas i sprickan. Det går att laborera med frekvensen genom att variera vattendjupet och vattenhastigheten, vilket ger olika grad av energiomvandling, dvs vi måste inte ändra skalan för att uppnå detta.
5. **Lämpliga intervall på vattendjup och uppstick av block?**
Slutsats/bedömning: En uppskattning kan vara att försöksblocket är allt från dubbeltäckt (200% av blockhöjd) ned till 100%. Det bör utredas lite över verklighetens värden innan detta bestäms.

Det bör gå utmärkt att nyttja studenter, t.ex. examensarbetare, avseende kompetenskrav, om det är möjligt att skapa ett relevant examensarbete inom det aktuella området.

Test på naturliga sprickytor diskuterades men nödvändigheten att utföra sådana i dagsläget rekommenderades att starkt nedprioriteras till förmån för spalt och rännförsök. Möjligen kan en vidareutveckling med naturliga sprickytor ske efter resultaten av spalt- och rännförsök utvärderats.



Figur 4-1 Diskussionsunderlag inför mötet med VRD. Skisserat förslag på försöksuppställning.



Figur 4-2 Diskussionsunderlag inför mötet med VRD. Skisserat förslag på försöksuppställning.

4.2 TURBULENS I FLÖDEN MED FRI YTA

De energirika virvlarna/stråken i ett turbulent gränsskikt så som ett horisontellt strömmande vatten kan karaktäriseras av en längdskala l [m] och en hastighetsskala u [m/s]. Den senare definieras generellt som proportionell mot roten av den turbulenta kinetisk energin k [m²/s²], vilken i sin tur skalar med friktions-hastigheten u_t [m/s]. Ytråhet inverkar på u_t men u_t agerar huvudsakligen en funktion av flödets medelhastighet U [m/s]. Således, om U [m/s] uppmäts strax uppström en energiomvandlare (dvs. ett block, en bassäng) så är $U \sim u$ [m/s] och en tillräckligt bra approximering av den turbulenta hastighetsskalan.

Längdskalan av de energirikaste virvlarna/stråken är kända för att skala med djupet på flödet y_n [m]. Tidsskalan för de energirika virvlarna/stråken som närmar sig ett hinder bör då vara.

$$t = \frac{l}{u} \sim \frac{y_n}{U} \text{ [s]} \quad (10)$$

Om man inför ett skalförhållande mellan prototyp och modell så kan man nyttja ovanstående förhållande till att skalbestämma det turbulenta tidsförhållandet. Den geometriska skalan mellan prototyp och modell anges som $\lambda = l_p/l_m$ där indexen representerar prototyp och modell.

Flöden mot fri yta skalar ofta mot Froude-nummer. Skallagarna för Froude-skalning anger att.

$$\frac{u_m}{\sqrt{g l_m}} = \frac{u_p}{\sqrt{g l_p}} = Fr \quad (11)$$

Gravitationskrafter skalas likvärdigt mellan modell och prototyp. Införs den geometriska skalan λ ges.

$$\frac{t_p}{t_m} = \frac{l_p}{l_m} \frac{u_m}{u_p} = \lambda \frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \sqrt{\lambda} \quad (12)$$

I en skalmodell i geometrisk skala 1:50 ges således att varaktigheten för de energirika virvlarna/stråken är $\sqrt{50} \approx 7$ gånger längre i prototypskala än i modell. Analogt ges för en skalmodell i geometrisk skala 1:20 att varaktigheten är $\sqrt{20} \approx 5$ gånger längre i prototypen.

Dessa skallagar gäller för det inkommande superkritiska flödet i spillfåran. De representerar energirik turbulens som närmar sig exempelvis en yta av uppstickande block och representerar varaktigheten av de ingående

virvlarna/stråken. De är användbara för att uppskatta antal lastcykler som förs ned i bergmassan över tid.

För erosionsprocessens andra led där det dynamiska medeltrycket överförs och dämpas längs sprickplanet så är det än så länge för författarna okänt om varaktigheten påverkar dämpningen.

5 Slutsatser och diskussion

5.1 SLUTSATSER ETAPP 3

Etapp 3 rapport presenterar ett underlag till delar av en praktiskt användbar dimensioneringsguide för en bergförstärkningslösning på erosionsproblematik. Denna består av en skisserad beräkningsmodell, redovisad i kapitel 3.2.3. En metodik för utvärdering av sprickvidder, kapitel 3.2.4. Utvärdering av förväntad frekvens av vattenstötar i kanalströmning, kapitel 3.2.5. Utvärdering av utmattnings- samt korrosionseffekter för stålmaterial, kapitel 3.2.6. En beskrivning av lämpliga geologiska miljöer att tillämpa lösningen på, kapitel 3.2.7.

Omvärldsbevakningen visade att ett stort forskningsprojekt inom området "bergerosion i spillfärar" pågår i Kanada och drivs av kraftbolaget Hydro Quebec. Projektet syftar till att bättre förstå hur olika bergtekniska egenskaper hos bergmassan samt trycket som överförs från vattnet på berget, påverkar erosionspotentialen. Detta genomförs med fysiska modellförsök och projektet pågår åren 2019–2023. Kraftbolaget Uniper, som äger kraftverk och dammanläggningar i Sverige, är medfinansiär och deltar i diskussioner med Hydro Quebec.

Inriktningen för de modellförsök som rekommenderas i denna Energiforsk-rapport skiljer sig i mot de försök som planeras i nämnda kanadensiska forskningsprojekt: rekommenderade (svenska) försök inriktas mot tryckutbredning i mycket tunna sprickor, och tryckdämpning på grund av de mycket små sprickvidderna. Detta är inte fokus i de kanadensiska försöken. Sprickor modelleras även i den kanadensiska försöken, men försöken syftar inte till att undersöka om tryckutbredningen i mycket tunna dämpas i hög grad. Inget dubbelarbete förväntas således ske, och de kanadensiska och svenska modellförsöken kan istället komplettera varandra.

Norska NTNU har tidigare forskat inom det aktuella området, vilket har beskrivits i rapporter från tidigare etapper i denna serie av Energiforsk-projekt inom bergerosion i spillfärar. Den nuvarande statusen är dock att ingen norsk forskning pågår inom det aktuella området. Det finns dock en vilja och ambition att forska inom området, och gärna i ett samarbete med svenska aktörer.

5.1.1 Relevanta beräkningar

Sammanställs resultaten i denna rapport kan ett antal tabeller sammanfogas som kan nyttjas för en grov uppskattning av om hydraulisk erosion av berg kan vara ett problem i en anläggning.

Det är viktigt att påpeka att nedanstående tabeller är giltiga endast givet ett antal begränsningar. Dessa finns närmare beskrivna i kapitel 3.3. Tabell 3 är utformad för att med hjälp av frågor söka undvika nyttjande utanför giltighetsområdet.

Resultatet redovisas i tabell 4 och tabell 5. Dessa är analogt uppbyggda. Beräkningarna bygger på en antagen bergmassa i granit, uppsprucken i kvaderblock längs våg- och lodräta sprickplan och håller en storlek av 1×1×1 m.

Beräkningen gäller för det översta lagret av block och redovisar minsta möjliga hastighet där instabilitet kan uppstå.

Instabilitet beräknas som en balans mellan stabiliserande egenvikt hos blocket, dvs. effektivt bergtryck, och destabiliserande dynamiskt vätskestryck. Ingen hänsyn tas till friktion mot gränssytor. Jämnvikt uppnås vid.

$$(\rho_g - \rho_v)gz \cdot A = C_{p(z)} \frac{\rho_v u^2}{2} \cdot A \quad (13)$$

Där A [m²] är area av blockets undersida ρ_v och ρ_g [kg/m³] är densitet på vatten respektive granit, g [kg/ms²] är tyngdkraftsaccelerationen, z [m] är nivå under bergytan, $C_{p(z)}$ [-] är lagerbunden dynamisk medeltryckskoefficient och är individuell, se kapitel 3.2.3. u [m/s] är flödets medelhastighet.

För 3-6mm sprickvidd och $z = 1$ m gäller.

$$C_{p(z)} = 0,65 \cdot (1,0 - 0,340 \cdot 1) = 0,429 \quad (14)$$

För en sprickvidd $\lesssim 1$ mm och $z = 1$ m gäller.

$$C_{p(z)} = 0,65 \cdot (1,0 - 0,625 \cdot 1) = 0,244 \quad (15)$$

Analogt för andra värden på z .

Flödets medelhastighet vid vilken obalans uppstår kan därefter bestämmas.

$$u = \pm \sqrt{\frac{2 \cdot (\rho_g - \rho_v)gz}{\rho_v \cdot C_{p(z)}}} \quad (16)$$

Så som metodiken är uppbyggd blir minsta flödes hastighet oberoende av vattenståndets djup så länge som vattenytan täcker topparna på den råa bergytan.

u uttrycker således lägsta värde för när lyftkraften från det kommunicerade trycket och blockets egenvikt är i balans. Vattenhastigheter in situ utöver angivet värde utverkas således i form av lyftkraft. Dess storlek kan med lätthet beräknas om man känner verklig vattenhastighet och bergförstärkning installeras att motverka kraftdifferensen.

För förankring av block med bergförstärkningar blir antalet lastväxlingar av vikt då utmattningsfenomen är att vänta.

Antal lastväxlingar som flödet kommer ge upphov till är beroende av flödet djup, se kapitel 3.2.5.

Den tid en enskild vattenstöt tar i anspråk bestäms av t [s].

$$t = \frac{y_n}{u} \quad (17)$$

Där y_n [m] är vattenståndet, u [m/s] är flödets medelhastighet. Antal lastväxlingar per timme kan därefter bestämmas som $n = 3600/t$ [stk].

Utmattningsbrott kan undvikas om storleken på lastupptagande per stål sätts under utmattningsgränsen, betecknad som s_e [MPa]. För ythärdat armeringsstål (K500C-T) vilket av hävd används som bergförstärkning ligger s_e på ca 125 MPa vilket ger en faktor av $k_{ef} = 0,25$ gentemot flytgräns ($s_e = k_{ef}f_{yk}$) där f_{yk} [MPa] är karaktäristisk flytgräns för armeringsstålet.

För detta syfte kan det vara värt att undersöka om bergförstärkningsprodukter kan gå att få i andra stålqualitéer. Se exempelvis Hultgren et al (2021) som överslagsmässigt rekommenderar en utmattningsgräns av $s_{e,ref} = \gamma_{me}k_e\sigma_{uts}$ där $0,4 < k_e < 0,6$ av brottöjningen (σ_{uts}) för höghållfast konstruktionsstål och en partialkoefficient för materialet av $\gamma_{me} = 0,85$. Sammantaget ger detta långt högre utmattningsgränser än de som redovisas ovan för K500C-T, ythärdat armeringsstål.

Internationellt finns stålqualitéer som är ämnade som armeringsstål i jordbävningsintensiva trakter. Dessa håller en flytspänning av 400–600 MPa och en töjningsgräns av ca 14–18%.

Tabell 3 Beslutsgrund steg 1. Metoden är endast lämplig om anläggningen ligger i den kristallina bergmassan, d.v.s. inte på i Skåne eller på Öland/Gotland.

Fråga	Utvärderingskriterium	Om positivt svar
Berggrund 1	Är blockstorleken i anläggningsdelen generellt stor, dvs. över 50cm?	Gå vidare.
Berggrund 2	Består berggrunden där anläggningsdelen ligger (dvs. spillfåra, tunnel, schakt) av de vanligaste bergarterna, granit eller gnejs?	Gå vidare.
Vattenstånd 1	Vid nyttjande av anläggningsdelen (dvs. spillfåra, tunnel, schakt) är vattenståndet för det strömmande vattnet generellt högre än topparna på den råa bergytan, dvs. täcks bergytan i flödet av vattenmassorna?	Gå vidare.
Vattenstånd 2	Strömmar vattnet parallellt med bergytan?	Gå vidare.
Berggrund 3	Består bergmassan generellt av lösa block åtskilda av breda sprickor 3–6 mm?	Gå vidare till tabell 4.
Berggrund 4	Består bergmassan av tätt sammanfogade block åtskilda av tunna sprickor <1mm.	Gå vidare till tabell 5.

Tabell 4 Beslutsgrund steg 2a. Gäller för sprickvidder av 3–6 mm.

Vattenstånd	Blockstorlek 1×1×1 m	Blockstorlek 1×1×1 m	Blockstorlek 0,5×0,5×0,5 m	Blockstorlek 0,5×0,5×0,5 m
	Högsta möjliga vattenhastighet [m/s]	Antal lastväxlingar per timme [stk]	Högsta möjliga vattenhastighet [m/s]	Antal lastväxlingar per timme [stk]
0,5 m	8,9	64 100	5,6	57 100
1,0 m	8,9	32 000	5,6	28 600
3,0 m	8,9	10 700	5,6	9 500
5,0 m	8,9	6 400	5,6	5 700

Tabell 5 Beslutsgrund steg 2b. Gäller för sprickvidder av $\lesssim 1$ mm.

Vattenstånd	Blockstorlek 1×1×1 m	Blockstorlek 1×1×1 m	Blockstorlek 0,5×0,5×0,5 m	Blockstorlek 0,5×0,5×0,5 m
	Högsta möjliga vattenhastighet [m/s]	Antal lastväxlingar per timme [stk]	Högsta möjliga vattenhastighet [m/s]	Antal lastväxlingar per timme [stk]
0,5 m	11,3	85 000	6,2	44 400
1,0 m	11,3	42 500	6,2	22 200
3,0 m	11,3	14 200	6,2	7 400
5,0 m	11,3	8 500	6,2	4 400

5.2 REKOMMENDATIONER ETAPP 3

Skäl till rekommendationer ges i kapitel 3.3 och utmynnar i att rekommendera två olika slags hydrauliska skalmodellförsök och en instrumentstudie. Nedan beskrivs i textform vilka egenskaper skalmodellförsöken bör ha för att möjliggöra bekräftelse och utökning av den skisserade beräkningsmodell som presenteras i denna rapport.

5.2.1 Skalmodell ytgeometris påverkan på ingångstryck

Skalmodell i en horisontell till svagt nedströms lutande spillränna. Ett instrumenterat block självständigt förlagt med stötsida gentemot strömriktningen och förlagt i en serie av block, efterföljande placerade hinder samt som första respektive sista block i en längsgående urgröpning. Vinkel på blocket gentemot horisontalplanet ska gå att reglera med god noggrannhet. Denna egenskap är möjligen endast enkelt genomförbar för test med serier av anliggande block.

Avstånd från andra block eller sidor, dvs. spaltavstånd bör gå att ställa till 1 respektive 3 mm med god noggrannhet. Relativ höjd av blocket över spillrännans plan bör gå att ställa med god noggrannhet.

Blockets dimensioner bör vara representativa för urberggrunden, det vill säga kubiska former med trubbig formfaktor.

Det är önskvärt att blocket är instrumenterat på stöt- samt undersida. Instrumenteringen bör fokusera på gränslinjen mellan det ogenomträngliga horisontalplanet och blockets nedre ände. Blocket bör även vara instrumenterat så att hela blockytan täcks upp på fram och undersida.

Instrumenteringen ska medge signalbehandling så att medeltryck samt varians av medeltrycket går att definiera.

Försöksuppställningen ska kunna bilda relativa värden mellan blockhöjd P och ingående flödeshöjd h så att $0,5 \lesssim \frac{P}{h} \lesssim 1,0$. En bedömning på om högre kvoter är nödvändiga att undersöka bör göras utifrån spillbeteende och dimensioneringssituation i förväg. En diskussion kring detta ges i kapitel 3.3.3.

Försöksuppställningen ska definiera ingångstryck $C_{p,in}$, se kapitel 3.2.3, för representativa vinklar på blocket och relativa värden mellan $\frac{P}{h}$. Undersökningen ska tjäna till att definiera $C_{p,in}$ för sprickvidder av 1 respektive 3 mm för att passa mot beräkningsmodellens nuvarande definition.

Även givet att avvikande resultat finns publicerade, dvs. Coleman et al (2003) så bedöms denna undersökning prioriteringsmässigt vara underordnad följande skalmodells-experiment.

5.2.2 Skalmodell tryckdämpning i sprickmodell

Den andra studie som föreslås är en skalmodell att definiera tryckdämpning av ingångstryck för sprickvidder av 3 mm och därefter 1 mm och nedåt i kvartssteg för att passa mot beräkningsmodellen nuvarande definition. Spalten bör ha längd

av 1500–2000 mm och en bredd av 150–200 mm. Tryckgivare bör placeras med tyngdpunkt mot öppningen. Tryck från strömmande vatten ska mätas och inte enskilda vågor eller pulser.

Denna studie bedöms prioriteringsmässigt överordnad då definitionen av tryckdämpning är sammanfogad mellan publicerade data från olika sprickbredder, typer av trycksättning och olika längder längs sprickan.

5.2.3 Mätutrustning för vattenförlustförsök

Vattenförlustförsök enligt kapitel 3.2.4 ställer höga krav på mätnoggrannhet på vattenförlusten om sprickvidder ned och under 1 mm ska definieras. Det är okänt om på världsmarknaden tillgängliga utrustningar kan upprätthålla dessa krav. En studie bestående av framtagande av en prototyp som säkerställs hålla tillräcklig mätnoggrannhet och tillförlitlighet rekommenderas.

5.3 DISKUSSION AVSEENDE FRAMTIDA BRANSCHRIKTLINJER

Nuvarande vägledning inom vattenkraftbranschen avseende på hydraulisk inducerad bergerosion i vattenvägar framgår i *RIDAS tillämplighetsvägledning kapitel 9, grundläggning* under kapitel 7, s. 14, samt *avbördande funktion* under kapitel 2.2, s. 14.

Utifrån resultaten från etapp 1 och 2 presenterade i Energiforsk-rapporter 2018:532 och 2020:644 samt resultaten från etapp 3 presenterad i denna rapport, ges nedanstående reflektioner avseende framtida formuleringar i RIDAS tillämplighetsvägledningar.

Bergerosion i spillfåror kan potentiellt hota dammsäkerheten vid en dammanläggning, om den:

- riskerar att bli bakåtskridande och underminera dammkonstruktioner, vilket kan reducera stabiliteten
- bidrar till att en tidigare fungerande energiomvandling helt eller delvis uteblir – t.ex. om en energiomvandlarbassäng i berg havererar
- förändrar spillfårans geometri så att strömbilden påverkas kraftigt negativt – t.ex. så att en ledmur överströmmas, att en slänt eller en dammtå eroderar, eller att skadlig vågbildning bildas

Bergerosion i spillfåror bör således inte enbart beaktas avseende grundläggning, utan även den hydrauliska designen av vattenvägarna i nedströmsområdet i stort, d.v.s. rekommenderas att bli beaktat i RIDAS tillämpningsvägledning nr 9 ("TV9") både i "Avbördande funktion" och i "Grundläggning".

Frostsprängning kan ha en uppluckrande effekt på mycket småblockigt berg med bred förekomst av sprickfyllnad eller krossmaterial. Detta kan påskynda en erosionsprocess.

En förhoppning hos författarna till denna Energiforsk-rapport är att resultat från de modellförsök som rekommenderas, avseende tryckutbredning i mycket tunna bergsprickor, ska bidra till ökad praktisk vägledning i framtida revideringar av

RIDAS tillämpningsvägledning. I bästa fall kommer spillfåror med mycket tät bergmassa mer eller mindre kunna avskrivas från erosionsrisk, så att utredningsarbete och åtgärder kan fokuseras till anläggningar där erosionsproblem kan förväntas.

Prediktion av bergerosion i spillfåror är fortfarande svårt och komplicerat, men resultaten från framför allt etapp 1 och 2 i denna serie Energiforsk-projekt ger bra vägledning för detta. Indexmetoder för prediktion ska användas med stor försiktighet. Övervakning och uppföljning av förändringar i spillfårors geometri efter större spill är ett bra verktyg.

Upplyft av betongplattor i utskovskanaler på grund av strömmande vatten i hög hastighet, sker enligt principiellt samma förlopp som erosion av en uppsprucken bergmassa (speciellt där bankningsplan förekommer): tryck induceras i sprickor/gjutfogar och upplyft sker om den upplyftande kraften blir större än summan av blockets/plattans egenvikt och de mothållande friktionskrafterna längs sprickorna/fogarna. Redan idag finns bra underlag för utformning och dimensionering av sådana betongkanaler – avseende jämnhet och täthet vid fogar, vidhäftning mellan betong och berg samt avseende bergförankring av plattan t.ex. USBR (2007).

6 Källhänvisningar

Andersson A. (2013) Modelling Flow with Free and Rough Surfaces in the Vicinity of Hydropower Plants. PhD-Thesis. Luleå University of Technology, Sverige. 168 pp.

Apostolopoulos C.A. & Michalopoulos D. (2006) Effect of Corrosion on Mass Loss, and High and Low Cycle Fatigue of Reinforcing Steel, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 15, pp. 742–749.

Bollaert E. & Schleiss A. (2003b) Scour of rock due to the impact of plunging high velocity jets Part II: Experimental results of dynamic pressures at pool bottoms and in one- and two-dimensional closed end rock joints, *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 41, No. 5, pp. 465–480.

Coleman S. E., Melville B. W., Gore L. (2003) Fluvial Entrainment of Protruding Fractured Rock, *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 129, No. 11, pp. 872–884.

Cox S. & Cooker M. (2001) The pressure impulse in a fluid saturated crack in a sea wall. *Coastal Engineering*, Vol. 42, pp. 241–256.

Dubinsky I.M. & Wohl E. (2013) Relationships between block quarrying, bed shear stress, and stream power: A physical model of block quarrying of a jointed bedrock channel, *Geomorphology* Vol. 180–181, pp. 66–81.

Gehlen C., Osterminski K., Weirich T. (2006) High-cycle fatigue behaviour of reinforcing steel under the effect of ongoing corrosion, *Structural Concrete*, Vol. 17:3, pp. 329–337.

Hultgren G., Mansour R., Barsoum Z., Olsson M. (2021) Fatigue probability model for AWJ-cut steel including surface roughness and residual stress. *Journal of Constructional Steel Research* 179.

Imperatore S., Rinaldi Z. & Drago C. (2017) Degradation relationships for the mechanical properties of corroded steel rebars, *Construction and Building Materials*, Vol. 148, pp. 219–230.

Köse Ö. (2011) Distribution of turbulence statistics in open-channel flow, *International Journal of the Physical Sciences*, Vol. 6(14), pp. 3426–3436.

Montgomery R. (1984) Investigations into rock erosion by high velocity water flows, M.Sc. thesis, University of Washington, 107 pp.

Müller G., Wolters G., Cooker M. (2003) Characteristics of pressure pulses propagating through water-filled cracks. *Coastal Engineering*, Vol. 49, pp. 83–98.

Müller G. & Wolters G. (2004) Wave effects on blockwork structures: Numerical models, *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 42:1, pp. 81–87

Müller G., Geisenhainer P., Wolters G. & Marth R. (2008) Propagation of non-linear transient pressures through fresh and sea water, *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 46:sup1, pp. 87–95

- Pantazopoulos G., Pressas I., Vazdirvanidis A. (2019) Fatigue failure analysis of a Ø14 B500C steel rebar: Metallurgical evaluation and numerical simulation, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 101, pp. 180–192.
- Pells S. (2016) Erosion of rock in spillways, PhD Thesis, Civil & Environmental Engineering, Faculty of Engineering, University of New South Wales, Australia, 1982 pp.
- Rapport DSO-07-07 (2007) Uplift and Crack Flow Resulting from High Velocity Discharges Over Open Offset Joints. U.S. Department of the Interior. Bureau of Reclamation.
- Rapport GSPP 433-E (1968) A Laboratory Investigation of Open-Channel Dispersion Processes for Dissolved, Suspended, and Floating Dispersants. Geological Survey Professional Papers, Washington.
- Reinius E. (1986) Rock erosion, *Water Power & Dam Construction*, June 1986, 6 pp.
- Wolters G. & Müller G. (2004) The propagation of wave impact induced pressures into cracks and fissures, Geological Society, London, *Engineering Geology*, Special Publications, 20, pp. 121-130.
- Wolters G., Müller G., Bullock G., Obhrai C., Peregrine H. & Bredmose H. (2004) Field and large scale model tests of wave impact pressures propagating into cracks, *Coastal Engineering*, pp. 4027-4039.
- Zhang W., Song X., Gu X., Li B. (2012) Tensile and fatigue behavior of corroded rebars, *Construction and Building Materials*, Vol. 34, pp. 409–417.

BERGEROSION I SPILLFÅROR – ETAPP 3

I etapp 3 om bergerosion i spillfåror presenteras en sammanställning av litteratur och data som möjliggör beräkningar av belastning på berggrunden och sprickplan för turbulent planparallellt flöde jäms med en bergyta i urberggrunden. Beräkningslösningen kan användas för spillfåror, tunnlar och schakter. Det presenterade underlaget har utöver en skisserad beräkningsmodell för tryckbildning mellan vatten- och bergmassa och trycköverföring ned i bergmassan utökats med en metodik för utvärdering av sprickvidder in situ, en utvärdering av förväntad frekvens av vattenstötar i kanalströmning. Rapporten innehåller också en diskussion av utmattnings- samt korrosions-effekter på kamstål och en beskrivning av lämpliga geologiska miljöer att tillämpa en bergförstärkningslösningar på.

Ett nytt steg i energiforskningen

Energiforsk är en forsknings- och kunskapsorganisation som samlar stora delar av svensk forskning och utveckling om energi. Målet är att öka effektivitet och nyttiggörande av resultat inför framtida utmaningar inom energiområdet. Vi verkar inom ett antal forskningsområden, och tar fram kunskap om resurseffektiv energi i ett helhetsperspektiv – från källan, via omvandling och överföring till användning av energin. www.energiforsk.se



Energiforsk