

Modélisation du renard hydraulique et interprétation de l'essai d'érosion de trou

Stéphane Bonelli, Olivier Brivois, Nadia Benahmed

► **To cite this version:**

Stéphane Bonelli, Olivier Brivois, Nadia Benahmed. Modélisation du renard hydraulique et interprétation de l'essai d'érosion de trou. Revue française de Géotechnique, 2007, 118, pp.13-22. <hal-00180726>

HAL Id: hal-00180726

<https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00180726>

Submitted on 19 Oct 2007

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Modélisation du renard hydraulique et interprétation de l'essai d'érosion de trou

Modelling piping erosion and interpretation of the hole erosion test

Stéphane Bonelli⁽¹⁾, Olivier Brivois^(1,2), Nadia Benahmed⁽¹⁾

⁽¹⁾Cemagref, 3275 Route de Cézanne, CS 40061, 13182 Aix-en-Provence Cedex 5, France.

E-mail: stephane.bonelli@cemagref.fr

⁽²⁾Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique (UPR-CNRS 7051), 31 chemin Joseph Aiguier, 13402 Marseille, France

RÉSUMÉ.

L'érosion par renard hydraulique est l'une des causes de rupture des ouvrages hydrauliques. Elle est liée à la formation et au développement d'un tunnel continu entre l'amont et l'aval. L'essai d'érosion au trou est très utilisé pour quantifier la cinétique d'érosion par renard. Toutefois, peu de travaux ont porté sur la modélisation de cette expérimentation. A partir des équations d'écoulement diphasique avec diffusion, et des équations de saut avec érosion, un modèle à deux paramètres décrivant l'agrandissement d'un conduit par érosion hydraulique est proposé. Le premier paramètre est la contrainte seuil. Le second paramètre est le coefficient d'érosion. La comparaison avec des résultats expérimentaux publiés valide le modèle. Nous en déduisons alors, pour un ouvrage hydraulique (barrage, digue), une évaluation du temps restant jusqu'à la brèche.

MOTS-CLES : renard hydraulique, érosion de conduit, contrainte critique, ouvrages hydrauliques.

ABSTRACT.

A phenomenon called « piping » often occurs in hydraulics works, involving the formation and the evolution of a continuous tunnel between the upstream and the downstream side. The hole erosion test is commonly used to quantify the rate of piping erosion. However, few attempts have been made to model these tests. From the equations of diphasic flow with diffusion, and the equations of jump with erosion, a two parameters model for pipe enlargement is proposed. The first parameter is the critical stress. The second parameter is the erosion coefficient. The comparison with published experimental data confirm the validity of

21/02/2007

this model. We propose therefore an expression for the remaining time to breaching for hydraulic works (dams, dykes).

KEY WORDS: piping; piping erosion; critical shear stress; hydraulic works.

1. INTRODUCTION

L'érosion hydraulique est l'une des principales causes de rupture des ouvrages hydrauliques (digues, barrages). L'enjeu est défini par les zones susceptibles d'être inondées en aval. L'écoulement peut être externe à l'ouvrage, lorsque celui-ci est soumis à une surverse. Il peut être interne à l'ouvrage mais externe au matériau, dans le cas d'un conduit continu entre l'amont et l'aval. Enfin, il peut être interne au matériau (et donc à l'ouvrage). Lors des dernières décennies, de nombreux travaux de recherche ont porté sur la compréhension et l'étude au laboratoire de l'érosion hydraulique. Deux conditions doivent être réunies : le détachement des particules et leur transport.

Concernant l'érosion interne à l'ouvrage, huit phénomènes de détachement (la boullance, la suffusion, l'érosion régressive, le débouillage, la dissolution, la dispersion, l'entraînement et l'exsolution) et deux types de transport (transport dans un conduit, et transport dans l'espace poreux interparticulaire) ont été identifiés par Fry *et al.* (1997). Simplifiant la description, Foster et Fell (2001) ont proposé quatre mécanismes d'initiation et de progression: par écoulement localisé dans une fissure ou un trou, par érosion régressive, par suffusion, par érosion de contact entre deux sols.

On peut distinguer quatre phases de développement (Foster et Fell, 2001) : l'initiation, la filtration, la progression, la rupture par brèche. L'initiation représente le fait que la sollicitation hydraulique est supérieure à un seuil d'érosion. La filtration est une phase qui dépend de la présence d'un filtre, et de son efficacité : cette phase reflète les conditions aux limites. La progression est la phase de développement de l'érosion au sein de l'ouvrage. La rupture par brèche est la phase ultime.

Nous nous intéressons à la phase de progression d'une érosion interne à l'ouvrage par écoulement localisé dans un tunnel circulaire, souvent dénommé « Renard », ou « piping ».

Plusieurs expérimentations de laboratoire ont été conçues pour reproduire ce mécanisme. Récemment, le « hole-erosion test » (essai d'érosion dans un trou) a fait l'objet d'investigations importantes : de nombreux essais ont été réalisés, sur plusieurs sols (Wan et Fell, 2002, 2004a, 2004b). Le principe n'est pas nouveau : Lefebvre *et al.* (1985) l'avait dénommé « drill-erosion test ». Il s'est avéré être simple, robuste et bien adapté à la caractérisation du phénomène. Il manque toutefois une composante essentielle : un modèle d'interprétation.

L'érosion et le transport sédimentaire ont été féconds, depuis plusieurs décennies, en travaux de modélisation de l'érosion d'un fond mobile sous un écoulement à surface libre (Yalin, 1977; Graf, 1971; Chanson, 1999). La grande majorité des modèles existants est basée sur les équations de St-Venant (ou shallow water equations), qui représentent une description intégrée sur l'épaisseur de l'écoulement. L'ouvrage de Singh (1996) illustre bien l'état de l'art dans le domaine des ouvrages hydrauliques, essentiellement inspiré de l'hydraulique fluviale. Les équations de couche-limite ont également permis des modélisations lorsque les phénomènes importants sont localisés près de l'interface, soit par méthode intégrale (Akiyama & Stefan, 1985), soit en résolvant directement ces équations (Lagree, 2000 ; Brivois, 2005). Frenette (1996) a résolu les équations complètes de Navier-Stokes.

Le domaine pétrolier a également abordé ce type de question dans le cadre de la poromécanique (Vardoulakis *et al.*, 1995; Stravropoulou *et al.*, 1998; Vardoulakis *et al.*, 2000; Papamichos *et al.*, 2001). Les modèles proposés permettent de décrire l'augmentation de porosité d'un sol soumis à une érosion par écoulement interne. Toutefois, ils ne sont pas adaptés à la description de l'agrandissement d'un conduit par écoulement turbulent.

Ce travail propose un modèle d'interprétation de l'essai d'érosion de trou. Nous nous appuyons sur les modèles classiques utilisés en mécanique des fluides diphasiques pour aborder cette question ancienne qui est au cœur de la géomécanique. Nous considérons qu'il

s'agit d'une érosion d'interface, entre le milieu poreux et le fluide en écoulement dans le trou, avec transport des particules érodées par le fluide. Dans une description de milieux continus de type Euler/Euler, l'érosion peut être représentée par la célérité d'une interface mobile de discontinuité entre le milieu poreux et le fluide libre, traversée par le flux de masse érodée.

Dans la première partie, les équations de champ d'un écoulement instationnaire diphasique et les équations de saut sur l'interface de discontinuité eau/sol avec érosion sont explicitées. Dans la deuxième partie, on se focalise sur l'écoulement dans un conduit circulaire. Une solution analytique est obtenue dans le cas d'une sollicitation à pression constante imposée. On en déduit un modèle d'interprétation de l'essai d'érosion de trou. La troisième partie concerne des comparaisons de ce modèle avec des résultats expérimentaux publiés. La quatrième partie comprend quelques éléments de discussion. Enfin, la dernière partie porte sur l'application aux ouvrages hydrauliques : une estimation du temps restant jusqu'à la brèche y est proposée.

2. EQUATIONS D'ECOULEMENT DIPHASIQUE AVEC EROSION

Nous nous intéressons à l'érosion d'une interface fluide/sol provoquée par un écoulement parallèle à cette interface. Le fluide porteur est l'eau. Le matériau érodé est un sol saturé. Le fluide érosif est le mélange eau+matériau érodé. Un aperçu des différents mécanismes mis en jeu dans les écoulements diphasiques est donné par exemple par Sommerfeld (2000). Dans une description de type Euler/Euler, dite approche Eulérienne ou modèle à deux fluides, une modélisation continue est utilisée pour représenter les particules érodées puis transportées. Les deux phases sont traitées comme des milieux continus superposés. On note Ω le volume de fluide diphasique. Les phénomènes de sédimentation et de dépôt, ainsi que l'action de la gravitation, sont négligés. Les équations de champ diphasiques à l'intérieur de Ω sont :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho Y}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho Y \vec{u}) = -\vec{\nabla} \cdot \vec{J} \quad (2)$$

$$\frac{\partial \rho \vec{u}}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{u} \otimes \vec{u}) = \vec{\nabla} \cdot \vec{\sigma} \quad (3)$$

Ces équations sont classiques (Germain et al., 1983 ; Nigmatulin, 1990 ; Morland & Sellers, 2001). La première équation exprime la conservation de la masse totale. La seconde équation exprime la conservation de la masse de la phase continue qui représente les particules solides. La troisième équation décrit le mouvement du fluide diphasique. Dans ces équations, ρ est la masse volumique du fluide diphasique fonction de Y qui est la concentration massique de particules, \vec{u} est la vitesse barycentrique massique, \vec{J} est le flux massique de diffusion de particules, $\vec{\sigma}$ est le tenseur des contraintes du fluide diphasique.

Le fluide en écoulement et le sol sont supposés séparés par une interface notée Γ . D'un côté de Γ , le mélange eau+particules se comporte comme un fluide diphasique en écoulement. De l'autre côté de Γ , ce mélange se comporte comme un milieu poreux saturé. Lors d'une érosion, une fraction de mélange se trouvant du côté sol va traverser l'interface pour être dans le fluide. En conséquence, Γ n'est pas une interface matérielle : à deux instants, elle ne contient pas les mêmes particules. On suppose que Γ est une interface de discontinuité géométrique sans épaisseur. D'autres choix sont possibles (Graziano & Marasco, 2001). On note \vec{n} la normale unitaire à Γ sortante du sol et \vec{v}_Γ la célérité de l'interface (figure 1). Les équations de saut sur Γ sont

$$\llbracket \rho(\vec{v}_\Gamma - \vec{u}) \cdot \vec{n} \rrbracket = 0 \quad (4)$$

$$\llbracket \rho Y(\vec{v}_\Gamma - \vec{u}) \cdot \vec{n} \rrbracket - \llbracket \vec{J} \cdot \vec{n} \rrbracket = 0 \quad (5)$$

$$\llbracket \rho \vec{u}(\vec{v}_\Gamma - \vec{u}) \cdot \vec{n} \rrbracket + \llbracket \vec{\sigma} \cdot \vec{n} \rrbracket = 0 \quad (6)$$

Ces équations sont assimilables aux relations de Rankine-Hugoniot (ou de Hadamard). Elles sont classiques (Marigo J.-J., 1985 ; Morland & Sellers, 2001). Lorsque les déformations du sol sont négligées, que ce sol est saturé et sans écoulement de Darcy, le flux de matière (eau+particules) traversant l'interface, noté \dot{m} , est défini par

$$\dot{m} = -\rho_g v_\Gamma \quad (7)$$

où ρ_g est la masse volumique du sol, et où $v_\Gamma = \vec{v}_\Gamma \cdot \vec{n}$. Nous considérons une loi d'érosion d'interface de la forme

$$\dot{m} = k_{er} (|\tau_b| - \tau_c) \text{ si } |\tau_b| > \tau_c, \quad 0 \text{ sinon} \quad (8)$$

où τ_c est la contrainte critique (ou seuil) d'érosion, et k_{er} est le coefficient d'érosion. La contrainte tangentielle fluide τ_b sur Γ est :

$$|\tau| = \sqrt{(\vec{n} \cdot \vec{n})^2 - (\vec{n} \cdot \vec{n})^2} \quad (9)$$

Cette loi d'érosion a historiquement été introduite pour les écoulements à surface libre (Raudkivi, 1998; Chanson, 1999). Elle est ici utilisée pour un écoulement en charge axisymétrique : il s'agit d'un choix de loi de comportement de l'interface.

Ce modèle est assez général pour être appliqué à des situations diverses (Brivois, 2005), mais sa résolution complète est encore trop complexe pour être opérationnelle : la modélisation de l'évolution de l'interface de discontinuité est un problème délicat. En particulierisant la situation, des hypothèses supplémentaires peuvent être introduites pour simplifier le modèle.

3. LE MODELE D'ECOULEMENT DILUE DE CONDUIT

On considère un écoulement dans un tunnel circulaire (le « trou », figure 2) de volume Ω qui est un cylindre de longueur L et de rayon R (valeur initiale R_0). On suppose que l'écoulement est suffisamment rapide : $Re \gg 1$ où $Re = \rho^f V R / \mu^f$ est le nombre de

Reynolds, μ^f est la viscosité dynamique de l'eau, ρ^f est sa masse volumique et V est la vitesse moyenne de l'écoulement. On suppose une loi de comportement du fluide quadratique en vitesse, avec une longueur de mélange et une loi de diffusion de Fick pour la concentration (Brivois, 2005). Ces choix de lois de comportement sont rustiques mais classiques. Ils permettent de décrire très simplement un écoulement turbulent diphasique (Tennekes & Lumley, 1974 ; Schlichting, 1987). Des descriptions plus sophistiquées sont possibles (Fevrier, 2000).

Choisissant comme échelle longitudinale $Re R$, on réalise un développement asymptotique des équations de conservation sur le petit paramètre $\varepsilon = Re^{-1}$ dans un repère axisymétrique, ce qui élimine l'équation du mouvement pour la vitesse orthoradiale, dans le même esprit que ce qui a été fait pour les écoulements de couche limite (Schlichting, 1987 ; Landau & Lifchitz, 1989). La démarche est exactement la même pour cet écoulement « allongé », assimilable à un écoulement de couche mince.

On considère alors le système formé par les termes du premier ordre en ε : ce système est assimilable aux équations RNSP (Reduced Navier Stokes/Prandtl) considéré par Lagree et Lorthois (2005) pour les écoulements axisymétriques, mais il est ici diphasique et instationnaire et la section évolue avec l'érosion de la paroi. Il en résulte que la pression est constante dans une section, ce qui élimine l'équation du mouvement pour la vitesse radiale. Sur Γ , la concentration, le flux de diffusion et les contraintes normales sont discontinues. La seule hypothèse que nous considérons sur cette interface est la continuité des vitesses tangentielles, ce qui implique la continuité des contraintes tangentielles : cette hypothèse est essentiellement dûe à l'absence de résultats expérimentaux.

On note ϕ la fraction volumique de matière solide. Cette grandeur est ici préférée à la concentration massique, à laquelle elle est reliée par $\rho^s \phi = \rho Y$. On note ϕ_g la concentration

du sol, et $\rho_g = (\rho^s - \rho^f)\phi_g + \rho^f$ la masse volumique du sol. La grandeur ϕ_g est plus communément appelée compacité, et est égale à $\phi_g = 1 - n$ où n est la porosité. Le système obtenu est alors intégré sur la section. On obtient un modèle de type couche mince instationnaire axisymétrique qui pourrait être résolu numériquement. Toutefois, nous simplifions encore la description par des hypothèses supplémentaires.

La vitesse d'écoulement de référence est $V_0 = Q_0 / \pi R_0^2$, où Q_0 est le débit initial. Le temps caractéristique d'écoulement est $t_0 = R_0 / V_0$. La pression motrice est $P = R(p_{in} - p_{out}) / (2L)$ (valeur initiale P_0), où p_{in} et p_{out} sont les pressions d'entrée et de sortie ($p_{in} > p_{out}$). On note $V_{er} = k_{er}P_0 / \rho_g$ la vitesse d'érosion de référence. Le temps caractéristique d'érosion est alors $t_{er} = R_0 / V_{er}$. Le débit total de matière érodée (particules+eau) est $Q_{er} = 2\pi R_0 L V_{er}$.

La ratio débit érodé/débit écoulé est $Q_{er} / Q_0 = 2L V_{er} / (R_0 V_0)$. Nous notons alors c_0 la concentration moyenne de référence, définie by $c_0 = (1 - n)Q_{er} / Q_0$. Finalement, nous définissons $\tilde{k}_{er} = k_{er}V_0$ comme étant le nombre de cinétique d'érosion. Ces deux nombres adimensionnels sont au cœur de la modélisation.

Lorsque $c_0 \ll 1 - n$, le débit de matière érodé est très petit devant le débit d'écoulement ($Q_{er} \ll Q_0$). Dans ce cas, l'écoulement est dilué, et la concentration en particules solides n'a pas d'influence sur le système. Cette situation est celle d'un conduit qui n'est pas suffisamment long pour que l'accumulation des particules de sol érodé ne confère à l'écoulement un caractère de suspension concentré ($L < R_0 \tilde{k}_{er}^{-1}$). Lorsque $\tilde{k}_{er} \ll 1$, le temps caractéristique d'écoulement est très petit devant le temps caractéristique d'érosion ($t_0 \ll t_{er}$), et la vitesse

d'érosion est très petite devant la vitesse d'écoulement ($V_{er} \ll V_0$). L'écoulement peut alors être considéré comme permanent, et les termes inertiels peuvent être négligés.

Les grandeurs adimensionnelles suivantes sont introduites :

$$\tilde{t} = \frac{t}{t_{er}}, \tilde{R} = \frac{R}{R_0}, \tilde{V} = \frac{V}{V_0}, \tilde{P} = \frac{P}{P_0}, \tilde{Q} = \frac{Q}{Q_0}, \tilde{\tau}_c = \frac{\tau_c}{P_0}. \quad (10)$$

Dans le cas d'un écoulement dilué ($L < R_0 \tilde{k}_{er}^{-1}$) et d'une situation de faible cinétique d'érosion ($\tilde{k}_{er} \ll 1$), le système obtenu est très simple. La vitesse d'écoulement et le débit sont fonctions du rayon et de la pression motrice par $\tilde{R}\tilde{P} = \tilde{V}^2$ and $\tilde{R}^5\tilde{P} = \tilde{Q}^2$. On considère alors un échelon de pression $\tilde{P}(\tilde{t}) = 0$ if $\tilde{t} < 0$, 1 if $\tilde{t} > 0$. La solution exacte du système est entièrement décrite par l'évolution temporelle du rayon, qui est la suivante :

$$\tilde{R}(\tilde{t}) = \begin{cases} 1 & \text{if } \tilde{t} \leq 0 \text{ ou } \tilde{\tau}_c \geq 1 \\ \tilde{\tau}_c + (1 - \tilde{\tau}_c) \exp(\tilde{t}) & \text{if } \tilde{t} > 0 \text{ et } \tilde{\tau}_c < 1 \end{cases} \quad (11)$$

Ceci est la loi d'échelle de l'érosion par renard hydraulique à pression constante pour un écoulement dilué. Ce résultat a des conséquences importantes: il peut être utilisé pour analyser des résultats expérimentaux. Le rayon adimensionné $\tilde{R} - \tilde{\tau}_c$ peut être tracé en fonction du temps adimensionné $\tilde{t} + \ln(1 - \tilde{\tau}_c)$, ce qui permet une description unifiée de l'érosion par renard de différents sols, dans des conduits de différents diamètres, ...

4. COMPARAISON AVEC L'EXPERIMENTATION

L'essai d'érosion de trou a été élaboré pour reproduire au laboratoire le renard hydraulique. L'échantillon de sol est compacté dans un moule Proctor. Un trou est réalisé suivant le sens longitudinal de l'échantillon. L'eau est alors mise en circulation à niveaux amont et aval constants. Les résultats de l'essai sont donnés par l'évolution du débit en fonction du temps.

L'évolution du rayon est donc évaluée de manière indirecte, à l'aide du débit. Pour plus de détails, il convient de se reporter à Wan et Fell (2002, 2004a, 2004b).

La loi d'échelle (11) est maintenant appliquée à l'interprétation de résultats expérimentaux obtenus par Wan et Fell (2002). Le tableau 1 contient les teneurs en eau et porosités des 9 sols testés, ainsi que les correspondances entre sols et essais. Le tableau 2 contient les paramètres des 17 essais analysés, ainsi que les résultats des essais d'identification.

Le trou a un rayon initial $R_0 = 3$ mm. L'échantillon a une longueur $L = 117$ mm. La vitesse de référence V_0 , qui est la vitesse moyenne de l'écoulement en début d'essai est de l'ordre du m/s. Le Reynolds initial est de l'ordre de $Re = 3000$. Les contraintes seuil couvrent deux ordres de grandeur (du Pa à 10^2 Pa). Les coefficients d'érosion couvrent trois ordres de grandeur (de 10^{-5} à 10^{-2} s/m). Les cinétiques d'érosion sont toutes faibles ($k_{er} V_0 < 10^{-3}$), sauf pour l'essai LDHET014, mais la valeur est acceptable ($k_{er} V_0 \approx 10^{-2}$). Les concentrations volumiques de référence sont faibles, de l'ordre de 10^{-4} , ce qui correspond à une suspension diluée.

Les figures 2 et 3 montrent respectivement les évolutions des débits et des rayons adimensionnés en fonction du temps adimensionné. Sans adimensionnement (notamment en temps par t_{er}), il n'aurait pas été possible de regrouper ces courbes sur un même graphique.

La figure 4 regroupe toutes les évaluations expérimentales des valeurs du rayon sur la courbe maîtresse de la loi d'échelle. La partie plate de l'évolution, pour un temps adimensionnel compris en -12 et -4, reflète le fait que ces essais sont tous caractérisés par une valeur de $\tilde{\tau}_c$ proche de un. Ces figures valident la loi d'échelle de l'érosion par renard hydraulique à pression constante pour un écoulement dilué Eq. (11).

Le tableau 3 regroupe les résultats d'identification obtenus par type de sol. Il montre que des sols différents ont des paramètres d'érosion différents. On peut alors penser qu'il soit possible de trouver une relation simple entre ces paramètres d'érosion et des paramètres géotechniques traditionnels caractérisant les sols en question. Une telle relation - si elle existe - n'a pas encore été trouvée (Wan et Fell, 2002). La conclusion est la suivante : la démarche la plus adaptée est de réaliser des essais de laboratoire pour quantifier les paramètres d'érosion d'un sol.

5. DISCUSSION

Sur la longueur de l'échantillon

La longueur d'entrée l_m d'un écoulement turbulent dans une conduite correspond à l'établissement de cet écoulement. Elle est estimée à $l_m \approx 1.6R Re^{1/4}$. Pour les essais à pression constante considérés, nous obtenons $l_m \approx 30$ mm en début d'érosion, ce qui représente 30% de la longueur de l'échantillon. Pour que la longueur d'entrée soit négligeable, il faudrait avoir des échantillon de un mètre de long au moins.

Sur l'identification des paramètres

La question de l'unicité et de l'existence des paramètres n'a pas été étudiée : elle reste à traiter. La méthode d'identification consiste en un ajustement non linéaire entre les résultats d'essai et l'équation d'évolution du rayon, les inconnues étant les deux paramètres τ_c et k_{er} .

D'autres méthodes ont été testées, dont un ajustement linéaire entre τ_b et dR / dt (grandeur délicate à évaluer) ou entre ces grandeurs intégrées en temps. Les résultats sont similaires, mais l'ajustement non linéaire s'est avéré nettement plus robuste, et la convergence a toujours été obtenue en quelques itérations avec la méthode de Newton-Raphson, même lorsque

l'ajustement ne se superpose pas de manière satisfaisante aux mesures ou lorsque $\tilde{\tau}_c$ est très proche de un (essais HDHET001 ou HDHET005 par exemple).

Sur l'identification de la contrainte critique

La méthode d'extrapolation utilisée par Wan et Fell (2002) pour obtenir la contrainte critique est très peu précise (elle est d'ailleurs similaire à la méthode traditionnelle utilisée en géotechnique pour évaluer la cohésion sur un essai triaxial). Ces auteurs ont alors suggéré d'estimer directement la contrainte critique en augmentant graduellement la pression d'entrée jusqu'au déclenchement de l'érosion (Wan et Fell, 2004). Cette méthode présente un sérieux inconvénient : elle conduit toujours à des valeurs de $\tilde{\tau}_c$ très proches de un. Le résultat obtenu peut alors dépendre de la patience de l'expérimentateur. En effet, le terme $\ln(1 - \tilde{\tau}_c)$ peut être grand. Si l'essai ne dure pas assez longtemps - c'est à dire si la durée de l'essai est inférieure à $t_{er} \ln(1 - \tilde{\tau}_c)$ - l'expérimentateur peut conclure à une absence d'érosion alors que celle-ci évolue très lentement. Lors d'un essai à pression constante, nous pensons qu'il n'est pas pertinent de chercher à augmenter progressivement la pression pour détecter directement la contrainte seuil : mieux vaut établir une pression P franchement supérieur à τ_c , et réaliser l'interprétation à l'aide du modèle, ce qui augmentera la précision et réduira la durée de l'essai.

6. APPLICATION A UN OUVRAGE HYDRAULIQUE

La cinétique d'érosion a une influence considérable sur le développement d'un renard hydraulique dans une digue ou un barrage, jusqu'à la brèche. Ceci influence l'évaluation du temps disponible, permettant éventuellement d'alerter et d'évacuer les zones aval.

Supposons que l'érosion soit initiée, et que les filtres soient inefficaces à stopper le processus: il se forme alors à un moment donné un conduit continu entre l'amont et l'aval (Fig. 5). La vitesse d'agrandissement de ce conduit dépend du gradient hydraulique et de l'érodibilité du

sol donnée par le coefficient d'érosion k_{er} . Ce conduit s'agrandit jusqu'à une valeur particulière du diamètre provoquant l'effondrement de la couche de sol située au-dessus (le toit). Cet effondrement provoque une brèche, qui va ensuite s'élargir. La question qui se pose est la suivante : comment évaluer le temps restant jusqu'à effondrement du toit ?

Le temps caractéristique d'érosion peut se ré-écrire comme suit :

$$t_{er} = \frac{2(\gamma_g / \gamma_w)}{gk_{er}(\Delta H_w / L)} \quad (12)$$

Ce temps est donc fonction de paramètres ayant un sens physique précis : le coefficient d'érosion k_{er} , la densité du sol γ_g , la densité de l'eau γ_w , la différence de niveau hydraulique entre l'amont et l'aval ΔH_w , la longueur du conduit L , et la constante gravitationnelle g .

Nous pouvons alors proposer une expression pour estimer le temps restant avant la brèche. Supposons que l'on connaisse la contrainte critique τ_c et le coefficient d'érosion k_{er} par des essais préliminaires d'érosion au laboratoire. Supposons que l'on connaisse le rayon maximum R_{max} avant effondrement du toit, par une analyse géotechnique préliminaire. Le schéma de principe d'évolution du processus est décrit sur la figure 6.

Après initiation par érosion régressive (phénomène encore méconnu), le conduit est formé avec un rayon initial R_0 , qui est inconnu. Nous avons une estimation de la borne inférieure

$R_{min} < R_0$ par définition de la contrainte seuil :

$$R_{min} = \frac{2L\tau_c}{\gamma_w \Delta H_w} \quad (13)$$

Une inspection visuelle peut permettre d'estimer le débit sortant, et donc le rayon R_d au moment de cet inspection. La loi d'échelle conduit alors à l'estimation suivante de Δt_u , temps restant jusqu'à la brèche :

$$\Delta t_u \approx t_{er} \ln \left(\frac{R_{\max} - R_{\min}}{R_d - R_{\min}} \right) \quad (14)$$

L'application au cas du barrage de Téton donne un ordre de grandeur du temps entre le moment où la fuite a été détectée par un témoin, et la brèche. La rupture s'est produite pendant le premier remplissage, le 5 juin 1976. C'est historiquement le plus grand barrage en terre qui a connu une rupture complète (IRG, 1980; Penman, 1987).

La charge amont et la longueur du conduit ont les ordres de grandeur suivants : $\Delta H_w \approx 30$ m et $L \approx 100$ m. Les essais de laboratoire réalisés par Wan et Fell (2002) ont conduit à : $\tau_c \approx 20$ Pa et $k_{er} \approx 10^{-3}$ s/m. Il vient donc $R_{\min} \approx 13$ cm. Le diamètre maximum avant effondrement du toit n'est pas connu; nous l'évaluons à $R_{\max} = 2H / 3$ où $H \approx 90$ m est la hauteur de l'ouvrage au droit du conduit.

Un témoignage a fait état d'une fuite d'environ $Q \approx 1$ m/s vers 9 h30 du matin. Nous pouvons en déduire que le rayon correspondant est $R_d \approx 25$ cm. Il vient alors $\Delta t_u \approx 2$ h30. Ce résultat correspond aux faits. A 11h20 du matin, le conduit était si grand que les engins envoyés sur place pour le combler sont tombés dedans. Vers 11h55 du matin, le toit s'effondrait et la brèche se formait.

Le coefficient d'érosion k_{er} peut donc servir d'indicateur pour évaluer le temps disponible avant rupture : si celui-ci avait été de l'ordre de 10^{-4} s/m, il serait encore resté plus de 20 h

avant rupture ! Des travaux supplémentaires de validation sur plusieurs études de cas restent à mener pour savoir si ce temps Eq. (14) est effectivement un indicateur pertinent.

7. CONCLUSION

L'essai d'érosion de trou est bien adapté à la caractérisation de l'érosion par renard hydraulique, mais il n'existe pas de modèle d'interprétation. A partir des équations d'écoulement diphasique avec diffusion, et des équations de saut avec érosion de l'interface fluide/sol, un modèle simple pour décrire l'agrandissement d'un conduit par érosion hydraulique est proposé. Ce modèle est fonction de deux paramètres d'érosion : la contrainte seuil et le coefficient d'érosion. La comparaison avec des résultats expérimentaux publiés valide le modèle pour l'interprétation d'essais d'érosion de trou.

Le raisonnement est alors poursuivi au cas d'un ouvrage hydraulique (barrage, digue) : une évaluation du temps restant jusqu'à la brèche est proposée. Pour cela, il faut impérativement avoir détecté visuellement le renard, et avoir réalisé des essais préliminaires d'érosion de trou sur le sol en question. Ce temps est directement lié à la capacité d'alerter et d'évacuer les zones aval. Des travaux supplémentaires de validation sur plusieurs études de cas documentées restent à mener pour savoir si ce temps est effectivement un indicateur pertinent.

Remerciements : ce projet de recherche est soutenu par l'Agence Nationale de la Recherche (ERINOH, contrat 0594C0115). Nous remercions le Professeur Robin Fell, ainsi que Chi Fai Wan pour leurs résultats expérimentaux.

REFERENCE S

Akiyama J., Stefan H. Turbidity current with erosion and deposition, *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 111, N°12, 1985.

Brivois O . *Contribution à la modélisation de l'érosion de fortes pentes par un écoulement turbulent diphasique*, Thèse Université Aix-Marseille II, 215 p, 2005.

- Chanson H. *The Hydraulics of Open Channel Flows: An Introduction*. Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 512 pages, 1999.
- Fevrier P. *Etude numérique des effets de concentration préférentielle et de corrélation spatiale entre vitesse de particules solides en turbulence homogène isotrope stationnaire*, Thèse I.N.P.G., 279 p., 2000.
- Foster M. A., Fell R. Assessing embankment dam filters that do not satisfy design criteria. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 125, N° 7, pp. 398–407, 2001.
- Frenette R. *Modélisation tridimensionnelle par éléments-finis du transport des sédiments dans les cours d'eau*, PhD. Thesis Laval U. Québec, Canada, 1996.
- Fry J.-J. (coord). *Internal Erosion: Typology, Detection, Repair*. Barrages and Reservoirs N° 6. Comité Français des Grands Barrages, Le Bourget-du-lac Cedex, 1997.
- Germain P., Nguyen Q.S., Suquet P. Continuum Thermodynamics, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 50, pp 1010-1020, 1983.
- Graf W.H. *Hydraulics of Sediment Transport*. McGraw-Hill, 513 pages, 1971.
- Graziano L., Marasco A. Balance laws for continua with an interface deduced from multiphase continuous models with a transition layer, *International Journal of Engineering Science*, Vol. 39, N° 8, pp 873-896, 2001.
- Interior Review Group (IRG). *Failure of Teton Dam-Final Report*. USBR, Engineering and Research Centre, Denver, 1980.
- Lagrée P.-Y. Erosion and sedimentation of a bump in fluvial flow", *C. R. Acad. Sci. Paris*, t328, Série II b, p869-874, 2000.
- Lagrée P.-Y., Lorthois S. The RNS/Prandtl equations and their link with other asymptotic descriptions. Application to the computation of the maximum value of the Wall Shear Stress in a pipe, *International Journal of Engineering Science*, Vol 43/3-4 pp 352-378, 2005.
- Lefebvre G., Rohan K., Douville S. Erosivity of natural intact structured clay : evaluation, *Canadian Geotechnical Journal*, N°22, pp. 508-517, 1985.
- Marigo J.-J. Lois de bilan en thermomécanique des milieux continus, *E.D.F. Bulletin de la Direction des Etudes et Recherches*, Series C Mathématiques Informatiques, n°2, pp. 5-46, 1985.
- Morland L.W., Sellers S. Multiphase mixtures and singular surfaces, *International Journal of Non-Linear Mechanics*, Vol. 36, pp. 131-146, 2001.
- Nigmatulin R.I. *Dynamics of multiphase media*, Book News, Inc. Portland, 1990.
- Papamichos E., Vardoulakis I., Tronvoll J., Skjaerstein A. Volumetric sand production model and experiment. *Int. J. Num. Anal. Meth. Geomechanics*, Vol. 25, pp. 789-808, 2001.
- Penman A.D.M. Teton Investigation- A review of Existing Findings. *Engineering Geology*, Vol. 24, pp. 221-237, 1987.
- Raudkivi A.J., *Loose boundary hydraulics*, A.A. Balkema/Rotterdam/Brookfield, 496 p., 1998.
- Schlichting H., *Boundary layer theory*, 7th ed Mc Graw Hill, New York, 817 p., 1987.
- Singh, V.P., *Dam breach modelling technology*, Water Science and Technology Library, Kleiwer Academic Publishers, 241 p., 1996.
- Sommerfeld M., Theoretical and experimental modeling of particulate flow: Overview and Fundamentals. *VKI for fluid dynamics*, Lecture Series 2000-06, 2000.
- Stravropoulou M., Papanastasiou P., Vardoulakis I. Coupled wellbore erosion and stability analysis. *Int. J. Num. and Anal. Meth. in Geomechanics*, Vol. 22, pp. 749-769, 1998.
- Tennekes H., Lumley J.L., *A first course on turbulence*, 3rd Ed. The MIT press, Cambridge Mass. 1974.
- Vardoulakis I., Stavropoulou M., Papanastasiou P. Hydromechanical aspects of sand production problem. *Transport in Porous Media*, Vol. 22, pp. 225-244, 1995.
- Vardoulakis I., Papanastasiou P., Stavropoulou M. Sand erosion in axial flow conditions. *Transport in porous Media*, Vol. 45, N° 2, pp. 267-281, 2000.

21/02/2007

Wan C.F., Fell R. *Investigation of internal erosion and piping of soils in embankment dams by the slot erosion test and the hole erosion test*. UNICIV Report No R-412, The University of New South Wales Sydney ISSN 0077 880X, 2002.

Wan C.F., Fell R. Investigation of rate of erosion of soils in embankment dams. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 30, N°4, pp. 373-380, 2004a.

Wan C.F., Fell R. Laboratory Tests on the Rate of Piping Erosion of Soils in Embankment Dams. *Journal of Geotechnical Testing Journal*, Vol. 27, N° 3, 2004b.

Yalin M.S. *Mechanics of sediment transport*, 3rd Ed., Mc Graw Hill, London, 787 p, 1977.

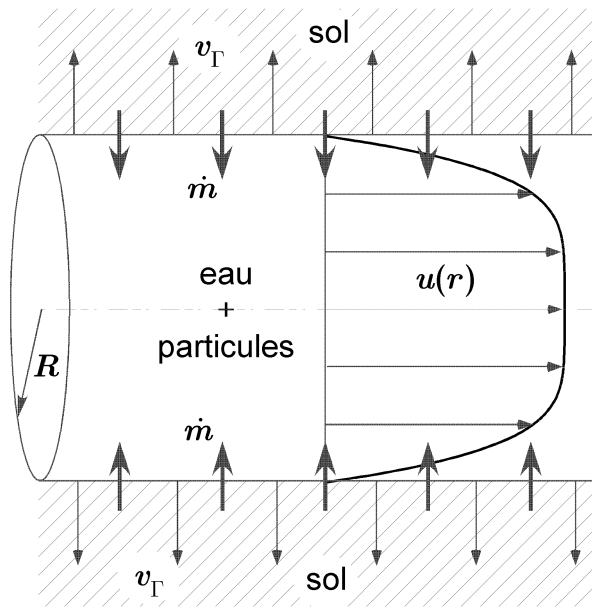


Figure 1. Configuration de l'écoulement axisymétrique avec érosion de la paroi et transport des particules érodées
Sketch of the axisymmetrical flow with erosion of the wall and transport of the eroded particles

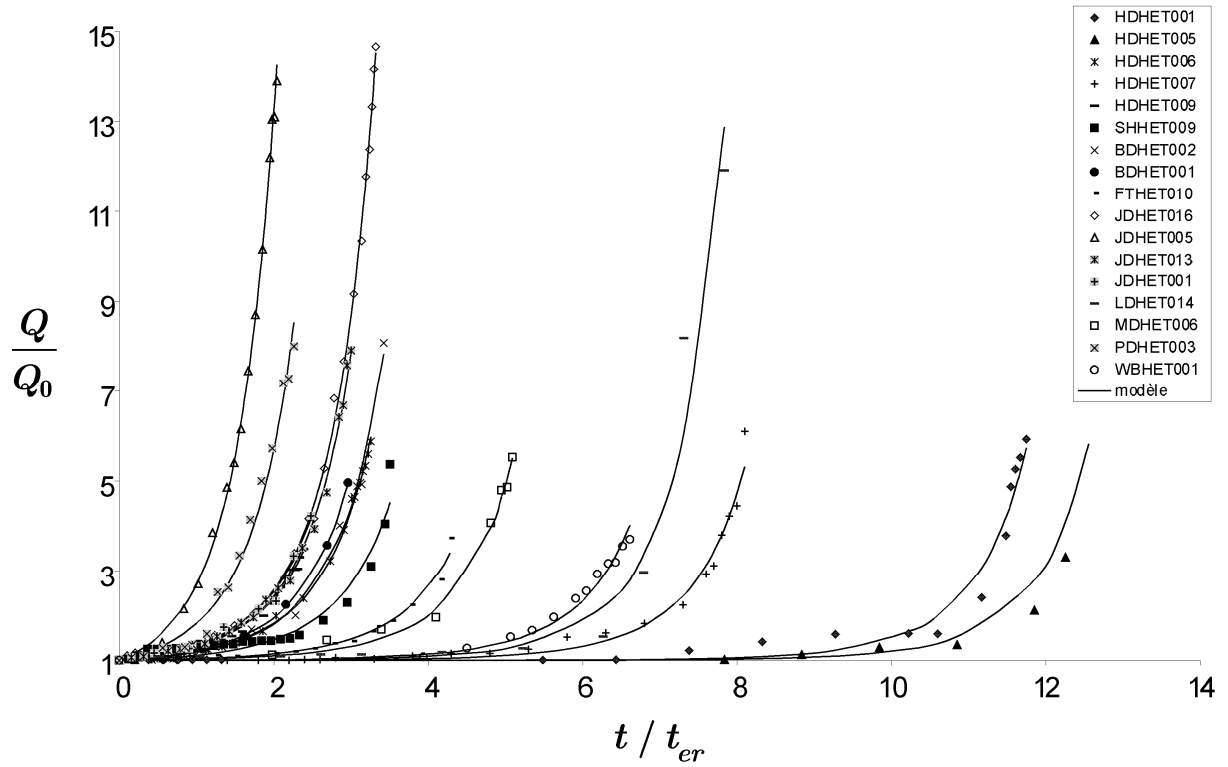


Figure 2. Essai d'érosion de trou, comparaison essais(symboles)/modèle(traits continus). Débit adimensionné en fonction du temps adimensionné.

Hole Erosion Test, test(symboles) versus model(continuous lines). Dimensionless flow is shown as a function of dimensionless time.

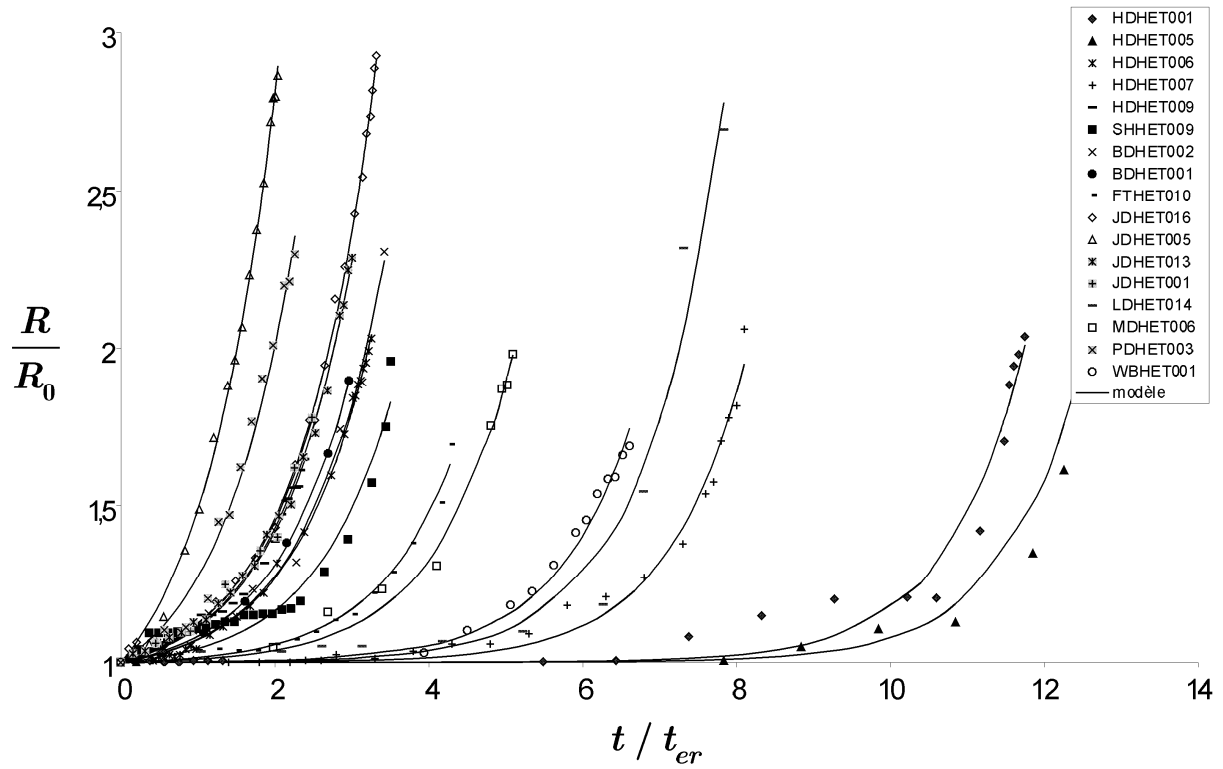


Figure 3. Essai d'érosion de trou, comparaison essais(symboles)/modèle(traits continus).
 Rayon adimensionné en fonction du temps adimensionné.
Hole Erosion Test, test(symbols) versus model(continuous lines). Dimensionless radius is shown as a function of dimensionless time.

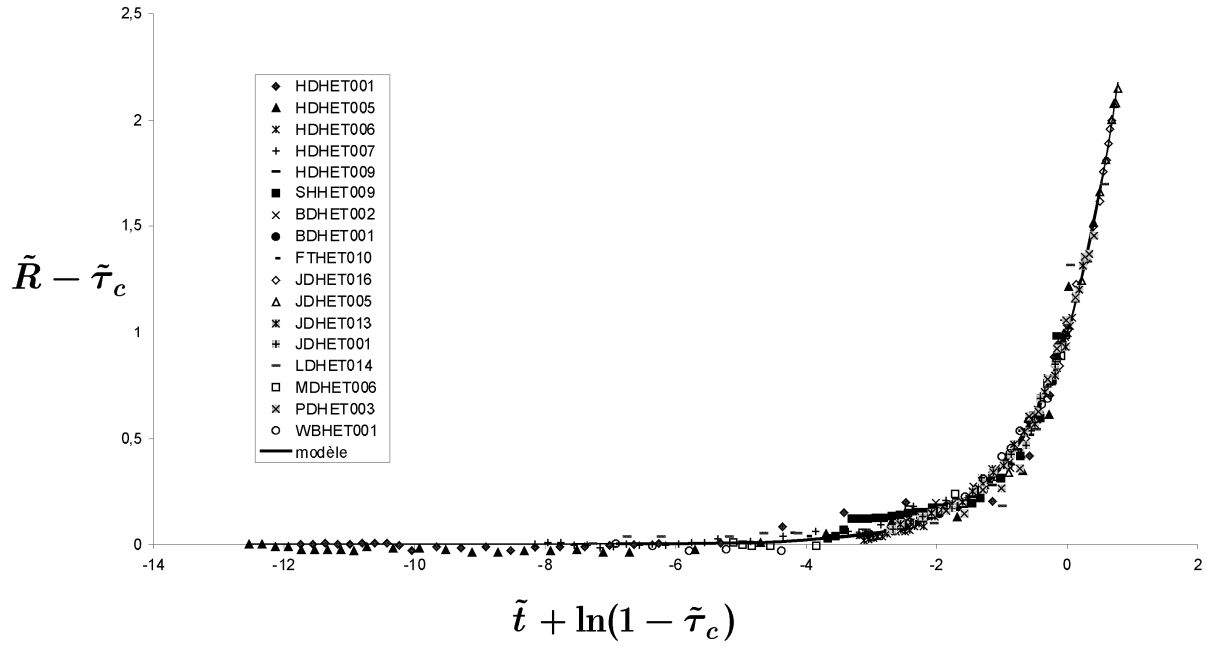


Figure 4. Essai d'érosion de trou, comparaison essais(symboles)/modèle(traits continus). Loi d'échelle.

Hole Erosion Test, test(symbols) versus model(continuous lines). Scaling law.

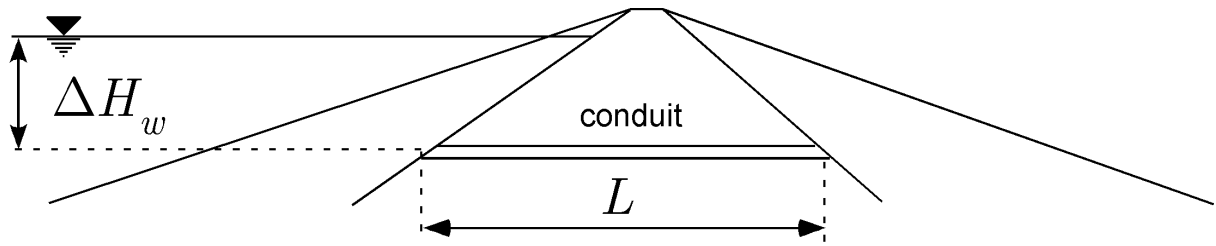


Figure 5. Schéma de principe de l'érosion de trou dans un ouvrage hydraulique (barrage, digue).

Sketch of the piping erosion in hydraulic works (dams, dykes).

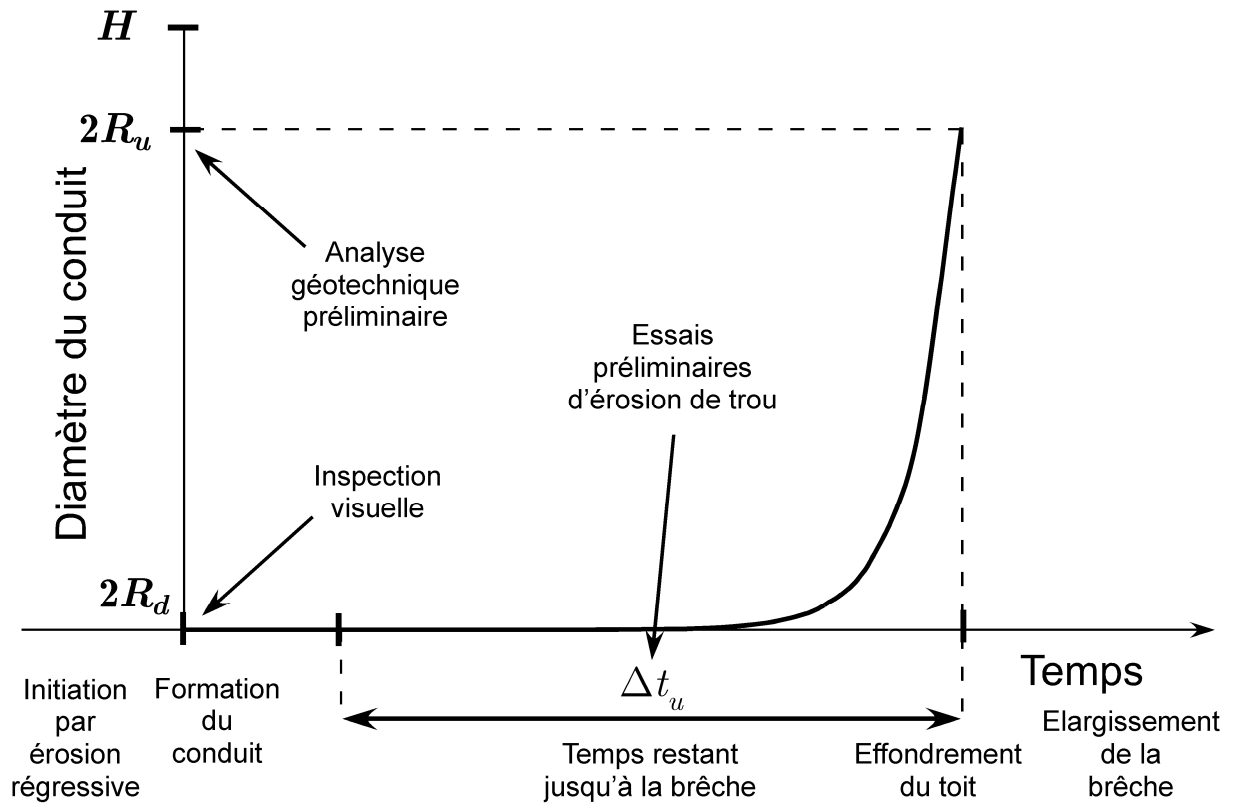


Figure 6. Evaluation du temps restant avant la brèche à partir de la loi d'échelle.
Evaluation of remaining time to breaching using the scaling law.

Sol	Essai	Teneur en eau à l'optimum (%)	Teneur en eau d'essai (%)	Porosité à l'optimum	Porosité d'essai
Bradys	BDHET001	35.0	35.8	0.52	0.52
	BDHET002	35.0	35.9	0.52	0.52
Fattorini	FTHET010	18.5	15.6	0.37	0.37
Hume	HDHET001	21.0	21.4	0.39	0.40
	HDHET005	21.0	17.9	0.39	0.40
	HDHET006	21.0	22.6	0.39	0.40
	HDHET007	21.0	22.4	0.39	0.40
	HDHET009	21.0	22.7	0.39	0.40
Jindabyne	JDHET001	16.0	15.7	0.35	0.35
	JDHET005	16.0	13.8	0.35	0.35
	JDHET013	16.0	16.2	0.35	0.35
	JDHET016	16.0	18.3	0.35	0.35
Lyell	LDHET014	10.0	8	0.25	0.25
Matahina	MDHET006	16.5	14.3	0.32	0.32
Pukaki	PDHET003	8.5	8.6	0.20	0.20
Shellharbour	SHHET005	41.0	38.7	0.55	0.55
	SHHET009	41.0	37.9	0.55	0.55
Waranga	WBHET001	19.2	18.5	0.38	0.39

Tableau 1. Teneur en eau et porosité des échantillons de sol
Water content and porosity of soil samples.

essai	P_0 (Pa)	V_0 (m/s)	τ_c (Pa)	k_{er} (10^{-4} s/m)	c_0 (10^{-4})	$\tilde{\tau}_c$
HDHET001	92,87	2,43	92,87	2,10	2	1,0000
HDHET005	66,13	2,22	66,13	3,08	2	1,0000
HDHET006	79,30	2,29	76,00	0,448	0,4	0,9583
HDHET007	79,43	2,33	79,41	1,28	1	0,9997
HDHET009	79,57	2,15	74,42	0,351	0,3	0,9354
SHHET009	102,39	2,71	99,77	0,537	0,4	0,9744
BDHET002	53,22	1,87	50,93	4,91	3	0,9570
BDHET001	79,96	2,20	76,07	3,08	2	0,9515
WBHET001	105,91	2,71	105,81	2,72	2	0,9990
SHHET005	106,30	2,68	106,20	3,32	3	0,9990
PDHET003	16,43	1,02	13,85	10,1	4	0,8426
MDHET006	129,00	2,93	128,22	1,17	1	0,9940
LDHET014	7,96	0,81	7,95	147,0	40	0,9993
JDHET001	77,74	2,26	72,32	6,11	5	0,9302
JDHET013	53,22	1,52	49,66	3,12	3	0,9332
JDHET005	9,65	0,71	6,92	10,1	3	0,7170
JDHET016	6,91	0,63	6,42	7,84	2	0,9283

Tableau 2. Essais d'érosion de trou à pression constante, paramètres d'essais et résultats d'identification

Hole erosion test with constant pressure condition, test parameters and results of identification.

Soil		%Gravier	%Sand	%Fines	%<2 μ m	τ_c (Pa)	k_{er} (10^{-4} s/m)
Bradys	Argile sableuse très plastique	1	24	75	48	50 - 76	3 - 5
Fattorini	Argile sableuse moyennement plastique	3	22	75	14	6	8
Hume	Argile sableuse peu plastique	0	19	81	51	66 - 92	0.3 - 3
Jindabyne	Sable argileux	0	66	34	15	6 - 72	3 - 9
Lyell	Sable limoneux	1	70	29	13	8	140
Matahina	Argile peu plastique	7	43	50	25	128	1
Pukaki	Sable limoneux	10	48	42	13	13	10
Shellharbour	Argile très plastique	1	11	88	77	99 - 106	0.5 - 3
Waranga	Argile peu plastique	0	21	79	54	106	1

Tableau 3. Granulométrie et paramètres d'érosion des échantillons de sol
Particle size distribution and erosion parameters of soil samples.