

Comparaison HET et JET

1 Objectifs et moyens

Ce chapitre présente les essais d'érosion d'interface menés avec le HET et le JET. Ces derniers ont été effectués dans le cadre d'une collaboration au travers du Dam Safety Interest Group (CEATI – DSIG) avec les organismes Bureau des Réclamations de Denver, Agricultural Research Service – HERU Stillwater, et Engineer Research and Development Center – Vicksburg. Ainsi, les essais ont donc été menés en France et aux Etats-Unis d'Amérique.

Par ailleurs, des essais de diagnostic avec le JET pour des études relatives aux digues et au curage de sédiments ont été menés au cours de nos travaux. Ces données seront utilisées à titre de données complémentaires.

Deux appareils (présentés par la suite avec leur protocole) sont utilisés pour la réalisation de deux études distinctes:

- la première étude a pour objectif de confronter la caractérisation de la sensibilité des sols obtenue avec les deux appareils.
- la deuxième caractérise l'influence des conditions de compactage et de saturation sur la sensibilité des sols à l'érosion.

Dans une première partie, les caractéristiques des matériaux utilisés et la préparation des échantillons sont détaillées.

Dans une deuxième partie, les protocoles de mesures ainsi que les principes de base de l'analyse inverse des essais vont être précisés et discutés.

2 Les matériaux et leur préparation

Les sols testés regroupent un panel de 12 sols différents : 10 sols naturels d'origine diverses, un sol reconstitué à partir de 2 sols naturels et un mélange constitué d'une argile (Kaolinite blanche Speswhite - Imerys) et d'un sable de Fontainebleau (SIFRACO – NE 34). Les sols testés sont des sols fins avec une fraction inférieure à 4,75 mm de 100%.

Les sols ont été choisis en fonction de leurs limites d'Atterberg avec pour objectif de couvrir la plus grande plage possible. Ce choix a pu être réalisé grâce à des campagnes de

caractérisation menées préalablement et qui sont consignées dans des rapports annexes. Les campagnes d'essais utilisent les normes internes à l'U.S.B.R. (Earth Manual, équivalente à celle de l'A.S.T.M.).

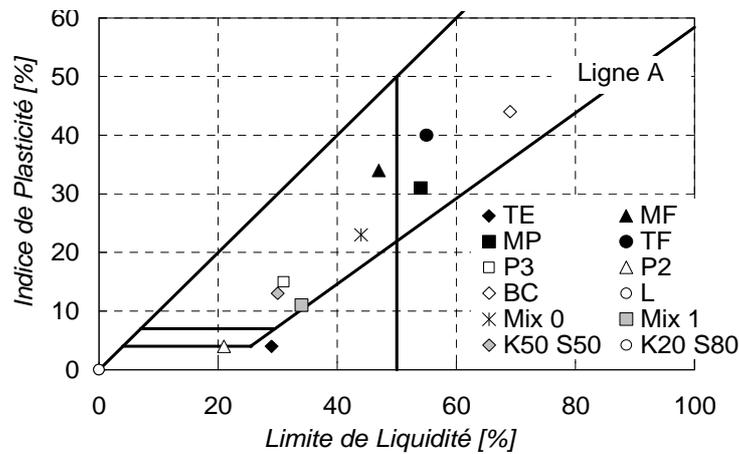


Figure III-1: Position des différents sols sur le diagramme de Casagrande.

Les caractéristiques géotechniques mesurées sont : les limites d'Atterberg (mesure avec la méthode de la coupelle (LL) et les rouleaux (LP)), la granulométrie, la définition de l'optimum Proctor (masse volumique sèche, teneur en eau) avec une taille de moule standard (volume de 1/30 de ft³, avec un diamètre de 4 pouces). Des essais de dispersion (crumb test et pin-hole test) ont été faits sur les sols soit dans le cadre de cette étude, sol BC, soit dans le cadre d'expertises ou d'autres études pour un sol de provenance identique. Les différentes caractéristiques mesurées lors de l'étude ont été confrontées avec la bibliographie existante sur les sols correspondants.

Le Tableau III-1 recense les essais d'érosion effectués en fonction des matériaux et les lieux d'essais. Dans ce tableau, les acronymes des sols sont définis. Le Tableau III-2 et le Tableau III-3 recensent les caractéristiques des différents matériaux avec des informations complémentaires. Les références peuvent être des thèses, des livres ou des rapports de projet ainsi que des rapports d'expertise.

Référence sol	Lieux des essais	Type d'essais
TE	USBR-Denver	Comparaison HET-JET
MF	USBR-Denver	Comparaison HET-JET
MP	USBR-Denver	Comparaison HET-JET
TF	USBR-Denver	Comparaison HET-JET
P3	HERU-Stillwater	Variation de l'érodibilité suivant l'état du sol
P2	HERU-Stillwater	Variation de l'érodibilité suivant l'état du sol
BC	ERDC-Vicksburg	Variation de l'érodibilité suivant l'état du sol / Comparaison HET-JET
L	ERDC-Vicksburg	Variation de l'érodibilité suivant l'état du sol / Comparaison HET-JET
Mix 0	ERDC-Vicksburg	Essais préliminaires
Mix 1	ERDC-Vicksburg	Variation de l'érodibilité suivant l'état du sol / Comparaison HET-JET
K50 S50	St Nazaire	Variation de l'érodibilité suivant l'état du sol / instrumentation complémentaire
K20 S80	St Nazaire	Variation de l'érodibilité suivant l'état du sol / instrumentation complémentaire

Tableau III-1 : Lieux d'essai, et description des campagnes d'essais.

Référence sol	< 2 µm [%]	2 µm - 74 µm [%]	[0,074 µm - 0,425 mm] [%]	[0,425 mm - dmax] [%]	d max [mm]	Méthode
TE	10,9	76,6	9,4	3,1	4,75	T - S
MF	33,0	41,9	21,7	3,4	4,75	T - S
MP	40,0	51,8	5,0	3,2	4,75	T - S
TF	42,3	51,4	5,5	0,8	4,75	T - S
P3	26,0	47,0	14,3	12,7	2	T - S
P2	13,0	47,0	21,2	18,8	2	T - S
BC	65,9	30,5	1,8	1,8	6,35	T - S
L	6,8	92,2	0,7	0,3	0,84	T - S
Mix 1	21,8	76,6	0,5	1,1	4,75	T - S
Mix 0	40,2	57,3	1,5	1,1	6,35	T - S
K80 S20	12,1	35,8	51,9	0,3	0,5	GL
K50 S50	17,9	53,1	28,8	0,2	0,5	GL

Normes américaines-U.S.B.R. // T : tamisage, S : sédimentométrie

Aucune norme : GL : granulomètre LASER avec dispersant.

Tableau III-2 : Données concernant la granulométrie.

Référence sol	Limites d'Atterberg		Classification [U.S.C.S.]	Dispersion [A.S.T.M.]		Densité du solide	Compactage Proctor Normal		Référence et commentaires
	LL [%]	PI [%]		Pin-Hole test	Crumb test 6 h		Teneur en eau [%]	Masse volumique sèche [kg/m ³]	
TE	29	4	CL-ML	ND	1	2,69	17	1695	Wormer et Torres 2004, Rapport expertise - sols naturels
MF	47	34	CL	D2	4	2,67	16	1743	Wormer et Torres 2004, Rapport de projet - sols naturels
MP	54	31	CH-CL	#	#	2,69	20	1682	Wormer et Torres 2004, Rapport de projet - sols naturels
TF	55	40	CH	D1	1	2,72	19	1685	Wormer et Torres 2004, Rapport de projet - sols naturels
P3	31	15	CL	#	1	2,68	13	1900	USDA-HERU, essais de piping n°2 - sols naturels
P2	21	4	ML	#	1	2,67	12	1860	USDA-HERU, essais de piping n°3 -sols naturels
BC	69	44	CH	#	1	2,73	24	1378	Berney IV, 2004 - sols naturels
L	N. A.	NP	ML	#	#	2,75	19	1670	Krinitzky et Tumbull, 1967 - sols naturels
Mix 0	44	23	CL	#	#	2,74	21	1619	Mélange de 59 % Loess (L) et 41 % Buckshot clay (BC)
Mix 1	34	11	CL	#	#	2,74	20	1650	Mélange de 81 % Loess (L) et 19 % Buckshot clay (BC)
K50 S50	30	13	CL	#	#	2,63	15	1780	Mélange 50 % Sable de Fontainebleau - 50% Kaolinite Boussaid, 2005
K20 S80	N. A.	NP	ML	#	#	2,62	10	1980	Mélange 80 % Sable de Fontainebleau - 20 % Kaolinite Boussaid, 2005

Tableau III-3 : Données de caractérisation disponibles pour les différents sols testés, commentaires et références.

: Résultats d'essais non disponibles.

N.A. Essais non applicables.

NP : Sol non plastique, dans la suite LL = 0, PI = 0.

On constate une différence de classification pour le sol TF entre le « crumb-test » et le « pin-hole test ».

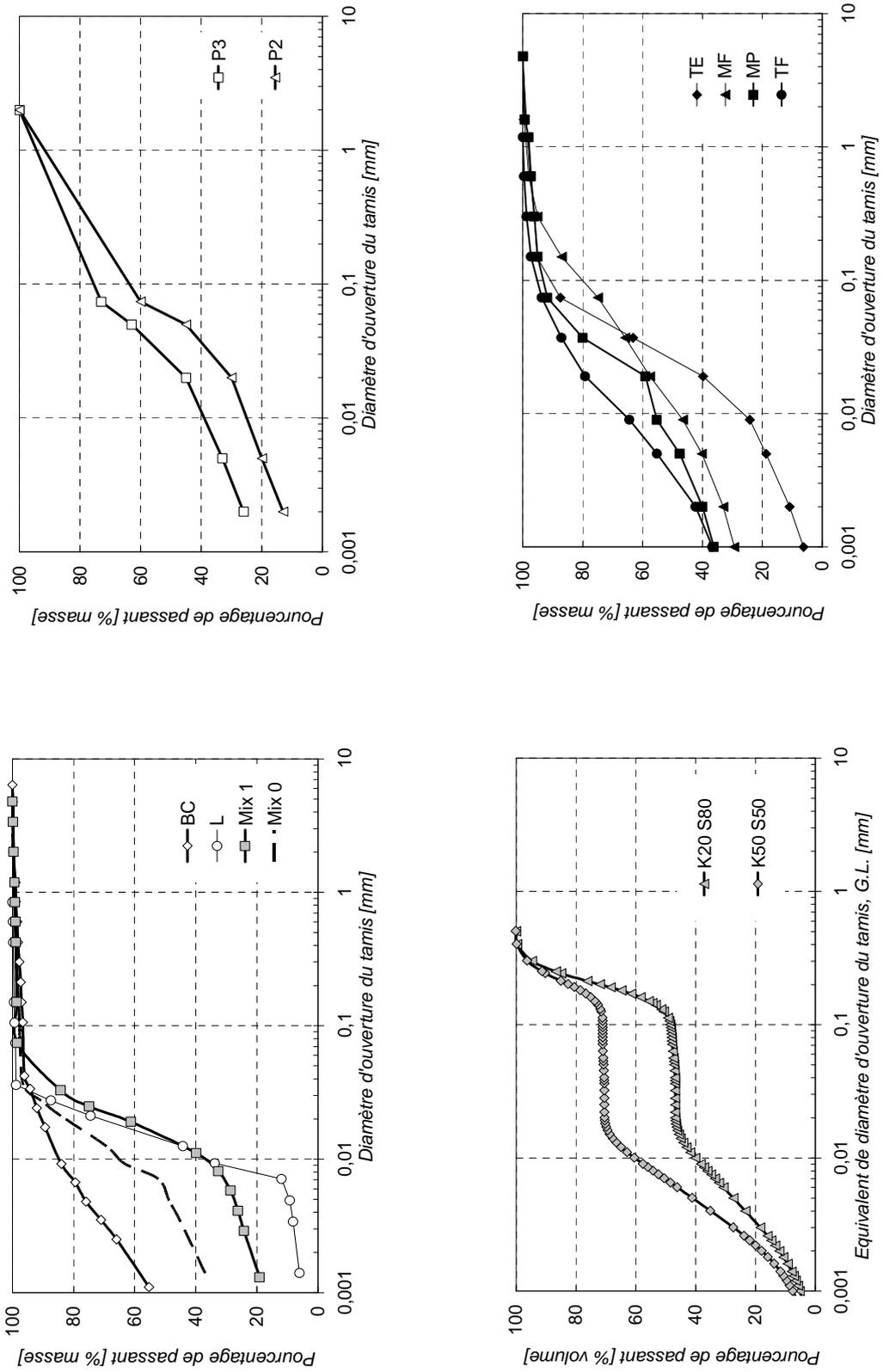


Figure III-2 : Distribution granulométrique des différents sols.

La méthode de préparation des échantillons doit être rigoureuse et répétitive. Elle doit également être utilisable par la communauté scientifique, et être représentative des ouvrages. Le compactage Proctor est donc utilisé.

La première étape est la préparation du matériau à tester :

- séchage des sols ($T = 60^{\circ}\text{C}$, durée minimale 72 h), concassage, et tamisage (diamètre maximum de 4,75 mm),
- mélange des sols (malaxage adapté en fonction des sols de 2 kg – manuels ou avec malaxeur, temps minimal de 5 min – sol : K20 S80, Mix 0, Mix 1).

La deuxième étape consiste en la préparation de l'échantillon, l'ajout d'eau et le compactage :

- préparer le sol à la teneur en eau désirée (addition d'eau sur des masses de 2 kg sous forme de pluviation, mélange au malaxeur ou à la main) et laisser la préparation au repos pendant 36 h,
- compacter la préparation selon la norme Proctor en 3 couches avec 25 coups par couche (remplissage à mi-hauteur du moule – compactage, remplissage du moule – compactage, remplissage du moule avec la rehausse – compactage),
- araser à volume constant, mesurer les masses, teneur en eau sur 2 échantillons de 80 g minimum,
- pour les essais non saturés, laisser reposer l'échantillon à l'horizontal pendant 12 h au moins dans un sac plastique étanche mis à la chambre humide (80-100% humidité) ; pour les essais « pseudo-saturés », mettre en contact avec l'eau l'échantillon au moyen de bases perméamétriques prévues pour le moule Proctor avec une perte de charge sur l'échantillon d'environ 1 m.

Le compactage impose une structuration importante au niveau de l'échantillon. Pour les échantillons à fort indice de plasticité, les trois couches de compactage sont bien visibles, si on effectue une coupe longitudinale. Cette structuration va influencer l'état de surface, la porosité de l'échantillon, le degré de liaison interparticulaire. Nous pouvons observer sur les photographies des différents sols testés (cf. Figure III-3) que plus le sol a un indice de plasticité élevé, plus sa texture semble lâche avec des macro pores (formés par les morceaux d'argile collés entre eux) et des interfaces entre couches plus marquées.

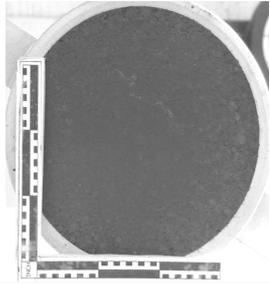
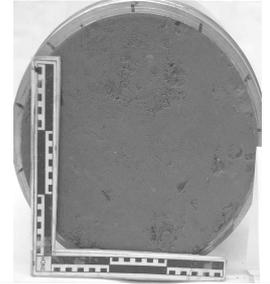
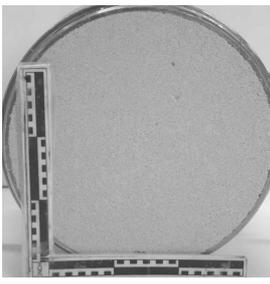
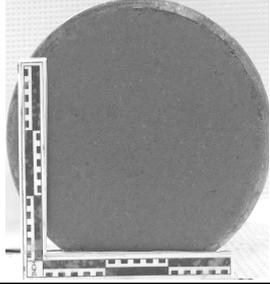
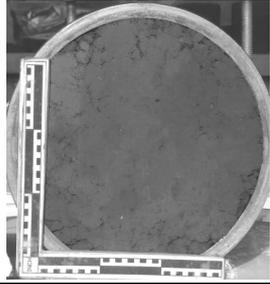
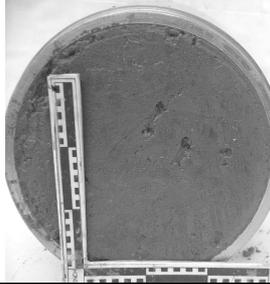
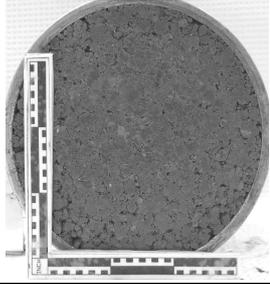
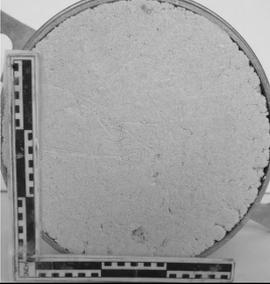
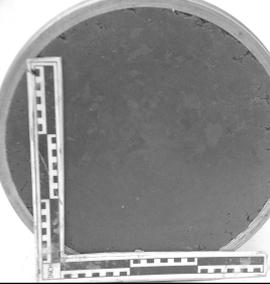
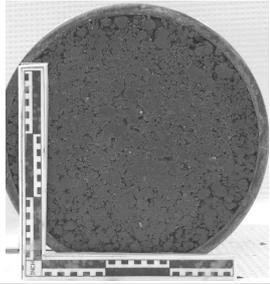
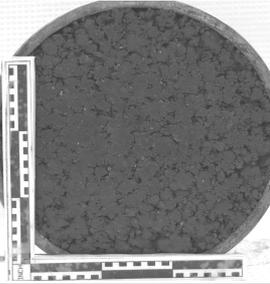
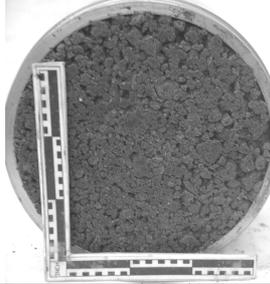
Classification U.S.C.S.	Photographies des préparations		
ML			
	P2	L	K20 S80
CL - ML			
	TE	P3	Mix 1
CL			
	MF	K50 S50	Mix 0
CH			
	TF	MP	BC

Figure III-3 : Photographies de l'état de surface des échantillons après compactage.

Pour établir la confrontation, nous avons choisi de préparer les échantillons à une teneur en eau équivalente à l'optimum Proctor moins 1%. Cette teneur en eau a été choisie par rapport aux pratiques de la conception des barrages du Bureau des Réclamations et les travaux précédents menés dans cet institut. La pratique française (Degoutte et al., 1997) recommande une teneur en eau comprise dans une plage de 2% centrée sur la teneur en eau optimale Proctor pour la réalisation d'un ouvrage. Cette teneur en eau est dépendante des matériaux.

Pour l'étude concernant la sensibilité à l'érosion des sols, les paramètres étudiés sont :

- l'influence de la teneur en eau lors du compactage ;
- l'influence de l'énergie de compactage (3 couches avec la dame Proctor normale et la dame Proctor modifiée) ;
- l'influence de l'histoire hydrique de l'échantillon et des conditions de saturation.

L'étape de saturation / imbibition est réalisée juste après le compactage sans période de repos supplémentaire avec un perméamètre prévue pour les moules Proctor. La prise de masse de l'échantillon est mesurée avant l'essai, ainsi l'eau injectée peut être déduite.

3 Principe des essais et interprétation

Pour les deux types d'essais d'érosion d'interface réalisés, le HET et le JET, nous allons détailler dans cette partie les procédures présentes dans la littérature que nous avons utilisées. Il s'agit pour le HET de la méthode définie par Wan et Fell (2004) enrichie par Bonelli et Brivois (2008) et pour le JET de la méthode développée par Hanson et Cook (2002). Ces méthodes d'interprétation doivent permettre de déduire les paramètres de la loi d'érosion à l'aide de certaines hypothèses. Ces deux méthodes d'interprétation reposent sur la loi d'érosion proposée par Partheniades en 1962 pour les sols cohésifs (équation (II-62)).

Ainsi, la réalisation d'un essai et son interprétation doivent permettre ici de :

- quantifier la contrainte de cisaillement hydraulique à l'interface à partir de mesure,
- quantifier l'érosion sur un échantillon.

Les grandeurs mesurées durant les essais sont présentées. Elles sont utilisées en tant que données d'entrée d'un modèle (propre aux appareils) pour déduire les paramètres de la loi d'érosion.

a) Le Hole Erosion Test

Déroulement de l'essai et métrologie

Un échantillon cylindrique est perforé avec une perceuse à colonne suivant son axe pour former une conduite. Le diamètre ϕ de celle-ci est initialement de 6,4 mm (soit $\frac{1}{4}$ de inch). Cet échantillon est placé à l'horizontal et est relié à deux réservoirs de charge

hydraulique différente. Cette différence de charge (ΔH) génère un écoulement dans la conduite (cf. Figure III-4).

Cet écoulement peut être piloté en débit Q et donc la variable modifiée est la différence de pression amont – aval $\Delta P = \rho g \Delta H$ (Lefebvre et al., 1986) mesurée aux bornes de l'échantillon. Wan et Fell (2002) réalisent des essais sous charge hydraulique contrôlée, et en conséquence le débit est variable.

Dans les deux cas, les grandeurs : débits, et pressions aval - amont sont mesurées. En effet, la mesure de la grandeur non imposée va permettre de calculer le diamètre du conduit et son accroissement permet de calculer l'érosion correspondante.

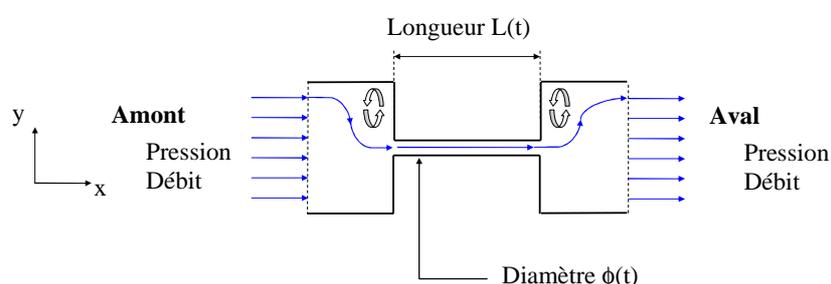


Figure III-4 : Vue simplifiée de l'écoulement dans un HET.

Notons que suivant le type de pilotage de l'essai, le comportement asymptotique en temps est différent. Dans le cas d'un pilotage en débit, la perte de pression amont-aval diminue jusqu'à la stagnation. Dans le cas d'un pilotage en différence de pression amont-aval, le débit augmente infiniment jusqu'à l'atteinte des limites techniques du système.

En ce qui concerne l'érosion, celle-ci est évaluée par différence entre l'état initial et l'état final qui est quantifiée par la variation du diamètre : $\Delta \phi = \phi_{\text{Final}} - \phi_{\text{Initial}}$. Le diamètre initial est supposé égal au diamètre de perforation (en général 6,4 mm).

Pour évaluer le diamètre final, un moulage du trou est effectué. Un diamètre moyen est calculé sur l'ensemble du trou pour l'instant final (environ 5 mesures du diamètre sont réalisées le long de la conduite). La longueur droite de l'échantillon est aussi mesurée et une valeur moyenne de longueur de trou est calculée sur la durée de l'essai.

En termes de métrologie, il subsiste deux types de mesures à différents temps :

- la mesure continue des débits et des pressions,
- la mesure de l'érosion qui se fait après arrêt de l'essai. Nous avons signalé dans la partie caractérisation de l'érosion l'existence des tentatives de mesure continue de l'érosion, déduite à partir de la turbidité (Pham, 2008).

Précautions particulières pour les essais HET

Avec la réalisation d'essais préliminaires, certaines précautions ont été prises pour la mise en œuvre du HET.

La préparation de l'échantillon consiste à forer un trou de 6,4 mm (1/4 de pouce). Une brosse à fusil (laiton) est introduite dans le conduit et est poussée au travers. Cela a pour effet de nettoyer et d'aplanir le trou. D'après observation, l'état de surface est en général plutôt lisse.

Un échantillon en plexiglas est placé entre la chambre d'entrée et de sortie avec un trou de 6,4 mm. La perte de charge initiale désirée est réglée. Dans le cas d'un premier essai sur un matériau, elle est fixée à 50 mm. Dans les autres cas elle est fixée à la perte de charge générant la première érosion observée : 50 – 100 – 200 – 400 – 800 – 1000 mm – 1100 mm – 1200 - 1800 mm. L'observation de l'érosion est considérée avec une vitesse d'évolution du débit de l'ordre du L/min⁻¹ sur une période d'observation de 15 minutes.

L'échantillon est mis en place avec précaution, et le système est mis en eau avec précaution également, les deux chambres aval et amont sont remplies simultanément. L'acquisition automatique du débit et de la perte de charge est lancée.

A $t = 0$, la vanne alimentant le système est ouverte. Dans le cas d'un premier essai, si au bout d'un quart d'heure, aucune augmentation de débit n'est observé, la charge amont est doublée.

L'essai est prolongé jusqu'à ce qu'il ne soit plus possible d'alimenter en eau le système (en général au bout de trois quarts d'heure à une heure) ce qui est équivalent à un débit circulant d' environ 30 l/min. Ensuite, l'échantillon est enlevé de l'appareil. Il est pesé et séché. Un moulage en plâtre est fait de la forme du trou. Un diamètre moyen est défini en moyennant le diamètre mesuré au niveau de 5 sections différentes.

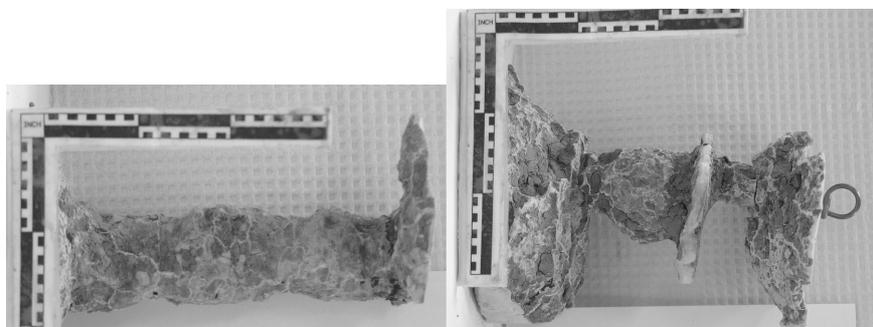


Figure III-5 : Exemples de moulage de HET.

Enfin, les grandeurs utilisées pour l'interprétation sont : l'échelon moyen de perte de charge générant l'érosion sur la durée de l'essai, le diamètre initial et le débit instantané. A la fin de l'essai, le diamètre final moyen est mesuré, ainsi que la masse restante.

Rétro-analyse du HET

La difficulté est maintenant de relier notre variation de diamètre aux paramètres de la loi d'érosion. Il faut intégrer cette loi suivant nos conditions limites entre le temps initial et à un moment T de l'essai au temps. En partant de l'équation initiale en volume par unité de surface pour l'érosion, (II-62), on obtient :

$$\frac{1}{2} \frac{d\phi}{dt} = k_d (\tau - \tau_C) \quad (III-1)$$

En intégrant suivant le temps depuis le temps initial, cette interrogation peut se formuler sous la forme suivante :

$$\frac{\Delta\phi}{2} = f(k_d, \tau_C, Q, \Delta H) = \int_0^T k_d (\tau - \tau_C) dt \quad (III-2)$$

Ainsi, on va être obligé d'évaluer le cisaillement pour l'écoulement. Ce cisaillement, comme vu précédemment peut être défini de deux façons, avec la vitesse (équation (II-25)) et avec le gradient de pression (équation (II-37)). Cela signifie que l'on suppose le résultat identique entre une formulation en vitesse et une formulation en perte de pression.

Les hypothèses associées pour obtenir le calcul du cisaillement sont :

- les volumes fluides entrant (eau) et sortant (solide fluidisé et eau) sont identiques ; aucune variation du volume compris dans le moule de l'échantillon, et pas d'échange de fluide avec le sol en place ;
- un écoulement permanent et uniforme au sein de la conduite :

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial t} + \bar{u} \cdot (\nabla \bar{u}) \approx 0 \quad (III-3)$$

- une taille de système suffisante pour utiliser les notions de coefficients de frottement et de pertes de charge associés au frottement pariétal ;
- un régime hydraulique uniforme au sein de la conduite et donc une vitesse moyenne dans la section U , ce qui permet de considérer la définition d'une charge hydraulique avec U .

La formulation de la contrainte de cisaillement hydraulique employée par Wan et Fell (2002) est dépendante du type d'écoulement : écoulement laminaire ou turbulent. La distinction laminaire - turbulent étant faite pour un Reynolds de 5000. Ils proposent les expressions suivantes :

$$\text{Si } Re \leq 5000, \quad \tau = f_L U \quad (III-4)$$

$$\text{Si } Re > 5000, \quad \tau = f_T U^2 \quad (III-5)$$

La mesure du diamètre initial et final permet de calculer le coefficient de frottement de début et de fin d'essai. Wan et Fell (2002) proposent d'utiliser une variation linéaire en temps du coefficient de frottement. Ainsi, le diamètre ϕ peut être calculé à un instant t avec les équations suivantes :

- **en régime laminaire**

$$\phi_{\text{La min aire}} = \left(\frac{16 Q f_L L}{\pi \rho_w g \Delta H} \right)^{1/3} \quad (III-6)$$

- **en régime turbulent**

$$\phi_{\text{Turbulent}} = \left(\frac{64 Q^2 f_T L}{\pi^2 \rho g \Delta H} \right)^{1/5} \quad (III-7)$$

Le régime d'écoulement est vérifié par le calcul du nombre de Reynolds pour les deux diamètres calculés :

- Si les deux valeurs du nombre de Reynolds correspondantes sont supérieures à 5000, le régime est turbulent. Donc le diamètre correspondant est le diamètre calculé avec l'expression turbulente
- Si les deux valeurs du nombre de Reynolds sont inférieures à 5000, le régime est laminaire. Donc le diamètre correspondant est le diamètre calculé avec l'expression laminaire.
- Si l'une des valeurs du nombre de Reynolds est supérieure à 5000 et l'autre inférieure à 5000, le diamètre au temps t est supposé être la moyenne des 2.

Ensuite, la vitesse d'érosion est calculée en dérivant les diamètres obtenus par rapport au temps (Wan et Fell, 2002), ou en dérivant un ajustement polynomial du diamètre (Wormer et Torres, 2004) avec le temps. On relie cette dérivée à la valeur du cisaillement obtenu à l'instant t , calculé d'après l'équation (III-8) ou en dérivant le polynôme.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{2} \frac{\phi(t+dt) - \phi(t)}{dt} \quad (III-8)$$

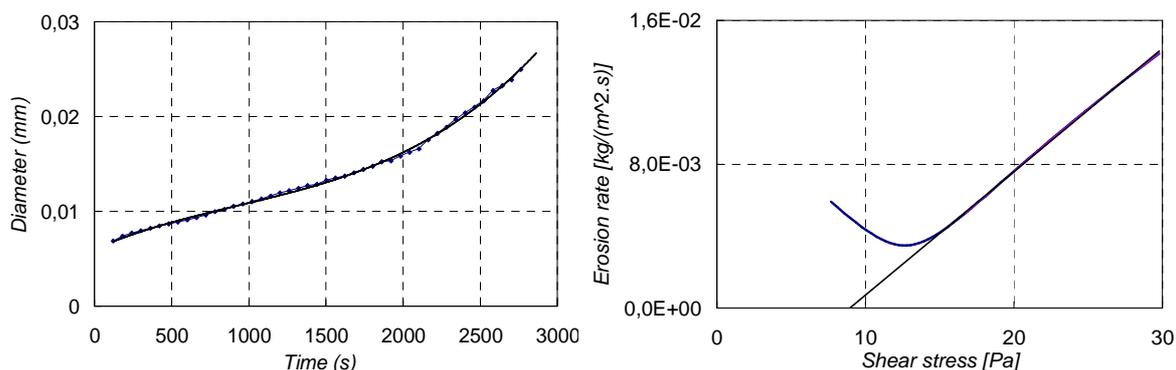


Figure III-6 : Exemple de traitement avec la méthode de Wan et Fell (sol MF 7), diamètre en fonction du temps (droite), loi d'érosion (gauche).

La représentation du taux d'érosion en fonction de la contrainte de cisaillement permet par ajustement linéaire de calculer la valeur du coefficient d'érosion k_d et la contrainte critique τ_c . Le cisaillement est évalué d'après l'expression en pertes de charge (II-37).

Avec cette méthode de traitement une partie décroissante du taux d'érosion en fonction de la contrainte de cisaillement est observée au début de l'essai. Selon Wan et Fell (2002), cette phase serait induite par l'imbibition du matériau et son éboulement ainsi que par la perturbation du sol générée par la perforation du trou. Lim (2006) ne semble plus observer cette phase décroissante en utilisant un coefficient de frottement non plus linéaire en temps mais linéaire avec le diamètre. Par ailleurs la quantification de l'érosion mesurée par Pham (2008) à l'aide d'un turbidimètre ne fait pas apparaître de phase décroissante qui semble être un artefact de la méthode d'interprétation de Wan et Fell (2002). Pour des essais réalisés sur des matériaux très sensibles à l'érosion, nous avons constaté que cet artefact peut engendrer un calcul erroné de la contrainte seuil et des valeurs négatives physiquement impossibles (cas du sol de TE), sauf peut être avec un sol dispersif.

Soulignons également que la longueur de l'échantillon peut varier par effondrement. Lim (2006) a tenté une correction (τ_{Cor}) de la contrainte τ en établissant d'après des tests sur des longueurs différentes d'échantillon un coefficient d'effondrement, $C_{Slaking}$ ($= 0,303$).

$$\tau_{Cor} = \tau \left(\frac{L_{Slaking}}{L_{Initial}} C_{Slaking} + 1 \right) \quad (III-9)$$

$L_{Slaking}$: longueur effondrée de l'échantillon [m].

$L_{Initial}$: longueur initiale de l'échantillon [m].

Une deuxième méthode d'interprétation du HET a été proposée par Bonelli et Brivois (2008). Celle-ci est basée sur les mêmes équations d'érosion mais avec les deux hypothèses hydrauliques suivantes : la contrainte de cisaillement est proportionnelle à la vitesse au carré, le coefficient de proportionnalité (coefficient de frottement) est constant et égal à sa valeur initiale. La première hypothèse revient à considérer l'écoulement en régime turbulent. Dans notre cas, cela semble justifiée (Reynolds observé supérieur à 2000). Concernant la deuxième hypothèse des doutes peuvent subsister.

Grâce à la mesure du diamètre initial et à l'équation (III-7), la valeur du coefficient de frottement peut être évaluée. Cette valeur étant considérée constante au cours de l'essai, la variation relative du diamètre peut être reliée à la variation relative du débit (équation (III-10)). En intégrant la loi d'érosion et avec l'expression de la contrainte hydraulique, Bonelli et Brivois (2008) obtiennent une solution analytique de l'évolution du diamètre relatif (équation (III-11)). Le temps caractéristique t_{er} qui apparaît dans la solution analytique est défini par l'équation (III-12).

$$\left(\frac{Q(t)}{Q(0)} \right)^2 = \left(\frac{\phi(t)}{\phi(0)} \right)^5 \quad (III-10)$$

$$\frac{\phi(t)}{\phi(0)} = \left(\exp\left(\frac{t}{t_{er}} \right) - 1 \right) \left(1 - \frac{\tau_c}{\tau_0} \right) + 1 \quad (III-11)$$

$$t_{er} = \frac{2L}{\rho g \Delta H k_d} \quad (III-12)$$

τ_0 : contrainte de cisaillement initiale correspondant la valeur de l'expression (II-37) pour les conditions initiales.

En calculant les diamètres au temps t d'après l'équation (III-10), il est possible d'optimiser les paramètres k_d et τ_c de manière à limiter l'erreur entre les débits et la loi d'érosion.

Pham (2008) interprète ses mesures de turbidimétrie directement avec la loi d'érosion et ne suggère pas un comportement constant du sol sur la durée de l'essai. Au-delà d'un seuil de contrainte hydraulique, le taux d'érosion semble être linéairement corrélé à la contrainte hydraulique pour les textures testables; la loi d'érosion d'interface dans le cadre du HET semble être valide. Enfin, la corrélation obtenue par Bonelli et Brivois (2008) avec une loi d'érosion en cisaillement pour un ensemble d'essais valide cette approche pour le HET.

Lorsque le régime d'écoulement est turbulent, Wahl et al. (2008) montrent que les coefficients d'érosion définis par la méthode de Bonelli et Brivois sont peu différents de ceux

définis avec la méthode de Wan et Fell. La différence réside dans les contraintes de cisaillement critiques. A partir de ce constat et conformément aux remarques que nous avons formulées sur les limites de la méthode d'interprétation de Wan et Fell (2004), nous avons choisi dans une première approche, d'interpréter nos mesures à l'aide de la méthode de Bonelli et Brivois (2008).

Toutefois nous pouvons souligner que la loi d'érosion d'interface correspond à une plage de contraintes hydrauliques calculées à partir des mesures effectuées avec un instrument. Hors de la plage, il paraît difficile de conclure quant à la validité des coefficients. Par ailleurs aucun essai bien instrumenté avec une plus large plage de contraintes n'a été effectué. De plus, une interrogation demeure quant à la représentativité de cette contrainte calculée à partir d'une configuration particulière (écoulement parfaitement tangentiel à la surface du sol) vis à vis de la sollicitation réellement appliquée au sol.

b) Le JET

Déroulement de l'essai et métrologie

Un volume de sol est immergé, en général dans le moule de compactage, la hauteur d'immersion est de 10 cm. Un jet est généré en appliquant une perte de charge fixée sur un diaphragme. Cette dernière est mesurée entre le bac de sortie et la chambre amont au jet. Les caractéristiques de l'écoulement de ce jet sont donc dépendantes de la charge hydraulique (ΔH) appliquée, de l'ordre du mètre de hauteur d'eau. La distance (J_0) séparant le diaphragme générant le jet et la surface supérieure de l'échantillon testé est mesurée au temps à $t = 0$ ainsi que les diverses distances servant de références : distances initiales du sol, cote du jet, cote du déflecteur (cf. Figure III-7). Dans le but de favoriser la répétitivité et la représentativité des essais le sol sera toujours placé à une distance supérieure à 6,2 diamètres de jet. La distance J_0 choisie est de l'ordre de 10 diamètres de jet. Le diamètre du diaphragme générant le jet (d_0) apparaît comme une grandeur caractéristique complémentaire.

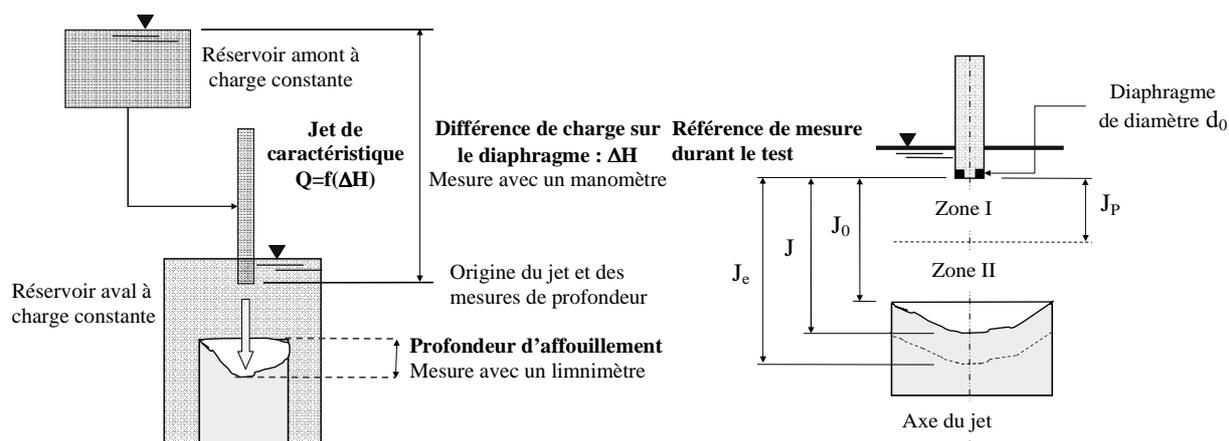


Figure III-7 : Schéma de principe du jet et paramètres du jet.

A différents temps t , le jet est arrêté et la profondeur J de l'interface est mesurée par un système de pied à coulisse. A un temps infini, le système est supposé atteindre une profondeur d'équilibre J_E .

L'interprétation des valeurs mesurées pourra s'exprimer par une relation entre la profondeur de l'interface, l'hydraulique du jet et le temps. Par rapport à l'essai du Hole Erosion Test, l'érosion est directement évaluée sur l'axe d'impact du jet à différents temps. Par contre, l'information hydraulique apparaît moins riche vi-à-vis de l'érosion que celle acquise lors d'un essai HET. De ce fait, la rétro-analyse va comporter une hypothèse complémentaire sur celle-ci pour quantifier le débit.

Précautions particulières pour les essais JET

La cuve est remplie et la charge initiale pré réglée autour de 0,80 - 1 m. Suivant la vitesse d'érosion observée sur un premier essai, celle-ci sera ajustée de façon à avoir une cinétique du phénomène mesurable sur des durées d'essai de l'ordre de l'heure.

L'échantillon est immergé, face inférieure durant le compactage au-dessus. Les mesures de distances initiales sont effectuées en protégeant l'échantillon avec une plaque située à 5 cm de la sortie du jet. Le fait de descendre le pied à coulisse coupe le jet.

Lorsque l'écoulement est stabilisé, la plaque est retirée. L'écoulement est laissé une période de temps déterminé entre 10 s et 30 min dépendante de la vitesse d'érosion. Après cette période, la profondeur d'affouillement est mesurée.

On réitère les étapes précédentes jusqu'à que l'échantillon soit totalement érodé, ou jusqu'à atteindre 15 points de mesure. Aucune durée maximale pour l'essai n'est définie dans notre cas du fait de l'utilisation des équations de Blaisdell et al. (1981) pour la contrainte

critique, il paraissait judicieux d'obtenir le maximum de points, et donc de ne pas limiter dans le temps l'érosion. Hanson et Cook (2004) préconisent une durée maximale de 120 min.

Les valeurs mesurées lors de cet essai sont : la perte de charge appliquée sur l'orifice (vitesse de sortie du jet), ainsi que des couples temps, profondeur d'affouillement. A la fin de l'essai, la masse restante dans le moule est mesurée. Ces jeux de données seront interprétés par le modèle de Hanson et Cook (2004).

Rétro-analyse du JET

Nous allons essayer de relier notre profondeur au temps t avec nos conditions hydrauliques. Pour cela on intègre notre loi d'érosion en fonction du temps. Cette approche nécessite différentes hypothèses :

- les efforts hydrauliques sur la zone d'impact sont supposées identiques à ceux d'un jet axisymétrique impactant une plaque plane. Les équations et coefficients utilisés sont basés sur les travaux expérimentaux de Beltaos et Rajaratnam (1974).
- le cisaillement générant l'érosion est supposé être le cisaillement maximal développé à l'interface sous l'impact du jet.

L'écoulement du jet libre peut être détaillé en 2 zones en suivant l'axe :

- une zone (I) où la vitesse sur l'axe est constante, et le jet n'est pas encore établi,
- une zone (II) où la vitesse sur l'axe décroît par diffusion de quantité de mouvement, et dans laquelle le jet est établi. Dans cette zone, l'origine du jet est considérée comme ponctuel.

Pour un impact, on ajoute encore deux zones :

- la zone d'impact où l'écoulement axial est dévié (elle commence aux environs de 86% de J) et où l'écoulement n'obéit plus à des lois de jet libre (distance verticale),
- la zone d'écoulement en couche mince (horizontale), où les vitesses sont essentiellement tangentes au plan d'impact.

Beltaos et Rajaratnam (1974) relie la vitesse mesurée en sortie de jet avec des grandeurs mécaniques de ces différentes zones. A partir de fonctions ajustées sur l'expérience, les profils des contraintes normales et tangentielles à l'interface fluide-plan rigide peuvent être évalués (Figure III-8 a) et b)) avec comme variable la distance à l'axe du jet. On observe que le cisaillement hydraulique est maximal pour une distance par rapport à l'axe du jet de l'ordre

de 0,13-0,14 J (Figure III-8 a)). La Figure III-8 b) représente le profil de pression. On observe un rapport de l'ordre de 150 entre le cisaillement maximal et la pression maximale sur l'interface.

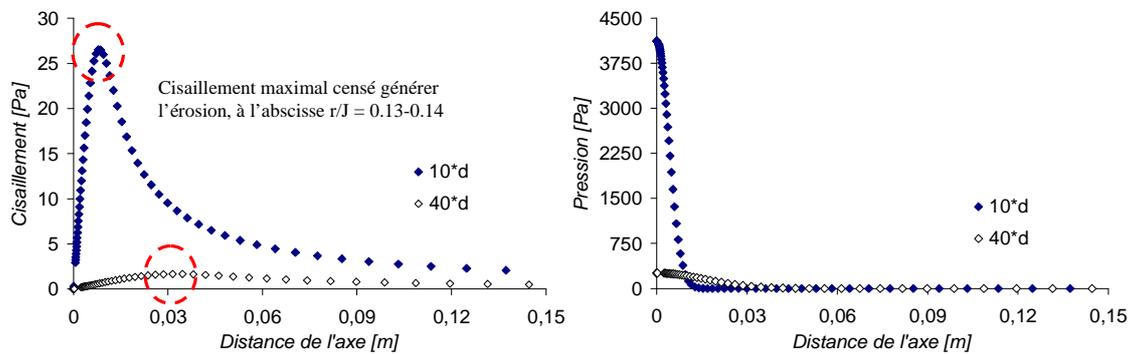


Figure III-8: a) Profil prédit des contraintes tangentielles b) Profil prédit des contraintes normales, suivant la distance à l'axe et à l'interface fluide-plan rigide pour deux distances origine jet – interface (d'après Beltaos et Rajaratnam, 1974).

La valeur maximale de cette contrainte de cisaillement τ est dépendante de la vitesse sur l'axe. Celle-ci est évaluée en utilisant la vitesse de sortie du jet U_0 par l'équation (III-13).

$$\tau = 0,16 \frac{\rho_w U_0^2}{\left(\frac{J}{d_0}\right)^2} \quad (III-13)$$

Hanson et al. (1990) proposent un autre ajustement pour la contrainte maximale de type puissance qui semble plus appropriée à leurs mesures expérimentales mais qu'ils n'utilisent pas dans le cadre du JET.

$$\tau = 0,56 \left(\frac{\rho_w U_0^2}{\left(\frac{J}{d_0}\right)^2} \right)^{0.74} \quad (III-14)$$

La vitesse U_0 est calculée par la relation développée par Bernoulli sur un orifice.

$$U_0 = C\sqrt{2g\Delta H} \quad (III-15)$$

C : coefficient de l'orifice, dans notre cas sa valeur est proche de 1, et elle devrait être déduite d'un étalonnage.

Dans la méthode retenue par Hanson et al. (2002), la vitesse sur l'axe au niveau de l'interface (U) est d'abord calculée en utilisant les relations de jet libre pour une interface hors de la zone potentielle de jet. C'est-à-dire hors de la zone où la vitesse du jet sur l'axe est

constante et égale à U_0 . La vitesse est inversement proportionnelle à la distance d'origine du jet, résultat de la mécanique des jets (Padet, 1991).

$$U = \frac{J_P}{J} U_0 \quad (III-16)$$

J_P : distance qui définit le noyau potentiel du jet.

Pour la valeur de J_P , Beltaos et Rajaratnam (1974) exprime J_P en fonction du diamètre d_0 du diaphragme et un coefficient C_d qui a une valeur comprise entre 5,8 et 7,4 (bibliographie antérieure à 1974), avec une valeur communément admise de 6,3. Sur cette base, Hanson et al. (2002) admettent une valeur de 6,2.

$$J_P = C_d d_0 \quad (III-17)$$

L'hypothèse que le cisaillement maximal s'exprime comme une fonction linéaire de la vitesse quadratique à l'interface permet l'écriture de l'équation (III-18). La comparaison de cette expression, combinée aux expressions de U (équation (III-16)) et de J_P (équation (III-17)), avec l'équation (III-13) permet d'évaluer une valeur du coefficient de frottement C_f fonction du C_d . Pour une valeur de C_d de 6,2, le coefficient de frottement C_f vaut 0,00416.

$$\tau = C_f \rho_w U^2 \quad (III-18)$$

Si l'on réintègre, l'expression du cisaillement dans la loi d'érosion, on obtient une équation différentielle (III-19) du premier ordre en profondeur J et en temps t .

$$\frac{dJ}{dt} = k_d \left(C_f \rho_w \left(\frac{J_P}{J} U_0 \right)^2 - \tau_c \right) \quad (III-19)$$

Si l'on choisit des « jauges » pour les longueurs (J_R), les contraintes (τ_R), avec une vitesse de référence (U_R), il est possible d'adimensionner le système. Soit J^* la grandeur adimensionnée de longueur ; U^* la grandeur adimensionnée de vitesse, et τ^* la contrainte de cisaillement adimensionnée, le système devient intégrable en adimensionnant. Un temps de référence (T_R) peut être construit par liaison de ces différentes variables. Ce temps peut être vu comme un temps d'interaction entre le fluide et le sol.

$$\frac{dJ^*}{dt^*} \frac{J_R}{T_R} = k_d \tau_R (\tau^* - \tau_c^*) \quad (III-20)$$

Hanson et Cook (2004) utilise les grandeurs de références correspondant aux valeurs des variables pour la profondeur d'équilibre (variation d'approfondissement du trou nul une fois l'interface à cette cote). La longueur de référence va correspondre à la profondeur

d'équilibre J_e , c'est-à-dire lorsque le trou ne s'approfondit plus et l'interface est fixe. La vitesse de référence va donc être la vitesse sur l'axe au niveau de l'interface (en jet libre). Le fait d'être à la profondeur d'équilibre implique que $\tau = \tau_c$.

$$\frac{dJ^*}{dt^*} = \frac{T_R k_d \tau_c}{J_E} (J^{*2} - 1) \quad (III-21)$$

En ré-exprimant les contraintes avec les vitesse, l'équation (III-21) est alors simplifiée. Les jauges peuvent être choisies différemment. Mais, quelques soient les jauges, une expression du temps caractéristique est défini par l'équation (III-22). Ce dernier est fonction des jauges.

$$T_R = \frac{J_R}{k_d \tau_R}, \text{ dans notre cas : } T_R = \frac{J_E}{k_d \tau_c} \quad (III-22)$$

Il est possible d'intégrer l'équation (III-21) en séparant les variables et on obtient l'équation suivante fonction de J^* et t^* pour les référence prises par Hanson et Cook (2004).

$$t = T_R \left(-J^* \Big|_{J_i^*}^{J_i^*} + \frac{1}{2} \text{Log} \left(\frac{1+J^*}{1-J^*} \right) \Big|_{J_i^*}^{J_i^*} \right) \quad (III-23)$$

Ainsi, les données expérimentales seront ajustées sur cette courbe maîtresse. Parfois, il subsiste des problèmes pour trouver la valeur des deux paramètres en une seule étape.

La stratégie adoptée par Hanson et Cook (2004) est d'utiliser le travail de Blaisdell et al. (1981) sur les sols peu cohésifs pour déterminer une profondeur d'équilibre. Les équations utilisées sont les suivantes :

$$\left(\log \left(\frac{J}{d_0} \right) - \log \left(\frac{U_0 t}{d_0} \right) - B \right)^2 - \left(\log \left(\frac{U_0 t}{d_0} \right) \right)^2 = A^2 \quad (III-24)$$

$$\left(\log \left(\frac{J}{d_0} \right) - B \right) \left(\log \left(\frac{J}{d_0} \right) - B - 2 \log \left(\frac{U_0 t}{d_0} \right) \right) - A^2 \xrightarrow{t \rightarrow \infty} 0 \quad (III-25)$$

$$\left(\log \left(\frac{J}{d_0} \right) - B \right) \left(\frac{\log \left(\frac{J}{d_0} \right) - B}{\log \left(\frac{U_0 t}{d_0} \right)} - 2 \right) - \frac{A^2}{\log \left(\frac{U_0 t}{d_0} \right)} \xrightarrow{t \rightarrow \infty} 0 \quad (III-26)$$

A et B sont deux constantes.

J tend vers une valeur finie $J_e - 2 \log \left(\frac{U_0 t}{d_0} \right) \xrightarrow{t \rightarrow \infty} -\infty$, on déduit que

$$-2 \left(\log \left(\frac{J}{d_0} \right) - B \right) \xrightarrow{t \rightarrow \infty} 0.$$

Ainsi, par ajustement sur l'ensemble des points, il est possible de déduire une valeur de B et donc une profondeur d'équilibre. Dans ce développement asymptotique, une loi d'érosion est déjà intégrée sur le temps.

Cette profondeur d'équilibre (J_e) permet de calculer la contrainte seuil τ_c qui est réintégrée dans l'équation (III-23). Un ajustement sur le temps expérimental est calculé. Cette façon de procéder conduit à suggérer deux lois d'érosion : une pour calculer le coefficient d'érosion, une seconde qui est intégrée dans l'approche de Blaisdell et al. (1981). Il peut être plus efficace de procéder en une seule étape par ajustement simultané des deux grandeurs k_d et τ_c .

Suivant cet objectif d'optimiser la détermination des paramètres k_d et τ_c , Bonelli (communications personnelles) a proposé l'utilisation de jauges différentes et définit deux variables adimensionnelles.

Il convient toutefois d'indiquer que dans le cadre de ce travail, une analyse inverse a été développée avec les variables adimensionnelles afin de déterminer simultanément k_d et τ_c . Les résultats seront vus aux paragraphes suivants.

Dans cette partie, les résultats obtenus avec les appareils HET et JET vont être confrontés. Suivant une première approche, la comparaison est menée à l'aide des valeurs du coefficient d'érosion et de la contrainte critique de cisaillement.

4 Confrontation HET-JET avec les coefficients d'érosion et la contrainte critique

Pour le HET, ces valeurs seront estimées avec la méthode de Bonelli et Brivois (2008) qui suppose un coefficient de frottement constant sur la durée de l'essai, et un diamètre initial de 6,4 mm.

Les essais de jet ont d'abord été dépouillés avec la méthode de Hanson et Cook (2004). Rappelons que l'ensemble des essais du jet a fait également l'objet d'une interprétation par analyse inverse avec les variables adimensionnelles proposées par Bonelli (communications personnelles). La Figure III-9 présente les valeurs de k_d obtenues avec la méthode inverse en

fonction des valeurs obtenues suivant la méthode de Hanson et Cook (2004). D'une manière générale, nous constatons que les valeurs de k_d obtenues suivant les deux méthodes diffèrent peu.

Des écarts importants apparaissent pour les valeurs de la contrainte critique (facteur 100 (cf. Figure III-10) qui provient très probablement de l'hypothèse de Blaisdell et al. (1981) sur l'évolution de la profondeur d'affouillement. En effet, par la méthode proposée par Bonelli, on ne distingue plus deux familles de contraintes critiques (cf. Figure III-10).

La méthode inverse permet de s'affranchir de l'hypothèse de Blaisdell et al. (1981), mais à priori, elle ne permet pas une amélioration dans la détermination des coefficients d'érosion.

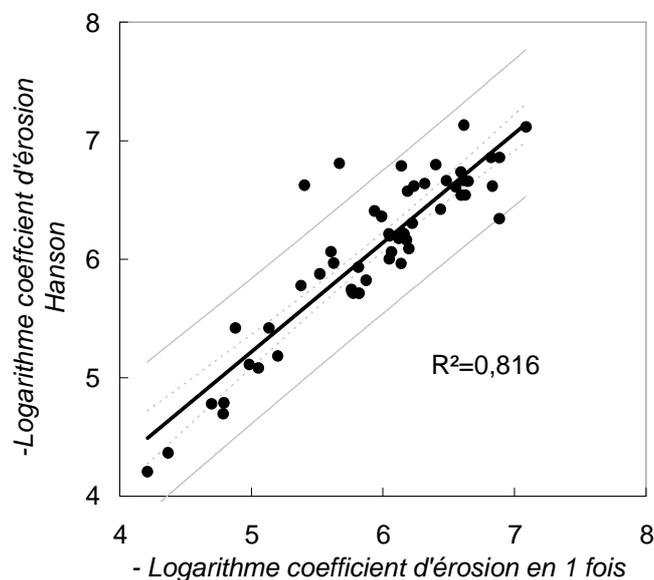


Figure III-9 : Confrontation des valeurs de k_d obtenues par analyse inverse et par la méthode de Hanson et Cook (2004).

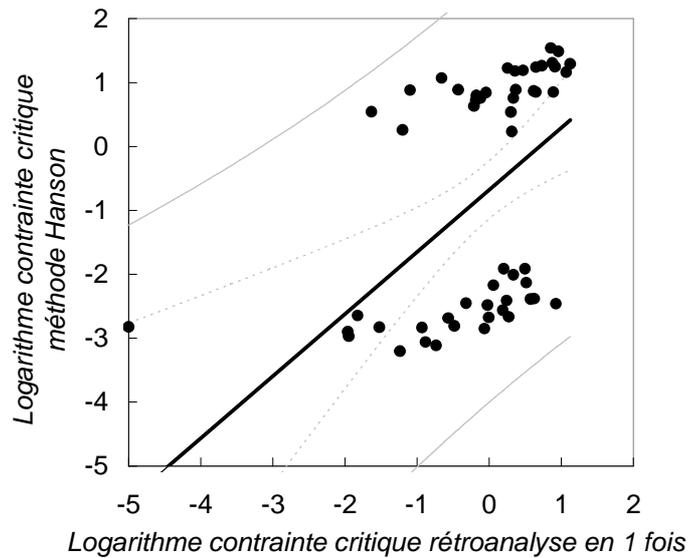


Figure III-10 : Confrontation des valeurs de τ_c obtenues par analyse inverse et par la méthode de Hanson et Cook (2004).

Pour la suite de nos travaux, nous choisissons donc d'utiliser la méthode de Hanson et Cook (2004) comme méthode d'interprétation issue de la littérature.

Un coefficient de diffusion (C_d) de 6,2 et un coefficient de frottement de 0,00416 d'après la définition de contrainte de Hanson et al. (2002) est choisi dans l'équation (III-18). Cette valeur du coefficient de frottement est équivalente à un coefficient de Chezy de 0,03328.

La Figure III-11 présente les valeurs de l'indice d'érosion ($I = -\log(k_{d,m})$) obtenues avec le HET en fonction des valeurs de ce même indice obtenues avec le JET. Cette confrontation conduit à la corrélation linéaire :

$$I_{\text{HET}} = 1,0359 I_{\text{JET}} + 1,3242 \quad (\text{III-27})$$

$$(R^2 = 0,6481 ; \text{effectif} = 34)$$

$$k_{d \text{ HET}} = 0,0455 k_{d \text{ JET}} + 3 \cdot 10^{-7} \quad (\text{III-28})$$

$$(R^2 = 0,3316 ; \text{effectif} = 34)$$

On constate que les appareils permettent d'accéder à la cinétique k_d en terme de logarithme.

Quatorze points complémentaires ont été ajoutés sur la Figure III-11 afin de comparer leurs valeurs à la corrélation (III-27). Nous n'avons pas intégré ces points à notre recherche

de corrélation car les opérateurs pour les essais HET n'ont pas été les mêmes. Ils concernent les sols P2, P3 et les sols des digues de Arles.

L'indice du HET apparaît vingt fois supérieur par rapport à l'indice du JET (Figure III-11). Les barres d'erreur sont évaluées en considérant les essais présentant le plus d'irrégularités. Ces essais vont permettre d'évaluer une erreur relative maximale sur le coefficient d'érosion et la contrainte critique.

La construction des barres d'erreur consiste à rechercher trois jeux de paramètres. Le premier jeu recherché optimise l'erreur expérience-mesure sur l'ensemble des points. On recherche ensuite les jeux de paramètres définissant la courbe enveloppe au-dessus et au-dessous de l'ensemble des points expérimentaux. Une erreur relative est construite en considérant la différence entre les paramètres de courbe enveloppe et ceux optimisant l'erreur globale, rapportée aux paramètres optimisant l'erreur globale. L'ensemble des points est considéré pour le calcul de l'erreur globale. L'incertitude de mesure sur les charges hydrauliques, ou débit n'intervient pas directement dans l'erreur obtenue.

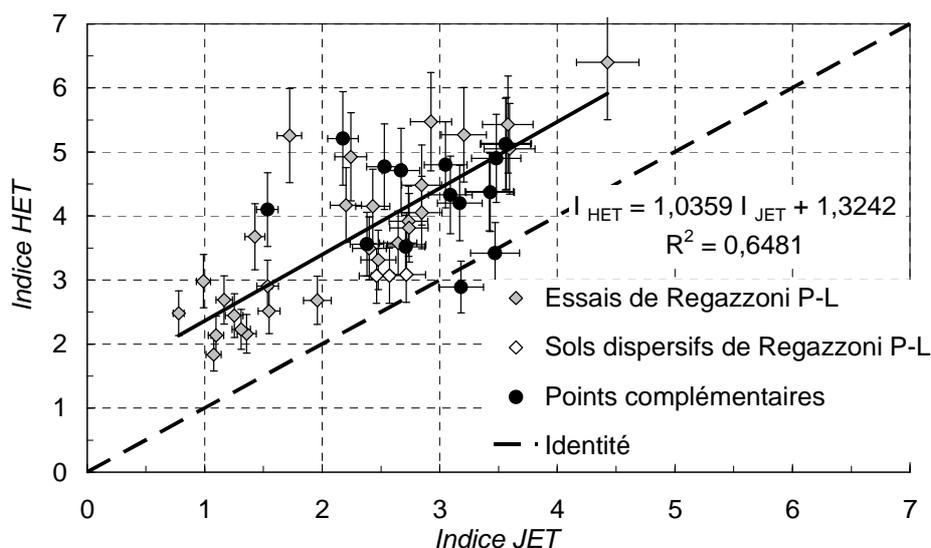


Figure III-11 : Diagramme comparant les indices du Hole Erosion Test et Jet Erosion Test.

Pour une contrainte de cisaillement hydraulique donnée, les sols sembleraient moins résistants à un effort généré par un jet qu'à un effort généré par un écoulement tangentiel du HET. Le sol dispersif représenté est MF. Le sol TF présentant de résultats contradictoire entre le « crumb-test » et le « pin-hole test » n'est pas considéré comme dispersif à proprement parler.

Le même type de biais est observé par Lim (2006). Le sol apparaît plus résistant d'une demi décade sur l'indice du HET par rapport au RCT. Dans le but d'améliorer la corrélation, Lim (2008) distingue les sols dispersifs et non dispersifs, le coefficient de corrélation ainsi

obtenu étant plus grand dans le cas des sols dispersifs. L'analyse plus fine des écarts nous conduit à dresser le Tableau III-4. Il apparaît que cet écart est maximal pour les sols dispersifs (MF) ou à fort indice de plasticité (BC et TF).

Sols	Moyenne de l'écart observé avec la corrélation	IP
L	0,40	NP
TE	0,44	4
MF	0,95	34
Mix 1	0,44	11
Mix 0	0,66	23
MP	0,06	31
TF	0,65	40
BC	1,37	44
Moyenne sur l'ensemble	0,55	

Tableau III-4 : Tableau des écarts entre la prévision à partir de l'indice JET et les valeurs réelles de l'indice HET.

Pour nos mesures, cette distinction ne semble pas permettre de proposer deux corrélations distinctes. Peut-être faut-il pondérer la dispersivité en fonction de l'indice de plasticité. Les valeurs qui s'éloignent le plus de la corrélation correspondent à certains points complémentaires, provenant des essais réalisés sur les sols des digues de Arles (S.Y.M.A.D.R.E.M.) et ceux effectués au Bureau of Reclamation.

Dans le cas des sols à fort indice de plasticité les écarts observés pourraient provenir de la difficulté de mise en œuvre rencontrée lors du compactage, ce qui génère une anisotropie plus marquée de la structure, présence de couche. Pour les sols dispersifs, nous pouvons supposer que les deux types d'essais pourraient être nettement influencés par la déstructuration du matériau non pas d'origine mécanique, mais d'origine chimique (réaction avec l'eau), induite par la percolation de l'eau. La cinétique de développement de l'érosion pourrait alors être fixée par cette réaction. Cette remarque contribue à expliquer l'amélioration de la corrélation HET-RCT obtenue dans le cas des sols dispersifs. Le même type de confrontation est mené pour les valeurs de la contrainte critique.

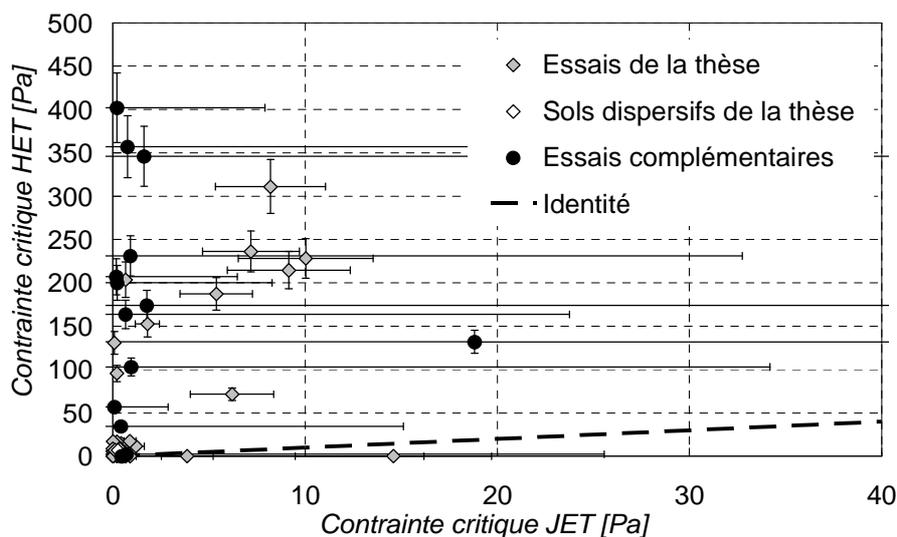


Figure III-12 : Diagramme présentant la comparaison des contraintes critiques.

Sur la Figure III-12, nous pouvons observer que les valeurs de contrainte critique mesurées à l'aide du HET sont bien plus grandes que celles mesurées avec le JET et aucune corrélation n'apparaît clairement. L'erreur sur la contrainte du JET est importante mais n'explique pas le biais entre les deux échelles de contraintes. Il semble exister un lien entre les érodibilités données par les deux appareils. Toutefois il existe un facteur 20 entre les coefficients d'érosion obtenus avec les deux appareils et il paraît surprenant qu'un sol réagisse 20 fois plus sous l'impact d'un jet avec une contrainte de cisaillement plus faible. Le biais opposé existe pour la contrainte critique, c'est-à-dire qu'en moyenne la contrainte seuil mesurée avec le JET est 10 à 100 fois moins élevée que celle déterminée avec le HET. L'échelle des contraintes HET et JET sont différentes. En annexe I, les courbes obtenues avec la méthode de Bonelli pour le JET comparées à celle du HET sont présentées. La méthode ne semble pas améliorer l'écart d'ordre de grandeur sur les contraintes entre le HET et le JET. Un écart est toujours constaté..

Trois raisons possibles peuvent expliquer ces écarts. La première est d'ordre méthodologique avec l'utilisation d'un modèle d'interprétation inadapté pour le HET, le JET ou les deux appareils. Des simulations numériques de l'écoulement permettraient probablement d'affiner la compréhension de l'hydraulique au sein de ces appareils et de fournir des informations utiles à l'identification des grandeurs pertinentes pour l'érosion.

La deuxième raison est d'ordre métrologique car l'érosion n'est pas caractérisée expérimentalement de manière précise. Dans le cas du HET, l'érosion est calculée à partir de la variation de débit, la caractérisation expérimentale est donc uniquement hydraulique. Pour confronter les résultats du JET avec ceux du HET, nous avons dû faire l'hypothèse d'une

érosion isotrope et calculer la masse érodée à partir de la profondeur d'affouillement. Par ailleurs cette procédure de mesure de l'affouillement suppose que tous les matériaux érodés sont entraînés par l'écoulement et qu'ils ne perturbent pas la mesure de la profondeur. Pour les deux appareils, les mesures effectuées ne permettent pas de détecter le seuil de détachement des particules, la perte de charge est augmentée par palier chaque quart d'heure (HET) si aucune érosion n'est observée, ou alors il est déduit d'une loi de comportement asymptotique (JET). Il serait plus judicieux de choisir une vitesse d'augmentation de débit, et une autre possibilité pour le HET serait d'effectuer des essais à débit constant pilotant ainsi la grandeur qui paraît la plus appropriée pour l'érosion : la vitesse du fluide, et de laisser relaxer le système. Pour le JET, il serait possible d'effectuer 5 paliers de charge différents et de représenter les érosions mesurées en fonction de la contrainte moyenne.

La troisième raison est d'ordre constitutif, et relève de la pertinence de la loi d'érosion. Sur la plage de contraintes testées, il est possible d'approximer celle-ci par une droite. Mais, il subsiste une question quant à l'extrapolation de cette droite dans d'autres conditions (cas du JET) ou sur une autre plage de contraintes. Cette loi d'érosion considère que le fluide fournit l'énergie nécessaire à l'érosion par cisaillement. Ainsi, une forme privilégiée d'échange est supposée dans l'approche, ce qui pourrait induire un biais dans l'analyse. De plus, cette loi est appliquée sur des échantillons qui parfois présentent des discontinuités d'où une grande imprécision. Un tracé dans le plan vitesse de la masse érodée en fonction de la contrainte semble plus approprié.

Face à cette interrogation sur la pertinence de la loi d'érosion et la mesure effectuée, et les remarques concernant les méthodes d'interprétation des essais HET et JET, il semble intéressant de mener une étude complémentaire afin de rechercher une approche susceptible d'améliorer la confrontation des deux appareils et de définir une érodibilité.

5 Proposition d'une approche énergétique

Lors de la réalisation des campagnes d'essais HET et JET présentes dans la littérature ainsi que lors de nos essais, les mesures sont effectuées à l'échelle de l'ensemble de l'échantillon testé. Elles sont intégratives et ne sont pas menées à l'échelle de l'interface, ou a fortiori à l'échelle des grains. Aussi pour limiter l'utilisation d'hypothèses difficilement vérifiables, il nous paraît important de réaliser le développement de notre méthode d'interprétation à cette même échelle de l'échantillon. Par ailleurs l'érosion étant, par nature, un phénomène d'interaction eau-sol, il nous paraît nécessaire de caractériser de manière indépendante ces deux éléments. Plus précisément, il convient de caractériser la sollicitation

hydraulique et de quantifier la réponse correspondante du sol. Enfin l'objectif de cette partie étant la confrontation des appareils HET et JET, la méthode d'interprétation développée doit bien sûr être valide pour les deux dispositifs.

Nous proposons de caractériser la sollicitation hydraulique par le calcul de l'énergie dissipée par le fluide et l'érosion par la perte de masse de l'échantillon. L'approche est menée pour le HET et le JET et les résultats obtenus sont confrontés.

La notion d'énergie totale E est utilisée pour le fluide. Le concept de contrainte constitue le passage à la limite de la dissipation d'énergie mécanique par unité de volume tendant vers 0 suivant une orientation de surface donnée. Ainsi, avec cette approche, la surface de dissipation est supprimée au profit du volume de fluide concerné.

Sur un volume matériel de fluide considéré, la conservation de l'énergie est écrite. L'énergie est stockée dans le volume sous deux formes :

- thermodynamique et chimique (enthalpie), e_{int} .
- mécanique : énergie potentielle, ici gravitaire ; énergie cinétique.

La variation temporelle de cette énergie totale est exprimée par l'équation (III-29). Par ailleurs cette variation d'énergie totale est égale à la variation du travail des forces extérieures au volume et à la variation de l'énergie thermique (équation (III-30)).

$$\frac{dE}{dt} = \frac{d}{dt} \int_{\text{Mass}} \left(e_{int} + \frac{u^2}{2} + \bar{g} \cdot \bar{x} \right) dM = \frac{\partial}{\partial t} \int_{\text{Volume}} \left(e_{int} + \frac{u^2}{2} + \bar{g} \cdot \bar{x} \right) \rho dV + \oint_S \left(e_{int} + \frac{u^2}{2} + \bar{g} \cdot \bar{x} \right) \rho_w (\bar{u} \cdot \bar{n}) dS \quad (III-29)$$

$$\frac{dE}{dt} = \frac{dE_{Ther}}{dt} + \frac{dW}{dt} \quad (III-30)$$

A l'échelle de temps d'un essai JET ou HET, nous pouvons faire trois hypothèses :

- le système est supposé adiabatique, les variations d'énergie thermique sont par conséquent négligées.
- les variations de température étant très faibles nous supposons négligeable la variation d'énergie interne.
- l'écoulement est supposé permanent, la variation temporelle d'énergie cinétique est donc négligée.

Grâce à ces hypothèses et par combinaison des deux équations précédentes, la variation du travail des forces extérieures est exprimée sous la forme.

$$\frac{dW}{dt} = \frac{\partial}{\partial t} \iiint_{\text{Volume}} (\vec{g} \cdot \vec{x}) \rho_w dV + \iint_S \left(\frac{u^2}{2} + \vec{g} \cdot \vec{x} \right) \rho_w (\vec{u} \cdot \vec{n}) dS \quad (III-31)$$

V : volume matériel de fluide considéré.

S : surface de contact avec l'environnement du volume de fluide V.

Les travaux des forces extérieures sont de différentes natures :

- le travail des forces de pression $-P \cdot \vec{u}$, sur la surface extérieure du volume (W_{pression}).
- le travail dissipée par viscosité et turbulence au sein du fluide ($W_{\text{intra fluide}}$).
- le travail de détachement des particules solides et de transport ($W_{\text{érosion}}$), et dissipée en paroi.

D'où l'équation suivante :

$$\frac{dW}{dt} = \frac{dW_{\text{pression}}}{dt} + \frac{dW_{\text{intra fluide}}}{dt} + \frac{dW_{\text{érosion}}}{dt} \quad (III-32)$$

La poursuite du développement va être menée de manière distincte pour les deux appareils utilisés afin de tenir compte de leurs spécificités.

a) Hole Erosion Test

Dans le cas du HET, l'écoulement étant horizontal, le produit scalaire $\vec{g} \cdot \vec{x}$ s'annule et l'équation (III-31) peut donc être simplifiée sous la forme :

$$\frac{dW}{dt} = \iint_S \left(\frac{u^2}{2} \right) \rho_w (\vec{u} \cdot \vec{n}) dS \quad (III-33)$$

Pour la description des pertes d'énergies, nous pouvons décomposer le Hole Erosion Test en 3 zones distinctes. La zone I représente la contraction à l'amont de l'échantillon (cf. Figure III-13), la zone II correspond à la conduite au sein de l'échantillon et la zone III représente l'expansion à l'aval de l'échantillon. Dans la zone I et la zone III l'écoulement se modifie par contraction ou expansion des lignes de courant. La perte d'énergie dans ces zones est une perte par cisaillement aux parois et une perte par turbulence et contraction des lignes d'écoulement. En effet, des zones de recirculation alimentée absorbent une partie de l'énergie de l'écoulement.

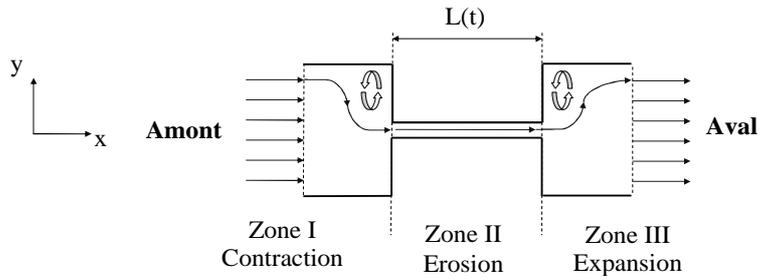


Figure III-13 : Mécanismes des pertes énergétiques du HET.

La zone II définit la zone où le fluide est en écoulement supposée en conduite. Sur cette zone, l'énergie est absorbée par homogénéisation des vitesses au sein du fluide et par échanges avec le sol qui engendrent l'érosion. Pour identifier la part de l'énergie absorbée par échanges avec le sol il convient de prendre en compte la longueur nécessaire pour stabiliser l'écoulement et développer totalement les couches limites. White, 1999 propose de définir une longueur de stabilisation L_e basée sur le nombre de Reynolds au sein de la conduite en régime turbulent (équation (III-34)). Pour un nombre de Reynolds de 5000, la longueur calculée correspond à 18 fois le diamètre, c'est à dire pour un diamètre de 6,4 mm, L_e est de l'ordre de 10 cm. Ce qui est équivalent à a longueur de notre échantillon.

$$\frac{L_e}{\phi} \approx 4,4 \text{Re}_{\text{Conduite}}^{1/6} \quad (\text{III-34})$$

Il se trouve que dans le cas du HET, le régime turbulent n'est pas clairement établi. Face à la faible longueur de la conduite dans un essai HET, il apparaît difficile de définir la part entre l'énergie absorbée pour l'homogénéisation des vitesses au sein de la conduite et l'énergie dissipée aux parois. Il est donc supposé que toute l'énergie du fluide absorbée dans cette portion génère l'érosion.

Grâce de cette décomposition de la dissipation d'énergie au sein du HET, nous pouvons réécrire l'équation (II-34) sous la forme :

$$\frac{dW}{dt} = \frac{dW_{\text{Zone I}}}{dt} + \frac{dW_{\text{Zone II}}}{dt} + \frac{dW_{\text{Zone III}}}{dt} + \frac{dW_{\text{pression}}}{dt} = \iint_S \left(\frac{u^2}{2} \right) \rho_w (\vec{u} \cdot \vec{n}) \cdot dS \quad (\text{III-35})$$

Le travail de pression peut s'exprimer par :

$$\frac{dW_{\text{pression}}}{dt} = - \iint_S P (\vec{u} \cdot \vec{n}) \cdot dS \quad (\text{III-36})$$

Par combinaison des équations (III-34) et (III-35) nous obtenons:

$$\frac{dW_{Zone I}}{dt} + \frac{dW_{Zone II}}{dt} + \frac{dW_{Zone III}}{dt} = \iint_S \left(\frac{u^2}{2} + \frac{P}{\rho_w} \right) \rho_w (\vec{u} \cdot \vec{n}) dS \quad (III-37)$$

La conservation du débit entre l'amont et l'aval nous permet de simplifier l'équation précédente :

$$\frac{dW_{Zone I}}{dt} + \frac{dW_{Zone II}}{dt} + \frac{dW_{Zone III}}{dt} = \iint_S \left(\frac{P}{\rho_w} \right) \rho_w (\vec{u} \cdot \vec{n}) dS = \rho_w g Q \Delta H_{Mesuré} \quad (III-38)$$

A présent, recherchons la dissipation d'énergie associée à ces 3 zones.

Pertes d'énergie zone I, zone II, zone III

Pour évaluer la dissipation d'énergie dans les zones I et III, un essai d'écoulement est effectué au travers d'un échantillon en plastique non érodable. Le diamètre du conduit est de 6,4 mm.

La Figure III-14 représente les valeurs de perte de charge totale en fonction du débit. Un ajustement quadratique est fait sur l'étendue de notre plage de mesure qui s'étend de 200 mm à 1300 mm de pertes de charge et permet d'exprimer les pertes de charges sous la forme suivante :

$$\Delta H_{Mesuré} = 9685,5 Q^2 + 32,767 Q \quad (III-39)$$

$R^2 = 0,9965$; effectif = 15

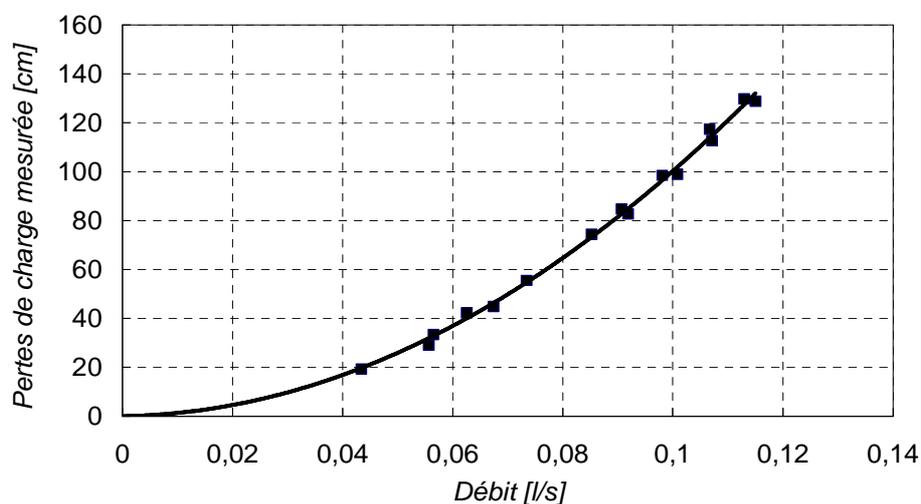


Figure III-14 : Courbe expérimentale de pertes de charge totale sur le système et la courbe d'ajustement quadratique.

Les valeurs déterminées par l'ajustement quadratique vont être comparées aux valeurs calculées en considérant des formules théoriques.

Les formules dites à la Borda (Idel’Cik, 1986) expriment les pertes de charges, générées par la modification du diamètre de la conduite : le diamètre D de la veine principale et le diamètre ϕ d’une conduite plus petite. Deux équations sont élaborées afin de tenir compte du sens de l’écoulement par rapport à ce changement diamètre (équations (III-40) et (III-41)). Nous utilisons donc ces formules écrites dans le cas d’un système turbulent pour déterminer les pertes de charge dans les zones I et III avec $\phi = 6,4$ mm et $D = 86$ mm et le débit Q transitant dans le système.

$$\text{Zone I, contraction:} \quad \Delta H_{\text{Cont}} = \frac{0,5}{2g} \left(1 - \left(\frac{\phi}{D} \right)^2 \right) \left(\frac{4Q}{\pi\phi^2} \right)^2 \quad (\text{III-40})$$

$$\text{Zone III, expansion:} \quad \Delta H_{\text{Exp}} = \frac{1}{2g} \left(1 - \left(\frac{\phi}{D} \right)^2 \right)^2 \left(\frac{4Q}{\pi\phi^2} \right)^2 (+/- 15\%) \quad (\text{III-41})$$

On constate tout d’abord que pour un débit et un rapport de changement de diamètres (ϕ/D) donnés, la perte de charge est 2 fois plus importante pour l’expansion de l’écoulement (Zone III).

Pour la zone II, les pertes de charges sont calculées à l’aide de l’équation (III-42). Le coefficient de frottement λ est déterminé par la formule proposée par Colebrook-White (III-43) considérant la rugosité ε de la conduite, sa longueur L et le nombre de Reynolds au sein de la conduite. Nous effectuons les calculs dans le cas d’un nombre de Reynolds supérieur à 2000.

$$\Delta H_{\text{Zone II}} = 16 f \frac{L}{\phi^5} \frac{Q^2}{\pi^2 2 g} \quad (\text{III-42})$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left(\frac{\varepsilon/\phi}{3,7} + \frac{2,51}{\text{Re} \sqrt{f}} \right) \quad (\text{III-43})$$

L’équation (III-43) définit un système implicite qui permet d’évaluer une valeur du coefficient de frottement. Cette valeur du coefficient de frottement est définie à +/- 15%. La valeur de rugosité utilisée pour notre calcul est celle du plastique : + / - 0,0015 mm à 60 % près.

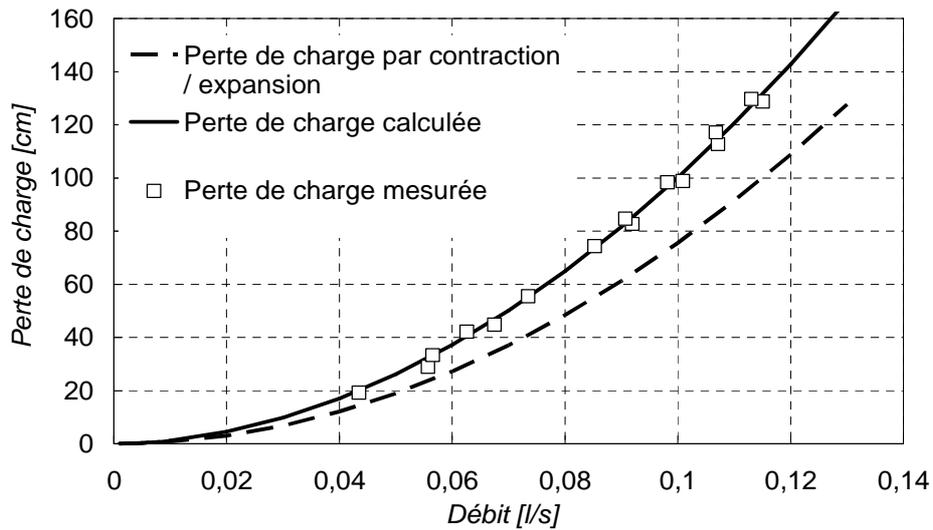


Figure III-15 : Représentation des valeurs calculées et des mesures de perte de charge totale ainsi que les valeurs calculées de pertes générées par contraction / expansion.

Le calcul de la perte de charge totale est effectué par sommation des pertes des trois zones. Les valeurs ainsi obtenues sont comparées aux valeurs mesurées pour un débit inférieur à 0,13 l/s (Figure III-15).

La confrontation des valeurs calculées de perte de charge totale avec l'ajustement réalisé sur les mesures (équation (III-39)) met tout d'abord en évidence la modélisation satisfaisante de la perte de charge totale. Plus précisément nous observons que le calcul conduit à sous évaluer en moyenne de 4 % la perte de charge totale.

La Figure III-16 représente les valeurs de l'erreur commise entre l'estimation et les mesures en fonction du débit.

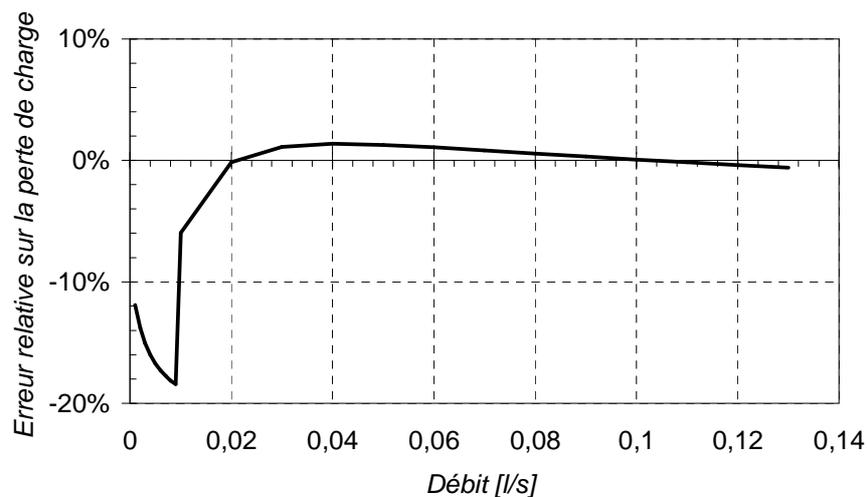


Figure III-16 : Erreur commise entre l'ajustement sur les valeurs mesurées et les valeurs calculées.

Nous pouvons constater que l'erreur est plus importante pour de faibles débits. Cela est une conséquence de la non prise en compte des efforts visqueux dans l'expansion et la contraction et de la formule du coefficient de frottement. En effet, pour de faibles débits, c'est-à-dire en écoulement laminaire, les pertes associées au frottement sont plus conséquentes que les pertes générées par la courbure des lignes de courant.

Expression de l'énergie absorbée par l'érosion

Grâce à la décomposition spatiale du HET et de la détermination des pertes de charge associées nous constatons qu'une portion comprise entre 64% et 77% de la perte de charge totale mesurée est engendrée par la contraction et l'expansion (II-14). Notre équation énergétique (III-38) doit donc être pondérée pour estimer la dissipation d'énergie qui contribue réellement à l'érosion. Ce coefficient dépend du type d'écoulement observé donc du nombre de Reynolds, de la rugosité et du diamètre du conduit. Nous calculons sa valeur moyenne (=0,29) sur la gamme de débits considérés et la dissipation d'énergie par érosion peut donc s'exprimer par :

$$\frac{dW_{\text{érosion}}}{dt} \approx 0,29 \rho_w g Q \Delta H_{\text{Mesuré}} \quad (\text{ III-44 })$$

Trente pourcent de l'énergie hydraulique est associée à de l'érosion. La forme du transfert de cette énergie vers le sol semble difficile à appréhender.

b) Le Jet Erosion Test

La difficulté d'évaluation des contraintes du jet est liée à l'approche de la surface qui est approximée par une surface plane et à la complexité de la contrainte. Le travail de Beltaos et Rajaratnam (1974) permet de remonter à cette notion de contrainte pour des conditions bien définies.

La Figure III-17 représente schématiquement la configuration étudiée. Conformément à la représentation du développement décrit par Beltaos et Rajaratnam (1974), trois zones sont distinguées : zone de développement du jet, zone d'impact, zone d'écoulement radial. Nous étudions le volume de fluide dans la zone d'impact du jet, et nous supposons que l'énergie dissipée pour l'érosion est l'énergie du jet « libre » au niveau de l'interface depuis une certaine distance depuis l'axe du jet.

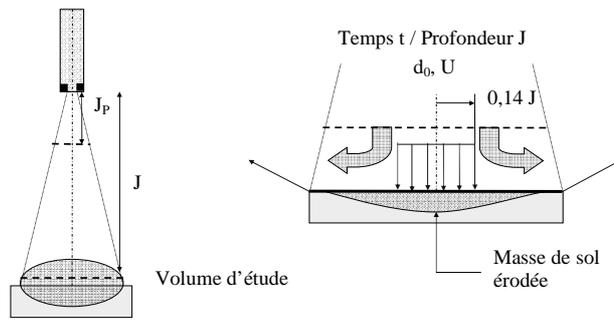


Figure III-17 : Description géométrique du jet.

Jet libre

Considérons l'énergie amenée par le jet libre à la distance z de l'origine du jet.

L'écoulement est supposé permanent, le terme : $\frac{\partial}{\partial t} \iiint_{\text{Volume}} (\vec{g} \cdot \vec{x}) \rho_w dV = 0$.

L'équation (III-31) devient :

$$\frac{dW_{\text{pression}}}{dt} + \frac{dW_{\text{int rafluide}}}{dt} + \frac{dW_{\text{érosion}}}{dt} = \iint_S \left(\frac{u^2}{2} + \vec{g} \cdot \vec{x} \right) \rho_w (\vec{u} \cdot \vec{n}) dS \quad (III-45)$$

A cette même distance z , nous devons définir la vitesse de l'eau au niveau de l'axe du jet. Cette vitesse peut être décomposé suivant la direction de l'axe (vitesse axiale) et du rayon du jet (vitesse radiale). Il est possible de calculer la vitesse axiale sous l'axe du jet. La vitesse radiale est négligée pour le jet libre.

A partir de la vitesse axiale au niveau de l'axe du jet, le profil radial de la vitesse axiale pour le jet libre est établi et la vitesse d est calculée par l'équation (III-16). La variation de la vitesse axiale en fonction de la distance à l'axe du jet peut être exprimée par l'équation proposée par Beltaos et Rajaratnam (1974).

$$\frac{u(r,z)}{u(0,z)} = \exp \left(-0,693 \left(\frac{r}{b_u} \right)^2 \right) \quad (III-46)$$

$u(r,z)$: la vitesse axiale à l'abscisse r pour une distance z de l'origine du jet en zone non impactante $z < 0,86 J$ [m/s].

$u(0,z)$: la vitesse sur l'axe à la distance z de l'origine du jet qui est calculée grâce à l'équation chapitre développant la méthode d'interprétation du JET suivant Hanson, équation (III-16).

b_u : distance à l'axe pour laquelle la vitesse est divisée par 2 : $u(b_u,z) = u(0,z)/2$.

Cette distance peut être obtenue à l'aide de l'équation (III-47). Cette équation provient du travail de Beltaos et Rajaratnam (1974). L'ordonnée à l'origine est choisie de manière à correspondre à la distance du coeur de jet.

$$b_u = 0,093(z - J_p) \quad (III-47)$$

Présence d'une interface

Si maintenant nous considérons la présence d'une interface à la cote $z = J$. Cette interface va dévier l'écoulement du jet et générer une dissipation d'énergie. Cette dernière est supposée engendrer l'érosion. Nous recherchons donc la zone dans laquelle la vitesse axiale va être convertie en une vitesse radiale. Nous associons cette zone à un gradient positif en fonction du rayon de la vitesse latérale.

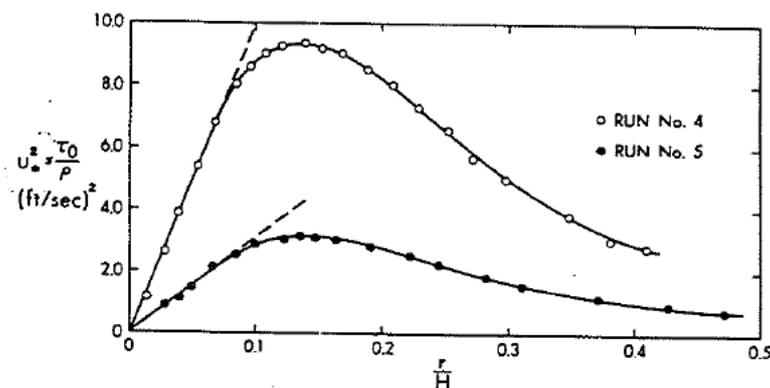


Figure III-18 : Profil de la vitesse de frottement quadratique en fonction de la distance r/H depuis l'axe, données de Beltaos et Rajaratnam (1974) (reproduit avec l'autorisation de l'A.S.C.E.).

Beltaos et Rajaratnam (1974) présentent le profil radial de la vitesse de frottement quadratique (u_w^{*2}) en fonction du rapport (r/H , $H = J$), Figure III-18. Nous observons que la vitesse latérale de frottement s'accroît jusqu'à une distance r/H inférieure à 0,14.

En conséquence nous supposons que l'énergie pour l'érosion provient de l'espace compris entre l'axe ($r = 0$) et l'abscisse 0,14 J porté par le jet libre (celui qui est dévié).

Calcul de l'énergie associée

Nous supposons qu'avant et après la zone d'impact du jet la pression est hydrostatique avec le profil de jet libre, et nous négligeons les recirculations. La dissipation d'énergie par érosion peut donc s'écrire par :

$$\frac{dW_{\text{érosion}}}{dt} \approx 2\pi \int_0^{0,14J} \frac{u^2}{2} \rho_w (\vec{U} \cdot \vec{n}) r dr = 2\pi \int_0^{0,14J} \rho_w \frac{u^3(0, J)}{2} \left(\exp \left(-0,693 \left(\frac{r}{b_u} \right)^2 \right) \right)^3 r dr \quad (\text{III-48})$$

c) Application de la méthode énergétique entre le HET et le JET

A présent nous réinterprétons avec l'approche énergétique les mesures réalisées pour les sols MF MP TF TE Mix 1 Mix 0 BC et L, Les essais considérés sont ceux disponibles avec la préparation identique pour le HET et le JET. La durée des essais HET est comprise entre 3 min et 3,93 h, celle des essais JET entre 2 min et 5,38 h.

Dans un premier temps, la masse humide de sol érodé est reportée en fonction de l'énergie dissipée par érosion au cours des essais JET et HET. Pour les sols testés et la durée de nos essais, nous observons la possibilité d'établir deux gammes d'énergie dissipée : inférieure à 200 Joules (Figure III-19 et Figure III-20) et inférieure à 100 kJ (Figure III-21 et Figure III-22). La gamme de masse érodée étant identique pour ces deux gammes d'énergie, nous pouvons proposer d'associer la petite échelle d'énergie à des sols fortement érodables et la grande échelle à des sols faiblement érodables. Pour des commodités de représentations les échelles peuvent être arithmétiques ou logarithmiques suivant la plage d'énergie couverte. Pour un même sol et à masse érodée identique, l'énergie dissipée pour les deux types d'essais HET et JET est du même ordre de grandeur.

Confrontons à présent la classification de sensibilité à l'érosion obtenue (Figure III-19 et Figure III-21, Figure III-20 et Figure III-22) avec les deux essais en considérant pour une énergie donnée la masse de sol érodée. La classification est ainsi établie du moins sensible au plus sensible à l'érosion avec des valeurs décroissantes d'énergie et des valeurs croissantes de masse. Le choix des sols a permis de balayer une grande plage de sensibilité à l'érosion.

Concernant Mix 0, et BC, la dispersion des préparations s'explique par un point du côté humide, un point du côté sec. Pour des argiles très plastiques (BC, TF) une dispersion peut apparaître entre appareil du fait d'une forte structuration au compactage.

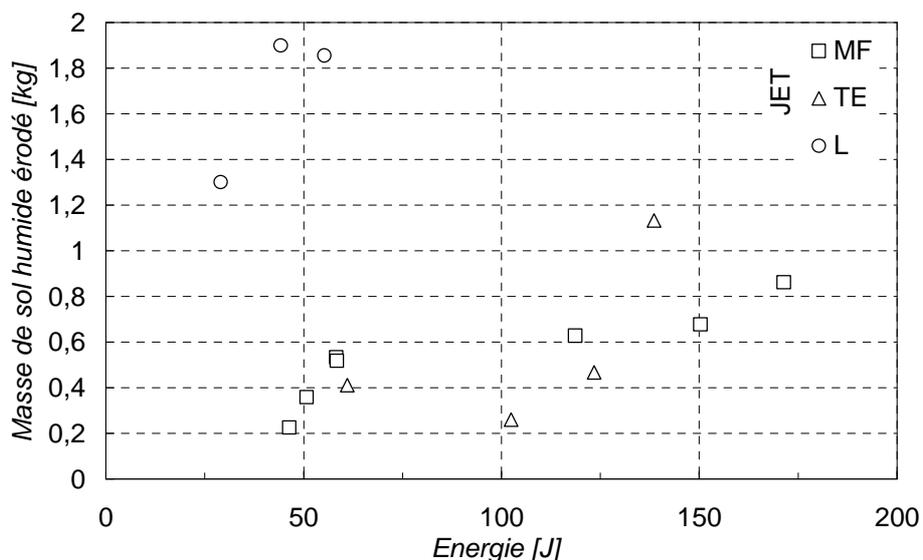


Figure III-19 : Masse humide érodée en fonction de l'énergie dissipée par l'érosion, petite échelle JET (<200J).

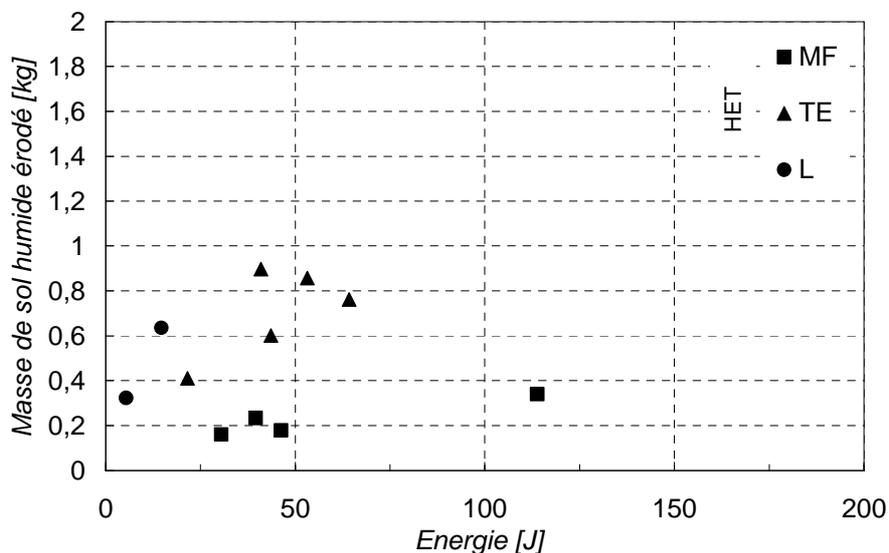


Figure III-20 : Masse humide érodée en fonction de l'énergie dissipée par l'érosion, petite échelle HET (<200J).

Avec le JET, en classant par érodabilité décroissante (du plus sensible à l'érosion au moins sensible) l'ordre est L, MF, TE, Mix 1, TF, BC, MP et Mix 0.

Avec le HET, l'ordre est L, TE, MF, Mix 1, TF, BC, MP, et Mix 0. Donc, l'ordre de sensibilité à l'érosion est identique avec les deux appareils sauf concernant TE et MF. Cette distinction pourrait être induite par le fait que MF présente une argile plutôt dispersive à la différence de TE.

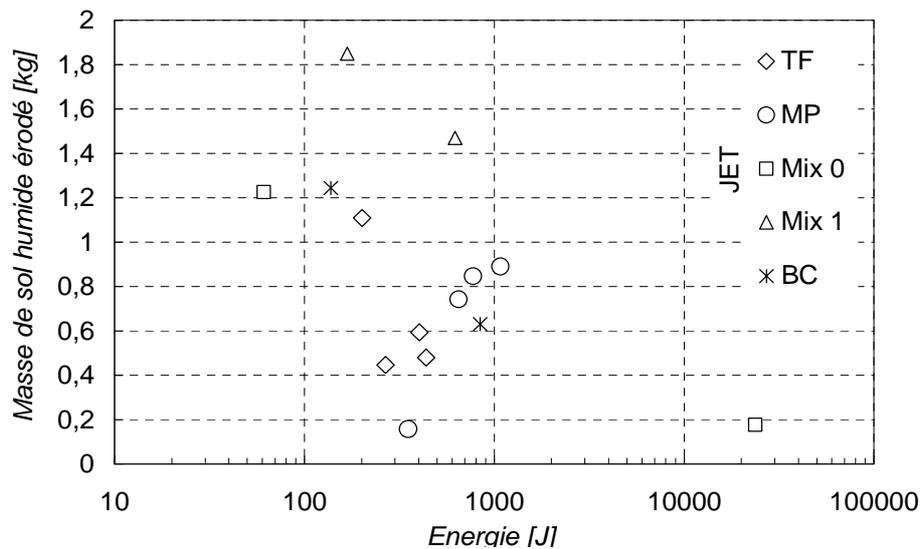


Figure III-21 : Masse humide érodée en fonction de l'énergie dissipée par l'érosion, grande échelle JET.

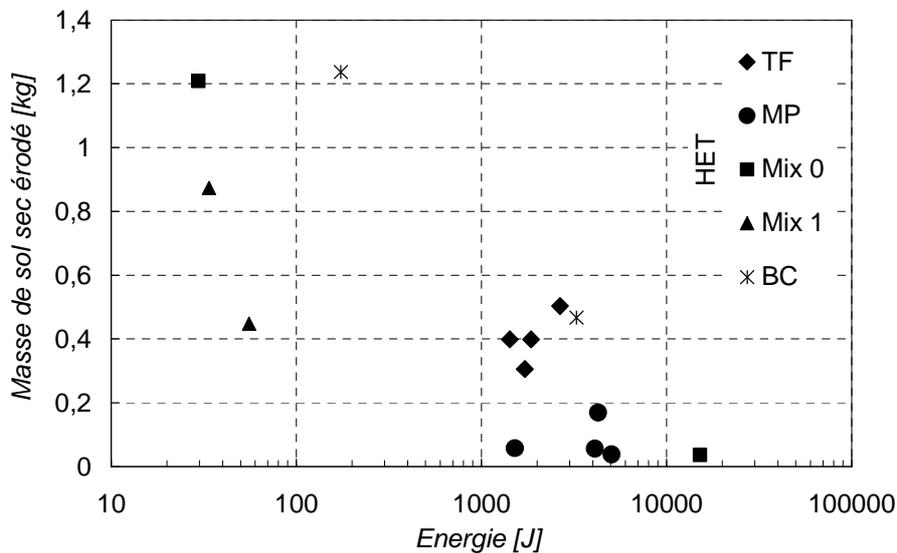


Figure III-22 : Masse humide érodée en fonction de l'énergie dissipée par l'érosion, grande échelle HET.

Par contre, une différence de couple énergie masse apparaît entre le HET et le JET. Il semble que pour les sols fortement érodables c'est-à-dire sur la petite échelle, le HET soit plus efficace pour éroder tandis que sur les sols de la grande échelle l'effet inverse semble apparaître.

Les sols sont décrits dans ce diagramme avec les énergies consommées pour une masse érodée donnée. La contrainte appliquée est définie par l'opérateur au moment du chargement hydraulique de manière à générer l'érosion.

Pour s'affranchir en partie de ce biais, et pour faciliter la lisibilité de la confrontation des deux appareils, nous définissons le coefficient α tel que :

$$\alpha = \frac{\text{masse érodée sèche}}{\text{énergie dissipée par érosion}} \quad (III-49)$$

Nous utilisons également la durée de l'essai. C'est l'inverse de cette dernière qui est utilisée dans le diagramme pour des raisons de commodités de représentation, les sols peu érodables correspondent dans ce cas à l'origine du repère. Ainsi, pour deux sols de nature différente auxquels est appliqué la même charge initiale, seul α sera modifié au travers de l'énergie ou de la masse sèche. Plus le sol sera résistant, plus α sera petit. Par contre, pour une même valeur α obtenues avec des conditions hydrauliques différentes, la condition d'essai sera représentée par la durée d'application de la charge.

Comme précédemment, la représentation est effectuée suivant deux diagrammes : nous distinguons deux gammes de variabilité de α associées à deux gammes de variabilité de l'inverse des durées. La Figure III-23 présente les résultats obtenus pour les sols fortement érodables (α : grande valeur et petite échelle de variabilité) et sur la Figure III-24 sont représentées les valeurs correspondant aux sols faiblement érodables.

Ce type de représentation permet de regrouper l'ensemble des essais de JET et HET sur des graphiques identiques. Par ailleurs nous pouvons observer sur les graphiques la classification de la sensibilité des sols à l'érosion est alors identique pour les deux essais : du plus sensible à l'érosion au moins sensible la classification obtenue est : L TE MF Mix 1 TF BC MP Mix 0.

Grâce à l'approche énergétique nous pouvons constater que les sols sont classés de manière identique en terme de cinétique « énergétique » pour les deux appareils.

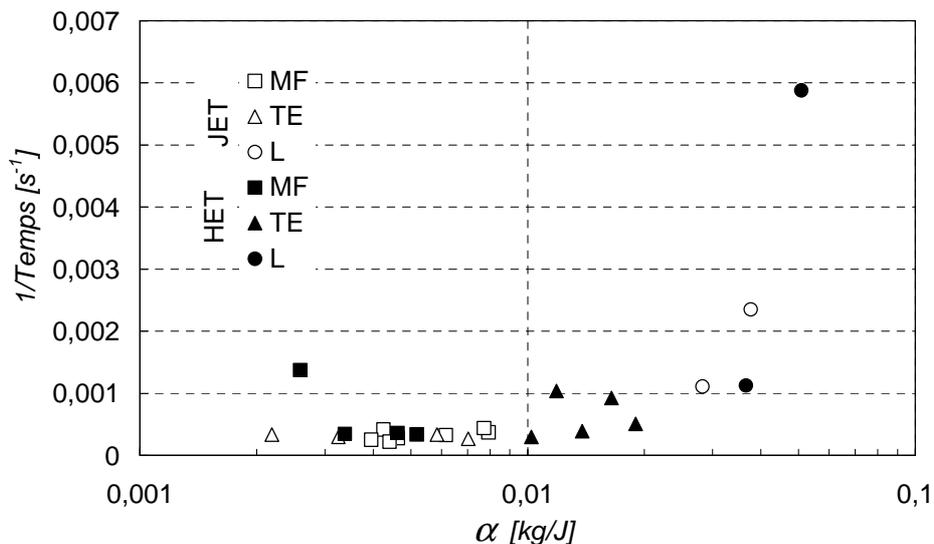


Figure III-23 : Diagramme inverse du temps d'érosion en fonction de alpha, petite échelle de variation.

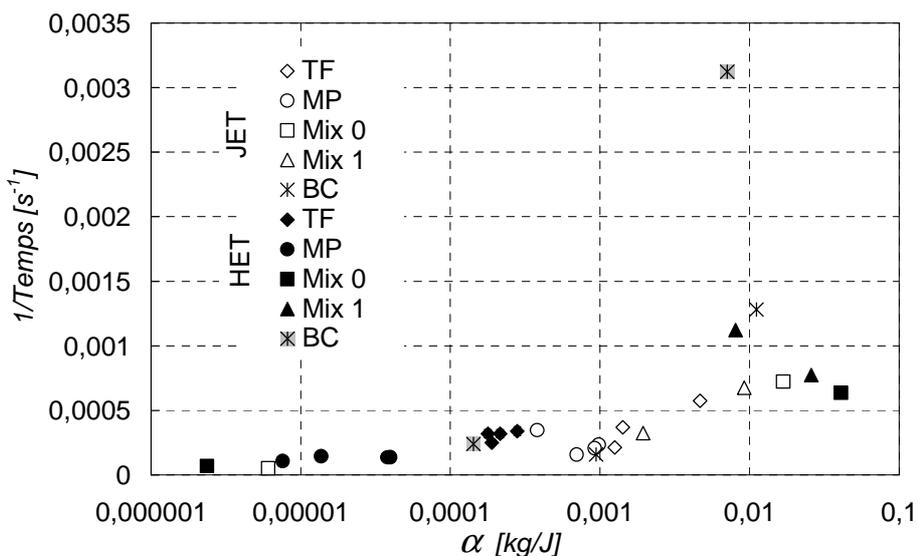


Figure III-24 : Diagramme inverse du temps d'érosion en fonction de alpha, grande échelle de variation.

Afin de poursuivre la confrontation des deux appareils, nous représentons les valeurs de alpha obtenues avec le HET en fonction des valeurs obtenues avec le JET (Figure III-25). La même approche est menée avec les valeurs de l'inverse de la durée (Figure III-26).

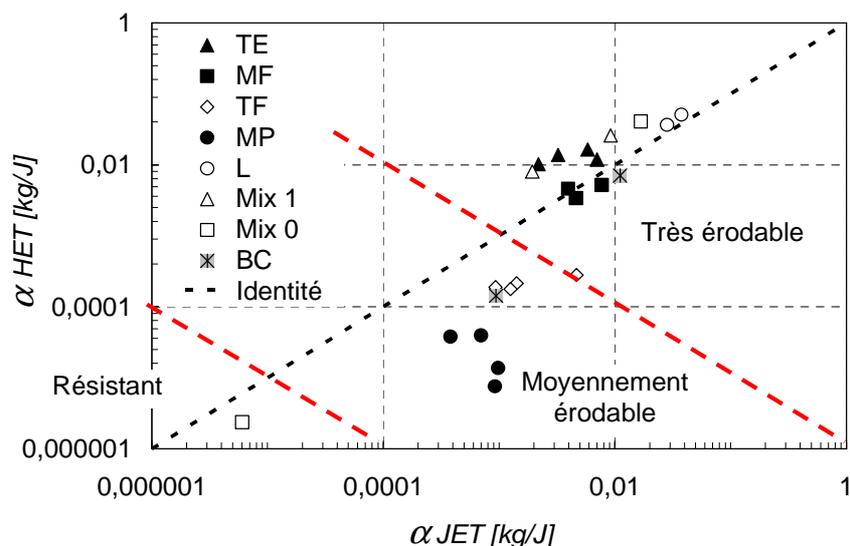


Figure III-25 : Comparaison des α entre le JET et le HET.

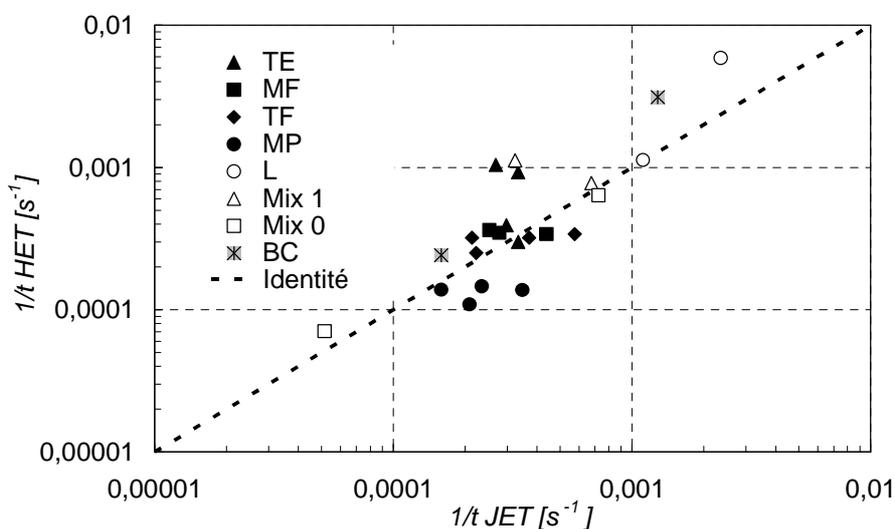


Figure III-26 : Comparaison de l'inverse des temps d'érosion pour le JET et le HET.

Les deux figures précédentes mettent en évidence la corrélation tout à fait satisfaisante obtenue grâce à l'approche énergétique pour les deux essais.

Les sols MP, TF et BC dont les points représentatifs sur la Figure III-25 ne se situent pas sur la droite identité, se caractérisent par une limite de liquidité supérieure à 50 %. En s'inspirant de la classification d'érodabilité de Wan et Fell nous pouvons proposer de distinguer les sols très résistants, moyennement érodables, et les sols très érodables.

6 Synthèse

Nous avons effectué des essais à l'aide du HET et du JET sur un même panel de sols qui ont été testés suivant un protocole rigoureux. L'interprétation des essais a tout d'abord été réalisée avec les méthodes présentes dans la littérature et la loi d'érosion qui exprime le taux

d'érosion en fonction de la contrainte de cisaillement hydraulique. La confrontation des résultats ainsi obtenus indique la non unicité de la classification des sols à l'érosion. Le rapport des coefficients d'érosion obtenus avec les deux appareils : $k_{d\text{ JET}} / k_{d\text{ HET}}$ possède une moyenne de 20, et le rapport des contraintes critiques $\tau_{c\text{ JET}} / \tau_{c\text{ HET}}$ peut varier entre 0,1 et 0,01. Donc, la caractérisation de la sensibilité des sols à l'érosion ainsi obtenue dépend de l'appareil utilisé dans un formalisme commun aux appareils.

Ces écarts de résultats peuvent provenir de la différence de sollicitation générée par les deux types d'appareils et il faudrait alors distinguer au moins deux phénomènes d'érosion surfacique : cisaillement et pression. Ces écarts peuvent aussi mettre en évidence des limites de la caractérisation expérimentale et/ou des modèles employés. En effet l'érosion n'est pas précisément mesurée et la modélisation de la sollicitation hydraulique est effectuée par une contrainte de cisaillement qui n'est pas mesurée lors des essais et qui peut être potentiellement éloignée de la sollicitation réelle.

Dans le cas du HET, l'érosion n'est quantifiée qu'à partir de la variation du débit, la caractérisation expérimentale est purement hydraulique. Une quantification instantanée directe de l'érosion (par le biais de la mesure de la masse érodée, du diamètre de la conduite ou de la concentration de l'effluent) s'avère nécessaire. Les pertes de charge prises en compte dans l'interprétation du HET sont à corriger avec un facteur de pondération afin de ne pas négliger les pertes de charge générées par la contraction – expansion des lignes de courant incluant en partie les effets de la turbulence. La faible longueur de la conduite (10 cm) au sein de l'échantillon et la taille des rugosités (qui dans certains cas peut être du même ordre de grandeur que le diamètre de la conduite) rendent difficile l'utilisation d'une expression de contrainte élaborée pour des écoulements dans des conduites de faible rugosité et de grande longueur.

Le JET offre l'avantage de mesurer directement l'érosion avec la profondeur d'affouillement. Toutefois pour confronter les résultats des deux appareils nous avons dû supposer l'isotropie de l'érosion. Le seuil de contrainte n'est pas mesuré et son estimation est effectuée avec une loi de comportement asymptotique

D'une manière générale, l'énergie seuil (ou vitesse seuil) est dépendante de la définition du seuil et des moyens expérimentaux mis en œuvre pour détecter l'initiation de l'érosion. Il serait préférable de parler en terme de vitesse minimale d'évolution du phénomène afin de la caractériser. Ainsi, pour évaluer une cinétique, il faudrait réaliser les tests avec des vitesses de fluides appropriées ou suivant les conditions hydrauliques que l'on souhaite évaluer. La perte

de charge n'est qu'une conséquence du débit. Si l'on n'a aucune idée sur les débits de transit, il est conseillé de faire des tests à différents paliers et de noter le palier générant les vitesses de phénomène d'érosion désirée. Si un seuil d'érosion existe, il est expérimentalement difficile à approcher. Les cinétiques semblent plus faciles et moins entachées d'erreur d'estimation. Celles-ci sont d'ailleurs prépondérantes dans les rétro-analyses effectuées avec les différents appareils.

Afin de s'affranchir au maximum d'hypothèses difficilement vérifiables expérimentalement, une approche énergétique a été développée pour le HET et le JET basée sur les grandeurs mesurées. Cette dernière permet une classification identique des sols avec les deux appareils en construisant un indice de résistance à l'érosion α (rapport entre la masse érodée sèche et l'énergie développée par l'essai). Pour affiner l'étude de l'interaction fluide-sol, nous pouvons imaginer la réalisation d'une modélisation numérique à une échelle plus petite (de l'ordre de quelques grains) de l'action hydraulique et de l'érosion induite. La principale difficulté rencontrée sera la validation d'une telle approche. La confrontation des calculs avec les mesures ne pourra être effectuée que pour la validation de forme de l'interface ou de débit d'érosion, c'est à dire qu'au niveau de la réponse globale fluide-sol sur chaque pas de temps. Une comparaison inter-appareils avec les lois utilisées sera nécessaire, ainsi qu'un modèle complet de ces appareils.

Grâce aux essais menés nous pouvons également noter la grande variabilité de la sensibilité des sols testés. Sur la Figure III-25, le sol Mix 0 décrit l'ensemble de la plage d'érodibilité (α compris entre $2 \cdot 10^{-2}$ et $4 \cdot 10^{-5}$). La partie suivante va être consacrée à l'étude de cette variabilité et à l'identification des paramètres prépondérants responsables de cette sensibilité à l'érosion.