

METHODE DE CALCUL DYNAMIQUE SIMPLIFIEE FR-JP – DEVELOPPEMENT ET QUALIFICATION SUR ETUDES DE CAS

Fr-Jp simplified dynamic analysis analysis – development and validation on case studies

Moez JELLOULI, Antoine des GARETS

ISL Ingénierie – 75 boulevard Mac Donald, Paris

jellouli@isl.fr, desgarets@isl.fr

Jean-Jacques FRY

EDF Hydro-CIH 4 Allée de Tignes La Motte Servolex73 290

jean-jacques.fry@wanadoo.fr

MOTS CLEFS

Barrage en remblai, digue, séisme, calcul dynamique simplifié, liquéfaction, déplacements irréversibles, validation,

KEY WORDS

Embankment dam, dike, earthquake, simplified dynamic analysis, liquefaction, permanent deformations, validation

RÉSUMÉ

La collaboration entre les deux comités nationaux des grands barrages JCOLD et CFBR de 2014 à 2016 a apporté une meilleure connaissance du comportement sismique des barrages en remblai, en particulier sous chargement sismique extrême. La comparaison du comportement observé et du comportement prédit par les méthodes de calcul dynamique simplifiées a montré des écarts. Ces écarts provenaient de phénomènes non pris en compte par ces méthodes. Pour intégrer ces phénomènes, une nouvelle méthode de calcul simplifiée appelée Fr-Jp a été développée. Son intérêt est d'intégrer quatre phénomènes jusqu'ici oubliés : (1) la montée des pressions interstitielles et son impact sur la rigidité au cisaillement des remblais, (2) l'effet de la géométrie 3D sur les modes de vibration du remblai, (3) la perte de résistance avec la localisation du cisaillement et (4) le calcul automatique du tassement. La procédure de validation a étalonné la méthode sur 31 enregistrements extraits de la base de données JCOLD. Elle a permis un retour d'expérience sur l'évaluation du module de cisaillement initial et du taux d'amortissement et des effets 3D des barrages étudiés.

ABSTRACT

The collaboration between the two national committees of large dams JCOLD and CFBR from 2014 to 2016 provided a better understanding of the seismic behaviour of embankment dams, particularly under extreme seismic loading. Comparison of the observed behaviour with the behaviour predicted by the simplified dynamic analyses showed discrepancies. These differences were due to phenomena not taken into account by these methods. To integrate these phenomena, a new simplified dynamic analysis called Fr-Jp has been developed. Its interest is to integrate four phenomena that have so far been forgotten: (1) the rise in pore pressures and its impact on embankment shear stiffness, (2) the effect of 3D geometry on embankment vibration modes, (3) the loss of strength with shear localization and (4) the automatic settlement calculation. The validation procedure calibrated the method to 31 records from the JCOLD database. It provided feedback on the evaluation of the initial shear modulus, damping rate and 3D effects of the studied dams.

1. INTRODUCTION

Suite à la parution du décret 2010 et au séisme du grand Tohoku au Japon, les Comités Français et Japonais des Grands Barrages (CFBR et JCOLD) ont décidé d'échanger ensemble et ont signé une convention en 2013. L'objectif premier de cette collaboration est la comparaison entre les réglementations nationales et l'évaluation des méthodes actuelles de calcul par comparaison aux observations faites sur les grands barrages en remblai du Japon. Ces derniers sont pour la majorité d'entre eux des barrages zonés avec noyau en argile et recharge en enrochements fondés au rocher. Comme ils subissent des séismes d'intensités très élevées, ces barrages sont suivis avec une grande attention par le Japan Dam Engineering Center (JDEC). L'analyse des accélérogrammes, généralement implantés dans l'axe du barrage au rocher, à mi-hauteur et en crête, renseignent sur le comportement sismique de ces barrages avec précision et constituent une source de données précieuses pour la qualification des méthodes d'analyse sismique.

Après ce premier chapitre d'introduction, le second chapitre décrit les écarts observés à partir de l'analyse des données du JCOLD et propose des explications. Le chapitre trois décrit la méthode proposée pour remédier aux écarts constatés. Le quatrième chapitre présente la procédure de validation déroulée sur les données japonaises les plus représentatives. Enfin le dernier chapitre n'a la place de détailler qu'une étude de cas de validation.

2. COMPARAISON ENTRE MODELISATION ET OBSERVATION SUR LES BARRAGES JAPONAIS

2.1. Les barrages japonais

Deux barrages zonés, à noyau argileux et recharges en enrochement fondés au rocher, ont été proposés par JCOLD pour être modélisés : Aratozawa et Takami.

Le barrage d'Aratozawa a une hauteur de 74 m, d'une crête de 414 m de longueur et de 10 m de largeur, construit en 1998. Le fruit amont est $H/V = 2.7/1$, et le fruit aval $H/V = 2.1/1$. La coupe centrale contient 3 accélérographes à la base, en crête et au milieu du noyau (Fig.1).

Le séisme d'Iwate-Miyagi Nairiku (Mw 7.2) survient le 14 juin 2008 à 08:43, avec un épicentre à 15 km au Nord du barrage. Il secoue le barrage avec un pic d'accélération mesuré à 10.24 m/s^2 dans la galerie de fond.

Il est spectaculaire qu'une accélération de $1g$ à la base n'ait pratiquement pas provoqué de dégâts, avec au maximum un déplacement amont-aval de 6 cm, un tassement des recharges en crête de 20 cm et de 40 cm du noyau et une atténuation de l'accélération en crête à 5.25 m/s^2 .

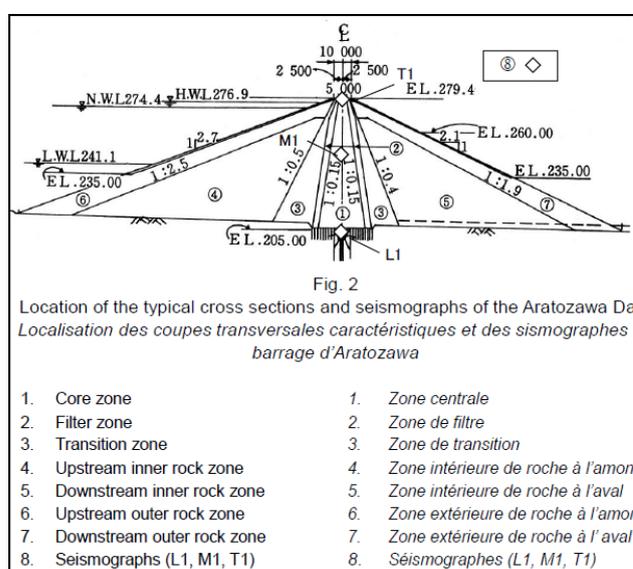


Figure 1 : Coupe-type du barrage d'Aratozawa

Deux autres barrages ont été pris en référence. Le barrage en enrochement d'ISHIBUCHI à masque amont en béton a 53m de hauteur. Il est frappé par un séisme de magnitude 7 en 2008 avec une accélération horizontale de $1,5g$ et verticale de $2,1g$. Le tassement provoqué en crête atteint 50 cm, soit plus que les 41 cm accumulés après 50 ans d'exploitation. La sollicitation sismique considérée ici est celle qui a été mesurée lors du séisme de mars 2011 (station FKSH11 à proximité du barrage). Le barrage de Fujinuma est un barrage collinaire de hauteur de 18,5 m, en sables limoneux lâches, terminé après 1945 sans moyen de compactage adéquat. Secoué pendant plus de deux minutes par le séisme du Grand Tohoku du 11 mars 2011, il tasse, ce qui le conduit à la perte de la revanche puis à la surverse qui emporte le remblai principal [12]. L'accélération à la base est inconnue, mais cette rupture reste une opportunité de validation.

2.2. Amortissement de l'accélération en crête pour les très forts séismes

Le retour d'expérience sur le barrage d'Aratozawa, montre que le facteur d'amplification diminue lorsque l'accélération au rocher augmente [SODA et al, 2012, réf.[11]], au point qu'à partir d'une certaine accélération, la crête a une accélération inférieure à celle de la base. Cette réduction de l'accélération en crête résulte de l'augmentation de l'amortissement et de la période fondamentale du barrage qui s'éloigne du contenu fréquentiel de phase forte du séisme. Les méthodes simplifiées n'arrivent pas à reproduire une telle désamplification.

2.3. Augmentation de la pression interstitielle

L'augmentation de la période propre fondamentale traduit la diminution du module de cisaillement du corps du barrage avec la déformation au cours du séisme. Le retour d'expérience sur le barrage d'Aratozawa démontre que cette diminution est supérieure à celle expliquée par le comportement élasto-plastique du matériau. Pour expliquer la faiblesse du module, il faut ajouter la génération de surpressions interstitielles au sein du noyau. Il a par exemple été montré que le ratio G/G_{max} a atteint 0,1 environ pour une déformation de 0,1 %, alors que les courbes G/G_{max} classiquement utilisées prédisent une valeur comprise entre 0,2 et 0,4 [FRY et al, 2015, réf.[4]]. Enfin, le rapport G/G_{max} était encore de l'ordre de 0,5 à la fin du séisme, alors qu'il aurait du revenir à 1 : la consolidation primaire des pressions interstitielles a duré quelques jours alors que la consolidation secondaire a pris près d'un an [OHMACHI & TAHARA, 2011, réf.[8]].

2.4. Importance des effets 3D

La comparaison entre les périodes propres calculées avec les formules analytiques 2D et celles estimées à partir de l'analyse du signal sismique mesuré en crête montre des écarts importants, en particulier pour les modes propres supérieurs. Ce phénomène est expliqué par les effets 3D en vallée étroite et a été vérifié à partir de calculs modaux 3D par éléments finis. Ces écarts influencent de façon significative la réponse dynamique des barrages, en particulier en vallée étroite [JELLOULI et al, 2015].

2.5. Importance et dégradation de la résistance au cisaillement non drainée

Une autre leçon de la bonne tenue des barrages japonais sous séismes extrêmes est que la forte résistance des matériaux constitutifs provient de la dilatance des matériaux bien compactés [TATSUOKA et al, 2016]. Cela apporte un double constat : (1) le compactage est le facteur principal de la résistance sismique des barrages et (2) cette évolution de la résistance au fur et à mesure des cycles doit être mesurée en laboratoire par des essais non drainés [12].

Cependant, l'effet de la dilatance des matériaux en grandes déformations tend vers une limite. Il existe un seuil de déformation au-delà duquel la résistance au cisaillement du matériau atteint sa valeur résiduelle. Certains auteurs proposent d'évaluer la largeur de la bande de cisaillement et le déplacement irréversible sur la surface de glissement pour atteindre la résistance résiduelle en fonction de la taille médiane des grains (environ 5 et 15 fois le D_{50} du matériau) [OKUYAMA et al, 2003, réf. [9]].

2.6. Importance du tassement

Le comportement du barrage d'Ishibuchi, après le séisme de Iwate Miyagi de 2008 montre que le tassement par le compactage dynamique peut être supérieur au tassement accumulé depuis la construction.

Au cours du séisme du Grand Tohoku du 11 mars 2011, le barrage de Fujinuma a été sollicité pendant 2'30" à 4'. Cette durée inhabituelle a mis en évidence l'effet destructeur de l'accumulation des déformations au cours d'un grand nombre de cycles. Ainsi la rupture du barrage de Fujinuma est expliquée non seulement par la génération de pression interstitielle, qui n'a pas forcément abouti à une liquéfaction de la zone supérieure du barrage, mais aussi à une série de glissements combinés au tassement de la partie inférieure .

2.7. Synthèse du retour d'expérience

Le bilan de la comparaison sur deux barrages en terre et en enrochements japonais, en 2014, souligne plusieurs écarts : une sous-estimation de l'accélération en crête pour le faible séisme et une surestimation de l'accélération pour le fort séisme, un écart important entre les modes propres et leurs facteurs de participation des méthodes simplifiées et ceux déduits des mesures, un impact de la génération des pressions interstitielles nullement à négliger dans les forts séismes, une perte de rigidité causée par une montée de pressions interstitielles et une perte de résistance sur les surfaces de glissement. Les écarts constatés militent à proposer des modifications aux méthodes simplifiées utilisées à l'époque.

3. PRINCIPE DE LA NOUVELLE METHODE DE CALCUL FR-JP

3.1.Principe général

Les objectifs du développement de la méthode proviennent des lacunes des méthodes précédentes, mises en évidence dans le chapitre précédent. Le cahier des charges exigeait de :

- reproduire une réponse vibratoire validée par les mesures fournies dans la base JCOLD,
- calculer l'évolution de la pression interstitielle au cours du séisme,
- tenir compte de l'impact de cette augmentation de la pression sur le comportement dynamique de l'ouvrage : décroissance de la rigidité et de la résistance,
- tenir compte de la géométrie 3D du barrage,
- calculer de manière déterministe le tassement maximal (en plus du glissement maximal),
- prendre en compte la perte de résistance par dilatance dans les bandes de cisaillement,
- mener des calculs rapides (en quelques secondes).

Pour une meilleure précision et en vue d'une meilleure compréhension du comportement de l'ouvrage en cours de séisme, les calculs sont menés dans le domaine temporel. Un accélérogramme est appliqué à la base du barrage et la réponse du remblai est calculée par pas de temps constants. Les paramètres d'érouissage ou de dégradation sont réajustés à chaque pas de calcul.

3.2.Données d'entrée

Les données d'entrée du calcul sont listées dans le tableau ci-dessous. A l'exception des coefficients de Byrne qui représentent le couplage hydro-mécanique nécessaire pour le calcul de la déformation volumique et l'augmentation de la pression interstitielle, les autres paramètres sont classiquement utilisés dans les calculs simplifiés de barrages en remblais.

Type	Paramètre	Définition	unité
Action sismique	a(t)	Accélérogramme à la base du barrage	m/s ²
Propriétés du barrage	G ₀	Module de cisaillement initial	MPa
	ρ	Densité du sol	kg/m ³
	H	Hauteur du barrage	m
	G/G ₀ (γ)	Courbe d'évolution du module de cisaillement en fonction de la distorsion γ	-
	ξ(γ)	Courbe d'évolution de l'amortissement en fonction de la distorsion γ	%
	ξ _r	Amortissement radiatif (optionnel)	%
	A _i	Facteur de période pour le mode n°i (doit intégrer les éventuels effets 3D)	-
	FP _i	Facteur de participation en crête du mode n°i (doit intégrer les éventuels effets 3D)	-
	C1, C2	Coefficients de Byrne pour la génération de la déformation volumique	-
	M	Module de déchargement isotrope liant la déformation volumique à la génération de la pression interstitielle (Byrne) si le sol est bien saturé (réf.[12])	MPa
Cercles de glissement	γ/H	Profondeur relative du cercle de glissement	-
	FP _{mass i}	Facteur de participation du mode n°i	-
	k _c (R _u , U _{perm})	Accélération critique variant linéairement en fonction du taux de liquéfaction et du déplacement irréversible	-

Tableau 1: Paramètres d'entrée

3.3.Etapes du calcul

Le calcul est mené dans le domaine temporel. A chaque pas de temps qui doit être inférieur à 1/10 la plus faible période propre considérée :

1 – Les périodes propres T_i sont calculés :

$$T_i = A_i H / [(G/\rho)^{0.5}] \quad (1)$$

2 – L'accélération en crête ou moyenne pour un cercle de glissement est calculée par projection modale :

$$a_c = \sum FP_i \times OSC(T_i, \xi) \quad (2)$$

avec $OSC(T_i, \xi)$ la réponse d'un oscillateur simple de période T_i et d'amortissement ξ à l'accélérogramme en donnée d'entrée.

3 – La déformation volumique est calculée par la formule de Byrne (réf.[3]) :

$$\Delta\varepsilon_v = C1.\gamma.\exp(-C2.\varepsilon_v/\gamma) \quad (3)$$

4 – L'augmentation de la pression de pore est calculée en fonction du module M et de la déformation volumique :

$$\Delta u = M.\Delta\varepsilon_v \quad (4)$$

5 – Le module de cisaillement et le taux de liquéfaction sont réajustés en fonction des résultats précédents avant de passer au pas de temps suivant :

$$G = G[\gamma].(1-\Delta u/\sigma'_0)^{0.5un} \quad (5)$$

3.4.Perte d'équilibre du cercle critique et calcul du glissement

L'accélération critique de la masse, délimitée par un cercle et jugée la plus critique pour la tenue du barrage au séisme, est évaluée précédemment par la méthode pseudo-statique. L'accélération moyenne de la masse glissante est calculée à l'étape n°2 de chaque pas de temps. Elle est par la suite comparée à l'accélération critique qui peut varier en fonction du taux de liquéfaction et du glissement atteint. Les études japonaises montrent que ces deux mécanismes dégradent la résistance des remblais en fonction de leur état et de leur nature et en particulier de leur granulométrie (réf.[12]).

3.5.Evaluation du tassement

Le tassement en fin de séisme est calculé comme la somme de trois termes:

- 1- La composante verticale du glissement du cercle critique prédéfini,
- 2- le tassement lié à la déformation volumique des matériaux : $H.\Delta\varepsilon_v$,
- 3- le tassement lié à la distorsion des matériaux (travaux encore en cours).

4. PROCEDURE DE VALIDATION

4.1.Description de la procédure

La base de données JCOLD (JCOLD 2015) fournit des accélérogrammes enregistrés sur de nombreux barrages au Japon. Les accélérations, mesurées généralement à la base et en crête de chaque barrage, reflètent le comportement dynamique de l'ouvrage. Pour la validation de la méthode de calcul dynamique, 31 enregistrements sur 15 barrages ont été sélectionnés dans cette base. Les principaux critères de choix ont été :

- une durée de phase forte d'au moins 5 s,
- un contenu fréquentiel relativement proche des premières fréquences propres des barrages en remblais (inférieur à 10 Hz),
- au moins deux accélérogrammes enregistrés pendant le séisme : un à la base du barrage et un en crête.

La validation consiste à comparer l'accélération en crête calculée à celle mesurée. Les critères d'Anderson (réf. [13]) ont été utilisés pour estimer la qualité de la comparaison, avec les classifications verbales proposées par Kristekova (réf.[14]). Il s'agit de 10 critères notés entre 0 et 10 avec la classification suivante :

C1: Arias Duration	Score	Appréciation verbale
C2: Energy Duration		
C3: Arias Intensity	8 - 10	Excellent
C4: Energy Integral		
C5: Peak Acceleration	6 - 8	Bon
C6: Peak Velocity		
C7: Peak Displacement	4 - 6	Moyen
C8: Response Spectra (f<10Hz)		
C9: Fourier Spectra (f<10Hz)	< 4	Mauvais
C10: Cross Correlation		

Figure 2 : Critères de validation d'Anderson (2003) et d'appréciation globale de Kristekova (2009)

4.2. Résultats

Le tableau 2 donne les résultats de la comparaison entre les résultats du calcul et les mesures en crête. Le module de cisaillement initial G_0 et l'amortissement radiatif ont été calés pour chaque cas. Les résultats du calage sont discutés par la suite. Dans l'ensemble les résultats sont « bons » à « excellents » selon les critères prédéfinis.

Dam	N°	Score	Appréciation verbale	C1 DIA	C2 DIE	C3 IA	C4 IE	C5 A _{max}	C6 V _{max}	C7 D _{max}	C8 SA	C9 FFT	C10 CC
INAMURA	1	8,7	Excellent	8,0	7,7	9,7	9,9	9,6	9,1	8,9	9,5	9,0	6,0
IWAYA	1	7,6	Good	6,3	7,2	5,5	7,9	9,2	9,7	10,0	6,8	6,8	6,3
KASSA	1	9,1	Excellent	7,4	7,6	10,0	9,9	9,9	10,0	10,0	9,5	9,4	7,3
	2	7,7	Good	5,4	5,6	6,1	8,8	8,8	10,0	9,6	7,8	7,7	6,7
	3	9,0	Excellent	7,8	7,8	9,9	8,9	9,5	10,0	10,0	9,5	9,0	7,1
MIHO	4	7,4	Good	7,0	7,9	8,9	4,7	10,0	8,6	6,7	7,4	8,1	4,5
SHICHIKA-SHUKU	1	8,8	Excellent	7,7	7,5	9,2	9,1	10,0	9,9	9,7	9,7	9,5	6,1
	3	8,7	Excellent	8,2	7,3	9,7	10,0	7,4	10,0	10,0	8,8	9,0	6,7
TADAMI	1	8,8	Excellent	7,4	8,5	9,8	9,9	10,0	10,0	9,9	8,8	8,3	5,4
	2	8,4	Excellent	7,7	8,3	6,8	9,4	9,4	10,0	10,0	9,4	7,5	5,7
	3	8,4	Excellent	8,6	7,0	8,5	9,5	9,8	8,9	10,0	8,2	8,5	4,4
TAKAMI	1	8,7	Excellent	8,3	8,6	8,3	10,0	9,8	10,0	10,0	8,1	7,3	6,6
	2	8,4	Excellent	7,3	7,2	9,5	10,0	7,9	9,7	10,0	8,1	7,9	6,7
SHIMOYU	1	9,2	Excellent	8,0	8,7	9,9	10,0	10,0	10,0	9,9	9,6	8,7	7,4
TOKUYAMA	1	8,2	Excellent	7,3	8,1	7,4	7,3	8,6	9,6	9,4	8,4	8,6	7,1
NISHOUNAI	1	8,9	Excellent	7,3	7,8	10,0	9,7	9,4	10,0	9,3	9,7	8,2	7,2
TATARAGI	3	9,0	Excellent	8,4	8,3	9,9	9,5	10,0	10,0	9,8	9,5	9,3	5,2
	4	8,8	Excellent	7,7	7,3	10,0	9,9	9,8	9,8	10,0	9,7	9,6	4,7
ARATOZAWA	1	8,9	Excellent	8,4	8,3	9,9	9,3	9,8	10,0	9,9	8,8	8,7	5,4
	2	9,0	Excellent	8,4	8,4	9,9	10,0	9,9	9,8	10,0	9,7	9,0	5,0
	3	8,1	Excellent	6,9	7,0	9,1	10,0	9,1	9,6	10,0	9,4	9,5	0,1
	4	9,0	Excellent	8,8	8,6	9,5	9,9	8,4	9,8	9,9	9,8	9,3	6,4
	5	7,9	Good	6,4	7,0	9,0	8,4	9,9	9,9	10,0	6,8	8,5	3,5
	9	7,2	Good	6,1	7,1	8,4	8,1	9,8	7,8	8,1	6,0	8,4	1,8
	10	6,7	Good	3,4	4,2	9,8	6,2	9,5	10,0	9,7	6,9	6,6	0,9
	14	8,1	Excellent	7,1	5,7	9,8	9,9	9,5	9,6	9,5	9,6	8,3	1,7
	15	8,6	Excellent	8,1	8,4	10,0	8,8	10,0	9,5	9,2	9,2	9,3	3,7
	16	8,4	Excellent	6,9	7,4	7,6	10,0	10,0	9,4	10,0	9,6	8,4	5,0
	17	8,5	Excellent	6,5	6,7	7,2	9,7	9,9	10,0	10,0	9,8	8,8	6,6
	18	9,2	Excellent	8,7	8,8	9,9	9,5	10,0	10,0	9,6	9,3	9,4	6,5
19	8,8	Excellent	8,3	9,0	10,0	9,2	9,0	9,7	9,8	9,0	9,3	5,0	

Tableau 2 : Tableau de validation de la méthode selon les critères d'Anderson (2003) et de Kristekova (2009)

Nota le N° correspond au numéro de l'accélérogramme dans la base JCOLD.

Trois exemples de calage jugé « excellent » sont donnés dans les figures suivantes.

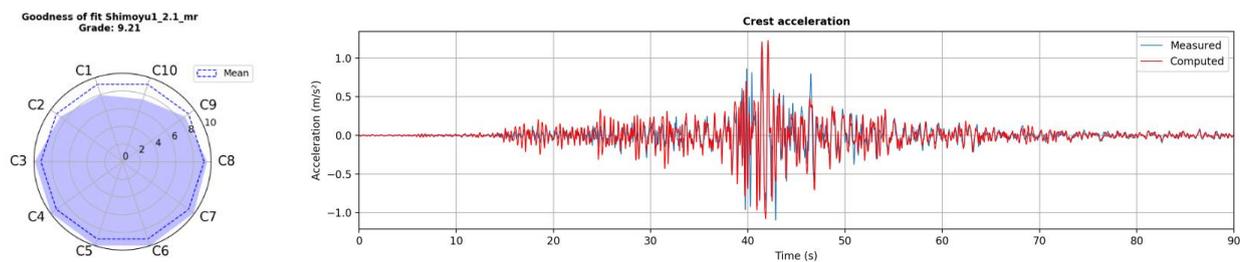


Figure 3 : Meilleur score pour le barrage de Shimoyu, séisme n°1

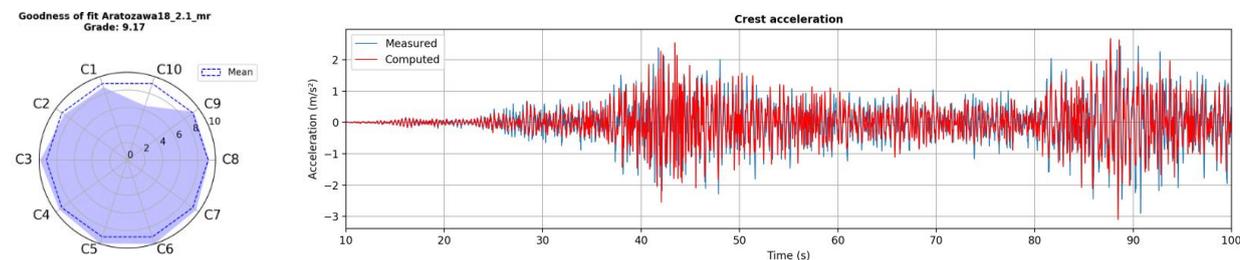


Figure 4 : Barrage d'Aratozawa, séisme n°18

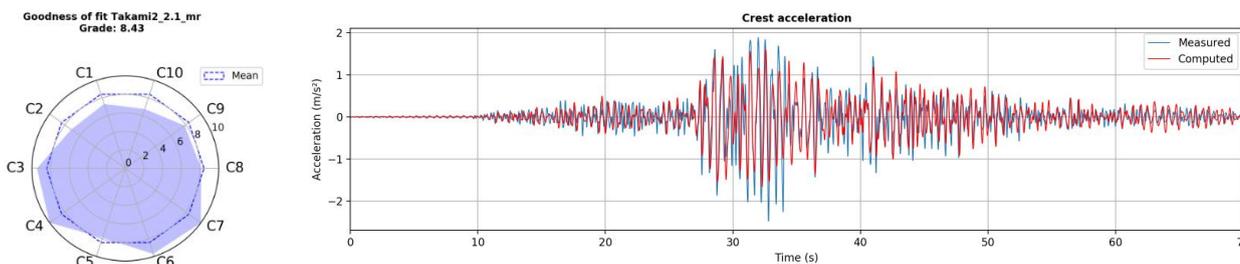


Figure 5 : Barrage de Takami, séisme n°2

4.3. Calage des paramètres et enseignements

Les calculs menés pour la validation et présentés dans le tableau précédent ont été aussi l'occasion de caler le module de cisaillement initial G_0 et l'amortissement radiatif.

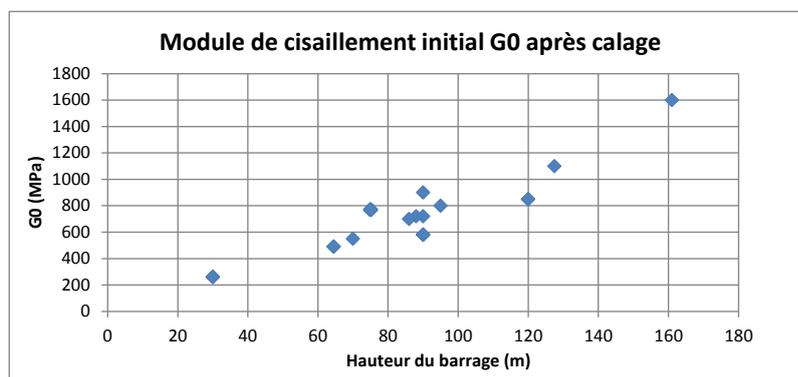


Figure 6 : Module de cisaillement initial G_0 après calage

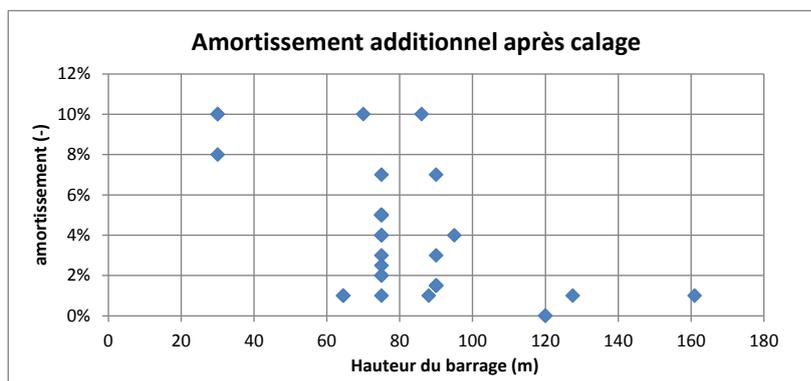


Figure 7 : Amortissement additionnel après calage

La figure 6 montre que le module de cisaillement global au niveau de l'ouvrage varie linéairement avec la hauteur du barrage. Ce constat reste à expliquer : Pourquoi la variation de module avec la racine carrée de la contrainte moyenne donc de la hauteur n'apparaît pas? Existe-t-il un effet de vallée plus prononcé dans le cas des barrages de grande hauteur ou celui du couplage de la contrainte et de la déformation sur le module équivalent ?

La Figure 7 montre que l'amortissement additionnel nécessaire pour améliorer le calage reste proche de la valeur traditionnelle de 5%. Cette valeur, qui atteint 10% dans des cas très rares, reste à expliquer en fonction du contenu fréquentiel et de l'intensité du séisme (pour un même barrage), de la fondation (meuble) et de la géométrie (vallée et remblai).

5. EXEMPLE D'APPLICATION : BARRAGE D'ARATOZAWA, SEISME DE JUIN 2008

5.1. Paramètres d'entrée

L'étude d'Aratozawa est particulièrement intéressante, d'une part par la qualité des mesures disponibles et d'autre part par la complexité des phénomènes en jeu. Les paramètres d'entrée du calcul sont les suivants :

- $G_0 = 750 \text{ MPa}$ (valeur issue du calage précédent)
- $\rho = 2100 \text{ kg/m}^3$
- $\xi_r = 5 \%$
- Paramètres de Byrne : $C1 = 0,5$, $C2 = 0,8$, $M = 350 \text{ MPa}$ – correspondent au noyau
- Cohésion et angle de frottement de pic (estimés) : noyau $c=50 \text{ kPa}$ et $\phi=30^\circ$ et enrochements $c=0 \text{ kPa}$ et $\phi=45^\circ$.
- Cohésion et angle de frottement résiduels (estimés) : noyau $c=20 \text{ kPa}$ et $\phi=5^\circ$ et enrochements $c=0 \text{ kPa}$ et $\phi=40^\circ$.
- Les caractéristiques résiduelles sont atteintes pour un déplacement irréversible de 40 cm, soit 10 fois un D50 de l'ordre de 4 cm.
- L'accélération critique correspondante varie de $k_c=5,5 \text{ m/s}^2$ (caractéristiques de pic et sans liquéfaction du noyau) à $4,0 \text{ m/s}^2$.

5.2. Calcul de l'accélération en crête

Le graphique ci-dessous montre l'accélération en crête calculée par la méthode Fr-Jp (en rouge) et celle mesurée (en bleu). On peut noter que l'accélération calculée est très proche de celle mesurée, à la fois en amplitude et en déphasage. Ceci montre que la méthode reproduit de manière satisfaisante l'évolution des paramètres (G , ξ) au cours du séisme. Un écart trop important sur les modules peut conduire à un calcul biaisé des fréquences propres et à un déphasage important dans la réponse dynamique de l'ouvrage.

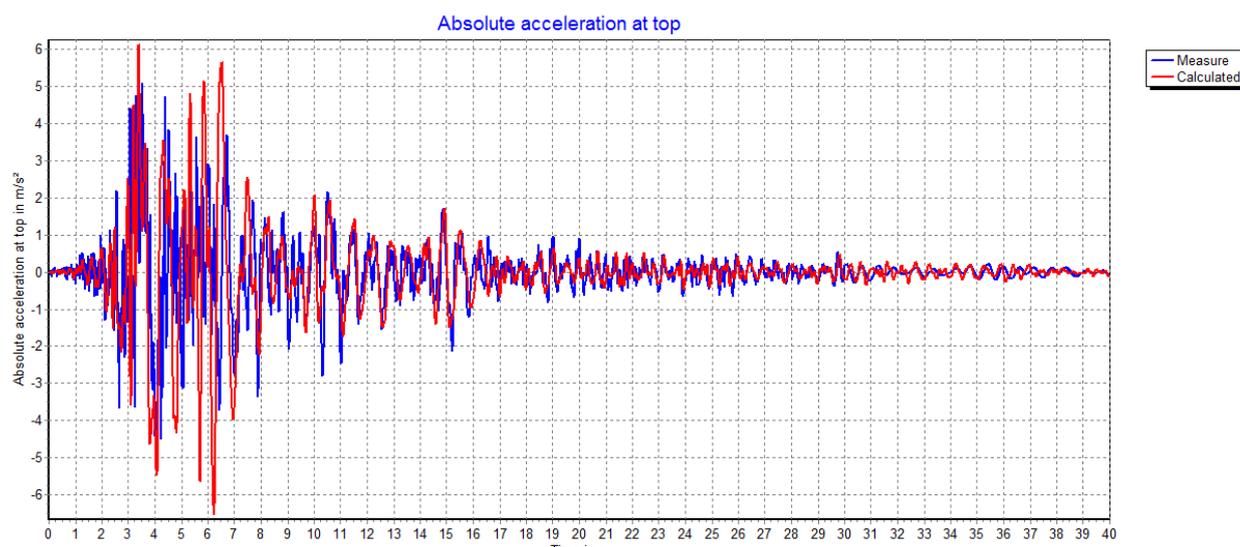


Figure 8 : Comparaison de l'accélération mesurée et de celle calculée en crête du barrage

5.3. Génération de la pression interstitielle

Le graphique ci-dessous donne l'évolution du taux de liquéfaction dans le noyau calculé avec la méthode Fr-Jp. Ce taux atteint 70% à la fin du séisme. Ce résultat est très dépendant des paramètres de Byrne utilisés. Dans cet exemple, ces paramètres ont été calés pour reproduire l'accélération en crête mesurée. On peut cependant noter que l'on retrouve un ordre de grandeur cohérent avec les mesures des piézomètres les jours suivants le séisme.

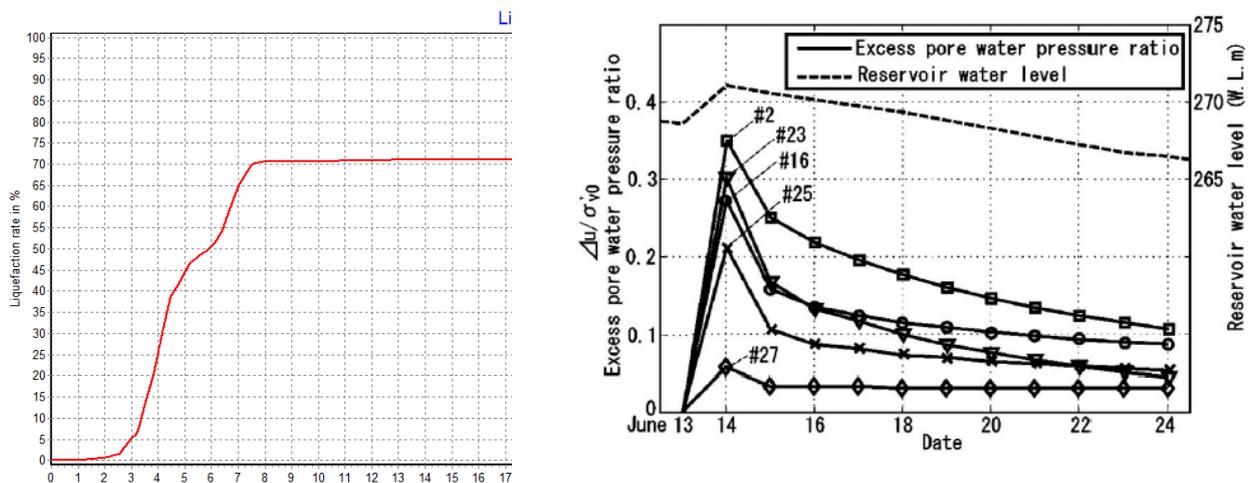


Figure 9 : Evolution temporelle du taux de liquéfaction dans le noyau (calcul en secondes et mesures en jours)

5.4. Evolution du module de cisaillement

Le graphique ci-dessous montre l'évolution du module de cisaillement calculé par la méthode Fr-Jp au cours du séisme. Cette évolution est reportée en fonction de la distorsion moyenne pour montrer la réduction du module liée seulement à l'augmentation de la pression interstitielle. Si ce couplage n'était pas pris en compte, le ratio G/G_0 évoluerait de manière univoque au chargement et au déchargement. Il est à noter que cette évolution est cohérente avec la publication de Ohmachi-Tahara (réf.[8]) basée sur l'analyse du signal et qui montre une réduction de l'ordre de 40% du module de cisaillement à la fin du séisme.

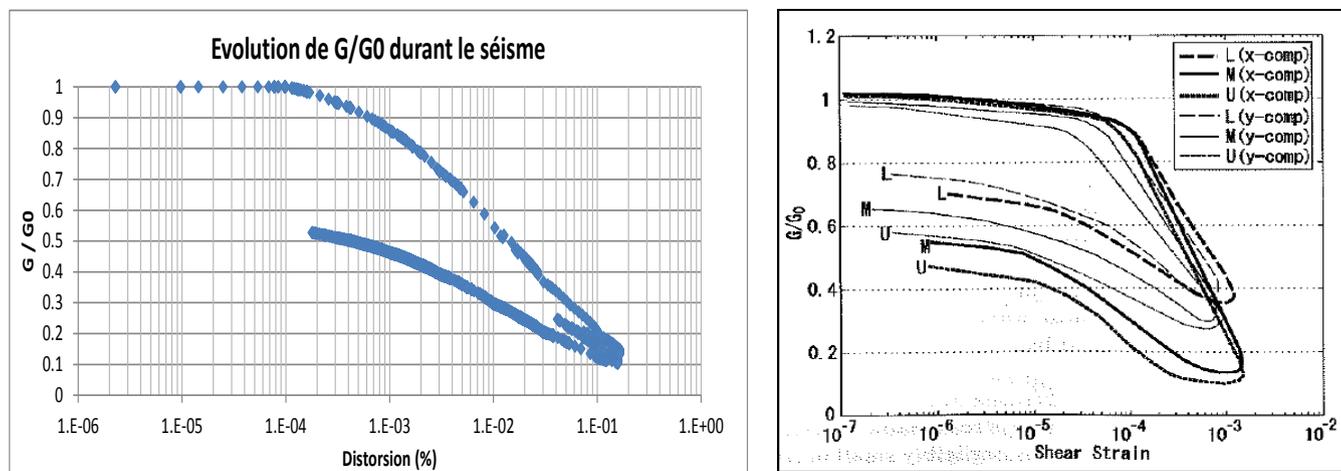


Figure 10 : Evolution du ratio G/G_0 durant le séisme (calcul à gauche mesures à droite)

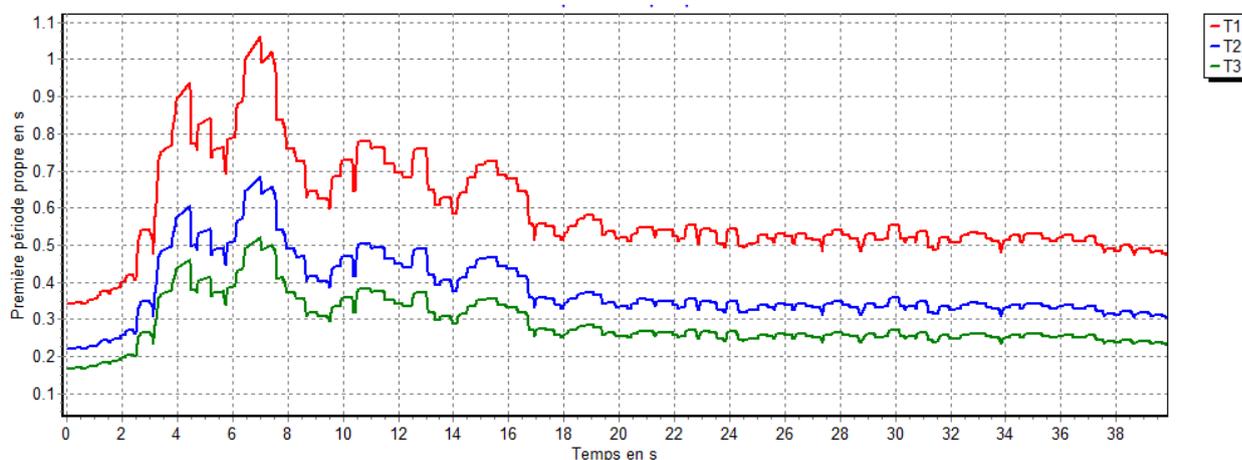


Figure 11 : Evolution des 3 premières périodes propres durant le séisme calculée par la méthode Fr-Jp

5.5. Calcul des déplacements irréversibles

Le graphique ci-dessous montre l'évolution de l'accélération moyenne dans un cercle de rupture qui fait toute la hauteur du barrage. Cette accélération est comparée à l'accélération critique (k_c : 5,5 m/s² initialement réduit à 4,5 m/s² si liquéfaction totale du noyau et à 4 m/s² en cas de grands déplacements, non atteint ici).

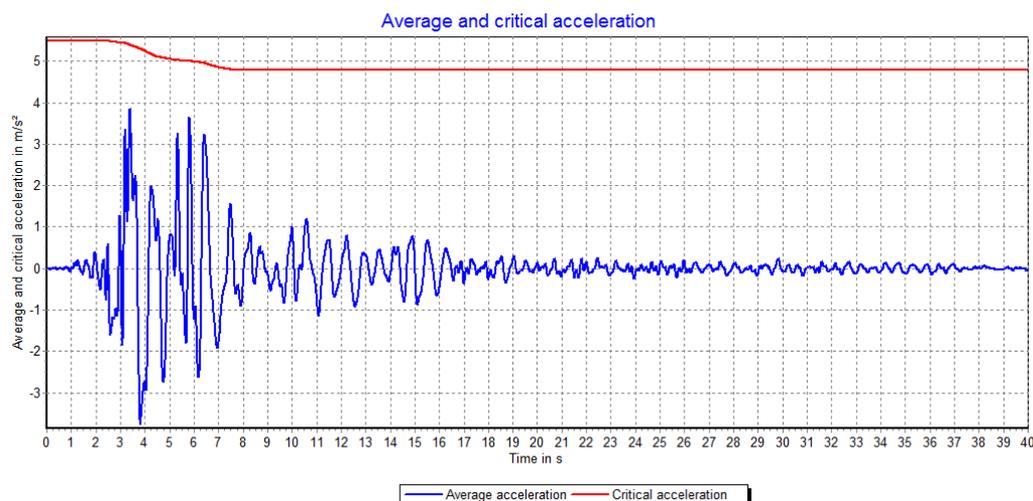


Figure 12 : Evaluation de l'accélération moyenne du cercle de rupture et comparaison à l'accélération critique

La courbe précédente montre que l'accélération moyenne de la masse comprise dans le cercle de rupture est toujours inférieure à l'accélération critique et que cette masse reste à l'équilibre durant le séisme, ce qui est conforme aux observations.

En absence de glissement, le tassement total calculé correspond seulement à la partie liée à la déformation volumique des matériaux. Les calculs donnent 12 cm, ce qui est inférieur aux 20 cm mesurés sur les recharges. L'écart reste à réduire et les réflexions sont en cours sur la manière de l'améliorer.

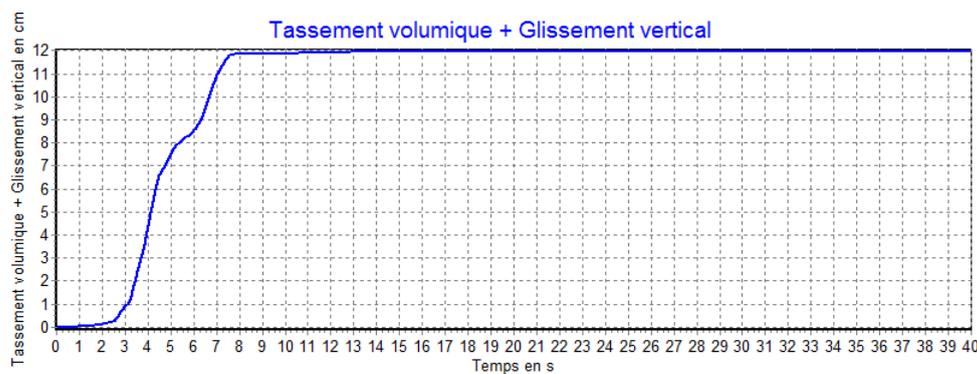


Figure 13 : Tassement vertical total calculé par la méthode Fr-Jp

6. CONCLUSIONS

Les premières leçons que JDEC et JCOLD nous ont apporté est que les mesures sur site apparaissent incontournables pour caler les modèles numériques. La seconde leçon est qu'une méthode suffisamment réaliste pour être précise, et suffisamment conservatrice pour être du côté de la sécurité doit prendre en compte les phénomènes suivants : les effets 3D, la montée des pressions et la baisse de résistance non seulement par montée de pression mais aussi par radoucissement le long des surfaces de glissement. La méthode Fr-Jp intègre ces phénomènes. Sa simplicité encourage l'étude de sensibilité et ouvre la voie à l'étude probabiliste. La qualification exige de travailler encore sur le choix des paramètres et la justification du calcul du tassement, mais les résultats sont déjà suffisamment probants pour que la méthode soit utilisée dans les études sismiques des barrages en remblai et que le retour d'expérience soit consolidé.

REMERCIEMENTS

Nous tenons à remercier nos collègues de JCOLD et particulièrement Norihisa Matsumoto, sans lesquels cette méthode ne saurait exister. En mémoire de cette coopération, le titre rappelle qu'elle résulte d'un échange entre la France (Fr) et le Japon (Jp).

RÉFÉRENCES ET CITATIONS

- [1] VEYLON G., JELLOULI M., FRY J.-J., BOUTONNIER L., KTEICH Z., DURAND C., CARVAJAL C., LABBE P., LUU L.-H., « Nouvelles approches simplifiées pour l'évaluation de la performance sismique des barrages en remblai ». Q101. Congrès de la CIGB. Vienne.
- [2] BOUTONNIER L., MAHMUTOVIC D., FRY J.J. (2015) "Génération de pression interstitielle dans les fondations argileuses des barrages en remblai : retour d'expérience et méthodes d'analyse", Colloque technique CFBR Fondations des barrages. 8 avril 2015 à Chambéry.
- [3] BYRNE P.M. (1991) "A cyclic shear-volume coupling and pore pressure model for sand", Proceedings: Second International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil, 1991. p.47-55.
- [4] FRY J.J., JELLOULI M., LEFEBVRE A., MAALOUL H., MATSUMOTO N., MEVEL S., TATSUTA T. (2015) "Barrages en remblai : efficacité et limites des approches dynamiques simplifiées", 9ème Colloque National AFPS, Marne-la-Vallée, 30/11 au 02/12/2015, France.
- [5] JELLOULI M., FRY J.J., LEFEBVRE A., MAALOUL H., MATSUMOTO N., TATSUTA T. (2015). "Barrages en remblai : première évaluation d'une nouvelle approche dynamique simplifiée" 9ème Colloque National AFPS, Marne-la-Vallée, 30/11 au 02/12/2015, France.
- [6] LEFEBVRE A., JELLOULI M., FRY J.J., MATSUMOTO N., MEVEL S., TATSUTA T. 2015. "Barrages en remblai : Une nouvelle méthode simplifiée", 9ème Colloque National AFPS, Marne-la-Vallée, 30/11 au 02/12/2015, France.
- [7] MAKDISI F.I., SEED H.B. (1977) "A simplified procedure for estimating earthquake-induced deformations in dams and embankments", Technical Report UCB/EERC-77/19, University of California, Berkeley, USA, 62 p.
- [8] OHMACHI T., TAHARA, T. (2011) "Nonlinear earthquake response characteristics of a central clay core rockfill dam", Soils and Foundations, 51(2), 227-238
- [9] OKUYAMA Y., YOSHIDA T., TATSUOKA F., KOSEKI J., USHIMURA T., OIE M., SATO, N. (2003) "Shear banding characteristics of granular materials and particle size effect on seismic stability of earth structures", In : Deformation characteristics of Geomaterials, 607-6016.
- [10] SINGH, R., ROY, D, DAS, D. (2007) "A correlation for permanent earthquake induced deformation of earth embankments", Engineering Geology, 90, 174-185.
- [11] SODA H., HATANO K., SATO N. (2012) "Dynamic response evaluation and dynamic analysis of a rockfill dam on strong ground motion during the 2008 Iwate-Miyagi Nairiju earthquake", ICOLD congress, Kyoto, Q95 R29, 614-630.
- [12] TATSUOKA, F., TANAKA, T., UENO, K., DUTTINE, A., MOHRI, Y. (2016) "Soil properties and seismic stability of old and new Fujinuma dams", Proc. International Symposium on Qualification of Dynamic Analyses of Dams and their Equipments and of Probabilistic Assessment of Seismic Hazard in Europe, Saint-Malo, France
- [13] ANDERSON, J.G., (2004) "Quantitative measure of the goodness-of-fit of synthetic seismograms", 13th World Conference on Earthquake Engineering Conference Proceedings, Vancouver, Canada, Paper 243.
- [14] KRISTEKOVA, M., J. KRISTEK, and P. MOCZO (2009), "Time-frequency misfit and goodness-of-fit criteria for quantitative comparison of time signals", *Geophysical Journal International*, 178 (2), 813-825

