









Développement de surfaces de fragilité pour des éléments de bâti antillais – Phase 2

Rapport final

BRGM/RP-62652-FR

Septembre 2013

Étude réalisée dans le cadre des projets de Service public du BRGM 2012 – 2013

Convention MEDDE/BRGM 2011 n° 2100610898

P. Gehl, J. Abad, J. Douglas

Vérificateur :	Approbateur :
Nom : M. Belvaux	Nom : E. Foerster
Date :	Date :
Signature :	Signature :
Original signé le 17/09/2013	Original signé le 25/09/2013

En l'absence de signature, notamment pour les rapports diffusés en version numérique, l'original signé est disponible aux Archives du BRGM.

> Le système de management de la qualité et de l'environnement est certifié par AFNOR selon les normes ISO 9001 et ISO 14001.





Mots clés : Vulnérabilité, Risque sismique, Courbes de fragilité, Martinique, Guadeloupe, Paramètres de mouvement fort.

En bibliographie, ce rapport sera cité de la façon suivante :

Gehl P., Abad J., Douglas J. (2013) – Développement de surfaces de fragilité pour des éléments de bâti antillais – Phase 2. Rapport BRGM/RP-62652-FR, 65 p., 31 fig., 24 tab., 4 ann.

© BRGM, 2013, ce document ne peut être reproduit en totalité ou en partie sans l'autorisation expresse du BRGM.

Synthèse

Le présent rapport détaille les résultats obtenus dans le cadre de l'opération de Service Public « Développement de surfaces de fragilité pour des éléments de bâti antillais – Phase 2 » (convention MEDDE – BRGM 2011 n° 2100610898). L'objectif de l'étude consiste à proposer une méthodologie pour développer des surfaces de fragilité analytiques pour une typologie de bâtiments caractéristiques des Antilles (Martinique et Guadeloupe). Le projet repose sur les résultats acquis dans le cadre d'études précédentes : les projets de recherche VEDA et EVSiM (respectivement les programmes ARN-CATTELL 2005 et ANR-PGCU 2007) et un projet de Service Public (convention MEDDE-BRGM 2009 n°0005731). L'innovation principale par rapport aux études précédentes repose sur une sélection d'un jeu d'accélérogrammes au rocher qui soient compatibles avec le contexte sismotectonique de la zone d'intérêt, ainsi que l'intégration des phénomènes d'amplification de site caractéristiques des Antilles. Le soin apporté à la prise en compte des spécificités de l'aléa doit en effet faire apparaître des différences notables en termes d'amplitude, de durée ou de contenu fréquentiel des signaux d'entrée : cela pourra ainsi mettre en perspective les apports des surfaces de fragilité par rapport aux courbes classiques pour une évaluation précise de la vulnérabilité des structures.

Il a été décidé de découper cette étude en deux phases distinctes, la première se consacrant à la réalisation de l'ensemble des tâches préliminaires (identification et modélisation des structures-types, sélection des accélérogrammes, modélisation des colonnes de sol) dans le but de disposer de tous les éléments nécessaires pour mener les analyses dynamiques et développer les surfaces de fragilités (Phase 1 – convention MEDDE – BRGM 2011 n° 2100472261). Cette phase 1 a permis d'identifier et de modéliser 4 structures-types de villas individuelles réalisées en auto-construction (généralement constructions mixtes avec cadres en béton armé ou pilotis au rez-de-chaussée et maçonnerie chaînée au second niveau), ainsi que de sélectionner/générer un jeu de 1 200 accélérogrammes à partir d'une désagrégation des sources sismiques (pour un site fictif à Pointe-à-Pitre et à Fort-de-France) et de la prise en compte des amplifications de site (sélection de 3 colonnes de sol génériques). Les résultats de cette phase préliminaire sont détaillés dans le rapport BRGM RP-61425-FR (Gehl *et al.*, 2012).

La Phase 2 de l'étude, qui fait l'objet de ce rapport, s'attache à réaliser une série d'analyses dynamiques non-linéaires et à en interpréter les résultats en vue du développement de fonctions de fragilité spécifiques. Une première analyse des résultats des analyses dynamiques (i.e. réponse structurale représentée par le drift inter-étages) fait apparaître une influence non négligeable des différentes configurations possibles (*i.e.* type de modèle structural, de séisme et de sol), qui rend nécessaire le développement de fonctions de fragilité spécifiques, par opposition à des courbes génériques qui intégreraient l'ensemble des configurations.

La recherche d'un paramètre sismique adéquat pour les courbes de fragilité (i.e. mesure d'intensité, ou IM) s'appuie sur différents critères généralement utilisés dans la littérature : *efficacité, suffisance* et *calculabilité*. Une quarantaine d'IMs est ainsi évaluée à la lumière de ces critères et il ressort que SA(0,5s) est l'IM le plus adapté pour les modèles structuraux 1 et 2, ainsi que ASI (Acceleration Spectrum Intensity) pour les modèles 3 et 4. Des courbes de fragilité sont alors proposées en fonction de ces IMs scalaires, pour chaque combinaison de sol et de modèle structural. Un processus de régression linéaire généralisée (GLM) est mis en place afin de prendre en compte l'ensemble des données du problème (*i.e.* variables dichotomiques associées aux différents types de modèle, sol, séisme, site...) : les paramètres de régression sont également soumis à un test statistique de significativité afin de ne retenir que les variables essentielles, évitant ainsi une sur-paramétrisation du modèle de fragilité.

Enfin, le couple d'IMs < SA(0,5s) ; ASI > s'impose naturellement comme un bon candidat pour construire des surfaces de fragilité qui ont la même structure (i.e. mêmes variables d'entrée) quel que soit le type de modèle structural ou le type de sol considéré. L'apport supplémentaire d'information par l'ajout d'un second IM est quantifié et une discussion est finalement menée sur la corrélation entre les paramètres SA(0,5s) et ASI, qui conduit à la définition d'un domaine de validité pour l'application des surfaces de fragilité.

Sommaire

1.	Introduction	9
2.	Analyses dynamiques	11
	2.1. RAPPEL DES DONNÉES D'ENTRÉE 2.1.1. Modèles structuraux 2.1.2. Accélérogrammes	11 11 13
	2.2. SIMULATIONS DYNAMIQUES NON-LINÉAIRES	13
	2.3. RÉSULTATS	14
3.	Sélection des paramètres de mouvement fort	21
	3.1. LISTE DES MESURES D'INTENSITÉ CONSIDÉRÉES	21
	3.2. CRITÈRES USUELS POUR LA SÉLECTION D'UNE MESURE D'INTENSITÉ ADÉQUATE	22
	 3.3. ÉVALUATION DES MESURES D'INTENSITÉ CONSIDÉRÉES	23 23 24 26
4.	Fonctions de fragilité	27
	 4.1. COURBES DE FRAGILITÉ À PARTIR DE PARAMÈTRES SCALAIRES 4.1.1.Modèle de régression initial 4.1.2.Résultats préliminaires et discussion	27 27 27 29
	 4.2. SURFACES DE FRAGILITÉ À PARTIR DE PARAMÈTRES VECTORIELS 4.2.1. IM vectoriels vs IM scalaires 4.2.2. Construction des surfaces de fragilité 	32 32 34
5.	Conclusions	37
6.	Bibliographie	39

Liste des figures

Figure 1 -	Représentation schématique des quatre modèles structuraux considérés	. 11
Figure 2 -	Représentation du drift en fonction du PGA pour les 4 800 simulations, en fonction des quatre modèles structuraux.	. 15
Figure 3 -	Représentation du drift en fonction du PGA pour les 4 800 simulations, en fonction des quatre types de sol.	. 15
Figure 4 -	Représentation du drift en fonction du PGA pour les 4 800 simulations, en fonction des trois types de séisme	. 16
Figure 5 -	Représentation du drift en fonction du PGA pour les 4 800 simulations, en fonction de deux sites géographiques (Pointe-à-Pitre en Guadeloupe, Fort-de-France en Martinique).	. 16
Figure 6 -	Courbes de fragilité pour les niveaux D1 et D4, en fonction du type de modèle	. 18
Figure 7 -	Courbes de fragilité pour les niveaux D1 et D4, en fonction du type de sol.	. 18
Figure 8 -	Courbes de fragilité pour les niveaux D1 et D4, en fonction du type de séisme	. 19
Figure 9 -	Courbes de fragilité pour les niveaux D1 et D4, en fonction du type de site.	. 19
Figure 10 -	Évolution des résidus de la régression EDP = $f(IM)$ en fonction de la magnitude Mw, pour IM = PGA à gauche et IM = SA(0,5s) à droite, dans le cas du modèle structural 1, du type de sol 0 (rocher) et du site de la Guadeloupe.	. 25
Figure 11 -	Courbes de fragilité du modèle 1 pour les différents types de sol, en fonction de SA(0.5s)	. 31
Figure 12 -	Valeurs des écart-type $\beta_{\text{InEDP InIM}}$ pour le modèle 1, en fonction des quatre types de sol et des deux sites géographiques, comme indicateur de l'efficacité de chaque IM	. 42
Figure 13 -	Valeurs des écart-type βInEDP InIM pour le modèle 2, en fonction des quatre types de sol et des deux sites géographiques, comme indicateur de l'efficacité de chaque IM	. 43
Figure 14 -	Valeurs des écart-type βInEDP InIM pour le modèle 3, en fonction des quatre types de sol et des deux sites géographiques, comme indicateur de l'efficacité de chaque IM	. 44
Figure 15 -	Valeurs des écart-type βInEDP InIM pour le modèle 4, en fonction des quatre types de sol et des deux sites géographiques, comme indicateur de l'efficacité de chaque IM	. 45
Figure 16 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 1 et le sol 0 (rocher)	. 58
Figure 17 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 1 et le sol 1 (mangroves)	. 58
Figure 18 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 1 et le sol 2 (vases).	. 59
Figure 19 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 1 et le sol 3 (altérites).	. 59
Figure 20 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 2 et le sol 0 (rocher)	. 60
Figure 21 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 2 et le sol 1 (mangroves)	. 60
Figure 22 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 2 et le sol 2 (vases).	. 61
Figure 23 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 2 et le sol 3 (altérites).	. 61
Figure 24 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 3 et le sol 0 (rocher)	. 62
Figure 25 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 3 et le sol 1 (mangroves)	. 62
Figure 26 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 3 et le sol 2 (vases).	. 63
Figure 27 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 3 et le sol 3 (altérites).	. 63
Figure 28 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 4 et le sol 0 (rocher)	. 64
Figure 29 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 4 et le sol 1 (mangroves).	. 64

Figure 30 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 4 et le sol 2 (vases).	65
Figure 31 -	Surfaces de fragilité pour le modèle 4 et le sol 3 (altérites).	65

Liste des tableaux

Tableau 1 -	Périodes propres des deux premiers modes des quatre modèles, selon la direction X12
Tableau 2 -	Résultats des analyses en pushover, après idéalisation par un modèle élastique parfaitement plastique, donnant accès à la force maximale (F_y), le déplacement-limite élastique (d_y) et le déplacement ultime (d_u)12
Tableau 3 -	Seuils de drift retenus pour l'identification des niveaux d'endommagement pour les quatre modèles12
Tableau 4 -	Décomposition du jeu d'accélérogrammes par site géographique, par type de séisme et par type de sol13
Tableau 5 -	Liste et description des IMs considérés dans l'étude22
Tableau 6 -	Évaluation qualitative de la calculabilité des IMs considérés26
Tableau 7 -	Résultats de la régression 1 (modèles 1 et 2), pour les cinq niveaux de dommage28
Tableau 8 -	Résultats de la régression 2 (modèles 3 et 4), pour les cinq niveaux de dommage28
Tableau 9 -	Résultats de la régression 1 (modèles 1 et 2), pour les cinq niveaux de dommage29
Tableau 10 -	Résultats de la régression 2 (modèles 3 et 4), pour les cinq niveaux de dommage30
Tableau 11 -	Paramètres α (médiane en m/s ²) et β_{tot} (écart-type total) des courbes de fragilité pour les modèles 1 et 2, en fonction de SA(0.5s)
Tableau 12 -	Paramètres α (médiane en m/s) et β_{tot} (écart-type total) des courbes de fragilité pour les modèles 3 et 4, en fonction de ASI
Tableau 13 -	Mesure de l'efficacité (écart-type sur la régression entre EDP et IM) pour les IMs scalaires et vectoriels, pour chaque configuration de modèle et de sol
Tableau 14 -	Suffisance relative de l'IM vectoriel par rapport à chacun des deux IMs scalaires, pour chaque configuration de modèle et de sol
Tableau 15 -	Résultats de la régression (Equation 14), pour les 5 niveaux de dommage
Tableau 16 -	Paramètres α (médiane en m/s), β_{tot} (écart-type total) et θ (contribution de IM1 par rapport à IM2) des surfaces de fragilité pour chaque configuration {modèle – sol}, en fonction de < SA(0.5s) ; ASI >
Tableau 17 -	Pente de la régression entre Mw / R et les résidus de la relation EDP = f(IM), pour le modèle 1
Tableau 18 -	Pente de la régression entre Mw / R et les résidus de la relation EDP = f(IM), pour le modèle 2
Tableau 19 -	Pente de la régression entre Mw / R et les résidus de la relation EDP = f(IM), pour le modèle 3
Tableau 20 -	Pente de la régression entre Mw / R et les résidus de la relation EDP = f(IM), pour le modèle 451
Tableau 21 -	Mesure de la suffisance relative (facteur I) par rapport au PGA, pour le modèle 154

Tableau 22 -	Mesure de la suffisance relative (facteur I) par rapport au PGA, pour le modèle 2 54
Tableau 23 -	Mesure de la suffisance relative (facteur I) par rapport au PGA, pour le modèle 3 55
Tableau 24 -	Mesure de la suffisance relative (facteur I) par rapport au PGA, pour le modèle 4 55

Liste des annexes

Annexe 1 - Estimation de l'effacité des IMs à travers $\beta_{\text{InEDP InIM}}$	41
Annexe 2 - Estimation de la suffisance des IMs via la variation des résidus en fonction de Mw et R	47
Annexe 3 - Suffisance relative de quelques paramètres par rapport au PGA	53
Annexe 4 - Surfaces de fragilité pour chaque modèle structural et type de sol	57

1. Introduction

Alors que la récente évolution de la réglementation parasismique et l'application des règles de construction des Eurocodes 8 permettent une protection accrue des constructions neuves contre les secousses sismiques, le cas du bâti courant existant reste problématique dans la mesure où une estimation précise de sa vulnérabilité est sujette à de nombreuses incertitudes (respect ou non des règles parasismiques, qualité variable de la maîtrise d'œuvre, disparités dans les typologies...). Dans ce contexte, il apparaît essentiel de porter les efforts sur une meilleure connaissance des bâtiments d'habitation courante en France et sur le développement de méthodes permettant d'évaluer avec une précision suffisante la vulnérabilité de ces structures existantes. Le développement récent de fonctions de fragilité exprimant la probabilité d'endommagement en fonction de plusieurs paramètres sismiques (*i.e.* surfaces de fragilité) constitue à ce titre une approche intéressante pour réduire les incertitudes liées à la représentation de l'agression sismique.

Dans le cadre de cette étude, il est donc proposé de développer l'approche par surfaces de fragilité via des analyses dynamiques non-linéaires, en l'appliquant à une typologie de bâtiments particulièrement vulnérables caractéristiques des Antilles : des villas « en dur » le plus souvent réalisées en auto-construction. Le projet est découpé en 2 phases distinctes, la modélisation des structures-types et la sélection des accélérogrammes ayant été réalisés dans la Phase 1 (BRGM RP-61425-FR). Cette première étape avait permis de fournir les éléments suivants :

- identification et modélisation de quatre structures-types (modèles 1 à 4), représentant des villas individuelles réalisées en auto-construction (généralement constructions mixtes avec cadres en béton armé ou pilotis au rez-de-chaussée et maçonnerie chaînée au second niveau);
- sélection/génération d'accélérogrammes correspondant à la désagrégation des sources sismiques principales pour deux sites virtuels (Pointe-à-Pitre et Fort-de-France), et amplification des signaux au rocher par trois types de colonnes de sol génériques.

La phase 2, objet du présent rapport, est constituée de trois étapes d'analyse.

Dans un premier temps, les analyses dynamiques sont réalisées (Section 2) et une étude préliminaire de la réponse structurale des modèles, exprimée en drift inter-étages, doit permettre d'identifier lesquelles des variables d'entrée (*i.e.* type de modèle, de sol ou de séisme) paraissent avoir le plus d'influence sur la forme finale des fonctions de fragilité.

Le choix du paramètre sismique (i.e. mesure d'intensité notée IM) qui doit représenter l'intensité du signal est essentiel, dans la mesure où un IM adéquat doit offrir une bonne corrélation avec la réponse structurale tout en assurant l'indépendance statistique vis-vis du type de séisme utilisé (*i.e.* en termes de magnitude et distance épicentrale) pour un niveau d'intensité donnée : il s'agit du concept de suffisance d'un IM (Luco & Cornell, 2007). Des travaux récents effectués sur cette notion sont utilisés pour classer la série d'IMs considérée *a priori*, et ainsi sélectionner les candidats les plus adéquats (Section 3).

Un modèle de régression est alors proposé pour obtenir un jeu de courbes de fragilité en fonction d'un IM scalaire : ces courbes doivent pouvoir être adaptées en fonction du type de modèle structural et du type de sol considérés, réduisant ainsi les incertitudes épistémiques, en vue d'une application de ces modèles de fragilité dans des études probabilistes de risque sismique, par exemple. Enfin, l'ajout d'un second paramètre sismique dans le modèle de

régression (IM vectoriel) est discuté et des surfaces de fragilité adaptables en fonction du contexte sont finalement proposées (Section 4).

2. Analyses dynamiques

À partir des analyses préliminaires réalisées sur les différents modèles structuraux et la construction du jeu d'accélérogrammes (Phase 1, rapport BRGM RP-61425-FR), la réponse dynamique des structures est évaluée en vue du développement des fonctions de fragilité.

2.1. RAPPEL DES DONNÉES D'ENTRÉE

La Phase 1 de cette étude s'est concentrée sur le développement des différents modèles structuraux et des signaux sismiques à appliquer, dont les principales caractéristiques sont rappelées ci-dessous.

2.1.1. Modèles structuraux

À partir de l'investigation de la typologie considérée dans l'étude (i.e. villas individuelles « en dur », réalisées en auto-construction), quatre structures-types ont été identifiées et modélisées (voir Figure 1) :



Figure 1 - Représentation schématique des quatre modèles structuraux considérés

- *modèle 1 :* étage inférieur complètement transparent (pilotis) et étage supérieur très rigide en maçonnerie chainée ;
- *modèle 2 :* étage inférieur complètement transparent (pilotis) et étage supérieur très rigide en maçonnerie chainée avec une coursive en L ;
- *modèle 3 :* étage inférieur comblé avec maçonnerie de remplissage et étage supérieur en maçonnerie chainée, avec une coursive en L aux deux étages/niveaux ;

- modèle 4 : étage inférieur complètement transparent (pilotis) en pente (poteaux courts) et étage supérieur très rigide en maçonnerie chainée.

Les propriétés dynamiques linéaires des différents modèles ont été identifiées à l'aide d'analyses modales, résumées dans le Tableau 1.

Modèle	T1 - Mode 1 (X)	T2 - Mode 2 (X)
1	0.463 s	0.091 s
2	0.504 s	0.118 s
3	0.268 s	0.099 s
4	0.351 s	0.192 s

Tableau 1 - Périodes propres des deux premiers modes des quatre modèles, selon la direction X.

Des analyses en poussée progressive (pushover), en appliquant des charges latérales triangulaires dans la direction *X*, ont également permis d'identifier la rigidité initiale, la résistance maximale et les déplacements-limites élastique et ultimes (Tableau 2).

Modèle	F _y (kN)	d _y (mm)	d _u (mm)
1	149.3	8.0	56.4
2	256.2	8.8	66.0
3	266.2	2.4	24.0
4	155.3	3.2	34.4

Tableau 2 - Résultats des analyses en pushover, après idéalisation par un modèle élastique parfaitement plastique, donnant accès à la force maximale (F_y), le déplacement-limite élastique (d_y) et le déplacement ultime (d_u).

Enfin, la quantité physique retenue pour mesurer la réponse structurale et identifier les niveaux de dommage est le ratio de drift transitoire inter-étage (ISDR), communément appelé « drift ». Cet indicateur intuitif et aisément mesurable à partir d'analyses dynamiques est en effet utilisé par de nombreuses études pour identifier les seuils d'endommagement. Ici, il est proposé de recourir à la relation définie dans le projet Risk-UE (Milutinovic & Trendafiloski, 2003), qui lie les niveaux de l'échelle de dommage EMS-98 à des seuils de drifts exprimés en fonction des déplacements-limites d_y et d_u. Les valeurs de drift retenues sont résumées dans le Tableau 3 (cf. rapport de la Phase 1; Gehl *et al.*, 2012).

Dommage	Drift inter-étage correspondant								
(EMS-98)	Modèle 1	Modèle 2	Modèle 3	Modèle 4					
D1 (Slight)	0.16 %	0.16 %	0.03 %	0.05 %					
D2 (Moderate)	0.22 %	0.21 %	0.04 %	0.08 %					
D3 (Extensive)	0.37 %	0.38 %	0.10 %	0.17 %					
D4 (Very heavy)	0.81 %	0.86 %	0.20 %	0.39 %					
D5 (Collapse)	1.59 %	1.78 %	0.37 %	0.85 %					

Tableau 3 - Seuils de drift retenus pour l'identification des niveaux d'endommagementpour les quatre modèles.

2.1.2. Accélérogrammes

La construction du jeu d'accélérogrammes destinés aux analyses dynamiques est basée sur le contexte sismo-tectonique particulier des Antilles. En considérant deux sites géographiques (Pointe-à-Pitre en Guadeloupe et Fort-de-France en Martinique), une désagrégation des sources sismiques à partir de l'aléa probabiliste a été réalisée, en comparant les probabilités de dépassement de 100 mg (PGA) en accélération au rocher. Cette analyse a permis de dégager la contribution relative de plusieurs zones sismiques (donnant une indication des couples magnitude-distance à considérer), réparties en fonction de trois types de séismes (séismes superficiels, séismes de subduction intraplaque ou d'interface) :

- Pointe-à-Pitre (Guadeloupe) : 46,5 % superficiel, 24,0 % interface, 29.5 % intraplaque ;
- Fort-de-France (Martinique) : 8,5 % superficiel, 11,5 % interface, 80,0 % intraplaque.

Pour chacun des deux sites, un jeu de 150 accélérogrammes au rocher est assemblé en fonction des couples magnitude-distance identifiés : les accélérogrammes sont soit générés par un code de génération de signaux synthétiques (Pousse *et al.*, 2006), soit sélectionnés à partir d'une base de données d'enregistrements (Ambraseys *et al.*, 2004 ; Douglas *et al.*, 2004).

Enfin, trois colonnes de sol supposées représentatives de la géologie de surface des Antilles sont modélisées et utilisées pour transformer les signaux au rocher en signaux amplifiés par les effets de site. La réponse des trois colonnes de sol génériques soumises à une sollicitation sismique au rocher est ainsi évaluée grâce au modèle de sol linéaire équivalent implanté dans le logiciel Cyberquake[©] (Foerster *et al.*, 2001). Les trois colonnes de sol sont identifiées cidessous, avec leur mode fondamental correspondant :

- Sol 1 : « mangroves épaisses », T₀ ~ 0.52 s ;
- Sol 2 : « vases peu épaisses », T₀ ~ 0.32 s ;
- Sol 3 : « altérites », T₀ ~ 0.15 s.

En combinant les deux sites, les trpos types de séismes et les quatre types de sol (en incluant le sol de type rocher), un total de 1 200 accélérogrammes a été généré/sélectionné, comme synthétisé par dans le Tableau 4.

Sito	Guadeloupe						Martinique					
Sile	600						600					
Туре	superfici	iel inter		face	ii	ntraplaque	superficiel		interface		i	ntraplaque
de séisme	280		14	48		172	52		6	8		480
Туре	Rocher	S	Sol 1	Sol 2	2	Sol 3	Rocher	S	Sol 1	Sol 2	2	Sol 3
de sol	150		150	150		150	150		150	150		150

Tableau 4 - Décomposition du jeu d'accélérogrammes par site géographique,par type de séisme et par type de sol.

2.2. SIMULATIONS DYNAMIQUES NON-LINÉAIRES

Chacun des 1 200 signaux (mono-composante) est appliqué à la base de chacun des quatre modèles structuraux selon la direction X (voir Figure 1), pour un total de 4 800 analyses dynamiques non linéaires.

Les calculs ont été réalisés avec la version académique du code TREMURI (Lagomarsino *et al.*, 2006, 2008) : pour une durée moyenne d'environ 10 min par analyse dynamique, près de 800 heures de calculs ont été mobilisées sur cette étude.

Lors de certains calculs, des problèmes de convergence sont apparus, le logiciel TREMURI retournant des valeurs de déplacements vraisemblablement trop importantes pour être réalistes. Par exemple sur la Figure 2, il s'agit du nuage de points aux valeurs de ISDR supérieures à 1 %. Dans la mesure où l'approche retenue pour la dérivation des fonctions de fragilité repose sur la notion de dépassement ou non d'un niveau de dommage (*i.e.* variable binaire, 0 ou 1) et non sur la valeur effective, il a été décidé de conserver ces points : en effet, pour des valeurs de drift très élevées visiblement dues à une non convergence durant l'analyse dynamique, les points se retrouvent automatiquement dans l'état de dommage D5 (« Collapse »), ce qui semble une hypothèse raisonnable *a priori*.

À l'inverse, lors de l'étude des paramètres de mouvement fort, le calcul de la *suffisance relative* (voir plus bas), notamment, fait appel à une régression sur la relation entre le drift et la mesure d'intensité : dans ce cas, afin de ne pas fausser les estimations, les quelques valeurs incohérentes ne sont pas considérées. Le seuil retenu pour différencier les résultats fiables et les données plus douteuses est alors défini comme le seuil de drift entre les niveaux d'endommagement D4 et D5 (voir lignes pointillées sur la Figure 2) : en effet, il est estimé que les niveaux de déformation et de dégradation des propriétés mécaniques qui sont atteints lorsque la structure approche de la ruine sont tels que la précision des résultats du logiciel est fortement détériorée.

2.3. RÉSULTATS

Une fois les calculs dynamiques effectués, une première analyse des résultats consiste à visualiser la réponse structurale (représentée par le drift) en fonction de la mesure d'intensité (ou IM). Les Figure 2 à Figure 5 représentent ainsi le nuage de données obtenu, affichant le drift en fonction du PGA (IM retenu a priori pour représenter l'intensité du signal sismique). À chaque fois, les points de données sont séparés selon un des différents critères considérés (*i.e.* type de modèle, type de séisme, type de sol, site géographique).

Les quatre figures précédentes font apparaître des différences plus ou moins marquées au niveau de la réponse structurale, selon les hypothèses formulées au départ sur le type de modèle, de sol, de séisme ou de site géographique. Afin de mieux quantifier comment ces écarts se manifestent au niveau des probabilités d'endommagement, des courbes de fragilité scalaires (*i.e.* en fonction du seul PGA) sont développées pour l'ensemble des données, en considérant à chaque fois un critère discriminant (*i.e.* type de modèle, de sol, de séisme et de site géographique). Pour souci de clarté et de simplicité, seulement deux niveaux de dommage (*i.e.* deux courbes) sont calculés dans cet exemple, à savoir les niveaux D1 ('slight') et D4 ('very heavy').



Figure 2 - Représentation du drift en fonction du PGA pour les 4 800 simulations, en fonction des quatre modèles structuraux.

Les traits pointillés représentent le seuil de drift pour le niveau de dommage D5 pour chacun des 4 modèles (cf. Tableau 3).



Figure 3 - Représentation du drift en fonction du PGA pour les 4 800 simulations, en fonction des quatre types de sol.



Figure 4 - Représentation du drift en fonction du PGA pour les 4 800 simulations, en fonction des trois types de séisme.



Figure 5 - Représentation du drift en fonction du PGA pour les 4 800 simulations, en fonction de deux sites géographiques (Pointe-à-Pitre en Guadeloupe, Fort-de-France en Martinique).

La méthode de dérivation des courbes de fragilité s'appuie sur l'hypothèse que, pour chaque niveau d'endommagement, la réponse structurale peut être traduite en résultat binaire, selon que le drift a atteint le seuil limite ou non : on considère alors $y_i = 1$ si la $i^{\text{ème}}$ simulation a atteint l'endommagement, et $y_i = 0$ sinon. On peut donc considérer que la variable y suit une distribution binomiale. Celle-ci peut alors être résolue en adoptant un modèle linéaire généralisé (GLM – « generalized linear model »), qui permet d'adapter la régression linéaire en introduisant une fonction-lien g entre les prédicteurs linéaires (vecteur de paramètres B multiplié par la matrice des prédicteurs X) et la moyenne μ :

$$\mathsf{X}.\mathsf{B} = \mathsf{g}(\mu) \tag{1}$$

Ici, la fonction-lien retenue est le modèle probit, qui est défini par :

$$g(\mu) = \Phi^{-1}(\mu) \tag{2}$$

où Φ représente la distribution normale cumulative standard. Dans notre cas, on introduit X = In(PGA), si bien que X.B peut s'écrire :

$$X.B = b_0 + b_1.ln(PGA) \tag{3}$$

La résolution de la régression généralisée, via une optimisation de la fonction de vraisemblance, permet alors d'exprimer la probabilité d'endommagement :

$$P(DS|PGA) = \Phi(b_0 + b_1 \cdot \ln PGA) = \Phi\left(\frac{\ln PGA - \ln \alpha}{\beta}\right)$$
(4)

Par identification, les paramètres de fragilité (médiane α et écart-type β) peuvent enfin être exprimés en fonction de b_0 et b_1 :

$$\begin{cases} \ln \alpha = -\frac{b_0}{b_1} \\ \beta = \frac{1}{b_1} \end{cases}$$
(5)

À partir de ces modèles mathématiques, les courbes de fragilité pour les niveaux D1 et D4, en fonction des types de modèle, de sol, de séisme et de site géographique, sont représentées sur les Figure 6 à Figure 9, respectivement.

Les courbes de fragilité ainsi obtenues montrent par exemple que l'IM choisi (*i.e.* PGA) ne permet pas d'intégrer les différences au niveau du type de modèle, de sol ou de séisme, étant donné les écarts conséquents au niveau des différentes courbes. Pour les courbes séparant les deux sites géographiques (Pointe-à-Pitre et Fort-de-France), les courbes sont par contre assez semblables : cette observation est assez en accord avec le fait que les deux sites sont associés à un contexte sismique très similaire, avec les mêmes types de sols et de structures.

Dans le contexte de l'utilisation de telles courbes pour l'évaluation du risque sismique d'un parc de bâtiments, par exemple, il ne paraît pas donc judicieux de créer un jeu de courbes génériques qui soient valables pour un ensemble de sol et de modèles, en raison des importantes différences constatées. En effet, un inventaire des bâtiments et un exercice de reconnaissance précise doivent normalement permettre d'identifier les types de modèles structuraux, les types de sols et bien sûr le site : ceci laisse alors la possibilité de sélectionner un jeu de courbes de fragilité adaptées en fonction de la configuration identifiée sur le terrain. Cependant, le type de séisme ne peut pas être prédit à l'avance, dans la mesure où, pour une période de retour donnée, les différents types d'événements issus de la désagrégation de l'aléa ont la même probabilité de survenir : or, comme montré par la Figure 8, les écarts possibles peuvent être très importants si l'IM optimal n'est pas sélectionné. Le reste de l'étude s'intéressa donc à la recherche d'un IM ou d'un couple d'IMs optimal qui permette de représenter au mieux

l'influence des différentes sources sismiques, tout en étant applicable aux différentes configurations de sols et de structures.



Figure 6 - Courbes de fragilité pour les niveaux D1 et D4, en fonction du type de modèle.



Figure 7 - Courbes de fragilité pour les niveaux D1 et D4, en fonction du type de sol.



Figure 8 - Courbes de fragilité pour les niveaux D1 et D4, en fonction du type de séisme.



Figure 9 - Courbes de fragilité pour les niveaux D1 et D4, en fonction du type de site.

3. Sélection des paramètres de mouvement fort

Cette section utilise différentes définitions et méthodes statistiques pour évaluer la pertinence des différentes mesures d'intensité scalaires d'un signal sismique.

3.1. LISTE DES MESURES D'INTENSITÉ CONSIDÉRÉES

Les paramètres de mouvement fort qui ont été calculés pour chacun des accélérogrammes utilisés et qui seront étudiés dans les sections suivantes sont présentés et définis dans le Tableau 5.

IM	Description
PGA	Peak Ground Acceleration (m/s ²). Amplitude maximale de l'accélération du sol.
PGV	Peak Ground Velocity (m/s). Amplitude maximale de la vélocité du sol.
PGD	Peak Ground Displacement (m). Amplitude maximale du déplacement du sol.
D_bra_rel	Relative Bracketed Duration (s). Intervalle de temps entre le premier et le dernier dépassement d'un niveau d'accélération seuil proportionnel à l'amplitude maximale.
D_bra_abs	Absolute Bracketed Duration (s). Intervalle de temps entre le premier et le dernier dépassement d'un niveau d'accélération de 0,05 g (Bolt, 1973).
D_uni_rel	Durée uniforme relative (s). Intervalle de temps durant lequel l'accélération du signal dépasse un seuil proportionnel à l'amplitude maximale.
D_uni_abs	Durée uniforme absolue (s). Intervalle de temps durant lequel l'accélération du signal dépasse un seuil de 0,05 g.
D_sig_rel	Durée significative relative (s). Intervalle de temps entre les instants pour lesquels l'Intensité d'Arias (voir ci-dessous) du signal vaut 5% et 95% de l'énergie totale (Trifunac & Brady, 1975). – parfois nommée durée de phase forte
D_sig_abs	Durée significative absolue (s). Intervalle de temps compris entre l'instant où l'Intensité d'Arias du signal atteint une valeur seuil de 0,01 m/s et l'instant où elle atteint la valeur maximale moins 0,125 m/s. Cet IM est également nommé « durée effective » (Bommer & Martinez-Pereira, 1999).
ARMS	Root-Mean-Squared Acceleration (m/s²). Racine carrée de l'intégrale des accélérations spectrales sur un intervalle de périodes données, normalisée par l'intervalle de périodes.
SI	Housner Spectral Intensity (m). Intégration du spectre en vélocité sur une gamme de périodes données (<i>e.g.</i> $T_1 = 0,1$ s et $T_2 = 2,5$ s), d'après Housner (1959).
ASI	Acceleration Spectral Intensity (m/s). Intégration du spectre en accélération sur une gamme de périodes données (<i>e.g.</i> $T_1 = 0,1$ s et $T_2 = 0,5$ s), d'après Von Thun <i>et al.</i> (1988).
AI	Intensité d'Arias (m/s). Intégrale sur la durée du signal de l'accélération au carré, qui permet de mesurer la quantité d'énergie contenue dans le signal (Arias, 1970).
SMA	Sustained Maximum Acceleration (m/s ²). Troisième plus haute valeur de l'accélération du signal (troisième pic).
SMV	Sustained Maximum Velocity (m/s). Troisième plus haute valeur de la vélocité du signal (troisième pic).
NED	Normalised Energy Density (m ² /s). Intégrale sur la durée du signal de la

IM	Description
	vélocité au carré (Sarma, 1971).
JMA	Intensité sismique instrumentale de Japanese Meteorological Agency (JMA, 1996).
CAV	Cumulative Absolute Velocity (m/s). Intégrale de la valeur absolue de l'accélération sur la durée du signal (EPRI, 1988).
SLOPE75	Pente du diagramme de Husid (m/s²). Pente de l'accumulation de l'Intensité d'Arias, entre 5 % et 75 % du niveau maximal (Bommer <i>et al.</i> , 2004).
SLOPE95	Pente du diagramme de Husid (m/s²). Pente de l'accumulation de l'Intensité d'Arias, entre 5 % et 95 % du niveau maximal (Bommer <i>et al.</i> , 2004).
NCy (rainflow)	Nombre de cycles effectifs. Addition des amplitudes des cycles normalisées par l'amplitude du cycle maximum (Hancock & Bommer, 2005). Comptage effectué par la méthode du rainflow.
NCy (peak, including non- zero crossings)	Nombre de cycles effectifs. Addition des amplitudes des cycles d'accélérations normalisées par l'amplitude du cycle maximum (Hancock & Bommer, 2005). Comptage effectué en incluant les cycles qui ne changent pas de signe.
NCy (peak, excluding non- zero crossings)	Nombre de cycles effectifs. Addition des amplitudes des cycles normalisées par l'amplitude du cycle maximum (Hancock & Bommer, 2005). Comptage effectué en excluant les cycles qui ne changent pas de signe.
DCy (rainflow)	Paramètre d'endommagement cyclique. Addition des amplitudes des cycles (Hancock & Bommer, 2005). Comptage effectué par la méthode du rainflow.
DCy (peak, including non- zero crossings)	Paramètre d'endommagement cyclique. Addition des amplitudes des cycles (Hancock & Bommer, 2005). Comptage effectué en incluant les cycles qui ne changent pas de signe.
DCy (peak, excluding non- zero crossings)	Paramètre d'endommagement cyclique. Addition des amplitudes des cycles (Hancock & Bommer, 2005). Comptage effectué en excluant les cycles qui ne changent pas de signe.
A95	Niveau d'accélération permettant d'atteindre 95 % de l'Intensité d'Arias contenue dans le signal (Sarma & Yang, 1987)
SA (T)	Accélération spectrale à la période T (m/s ²) évaluée pour les valeurs de T suivantes {0,05 ; 0,075 ; 0,1 ; 0,25 ; 0,5 ; 0,75 ; 1,0 ; 1,25 ; 1,5 ; 1,75 ; 2 ; 5} s.

Tableau 5 - Liste et description des IMs considérés dans l'étude.

3.2. CRITÈRES USUELS POUR LA SÉLECTION D'UNE MESURE D'INTENSITÉ ADÉQUATE

La pertinence d'une mesure d'intensité en vue de son utilisation pour le développement de fonctions de fragilité est généralement évaluée à la lumière des critères suivants (Padgett *et al.*, 2008 ; Weatherill *et al.*, 2011) :

 Praticité : ce critère représente la corrélation directe d'un IM avec un paramètre de réponse structurale, ayant donc un sens physique (Mehanny, 2009). Cette notion peut être évaluée en observant la relation entre l'IM et la réponse structurale à la suite d'une série d'analyses dynamiques non-linéaires (telles qu'effectuées dans le paragraphe 2.2).

- Suffisance : ce critère fondamental mesure l'indépendance statistique de l'IM par rapport à certaines caractéristiques du séisme telles que la magnitude ou la distance. Un IM suffisant permet donc de rendre la réponse structurale conditionnellement indépendante du séisme de scénario considéré. Il est possible d'évaluer la suffisance d'un IM en étudiant l'évolution des résidus de la relation statistique entre IM et réponse structurale par rapport à des paramètres liés à un scénario donné, tels que la magnitude ou la distance.
- Efficacité : ce critère est basé sur la variabilité totale entourant la détermination de la réponse structurale en fonction d'un IM donné. Il est caractérisé par l'écart-type des résidus obtenus lors de la prédiction de la réponse en fonction de l'IM. Un IM qui induit un écart-type faible ou limité nécessite généralement moins d'analyses dynamiques pour un même niveau de confiance, et est donc considéré comme efficace.
- Robustesse : ce critère décrit la capacité de l'IM à rester efficace sur une large gamme de structures, et donc de périodes propres (Mackie & Stojadinovic, 2005). Il devient primordial lors du développement de fonctions de fragilité pour des classes ou typologies entières de bâtiments, qui font intervenir des structures avec des périodes propres parfois très différentes.
- Calculabilité : ce critère représente la capacité de l'IM à être estimé avec relativement de précision par des équations de prédiction du mouvement (GMPE). Il est en effet important que l'IM identifié puisse être utilisable et applicable lors de la réalisation de séismes de scénarios par exemple.

Parmi l'ensemble des critères cités ci-dessus, certains peuvent être quantifiés au travers d'indices (efficacité, suffisance) alors que pour d'autres, seule une appréciation qualitative peut être fournie (robustesse, calculabilité, praticité). Dans la section suivante, il est proposé de se concentrer sur trois critères jugés essentiels : efficacité, suffisance et calculabilité.

3.3. ÉVALUATION DES MESURES D'INTENSITÉ CONSIDÉRÉES

Cette section s'attache à évaluer l'ensemble des IMs présentés dans le Tableau 5 en fonction des critères d'efficacité, de suffisance et de calculabilité.

3.3.1. Efficacité

Comme détaillé plus haut, l'efficacité d'un IM peut être évaluée en estimant l'écart-type résultant de la régression entre l'IM et la réponse structurale (drift, ou EDP pour « Engineering Demand Parameter »). Il est à noter que les résultats jugés peu fiables (vraisemblablement dus à des problèmes de convergence durant les simulations) ne sont pas inclus dans la régression, la limite retenue étant le seuil de drift entre les niveaux D4 et D5 (cf. section 2.2). Le modèle de régression EDP = f(IM) usuellement retenu est le suivant, en faisant l'hypothèse d'un modèle linéaire entre les logarithmes de IM et EDP :

$$\ln \widehat{EDP} = a + b \cdot \ln IM + \varepsilon$$

(6)

On formule l'hypothèse que la distribution du terme d'erreur ε suit une loi normale centrée d'écart-type $\beta_{lnEDP|lnlM}$. Cet écart-type est alors déterminé à partir de la régression sur l'ensemble des points de données.

Comme expliqué dans la section 2.3, la connaissance du contexte et du terrain permettent généralement une distinction entre les différents sites, types de sol et types de modèles structuraux (à l'inverse des types de séisme), si bien que le modèle de régression dans l'Equation 6 est appliqué pour les différentes combinaisons de site, sol et modèle, afin de

prendre en compte les spécificités de chaque configuration particulière. La valeur estimée de l'écart-type $\beta_{InEDP|InIM}$ est ainsi représentée pour chaque IM et chaque combinaison (deux sites *x* quatre sols *x* quatre modèles) en Annexe 1 (Figure 12 à Figure 15).

Une analyse préliminaire de ces résultats permet de dégager plusieurs conclusions :

- Pour les modèles 1 et 2, et quels que soient le site et le type de sol, le paramètre SA(0.5s) semble de loin le plus efficace (particulièrement pour le modèle 2). Cette observation est tout à fait en accord avec les périodes propres de ces modèles (0,463 s pour le modèle 1 et 0,504 s pour le modèle 2). Le modèle 2 est exactement à la même période que SA(0,5 s), expliquant ainsi la spectaculaire réduction de $\beta_{InEDPlInIM}$ pour ce modèle.
- Pour les modèles 3 et 4 (périodes propres de 0,268 s et 0.351 s respectivement), la situation est moins franche et, même si les paramètres SA(0,25 s) et SA(0.5 s) promettent de bons résultats, l'IM le plus efficace semble être ASI, qui possède la capacité de prendre en compte l'influence d'une gamme de périodes données (entre 0,1 s et 0,5 s ici). Il est à noter également que, pour ces deux modèles, l'analyse modale a fait apparaître une contribution accrue des modes supérieurs, ce qui a pour effet de complexifier la réponse structurale et de faire ressortir l'influence d'autres périodes.
- Plus généralement, les écart-types estimés pour le site en Martinique sont constamment plus élevés que pour la Guadeloupe. Il s'agit malheureusement d'un biais introduit par l'utilisation d'accélérogrammes naturels pour les séismes de subduction intraplaque (cf. Phase 1), qui sont majoritaires sur le site de Martinique, d'après la procédure de désagrégation des sources.
- Enfin, il apparaît également que les écart-types estimés pour le type de sol 1 (mangroves) semblent globalement moins élevés. Cette observation pourrait être due à la forte amplification générée par cette colonne de sol, qui aurait pour conséquence de niveler les différences au niveau des signaux au rocher, gommant ainsi une partie de la variabilité entre accélérogrammes.

3.3.2. Suffisance

Le concept de suffisance peut être mis en évidence en étudiant l'indépendance des résidus de la régression EDP = f(IM) (cf. Equation 6) vis-à-vis d'informations relatives au type de séisme considéré, comme la magnitude ou la distance (Luco & Cornell, 2007). Un IM suffisant est donc un paramètre dont la régression avec EDP va générer des résidus qui sont indépendants de la magnitude et de la distance (i.e. courbe de tendance ne présentant pas de pente significative) : un exemple est présenté dans la Figure 10, où SA(0,5 s) est considéré comme suffisant, à l'inverse du PGA.

La variabilité inhérente à la régression et l'utilisation de données parfois lacunaires obligent cependant à étudier plus précisément le caractère significatif des paramètres utilisés dans la régression (Figure 10). Il s'agit notamment de déterminer si l'utilisation du terme de pente est significative ou pas (si oui, l'hypothèse de la pente est justifiée et l'IM correspondant est considéré comme dépendant de Mw, donc non suffisant). À cette fin un *p*-test statistique est réalisé sur les résidus et les résultats obtenus sont représentés dans l'Annexe 2 (Tableau 17 à Tableau 20), pour chaque configuration de modèle et de sol.



Figure 10 - Évolution des résidus de la régression EDP = f(IM) en fonction de la magnitude Mw, pour IM = PGA à gauche et IM = SA(0,5s) à droite, dans le cas du modèle structural 1, du type de sol 0 (rocher) et du site de la Guadeloupe.

Les lignes répresentent les équations de tendance à partir d'une régression par moindres carrés.

Les résultats font apparaitre qu'aucun IM ne semble suffisant vis-à-vis de Mw et de R à la fois, pour toutes les configurations de sol et de modèle. Cependant, certains paramètres présentent tout de même une indépendance statistique vis-à-vis de Mw et R pour un bon nombre de combinaisons et constituent donc de bons candidats : PGV, SMV, JMA, SA(0.25s), SA(0.5s), SA(0.75s) et, dans une moindre mesure, SA(1s), SA(0.1s), SI, ASI, AI et CAV.

Si l'étude de la dépendance des résidus par rapport à Mw ou R permet d'avoir une bonne vision qualitative de la suffisance des IMs, certains travaux (Jalayer *et al.,* 2012) proposent également de quantifier cette suffisance à l'aide de la théorie de l'information (*i.e.* mesure de la quantité d'information apportée par chaque paramètre sismique). D'après Luco & Cornell (2007), un IM peut être considéré comme suffisant si et seulement si :

$$p(EDP|\ddot{x}_g) = p(EDP|IM(\ddot{x}_g)) \quad \text{pour tout } \ddot{x}_g \tag{7}$$

où \ddot{x}_g représente l'ensemble des séries temporelles en accélération (*i.e.* accélérogrammes) qui sont susceptibles de survenir sur le site considéré : en d'autres termes, cette relation décrit la capacité de l'IM à totalement représenter toutes les caractéristiques de l'accélérogramme, ce qui constitue un cas théorique et idéal. C'est pourquoi Jayaler *et al.* (2012) introduisent le concept de suffisance relative, qui permet de mesurer la quantité supplémentaire d'information apportée par un IM₂ par rapport à un IM₁ initial :

$$I(EDP|IM_2|IM_1) = \int \log_2 \frac{p(EDP|IM_2(\ddot{x}_g))}{p(EDP|IM_1(\ddot{x}_g))} \cdot p(\ddot{x}_g) \cdot d\ddot{x}_g$$
(8)

Si IM₂ est plus suffisant que IM₁, alors l'indice *I* est positif, et inversement. L'utilisation du logarithme base 2 permet de comparer les résultats en termes de bits d'information apportés par chaque IM. Enfin, l'intégrale fait apparaître qu'une application rigoureuse de l'Equation 8 nécessite une connaissance précise de l'aléa et des contributions relatives de chaque séisme au site considéré. Cependant, dans la présente étude, la désagrégation des sources sismiques effectuée dans la Phase 1 permet tout de même de disposer d'une base d'accélérogrammes dont la distribution est relativement cohérente, rendant ainsi possible l'utilisation de l'Equation 8 pour quantifier la suffisance des IMs. Le calcul s'effectuant relativement à un IM initial, le PGA

est retenu comme IM de base (ce choix a relativement peu d'importance, si ce n'est au niveau de la présentation des résultats) et la suffisance relative est évaluée pour l'ensemble des paramètres identifiés lors de l'analyse qualitative. Les résultats numériques sont détaillés en Annexe 3 (Tableau 21 à Tableau 24), pour chaque combinaison de modèle, de sol et de site.

Les résultats mettent en évidence que SA(0.5s) est le paramètre le plus suffisant pour les modèles 1 et 2, alors qu'il s'agit plutôt de ASI voire de JMA pour les modèles 3 et 4. Ces observations concordent finalement avec les conclusions de l'analyse de l'efficacité (voir section 3.3.1).

3.3.3. Calculabilité

La calculabilité d'un paramètre sismique en fonction des équations de prédiction du mouvement peut être estimée de manière qualitative en analysant les différents travaux dans la littérature qui ont mené à des équations de prédiction pour chacun des IMs. Il est donc proposé de classer l'ensemble des IMs en trois catégories :

- catégorie 1 : paramètre pour lequel il existe plusieurs équations de prédiction bien contraintes, avec une bonne connaissance des incertitudes associées ;
- catégorie 2 : paramètre qu'il est possible d'estimer en théorie, mais pour lequel peu d'équations de prédiction sont disponibles (souvent une seule), entachant ainsi les résultats d'une forte incertitude;
- catégorie 3 : paramètre pour lequel la prédiction paraît difficile, avec peu ou pas de travaux associés.

Le classement des IMs en fonction de ces trois catégories est ainsi détaillé dans le Tableau 6.

Catégorie	Paramètre sismique (IM)
1	PGA, PGV, AI, SA(T), Durée significative relative
2	PGD, ASI, SI, NED, JMA, CAV, NCy, autres Durées
3	ARMS, A95, SLOPE75, SLOPE95, SMA, SMV, DCy

Tableau 6 - Évaluation qualitative de la calculabilité des IMs considérés.

L'analyse des paramètres sismiques à la lumière des trois critères d'*efficacité*, de *suffisance* et de *calculabilité* permet de conclure sur les IMs les plus adéquats :

- SA(0.5s) pour les modèles 1 et 2;
- ASI pour les modèles 3 et 4.

Il est à noter que ces IMs semblent les plus performants quelle que soit la configuration retenue (*i.e.* type de sol ou de site géographique).

4. Fonctions de fragilité

Ce chapitre se concentre sur l'exploration de plusieurs modèles de régression, en fonction du type d'IM considéré (scalaire ou vectoriel), afin de développer des fonctions de fragilité qui représentent le meilleur compromis en termes de performance (*i.e.* réduction des incertitudes épistémiques) et d'application pratique.

4.1. COURBES DE FRAGILITÉ À PARTIR DE PARAMÈTRES SCALAIRES

La section suivante tire les conclusions des résultats précédents et s'emploie à comparer les performances de modèles de fragilité utilisant des IMs scalaires.

4.1.1. Modèle de régression initial

Pour développer les courbes de fragilité correspondantes aux IMs choisis (SA à 0.5s et ASI), il est décidé de recourir au modèle de régression généralisée détaillé dans la section 2.3. Cependant, In(IM) n'est pas considéré comme le seul prédicteur, et le modèle de régression est enrichi par les informations sur le type de sol, de modèle, de séisme et de site. Ainsi, la partie linéaire *X*.*B* de la régression est formulée de la manière suivante :

$$X.B = b0 + b1.ln(IM) + b2.M1 + b3.M2 + b4.S0 + b5.S1 + b6.S2 + b7.S3 + b8.E1 + b9.E2 + b10.E3 + b11.GUA + b12.MAR$$
(9)

Les variables explicatives sont définies comme suit :

- In(IM) = logarithme de l'IM utilisé (i.e. SA(0.5s) pour les modèles 1 et 2 et ASI pour les modèles 3 et 4);
- M1 = 1 si modèle 1 (ou modèle 3 si IM = ASI) et 0 sinon ;
- M2 = 1 si modèle 2 (ou modèle 4 si IM = ASI) et 0 sinon ;
- S0 = 1 si sol 0 (rocher) et 0 sinon ;
- S1 = 1 si sol 1 (mangroves) et 0 sinon ;
- S2 = 1 si sol 2 (vases) et 0 sinon ;
- S3 = 1 si sol 3 (altérites) et 0 sinon ;
- E1 = 1 si séisme superficiel et 0 sinon ;
- E2 = 1 si séisme de subduction interface et 0 sinon ;
- E3 = 1 si séisme de subduction intraplaque et 0 sinon ;
- GUA = 1 si site de Point-à-Pitre et 0 sinon ;
- MAR = 1 si site de Fort-de-France et 0 sinon.

4.1.2. Résultats préliminaires et discussion

Deux régressions sont donc menées, une pour les modèles 1 et 2, l'autre pour les modèles 3 et 4, avec 2 400 points chacune (à partir des 4 800 résultats d'analyses dynamiques au total), assurant ainsi un nombre *a priori* suffisant pour obtenir des paramètres de régression stables (voir Tableau 7 et Tableau 8).

	Paramètre	D1	D2	D3	D4	D5
Constante	b0	2.6174	-0.2989	-4.7572	-5.4931	-4.9946
In(SA(0.5s))	b1	8.1948	6.2723	4.5033	3.6743	3.3852
Modèle	b2	0	0	0	0	0
	b3	-0.4864	-1.0580	-0.6185	-0.4219	-0.4003
Sol	b4	-0.1935	0.3282	1.1794	1.4681	1.0104
	b5	0	0	0	0	0
	b6	-0.1624	0.3794	1.1592	0.9645	0.9163
	b7	-0.2639	0.5612	1.4060	1.6377	1.1308
Séisme	b8	-0.0928	0.0258	0.2510	-0.7799	-1.7812
	b9	-0.5630	0.1490	-0.0546	0.1205	-0.4454
	b10	-0.2606	-0.0480	-0.7228	-0.4335	-0.5680
Site	b11	-0.0190	-0.1897	-0.0148	0.0183	0.4103
	b12	0	0	0	0	0

Tableau 7 - Résultats de la régression 1 (modèles 1 et 2), pour les cinq niveaux de dommage.

	Paramètre	D1	D2	D3	D4	D5
Constante	b0	4.3019	2.6281	0.5632	-0.6488	-2.3149
In(ASI)	b1	4.8142	4.1226	3.5869	3.2290	2.8473
Modèle	b2	0	0	0	0	0
	b3	-1.3437	-1.3860	-0.0183	1.0999	2.3737
Sol	b4	0.3861	0.2573	-0.1821	-0.1840	-0.1800
	b5	0	0	0	0	0
	b6	-0.1141	-0.1559	-0.9405	-1.1592	-0.8603
	b7	-0.1080	-0.2144	-0.5875	-0.9000	-0.5884
Séisme	b8	-0.4905	-0.2535	-0.2757	-0.5911	-0.7455
	b9	0.1917	0.3985	0.6816	0.3141	0.3902
	b10	-0.1736	0.1842	0.4351	0.3525	0.4492
Site	b11	-0.3073	-0.2540	-0.2946	-0.1954	-0.1076
	b12	0	0	0	0	0

Tableau 8 - Résultats de la régression 2 (modèles 3 et 4), pour les cinq niveaux de dommage.

Une analyse de la significativité des paramètres de régression (test statistique sur les p-valeurs) permet d'identifier les paramètres qui sont effectivement significatifs pour la régression, et ceux dont la prise en compte conduirait plutôt à une sur-paramétrisation du modèle. Les conclusions suivantes peuvent être tirées :

- la prise en compte de l'IM (paramètre *b1*) ne peut pas être négligée, ce qui est évidemment logique (*i.e.* paramètre ayant une forte influence sur l'endommagement) ;

- le type de modèle structural (paramètres *b*2 et *b*3) doit également être pris en compte, même si, à l'origine, le comportement similaire des modèles 1 et 2, par exemple, pouvait laisser penser le contraire ;
- le type de sol (paramètres *b4* à *b7*) ne peut pas non plus être négligé et doit être conservé comme paramètre ;
- le type de séisme (paramètres b8 à b10) peut être négligé, surtout pour les niveaux de dommage plus faibles (D1 à D3), même s'il commence à avoir une certaine importance pour les niveaux D4 et D5. Les IMs SA(0.5s) et ASI ayant été sélectionnés spécifiquement pour conserver l'indépendance de la réponse structurale vis-à-vis des couples Mw-R utilisés (concept de suffisance), cette observation est donc en accord avec le but recherché. Concernant l'influence accrue pour les niveaux d'endommagement élevés (D4 et D5), cette observation avait déjà été formulée par Gehl *et al.* (2013) et est notamment due à la dégradation des propriétés dynamiques de la structure, pour laquelle la période propre initiale n'est plus adaptée ;
- le type de site géographique (paramètres *b11* et *b12*) peut dans l'ensemble être négligé dans la régression. Cette conclusion est finalement logique, étant donné que les deux sites sont confrontés à un contexte sismique très similaire (cf. zonage sismique) et que les mêmes modèles de structures et de colonnes de sol ont été utilisés pour les deux îles.

4.1.3. Courbes de fragilité finales

Le test de significativité effectué dans la section précédente permet donc de proposer un nouveau modèle de régression, légèrement simplifié, qui ne comprend que l'influence du type de modèle et du type de sol :

$$X.B = b0 + b1.ln(IM) + b2.M1 + b3.M2 + b4.S0 + b5.S1 + b6.S2 + b7.S3$$
(10)

Même si le type de séisme est tout de même susceptible d'avoir une influence dans la régression pour les niveaux de dommage élevés (D4 et D5), il faut se rappeler de l'impossibilité de prévoir quel type de séisme peut survenir, dans le contexte d'une analyse de risque sismique à une période de retour donnée; et donc l'utilisation de ce paramètre comme variable d'entrée du modèle ne serait malheureusement d'aucune utilité. Les paramètres de régression ainsi estimés sont détaillés dans les Tableau 9 et Tableau 10.

	Paramètre	D1	D2	D3	D4	D5
Constante	b0	2.1645	-0.0661	-3.5556	-4.2118	-4.0671
In(SA(0.5s))	b1	8.1187	6.2493	4.3675	3.3678	2.6592
Modèle	b2	0	0	0	0	0
	b3	-0.4848	-1.0568	-0.5415	-0.4097	-0.3547
Sol	b4	0	0	0	0	0
	b5	0.1708	-0.3158	-1.3243	-1.1940	-0.4389
	b6	-0.0033	0.0465	-0.1437	-0.3992	0.1143
	b7	-0.0890	0.2264	0.1808	0.1888	0.1746

Tableau 9 - Résultats de la régression 1 (modèles 1 et 2), pour les cinq niveaux de dommage.

	Paramètre	D1	D2	D3	D4	D5
Constante	b0	3.8502	2.5418	0.6506	-0.5933	-1.9930
In(ASI)	b1	4.5631	3.8624	3.1519	2.7431	2.2472
Modèle	b2	0	0	0	0	0
	b3	-1.3061	-1.3493	-0.0277	0.9971	2.1229
Sol	b4	0.2241	0.0874	-0.3500	-0.4031	-0.4784
	b5	0	0	0	0	0
	b6	-0.1142	-0.1917	-0.9353	-1.1055	-0.8277
	b7	-0.2113	-0.3285	-0.6697	-0.9683	-0.7256

Tableau 10 - Résultats de la régression 2 (modèles 3 et 4), pour les cinq niveaux de dommage.

Les résultats de la régression peuvent être directement utilisés pour calculer les paramètres de fragilité correspondant à chaque configuration {modèle – sol}, en généralisant l'Equation 5 :

$$\begin{cases} \ln \alpha = -\frac{b_0 + b_i + b_j}{b_1} \\ \beta = \frac{1}{b_1} \end{cases}$$
(11)

où *bi* représente le paramètre correspondant au type de modèle choisi (*b2* ou *b3*) et *bj* au type de sol (*b4* à *b7*).

Enfin, il est à noter que la détermination du niveau de dommage en fonction de la déformation inter-étage (drift) est loin d'être parfaite et que l'utilisation de seuils déterministes de drifts (cf. Tableau 3) constitue une vision simpliste, qu'il convient de compléter par une relation probabiliste entre la valeur de l'EDP et le niveau de dommage DS :

$$P(DS \ge ds | EDP) = \Phi\left(\frac{\ln EDP - \ln C_{ds}}{\beta_{ds}}\right)$$
(12)

Le seuil de drift médian C_{ds} correspond aux valeurs du Tableau 3 et la dispersion β_{ds} est ici considérée égale à 0,4, conformément aux recommandations de HAZUS (NIBS, 2004). Cette source d'incertitude supplémentaire va donc augmenter la dispersion globale des fonctions de fragilité, qui est désormais définie par :

$$\beta_{tot} = \sqrt{\beta + \beta_{ds}} \tag{13}$$

Les paramètres de fragilité obtenus à partir de ces considérations sont donc détaillés dans les Tableau 11 et Tableau 12, pour les différentes configurations de sol et de modèle.

		D	1	D	2	D	3	D	4	D	5
		α	β_{tot}								
Modèle	Sol 0	0,77	0,42	1,01	0,43	2,26	0,46	3,49	0,50	4,62	0,55
1	Sol 1	0,75	0,42	1,06	0,43	3,06	0,46	4,98	0,50	5,44	0,55
	Sol 2	0,77	0,42	1,00	0,43	2,33	0,46	3,93	0,50	4,42	0,55
	Sol 3	0,77	0,42	0,97	0,43	2,17	0,46	3,30	0,50	4,32	0,55
Modèle	Sol 0	0,81	0,42	1,20	0,43	2,56	0,46	3,94	0,50	5,27	0,55
2	Sol 1	0,80	0,42	1,26	0,43	3,46	0,46	5,62	0,50	6,22	0,55
	Sol 2	0,81	0,42	1,19	0,43	2,64	0,46	4,44	0,50	5,05	0,55
	Sol 3	0,82	0,42	1,15	0,43	2,45	0,46	3,73	0,50	4,94	0,55

		D	1	D2		D3		D4		D5	
		α	β_{tot}								
Modèle	Sol 0	0,41	0,46	0,51	0,48	0,91	0,51	1,44	0,54	3,00	0,60
3	Sol 1	0,43	0,46	0,52	0,48	0,81	0,51	1,24	0,54	2,43	0,60
	Sol 2	0,44	0,46	0,54	0,48	1,09	0,51	1,86	0,54	3,51	0,60
	Sol 3	0,45	0,46	0,56	0,48	1,01	0,51	1,77	0,54	3,35	0,60
Modèle	Sol 0	0,55	0,46	0,72	0,48	0,92	0,51	1,00	0,54	1,17	0,60
4	Sol 1	0,57	0,46	0,73	0,48	0,82	0,51	0,86	0,54	0,94	0,60
	Sol 2	0,59	0,46	0,77	0,48	1,10	0,51	1,29	0,54	1,36	0,60
	Sol 3	0,60	0,46	0,80	0,48	1,01	0,51	1,23	0,54	1,30	0,60

Tableau 11 - Paramètres α (médiane en m/s²) et β_{tot} (écart-type total) des courbes de fragilité pour les modèles 1 et 2, en fonction de SA(0.5s).

Tableau 12 - Paramètres α (médiane en m/s) et β_{tot} (écart-type total) des courbes de fragilité pour les modèles 3 et 4, en fonction de ASI.

Les résultats obtenus montrent que, pour chacun des modèles, les courbes de fragilité sont quasiment identiques entre les types de sol considérés, au moins pour les niveaux de dommage relativement modérés (D1 à D3). Cependant, pour un endommagement sévère (D4 et D5), des différences importantes apparaissent, justifiant ainsi l'utilisation des paramètres de sol dans la régression (cf. Équation 9 ou 10). A titre d'exemple, les courbes de fragilité pour le modèle 1 et les quatre types de sol sont représentées sur la Figure 11 : on y remarque que les courbes pour les niveaux D1 et D2 sont confondues alors que des écarts significatifs sont observables pour les niveaux D4 et D5.



Figure 11 - Courbes de fragilité du modèle 1 pour les différents types de sol, en fonction de SA(0.5s).

4.2. SURFACES DE FRAGILITÉ À PARTIR DE PARAMÈTRES VECTORIELS

La section suivante démontre l'intérêt d'utiliser un second paramètre sismique pour l'évaluation de la probabilité d'endommagement, puis propose un jeu de surfaces de fragilité en fonction du couple d'IMs < SA(0.5s) ; ASI >.

4.2.1. IM vectoriels vs IM scalaires

La recherche des IMs scalaires optimaux et le modèle de régression proposé plus haut ont déjà permis de construire un jeu de courbes de fragilité adapté au contexte des Antilles françaises, pour le type de bâti considéré. Cependant, l'ajout d'un second paramètre sismique (création d'un IM vectoriel) permettrait d'apporter un certain nombre d'améliorations aux fonctions de fragilité scalaires :

- possibilité de disposer d'un modèle de fragilité commun à l'ensemble des structures étudiées ici (*e.g.* combinaison de SA(0.5s), spécifique aux modèles structuraux 1 et 2, et de ASI, spécifique aux modèles 3 et 4);
- augmentation de l'efficacité et de la suffisance des IMs (*i.e.* par ajout de quantité d'information), permettant notamment de mieux prendre en compte les écarts induits par les différents types de séismes ;
- réduction générale de l'écart-type β_{tot} des fonctions de fragilité, permettant ainsi une estimation plus précise des dommages résultants (i.e. réduction des incertitudes épistémiques).

L'utilisation du couple d'IMs **< SA(0.5s)**; **ASI >** apparaît intuitivement, dans la mesure où chacun de ses IMs est le plus approprié pour les deux groupes de modèles structuraux (modèles 1-2 et 3-4). Le choix de cet IM vectoriel a également un certain sens physique, dans la mesure où SA(0.5s) permet de prendre en compte la réponse de la structure intacte en considérant la période propre initiale (ou au voisinage de celle-ci, pour les modèles 3 et 4) ; alors que ASI intègre l'ensemble des accélérations spectrales sur un éventail de périodes entre 0,1 et 1 s, prenant ainsi en compte la dégradation du bâtiment (*i.e.* allongement de la période propre) ou l'activation de modes supérieurs.

L'efficacité du couple < SA(0,5s) ; ASI > est ainsi estimée via une régression à deux paramètres entre le drift et les IMs, et comparée aux mesures d'efficacité obtenues pour les IMs scalaires SA(0.5s) et ASI. La comparaison de ces valeurs est détaillée dans le Tableau 13, pour chaque combinaison de modèle structural et de type de sol : on remarque que l'ajout d'un second paramètre permet bien une réduction, même minime, de l'écart-type $\beta_{\text{EDP|IM}}$ et, surtout, que l'IM vectoriel ainsi constitué peut désormais être appliqué à l'ensemble des quatre modèles structuraux.

La même comparaison peut également être réalisée en ce qui concerne la mesure de la suffisance relative (Jalayer *et al.*, 2012), comme détaillé dans le Tableau 14.

La mesure de la suffisance relative permet à nouveau de mettre en évidence le gain d'information obtenu par l'utilisation d'un IM vectoriel (*i.e.* quantités positives dans le Tableau 14).

			β _{ΕΟΡΙΙΜ}	
		IM = SA(0.5s)	IM = ASI	IM = <sa(0.5s);asi></sa(0.5s);asi>
Modèle 1	Sol 0	0.2009	0.3494	0.1888
	Sol 1	0.1901	0.2896	0.1801
	Sol 2	0.1719	0.3322	0.1644
	Sol 3	0.1735	0.3641	0.1656
Modèle 2	Sol 0	0.1251	0.3571	0.1243
	Sol 1	0.1841	0.2923	0.1759
	Sol 2	0.1178	0.3312	0.1168
	Sol 3	0.1196	0.3668	0.1180
Modèle 3	Sol 0	0.5233	0.3604	0.3558
	Sol 1	0.5260	0.4389	0.3913
	Sol 2	0.4009	0.2962	0.2753
	Sol 3	0.4699	0.3257	0.3052
Modèle 4	Sol 0	0.4977	0.3666	0.3574
	Sol 1	0.5555	0.3953	0.3794
	Sol 2	0.6427	0.4558	0.4533
	Sol 3	0.5822	0.3948	0.3924

Tableau 13 - Mesure de l'efficacité (écart-type sur la régression entre EDP et IM) pour les IMs scalaires et vectoriels, pour chaque configuration de modèle et de sol.

		Suffisance	e relative I
		<sa(0.5s);asi> // SA(0.5s)</sa(0.5s);asi>	<sa(0.5s);asi> // ASI</sa(0.5s);asi>
Modèle 1	Sol 0	0.0829	0.8265
	Sol 1	0.0672	0.5894
	Sol 2	0.0357	1.0027
	Sol 3	0.0548	1.1526
Modèle 2	Sol 0	0.0055	1.6037
	Sol 1	0.0786	0.8028
	Sol 2	0.0085	1.6882
	Sol 3	0.0174	2.2106
Modèle 3	Sol 0	0.5540	0.0226
	Sol 1	0.2721	0.1210
	Sol 2	0.5890	0.0909
	Sol 3	0.6413	0.1050
Modèle 4	Sol 0	0.4183	0.0593
	Sol 1	0.3096	0.0556
	Sol 2	0.3490	0.0117
	Sol 3	0.5701	0.0042

Tableau 14 - Suffisance relative de l'IM vectoriel par rapport à chacun des deux IMs scalaires, pour chaque configuration de modèle et de sol

4.2.2. Construction des surfaces de fragilité

Les surfaces de fragilité sont développées en s'appuyant sur le même principe que pour les courbes. Le modèle de régression détaillé dans l'Equation 10 est donc légèrement adapté pour prendre en compte le second IM :

$$X.C = c0 + c1.ln(IM1) + c2.ln(IM2) + c3.M1 + c4.M2 + c5.M3 + c6.M4 + c7.S0 + c8.S1 + c9.S2 + c10.S3$$
(14)

Une seule régression est désormais réalisée (sur les 4 800 points du jeu de données) en intégrant les 4 modèles structuraux (paramètres *c1* à *c4*), étant donné que l'IM vectoriel peut couvrir toutes les configurations {modèle – sol}, contrairement aux IM scalaires utilisés précédemment. Les paramètres de la régression généralisée sont détaillés dans le Tableau 15, pour les cinq niveaux de dommage.

	Paramètre	D1	D2	D3	D4	D5
Constante	c0	2.0386	0.5864	-0.4081	-0.6903	-0.6759
In(SA(0.5s))	c1	1.8174	1.8151	1.8144	1.7798	1.5938
In(ASI)	c2	2.0447	2.0762	2.0788	1.8723	1.5812
Modèle	c3	-0.359	-0.2913	-2.486	-3.4502	-3.084
	c4	-0.6041	-0.8856	-2.94	-3.8378	-3.4274
	c5	1.076	1.3641	0.0123	-1.3008	-2.7681
	c6	0	0	0	0	0
Sol	с7	0.2687	0.1918	0.2985	0.4426	0.156
	c8	0.1976	0.0909	-0.0682	0.004	-0.1067
	c9	0	0	0	0	0
	c10	0.0832	0.0612	0.2883	0.2051	0.1629

Tableau 15 - Résultats de la régression (Equation 14), pour les 5 niveaux de dommage

Les coefficients de la régression peuvent alors être convertis en paramètres de fragilité α et β en considérant l'équation de fragilité ci-dessous :

$$P(DS|IM1, IM2) = \Phi\left(\frac{\theta \cdot \ln IM1 + (1-\theta) \cdot \ln IM2 - \ln \alpha}{\beta}\right) = \Phi(X, C)$$
(15)

Le paramètre θ représente la contribution relative des chacun des 2 composants de l'IM vectoriel. Par identification avec les coefficients de la régression, on obtient alors :

$$\begin{cases} \ln \alpha = -\frac{c_0 + c_i + c_j}{c_1 + c_2} \\ \beta = \frac{1}{c_1 + c_2} \\ \theta = \frac{c_1}{c_1 + c_2} \end{cases}$$
(16)

Où *ci* représente le paramètre correspondant au type de modèle choisi (*c3* à *c6*) et *cj* au type de sol (*c7* à *c10*).

En prenant en compte l'incertitude liée à la définition des seuils de dommage (cf. Equation 13 avec $\beta_{ds} = 0.4$), les résultats finaux pour les surfaces de fragilité sont présentés dans le Tableau 16.

			Mod	èle 1			Mod	èle 2		
		Sol 0	Sol 1	Sol 2	Sol 3	Sol 0	Sol 1	Sol 2	Sol 3	
D1	α	0,60	0,62	0,65	0,63	0,64	0,66	0,69	0,68	
	β_{tot}	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	
	θ	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	
	1 – θ	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	
D2	α	0,88	0,91	0,93	0,91	1,03	1,05	1,08	1,06	
	β_{tot}	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	
	θ	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	
	1 – θ	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	
D3	α	1,95	2,14	2,10	1,95	2,19	2,40	2,36	2,19	
	β_{tot}	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	
	θ	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	
	1 – θ	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	
D4	α	2,75	3,10	3,11	2,94	3,06	3,45	3,46	3,27	
	β_{tot}	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	
	θ	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	
	1 – θ	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	
D5	α	3,11	3,38	3,27	3,10	3,49	3,77	3,64	3,46	
	β_{tot}	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	
	θ	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	
	1 – θ	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	
			Mod	èle 3		Modèle 4				
		Sol 0	Sol 1	Sol 2	Sol 3	Sol 0	Sol 1	Sol 2	Sol 3	
D1	α	0,42	0,42	0,45	0,44	0,55	0,56	0,59	0,58	
	β_{tot}	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	
	θ	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	
	1 – θ	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	
D2	α	0,58	0,59	0,61	0,60	0,82	0,84	0,86	0,85	
	β_{tot}	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	
	θ	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	
	1 – θ	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	
D3	α	1,03	1,13	1,11	1,03	1,03	1,13	1,11	1,03	
	β_{tot}	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	
	θ	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	0,47	
	1 – θ	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	0,53	
D4	α	1,53	1,72	1,72	1,63	1,07	1,21	1,21	1,14	
	β _{tot}	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	0,48	
	θ	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	
	1 – θ	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	
D5	α	2,82	3,06	2,96	2,81	1,18	1,28	1,24	1,18	
	β_{tot}	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	0,51	
	θ	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	
	1 – θ	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	

Tableau 16 - Paramètres α (médiane en m/s), β_{tot} (écart-type total) et θ (contribution de IM1 par rapport à IM2) des surfaces de fragilité pour chaque configuration {modèle – sol}, en fonction de < SA(0.5s) ; ASI >.

Les surfaces de fragilité correspondantes sont tracées pour chaque configuration en Annexe 4 (Figure 16 à Figure 31).

Les IMs retenus, SA(0,5s) et ASI, sont cependant fortement corrélés (coefficient de corrélation R = 0 ?90) et il s'agit d'être prudent lors de la construction des surfaces et de leur interprétation. En effet, en raison de cette forte corrélation, les points de données ne couvrent pas tout l'espace décrit par SA(0,5s) et ASI : on peut par exemple discuter de la pertinence de définir un modèle de fragilité pour des valeurs extrêmes (*e.g.* valeurs basses pour SA(0.5s) et hautes pour ASI). Ainsi, en utilisant les valeurs de paramètres issues du jeu d'accélérogrammes, une régression linéaire est réalisée entre SA(0,5s) et ASI, permettant ainsi de tracer une ligne médiane qui représente la relation linéaire entre les 2 IMs, ainsi que les intervalles de confiance à 5 et 95%. Ici, la ligne médiane a pour équation :

$$\ln ASI = -0.3205 + 0.8655 \cdot \ln SA(0.5s) \pm \delta \tag{17}$$

Avec δ = 0.7418 pour les intervalles de confiance à 5 et 95 %. La ligne médiane ainsi encadrée par les intervalles de confiance (en grisé sur les figures de l'Annexe 4) peut être considérée comme la zone de validité des surfaces de fragilité.

5. Conclusions

Le présent rapport s'est attaché à présenter les travaux effectués dans le cadre de la Phase 2 du projet de développement de surfaces de fragilité pour des éléments de bâti antillais. Cette phase s'est appuyée sur la réalisation d'une large série d'analyses dynamiques non linéaires (4 800 calculs), à partir des jeux de modèles structuraux et d'accélérogrammes qui ont été constitués et assemblés dans la Phase 1.

Les résultats obtenus ont dans un premier temps permis de comparer qualitativement les différences au niveau de la réponse structurale, en fonction des critères discriminants retenus (type de modèle, type de sol, type de séisme, type de site géographique). Il en ressort des écarts conséquents au niveau des courbes de fragilité finales, notamment si la distinction est opérée au travers des critères de sol, de modèle ou de séisme. La considération des deux sites géographiques distincts (Pointe-à-Pitre en Guadeloupe et Fort-de-France en Martinique) ne semble pas apporter de différences importantes sur les probabilités d'endommagement finales, si bien que ces données ont pu être fusionnées par la suite. Une première conclusion peut donc être formulée sur la nécessité de considérer des modèles de fragilité spécifiques pour chaque type de sol et chaque type de modèle (même si les bâtiments considérés semblaient appartenir à une même typologie *a priori*).

Concernant la distinction selon le type de séisme, même si elle est tout à fait possible techniquement (du fait notamment de la désagrégation effectuée au préalable), celle-ci ne paraît pas judicieuse dans le contexte de l'utilisation de telles fonctions de fragilité pour une étude de risque : en effet, des prédictions d'endommagement pour une période de retour donnée ne peuvent se faire qu'en prenant en compte l'ensemble des mouvements forts possibles (et leurs probabilités associées), indifféremment du type de séisme. Cette dépendance relative de la réponse structurale aux caractéristiques sismiques (i.e. magnitude et distance), pour un même niveau d'intensité, peut être en grande partie atténuée par le choix d'IM *suffisant*. En s'appuyant également sur les critères d'*efficacité* et de *calculabilité*, des IMs optimaux ont pu être identifiés pour chacun des modèles structuraux : SA(0.5s) pour les modèles 1 et 2, ASI pour les modèles 3 et 4.

L'utilisation du couple de paramètres d'entrée < SA(0.5s) ; ASI > dans le modèle de régression linéaire généralisée (GLM – *Generalized Linear Model*) a alors permis de dériver des surfaces de fragilité pour l'ensemble des combinaisons de sols et de modèles structuraux. Cette approche a notamment permis de proposer des fonctions de fragilité avec un terme de dispersion réduit par rapport à des courbes qui n'intégreraient pas les données de sol par exemple : il est alors possible de parler de transfert d'incertitudes aléatoires vers des incertitudes épistémiques, pour peu que les informations de sol et de type de bâtiment soient recensées et utilisées lors d'éventuelles études de risque.

Enfin, cette étude a également mis l'accent sur la difficulté de trouver des données fiables sur la typologie de bâtiments étudiée ici. Le principe de l'auto-construction va évidemment à l'encontre de l'implication des professionnels de la construction dans l'exécution et empêche ainsi la collecte d'informations détaillées, que ce soit sur la géométrie (plans), le mode constructif ou les matériaux utilisés (renforcement, béton, mortier, etc.). De plus, une forte variabilité entoure nécessairement l'ensemble de ces paramètres, due par exemple à l'utilisation de modes constructifs différents entre les étages ou à la durée de la phase de construction (i.e. évolution temporelle). Les résultats détaillés dans le présent rapport sont donc basés sur des données sommaires et un bon nombre d'hypothèses : ils doivent nécessairement être considérés dans cette optique, en prenant conscience de leurs limites. Par exemple, les

calculs analytiques effectués dans cette étude n'ont pas pris en compte la variabilité liée aux propriétés mécaniques ou géométriques des structures, l'accent ayant été mis sur la partie « aléa » (i.e. sélection d'accélérogrammes adéquats et calcul de l'amplification de site). Une connaissance plus précise des bâtiments-types introduits ici ne pourra se faire que par des campagnes de mesures sur le terrain ou en laboratoire (*i.e.* tests de résistance mécanique des différents éléments structuraux) et une validation des modèles numériques par l'expérience.

En dépit de ces difficultés, et si l'on admet la validité des hypothèses de modélisation et des résultats numériques qui en découlent, la série d'analyses dynamiques non linéaires pourrait tout de même apporter quelques enseignements :

- forte vulnérabilité globale de ce type de constructions, avec l'apparition des premiers dommages légers aux alentours d'un PGA de 0.5 m/s² (*i.e.* 50 % de probabilité) et des risques de ruine totale à partir d'une accélération de quelques m/s² à peine ;
- confirmation du caractère pénalisant de la construction sur terrain en pente (*i.e.* pilotis avec poteaux courts) ou du rajout de parois de remplissage au niveau du rez-de-chaussée (ayant pour effet une rigidification extrême de la structure, pour une résistance latérale inchangée). Les calculs ont finalement montré un meilleur comportement relatif des modèles présentant des uniquement des pilotis au RDC dans une configuration régulière ;
- incapacité du PGA, s'il est pris comme mesure d'intensité, à prendre en compte les effets des séismes superficiels par rapport aux séismes de subduction (interface ou intraplaque). L'utilisation d'un paramètre d'accélération spectrale, généralement à la période d'intérêt, devrait être systématiquement préférée ;
- intérêt de développer des courbes/surfaces de fragilité spécifiques en fonction du type de sol : cette distinction permet non seulement de capter les effets particuliers de certains sols, mais également de proposer un modèle de prédiction de l'endommagement qui ne surestime pas la vulnérabilité en raison de l'amplification de site (celle-ci n'est désormais comptabilisée que lors de la phase de calcul des effets de site et de génération de la carte des intensités locales).

L'intérêt de l'utilisation de surfaces de fragilité dans cette étude de cas est multiple. Tout d'abord l'utilisation d'un couple de paramètres sismiques permet de définir un modèle de fragilité uniforme sur l'ensemble de la typologie étudie (i.e. les quatre modèles structuraux), avec des contributions variables de chacun des paramètres en fonction du type de structure et de la gravité du niveau d'endommagement considéré. Cette approche permet donc de disposer d'un modèle de fragilité entièrement paramétrable et adaptable en fonction de la configuration particulière étudiée. Enfin, comme démontré dans la section 4.2.1, même si le choix judicieux d'un paramètre sismique unique permet de satisfaire les critères de suffisance et d'efficacité, l'ajout d'un second paramètre va toujours améliorer ces indicateurs, et ce pour l'ensemble des configurations de sols, séismes ou structures.

Le caractère théorique de cette étude, qui repose essentiellement sur des développements analytiques, ne doit pas faire oublier les perspectives d'applications pratiques pour les Antilles françaises. Cet exercice répond en effet à un besoin d'amélioration de la connaissance de la vulnérabilité du bâti existant dans cette région. En complément des modèles de vulnérabilité semi-empiriques (par ex. de type Risk-UE niveau I), la présente étude démontre la faisabilité de fonctions de fragilité analytiques, à condition de disposer de données de terrain fiables et pertinentes sur les typologies étudiées (distribution, géométrie, propriétés mécaniques, etc.). Les fonctions de fragilité ainsi développées pourraient être utilisées dans le cadre d'études de risque (phase de prévention) afin de mieux estimer les incertitudes et d'affiner l'évaluation des dommages potentiels en cas de crise sismique aux Antilles.

6. Bibliographie

Ambraseys N.N., Smit P., Douglas J., Margaris B., Sigbjörnsson R., Olafsson S., Suhadolc P., Costa G. (2004) - Internet site for European strong-motion data. *Bollettino di Geofisica Teorica ed Applicata*, 45(3): p. 113-129.

Arias A. (1970) - A measure of earthquake intensity. Pages 438–483 of: Hansen, R.J. (ed), *Seismic Design for Nuclear Power Plants*. The M.I.T. Press.

Bolt B.A. (1973) - Duration of strong ground motion. *Proceedings of the Fifth World Conference on Earthquake Engineering*, vol. 1: p. 1304-1313.

Bommer J.J., Martinez-Pereira A. (1999) - The effective duration of earthquake strong motion. *Journal of Earthquake Engineering*, 3(2): p. 127-172.

Bommer J.J., Magenes G., Hancock J., Penazzo P. (2004) - The influence of strong-motion duration on the seismic response of masonry structures. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2(1): p. 1-26.

CEN (1992) - Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance. Comité Européen de Normalisation, Bruxelles.

Conseil de l'Europe (1998) - European macroseismic scale 1998 (EMS-98). Cahier du Centre Européen de Géodynamique et de Séismologie, *G. Grünthal (Eds.)* 15.

Douglas J., Bungum H., Dahle A., Lindholm C., Climent A., Taylor Castillo W., Santos Lopez P., Schmidt V., Strauch W. (2004) - Dissemination of Central American Strong-Motion Data using Strong-Motion Datascape Navigator. CD-ROM collection.

EPRI (1998) - Standardization of the Cumulative Absolute Velocity. *Report No. EPRI TR-100082-T2*, Electrical Power Research Institue, Palo Alto, California.

Foerster E., Bernardie S., Choppin L. (2001) - Note de principe du logiciel Cyberquake[®] - Version 2.0. *BRGM report* RC-51199-FR, 49 pp.

Jalayer F., Beck J.L., Zareian F. (2012) - Analyzing the Sufficiency of Alternative Scalar and Vector Intensity Measures of Ground Shaking Based on Information Theory. *Journal of Engineering Mechanics*, 138(3): p. 307-316.

JMA (1996) - On Seismic Intensity. Gyosei: Japanese Meteorological Agency, Tokyo, 1996; p. 46-224.

Gehl P., Seyedi D., Douglas J. (2013) - Vector-valued fragility functions for seismic risk evaluation. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 11(2): p. 365-384.

Gehl P., Abad J., Belvaux M., Bertil D. (2012) - Développement de surfaces de fragilité pour des éléments de bâti antillais – Phase 1. Rapport BRGM/RP-61425-FR, 79 pp., 27 fig., 23 tabl., 3 ann.

Hancock J., Bommer J.J. (2005) - The effective number of cycles of earthquake ground motion. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 34: p. 637-664.

Housner (1959) - Spectrum Intensity of Strong-Motion Earthquakes. Proceedings of the Symposium on Earthquakes and Blast Effects on Structures, Earthquake Engineering Research Institute, California: p. 20-36.

Lagomarsino S., Penna A., Galasco A. (2006) - *TREMURI Program*: Seismic Analysis Program for 3D Masonry Buildings, University of Genoa.

Lagomarsino S., Galasco A., Penna A., Cattari S. (2008) - TREMURI Program: Seismic Analysis Program for 3D Masonry Buildings. *TREMURI User Guide*.

Luco N., Cornell C.A. (2007) - Structure-Specific Scalar Intensity Measures for Near-Source and Ordinary Earthquake Ground Motions. *Earthquake Spectra*, 232: p. 357-392.

Mackie K., Stojadinovic B. (2005) - Fragility Basis for California Highway Overpass Bridge Seismic Decision Making. *PEER Report 2005/12*, Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, CA.

Mehanny S.S.F. (2009) - A broad-range power-law form scalar-based seismic intensity measure. *Engineering Structures*, 31: p. 1354-1368.

Milutinovic Z.V., Trendafiloski G.S. (2003) - RISK-UE: An advanced approach to earthquake risk scenarios with applications to different European towns. *Technical report, European Commission*, WP4 Vulnerability of current buildings.

NIBS (2004) - Earthquake Loss Estimation Methodology HAZUS. National Institute of Building Sciences, FEMA, Washington D.C.

Padgett J.E., Nielson B.G., DesRosches R. (2008) - Selection of optimal intensity measures in probabilistic seismic demand models of highway bridge portfolios. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 37: p. 711-725.

Pousse G., Bonilla L.F., Cotton F. and Margerin L. (2006) - Non stationary stochastic simulation of strong ground motion time histories including natural variability: Application to the K-net Japanese database. *Bulletin of the Seismological Society of America*; 96(6): p. 2103-2117, doi:10.1785/0120050134.

Sarma S.K. (1971) - Energy flux of strong earthquakes. *Tectonophysics*, 11: p. 159-173.

Sarma S.K., Yang K.S. (1987) - An evaluation of strong motion records and a new parameter A95. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 15(1): p. 119-132.

Trifunac M.D., Brady A.G. (1975) - A study on the duration of strong earthquake ground motion. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 65(3): p. 581-626.

Von Thun J.L., Rochim, L.H., Scott G.A., Wilson J.A. (1988) - Earthquake ground motions for design and analysis of dams. *Proceedings of Earthquake Engineering & Soil Dynamics II*, Geotechnical Division, ASCE: p. 463-481.

Weatherill G., Crowley H., Pinho R. (2011) - Efficient intensity measures for components within a number of infrastructures. SYNER-G Deliverable Report D2.12.

Annexe 1

Estimation de l'effacité des IMs à travers ßinedPilnIM



Figure 12 - Valeurs des écart-type β_{InEDP|InIM} pour le modèle 1, en fonction des quatre types de sol et des deux sites géographiques, comme indicateur de l'efficacité de chaque IM.



Figure 13 - Valeurs des écart-type βlnEDP\InIM pour le modèle 2, en fonction des quatre types de sol et des deux sites géographiques, comme indicateur de l'efficacité de chaque IM.



Figure 14 - Valeurs des écart-type βInEDP\InIM pour le modèle 3, en fonction des quatre types de sol et des deux sites géographiques, comme indicateur de l'efficacité de chaque IM.



Figure 15 - Valeurs des écart-type βlnEDP\InIM pour le modèle 4, en fonction des quatre types de sol et des deux sites géographiques, comme indicateur de l'efficacité de chaque IM.

Annexe 2

Estimation de la suffisance des IMs via la variation des résidus en fonction de Mw et R

	Sol 0 - Ro	ocher	Sol 1 - Mangroves		Sol 2 - Vases		Sol 3 - Altérites	
	Mw	R	Mw	R	Mw	R	Mw	R
PGA	0,2868	0,1406	0,1957	0,0514	0,2175	0,0914	0,2813	0,1300
PGV	-0,0708	-0,0341	0,0393	0,0148	-0,0078	-0,0176	-0,0348	-0,0109
PGD	-0,1472	-0,2110	-0,1368	-0,1554	-0,1798	-0,2537	-0,1643	-0,2672
Dbrarel	0,4480	-0,1262	0,2235	-0,0715	0,3314	-0,0770	0,4340	-0,0732
Dunirel	0,4175	-0,1640	0,1942	-0,1027	0,3082	-0,1006	0,3933	-0,1263
Dsigrel	0,4238	-0,1240	0,2013	-0,0733	0,3069	-0,0715	0,4016	-0,0813
ARMS	0,3679	0,2179	0,2651	0,1157	0,3159	0,1783	0,3696	0,2065
SI	-0,1115	-0,0768	-0,0653	-0,0355	-0,1156	-0,0848	-0,1148	-0,0687
ASI	0,1327	0,0535	0,1089	0,0228	0,1041	0,0247	0,1441	0,0655
AI	0,1067	0,0085	0,0680	-0,0363	0,0839	-0,0312	0,1559	0,0385
SMA	0,2673	0,1368	0,1860	0,0508	0,2077	0,0774	0,2759	0,1296
SMV	-0,0979	-0,0712	-0,0021	-0,0114	-0,0347	-0,0470	-0,0684	-0,044
NED	-0,2465	-0,2513	-0,1388	-0,1377	-0,1978	-0,2116	-0,2263	-0,2172
JMA	-0,0174	-0,0678	-0,0025	-0,0464	0,0248	-0,0639	0,0491	-0,0203
CAV	-0,0863	-0,3179	-0,0794	-0,2536	-0,0856	-0,3021	-0,0392	-0,2500
SLOPE75	0,3283	0,1595	0,2143	0,0657	0,2578	0,1029	0,3308	0,1536
SLOPE95	0,3105	0,1718	0,2051	0,0785	0,2491	0,1183	0,3163	0,1618
NCy (rainflow)	0,3526	-0,2104	0,1991	-0,0648	0,2379	-0,1463	0,3086	-0,1959
NCy (including)	0,3792	-0,1922	0,202	-0,0687	0,2566	-0,1181	0,3351	-0,1658
NCy (excluding)	0,3556	-0,2041	0,2038	-0,0578	0,2573	-0,1149	0,3243	-0,1773
DCy (rainflow)	0,2393	0,0936	0,1434	0,0008	0,1685	0,0322	0,2408	0,0876
DCy (including)	0,2079	0,0825	0,1442	0,0097	0,1603	0,0272	0,2234	0,0804
DCy (excluding)	0,2374	0,0850	0,1464	-0,0002	0,1595	0,0185	0,2313	0,0776
A95	0,2802	0,1355	0,1987	0,0594	0,2116	0,0886	0,2857	0,1326
SA 0,05s	0,3899	0,1921	0,2657	0,0802	0,3251	0,1506	0,3591	0,1684
SA 0,075s	0,4148	0,1774	0,2554	0,0599	0,3303	0,1354	0,3909	0,1605
SA 0,1s	0,3657	0,1644	0,2489	0,0590	0,3069	0,1275	0,3447	0,1473
SA 0,25s	0,1474	-0,0132	0,0990	-0,0200	0,0895	-0,0393	0,1276	-0,0111
SA 0,5s	-0,0161	-0,0192	-0,0254	-0,0356	-0,0323	-0,0376	-0,0137	-0,0130
SA 0,75s	-0,0261	-0,0307	-0,0106	-0,0139	-0,0597	-0,0664	-0,0366	-0,0354
SA 1,0s	-0,0264	-0,0582	-0,0377	-0,0311	-0,0685	-0,0905	-0,0481	-0,0639
SA 1,25s	-0,0777	-0,0958	-0,0840	-0,0703	-0,1167	-0,1200	-0,0965	-0,1017
SA 1,5s	-0,0854	-0,1256	-0,0987	-0,0879	-0,1323	-0,1551	-0,1087	-0,1321
SA 1,75s	-0,1171	-0,1446	-0,1136	-0,0973	-0,1585	-0,1733	-0,1343	-0,1476
SA 2,0s	-0,1320	-0,1530	-0,1217	-0,1024	-0,1729	-0,1770	-0,1484	-0,1528
SA 5,0s	-0,1467	-0,1864	-0,1218	-0,1033	-0,1734	-0,1823	-0,1598	-0,1825

Tableau 17 - Pente de la régression entre Mw / R et les résidus de la relation EDP = f(IM),
pour le modèle 1.Les cases grisées indiquent les IMs suffisants par rapport à Mw ou R.

	Sol 0 - Ro	ocher	Sol 1 - Ma	angroves	Sol 2 - Va	Sol 2 - Vases Sol 3 - A		ltérites	
	Mw	R	Mw	R	Mw	R	Mw	R	
PGA	0,2793	0,1423	0,1751	0,0397	0,2379	0,1003	0,2843	0,1309	
PGV	-0,0660	-0,0319	0,0035	-0,0113	0,0136	-0,0039	-0,0295	-0,0110	
PGD	-0,1417	-0,1998	-0,1641	-0,1793	-0,1751	-0,2431	-0,1722	-0,2658	
Dbrarel	0,4449	-0,1226	0,2197	-0,0788	0,3513	-0,0799	0,4453	-0,0882	
Dunirel	0,4195	-0,1548	0,1994	-0,1006	0,3315	-0,1007	0,4066	-0,1387	
Dsigrel	0,4270	-0,1147	0,1987	-0,0733	0,3307	-0,0713	0,4160	-0,0947	
ARMS	0,3599	0,2177	0,2515	0,1145	0,3339	0,1840	0,3760	0,2095	
SI	-0,1058	-0,0701	-0,0955	-0,0586	-0,1012	-0,0675	-0,1089	-0,0654	
ASI	0,1340	0,0536	0,0858	0,0054	0,1253	0,0349	0,1512	0,0629	
AI	0,1035	0,0101	0,0473	-0,0552	0,1048	-0,0203	0,1580	0,0386	
SMA	0,2626	0,1393	0,1623	0,0373	0,2286	0,0863	0,2826	0,1319	
SMV	-0,0939	-0,0671	-0,0246	-0,0304	-0,0166	-0,0330	-0,0655	-0,0434	
NED	-0,2371	-0,2426	-0,1605	-0,1603	-0,1848	-0,197	-0,2255	-0,2181	
JMA	-0,0113	-0,0603	-0,0251	-0,0650	0,0461	-0,0511	0,0579	-0,019	
CAV	-0,0800	-0,3059	-0,0941	-0,2763	-0,0643	-0,2913	-0,0362	-0,2486	
SLOPE75	0,3234	0,1613	0,1956	0,0554	0,2786	0,1082	0,3377	0,1539	
SLOPE95	0,3041	0,1736	0,1867	0,0722	0,2693	0,1244	0,3225	0,1639	
NCy (rainflow)	0,3639	-0,1914	0,1908	-0,0697	0,2702	-0,1329	0,3293	-0,1996	
NCy (including)	0,3872	-0,1769	0,1905	-0,0799	0,2873	-0,1066	0,3538	-0,1715	
NCy (excluding)	0,3661	-0,1868	0,1920	-0,0675	0,2874	-0,1051	0,344	-0,1821	
DCy (rainflow)	0,2315	0,0931	0,1235	-0,0156	0,1892	0,0402	0,2431	0,0889	
DCy (including)	0,2008	0,0829	0,1244	-0,0053	0,1810	0,0364	0,2256	0,0818	
DCy (excluding)	0,2296	0,0853	0,1270	-0,0154	0,1806	0,0280	0,2339	0,0791	
A95	0,2769	0,1388	0,1756	0,0466	0,2324	0,0967	0,2920	0,1337	
SA 0,05s	0,3837	0,1977	0,2518	0,0773	0,3453	0,1552	0,3647	0,1723	
SA 0,075s	0,4093	0,1822	0,2431	0,0574	0,3492	0,1403	0,4006	0,1684	
SA 0,1s	0,3574	0,1654	0,2362	0,0564	0,3276	0,1272	0,3513	0,1510	
SA 0,25s	0,1520	-0,0072	0,0727	-0,0399	0,1125	-0,0281	0,1400	-0,0129	
SA 0,5s	-0,0108	-0,0088	-0,0435	-0,0528	-0,0122	-0,0192	-0,0024	-0,0072	
SA 0,75s	-0,0253	-0,0207	-0,0443	-0,0347	-0,0459	-0,0462	-0,0320	-0,0270	
SA 1,0s	-0,0200	-0,0445	-0,0689	-0,0553	-0,0576	-0,0732	-0,0384	-0,0529	
SA 1,25s	-0,0717	-0,0863	-0,1112	-0,0941	-0,1074	-0,1026	-0,0913	-0,0952	
SA 1,5s	-0,0775	-0,1157	-0,1302	-0,1127	-0,1229	-0,1378	-0,1022	-0,1260	
SA 1,75s	-0,1093	-0,1361	-0,1443	-0,1223	-0,1487	-0,1566	-0,1304	-0,1443	
SA 2,0s	-0,1240	-0,1451	-0,1510	-0,1268	-0,1624	-0,1602	-0,1443	-0,1523	
SA 5,0s	-0,1423	-0,1778	-0,1501	-0,1272	-0,1622	-0,1675	-0,1638	-0,1827	

Tableau 18 - Pente de la régression entre Mw / R et les résidus de la relation EDP = f(IM),pour le modèle 2.Les cases grisées indiquent les IMs suffisants par rapport à Mw ou R.

	Sol 0 - Ro	ocher	Sol 1 - Ma	angroves	Sol 2 - Vases		Sol 3 - Altérites	
	Mw	R	Mw	R	Mw	R	Mw	R
PGA	0,2756	0,1680	0,2992	0,1521	0,1850	0,1028	0,2535	0,1583
PGV	-0,1575	-0,1033	-0,0374	0,0084	-0,0915	-0,0459	-0,1432	-0,0708
PGD	-0,1917	-0,3000	-0,3053	-0,3016	-0,2452	-0,3129	-0,2364	-0,3602
Dbrarel	0,5376	-0,0844	0,3579	-0,1103	0,3571	-0,0431	0,4650	-0,0424
Dunirel	0,5124	-0,1173	0,3497	-0,1189	0,3339	-0,0680	0,4307	-0,0845
Dsigrel	0,5081	-0,0712	0,3200	-0,1101	0,3297	-0,0238	0,4298	-0,0387
ARMS	0,3861	0,2759	0,4458	0,2776	0,3091	0,2173	0,3784	0,2693
SI	-0,1794	-0,1624	-0,1961	-0,1032	-0,2107	-0,1441	-0,2112	-0,1590
ASI	0,0826	0,0315	0,1142	0,0619	0,0407	0,0105	0,0782	0,0493
AI	0,0487	-0,0357	0,0342	-0,0529	0,0113	-0,0611	0,0900	0,0123
SMA	0,2543	0,1565	0,2841	0,1506	0,1643	0,0817	0,2515	0,1530
SMV	-0,1748	-0,1493	-0,0891	-0,0273	-0,1280	-0,0865	-0,1776	-0,1179
NED	-0,3140	-0,3610	-0,3385	-0,2875	-0,3051	-0,2851	-0,3352	-0,3302
JMA	-0,0752	-0,1359	-0,0913	-0,0916	-0,0608	-0,1030	-0,0320	-0,0702
CAV	-0,1430	-0,4286	-0,2462	-0,4785	-0,1780	-0,3820	-0,1328	-0,3529
SLOPE75	0,3361	0,2071	0,3473	0,1815	0,2377	0,1294	0,3249	0,1957
SLOPE95	0,3096	0,2199	0,3219	0,1967	0,2233	0,1471	0,3043	0,2110
NCy (rainflow)	0,3841	-0,2357	0,3205	-0,0827	0,2135	-0,1673	0,2892	-0,2192
NCy (including)	0,4280	-0,1990	0,3318	-0,0850	0,2375	-0,1355	0,3274	-0,1731
NCy (excluding)	0,3864	-0,2330	0,3230	-0,0883	0,2336	-0,1375	0,3090	-0,1949
DCy (rainflow)	0,2122	0,0889	0,1927	0,0448	0,1166	0,0218	0,1989	0,0900
DCy (including)	0,1732	0,0689	0,1916	0,0601	0,1058	0,0160	0,1768	0,0775
DCy (excluding)	0,2096	0,0785	0,1970	0,0490	0,1059	0,0071	0,1870	0,0768
A95	0,2724	0,1679	0,3072	0,1645	0,1818	0,1008	0,2631	0,1656
SA 0,05s	0,4148	0,2472	0,4577	0,2351	0,3222	0,1867	0,3592	0,2204
SA 0,075s	0,4488	0,2315	0,4458	0,1913	0,3280	0,1688	0,4038	0,2155
SA 0,1s	0,3804	0,2077	0,4288	0,2009	0,3023	0,1616	0,3428	0,1915
SA 0,25s	0,0989	-0,0268	0,0962	-0,0174	0,0110	-0,0677	0,0573	-0,0301
SA 0,5s	-0,0533	-0,1065	-0,1160	-0,1090	-0,1023	-0,0887	-0,0806	-0,0964
SA 0,75s	-0,0802	-0,1079	-0,0957	-0,0603	-0,1498	-0,1247	-0,1184	-0,1127
SA 1,0s	-0,0750	-0,1296	-0,1333	-0,0920	-0,1542	-0,1504	-0,1216	-0,1458
SA 1,25s	-0,1287	-0,1770	-0,2012	-0,1607	-0,1947	-0,1868	-0,1736	-0,1911
SA 1,5s	-0,1285	-0,2153	-0,2238	-0,1974	-0,2042	-0,2274	-0,1740	-0,2303
SA 1,75s	-0,1618	-0,2389	-0,2426	-0,2122	-0,2268	-0,2411	-0,1996	-0,2492
SA 2,0s	-0,1798	-0,2477	-0,2554	-0,2243	-0,2374	-0,2412	-0,2182	-0,2537
SA 5,0s	-0,2028	-0,2762	-0,2893	-0,2172	-0,2541	-0,2396	-0,2424	-0,2745

Tableau 19 - Pente de la régression entre Mw / R et les résidus de la relation EDP = f(IM),
pour le modèle 3.
Les cases grisées indiquent les IMs suffisants par rapport à Mw ou R.

	Sol 0 - Ro	ocher	Sol 1 - Ma	angroves	Sol 2 - Va	ses	Sol 3 - Al	térites
	Mw	R	Mw	R	Mw	R	Mw	R
PGA	0,2633	0,1635	0,2972	0,0683	0,3169	0,1424	0,2530	0,1368
PGV	-0,2383	-0,1074	0,0211	0,0360	-0,0205	0,0319	-0,2004	-0,0644
PGD	-0,3029	-0,3063	-0,4405	-0,3016	-0,4546	-0,4384	-0,3800	-0,4022
Dbrarel	0,4184	-0,0615	0,3393	-0,0848	0,3537	-0,0565	0,3700	-0,0071
Dunirel	0,4167	-0,0616	0,3280	-0,1266	0,3471	-0,0721	0,3491	-0,0405
Dsigrel	0,3869	-0,0326	0,2574	-0,1077	0,2967	-0,0548	0,3165	-0,0159
ARMS	0,3533	0,2388	0,4172	0,1769	0,4074	0,2209	0,3594	0,2266
SI	-0,2662	-0,1794	-0,2154	-0,0489	-0,2703	-0,1111	-0,3136	-0,1797
ASI	0,0642	0,0413	0,1631	0,0684	0,1566	0,0840	0,0715	0,0553
AI	0,0479	-0,0116	0,1364	-0,0088	0,1490	0,0379	0,0861	0,0174
SMA	0,2412	0,1534	0,3071	0,0889	0,3000	0,1361	0,2526	0,1440
SMV	-0,2529	-0,1390	-0,0452	0,0020	-0,0528	0,0108	-0,2399	-0,0974
NED	-0,4100	-0,3597	-0,3115	-0,1414	-0,3938	-0,2314	-0,4629	-0,3489
JMA	-0,1459	-0,1321	-0,0348	-0,0161	-0,0187	-0,0506	-0,0906	-0,0772
CAV	-0,2039	-0,4266	-0,2569	-0,4204	-0,2539	-0,4074	-0,2357	-0,3854
SLOPE75	0,3077	0,1911	0,3518	0,1032	0,3442	0,1536	0,3200	0,1854
SLOPE95	0,2885	0,2069	0,3280	0,1184	0,3414	0,1747	0,2992	0,1938
NCy (rainflow)	0,2142	-0,2195	0,137	-0,1742	0,0758	-0,2845	0,1141	-0,2452
NCy (including)	0,2766	-0,1762	0,1316	-0,2041	0,1302	-0,2231	0,171	-0,1930
NCy (excluding)	0,2145	-0,2135	0,1000	-0,2122	0,1104	-0,2386	0,1391	-0,2216
DCy (rainflow)	0,2223	0,1012	0,2484	0,0132	0,2525	0,0885	0,1940	0,08
DCy (including)	0,1817	0,0852	0,2531	0,0331	0,2433	0,0842	0,1722	0,0700
DCy (excluding)	0,2207	0,0918	0,2553	0,0147	0,2388	0,0694	0,1802	0,0669
A95	0,2524	0,1588	0,2929	0,0718	0,3094	0,1413	0,2598	0,1460
SA 0,05s	0,3868	0,2228	0,4149	0,1067	0,4263	0,1713	0,3461	0,1830
SA 0,075s	0,4152	0,1990	0,3839	0,0386	0,4079	0,1374	0,3694	0,1678
SA 0,1s	0,3596	0,1832	0,3903	0,0802	0,3580	0,1338	0,3166	0,1538
SA 0,25s	0,0585	-0,0340	0,1603	-0,0167	0,0546	-0,0221	0,0137	-0,0533
SA 0,5s	-0,1156	-0,1029	-0,0920	-0,0300	-0,1032	-0,0736	-0,1618	-0,1178
SA 0,75s	-0,1530	-0,1198	-0,0972	-0,0204	-0,2046	-0,0914	-0,2065	-0,1437
SA 1,0s	-0,1643	-0,1612	-0,2356	-0,0744	-0,2717	-0,1603	-0,2587	-0,1990
SA 1,25s	-0,2269	-0,2143	-0,3097	-0,1395	-0,3441	-0,2296	-0,3060	-0,2402
SA 1,5s	-0,2434	-0,2551	-0,3278	-0,1596	-0,3831	-0,3032	-0,3137	-0,2781
SA 1,75s	-0,2670	-0,2647	-0,3542	-0,2071	-0,3926	-0,3195	-0,3355	-0,2840
SA 2,0s	-0,2798	-0,2665	-0,3814	-0,2363	-0,4105	-0,3396	-0,3376	-0,2913
SA 5,0s	-0,3120	-0,2909	-0,3953	-0,1850	-0,4684	-0,3299	-0,3940	-0,3194

Tableau 20 - Pente de la régression entre Mw / R et les résidus de la relation EDP = f(IM),pour le modèle 4.Les cases grisées indiquent les IMs suffisants par rapport à Mw ou R.

Annexe 3

Suffisance relative de quelques paramètres par rapport au PGA

		Guade	eloupe		Martinique			
	Rocher	Sol 1	Sol 2	Sol 3	Rocher	Sol 1	Sol 2	Sol 3
PGV	0,3496	0,4244	0,3361	0,4212	0,1874	0,4738	0,3409	0,3332
SI	0,3488	0,6199	0,3470	0,4529	0,0534	0,3542	0,2458	0,2691
ASI	0,4601	0,2605	0,3578	0,4591	0,5016	0,4115	0,3948	0,5149
AI	0,2512	0,1259	0,0595	0,1546	0,2159	0,1632	0,1757	0,2059
SMV	0,2059	0,4523	0,2501	0,3494	0,2318	0,508	0,3285	0,3160
ЈМА	0,4719	0,4172	0,2359	0,4354	0,6023	0,5023	0,3349	0,4764
CAV	-0,2239	-0,1805	-0,3912	-0,1802	0,0512	-0,0793	0,0168	0,1182
SA 0,1s	-0,2530	-0,1757	-0,3191	-0,2095	-0,3033	-0,2375	-0,3321	-0,2291
SA 0,25s	-0,0154	0,0636	-0,0026	0,1136	0,1768	0,1340	0,1681	0,3249
SA 0,5s	1,3027	0,7788	1,1738	1,3919	1,2452	0,9337	1,3617	1,6127
SA 0,75s	0,3199	0,4781	0,1312	0,3426	0,0383	0,1891	0,1342	0,2017
SA 1,0s	0,0451	0,3792	-0,0696	0,1069	-0,1533	0,0279	-0,1075	0,0184

Tableau 21 - Mesure de la suffisance relative (facteur I) par rapport au PGA, pour le modèle 1.Les cases grisées indiquent le paramètre le plus suffisant.

Modèle Structural 2

		Guade	loupe		Martinique				
	Rocher	Sol 1	Sol 2	Sol 3	Rocher	Sol 1	Sol 2	Sol 3	
PGV	0,3528	0,3913	0,3717	0,4498	0,3087	0,5545	0,3553	0,4441	
SI	0,4057	0,5624	0,5426	0,5492	0,2058	0,4896	0,3756	0,4539	
ASI	0,3710	0,2293	0,3138	0,3791	0,3992	0,4115	0,3597	0,4662	
AI	0,2435	0,0890	0,0664	0,1669	0,2472	0,1807	0,1855	0,2486	
SMV	0,2409	0,4176	0,3274	0,4167	0,3553	0,6079	0,3925	0,4275	
JMA	0,4901	0,3826	0,2708	0,4170	0,5508	0,6172	0,3356	0,5487	
CAV	-0,2153	-0,235	-0,3436	-0,1529	0,0067	-0,1037	-0,0783	0,1289	
SA 0,1s	-0,2640	-0,1813	-0,3352	-0,2127	-0,2954	-0,2660	-0,3397	-0,2451	
SA 0,25s	-0,0440	0,0258	0,0096	0,0477	0,0715	0,0755	0,1111	0,2599	
SA 0,5s	1,7837	0,7079	1,4681	1,5670	1,9974	1,1357	2,0394	2,6594	
SA 0,75s	0,4523	0,5196	0,3668	0,5026	0,1727	0,2654	0,2423	0,3931	
SA 1,0s	0,1229	0,3109	0,0823	0,2086	-0,0492	0,1034	-0,0149	0,1686	

Tableau 22 - Mesure de la suffisance relative (facteur I) par rapport au PGA, pour le modèle 2.Les cases grisées indiquent le paramètre le plus suffisant.

		Guade	eloupe		Martinique			
	Rocher	Sol 1	Sol 2	Sol 3	Rocher	Sol 1	Sol 2	Sol 3
PGV	-0,0515	0,3861	0,1325	0,1413	-0,2052	0,3659	0,0448	0,0287
SI	-0,2441	0,1742	-0,1692	-0,1771	-0,4515	0,1533	-0,3605	-0,299
ASI	0,4229	0,3888	0,3617	0,5233	0,5427	0,4489	0,4987	0,7085
AI	0,0373	0,1491	-0,0216	0,0539	0,0751	0,2011	0,1035	0,1376
SMV	-0,2397	0,3852	0,0146	-0,0537	-0,1415	0,3784	0,0807	0,0205
JMA	-0,0475	0,3907	0,1074	0,153	0,076	0,2902	0,084	0,1993
CAV	-0,5856	-0,3453	-0,5861	-0,4849	-0,3326	-0,0338	-0,3754	-0,2445
SA 0,1s	-0,349	-0,271	-0,3521	-0,3128	-0,4402	-0,2517	-0,4929	-0,3983
SA 0,25s	0,1059	0,0919	-0,0282	0,234	0,3895	0,2196	0,0684	0,4976
SA 0,5s	-0,132	0,1587	0,0776	-0,0049	0,0113	0,2978	0,0006	0,1721
SA 0,75s	-0,278	0,056	-0,2954	-0,2331	-0,4571	0,0099	-0,5084	-0,3549
SA 1,0s	-0,4049	-0,0444	-0,4276	-0,4067	-0,6209	-0,1315	-0,6897	-0,5173

Tableau 23 - Mesure de la suffisance relative (facteur I) par rapport au PGA, pour le modèle 3.Les cases grisées indiquent le paramètre le plus suffisant.

Modèle Structural 4

		Guade	eloupe		Martinique			
	Rocher	Sol 1	Sol 2	Sol 3	Rocher	Sol 1	Sol 2	Sol 3
PGV	-0,0512	0,0583	0,1548	0,051	-0,1677	0,1203	0,0423	0,0083
SI	-0,2774	0,0034	-0,1034	-0,1889	-0,3888	-0,072	-0,2601	-0,3175
ASI	0,3032	0,0971	0,1738	0,2521	0,433	0,2809	0,1842	0,3876
AI	0,0281	0,0287	0,036	0,0103	0,0784	0,1181	0,0542	0,134
SMV	-0,1563	0,0834	0,0837	-0,041	-0,1273	0,1517	0,0675	-0,0119
JMA	-0,0203	0,1113	0,0455	0,0386	0,1265	0,1224	-0,0369	0,0429
CAV	-0,5362	-0,159	-0,2941	-0,3694	-0,2482	-0,1496	-0,2764	-0,2561
SA 0,1s	-0,3135	-0,0944	-0,1838	-0,1916	-0,3354	-0,178	-0,2246	-0,2489
SA 0,25s	-0,0522	-0,0005	0,081	0,001	0,0494	0,0782	-0,0048	0,021
SA 0,5s	-0,121	-0,0431	-0,1335	-0,1031	0,074	0,0269	-0,1531	-0,1784
SA 0,75s	-0,2885	-0,0318	-0,1708	-0,2473	-0,4037	-0,2044	-0,3389	-0,438
SA 1,0s	-0,4344	-0,0665	-0,2294	-0,3193	-0,521	-0,2489	-0,4411	-0,4972

 Tableau 24 - Mesure de la suffisance relative (facteur I) par rapport au PGA, pour le modèle 4.

 Les cases grisées indiquent le paramètre le plus suffisant.

Annexe 4

Surfaces de fragilité pour chaque modèle structural et type de sol



Figure 16 - Surfaces de fragilité pour le modèle 1 et le sol 0 (rocher).



Figure 17 - Surfaces de fragilité pour le modèle 1 et le sol 1 (mangroves).



Figure 18 - Surfaces de fragilité pour le modèle 1 et le sol 2 (vases).



Figure 19 - Surfaces de fragilité pour le modèle 1 et le sol 3 (altérites).



Figure 20 - Surfaces de fragilité pour le modèle 2 et le sol 0 (rocher).



Figure 21 - Surfaces de fragilité pour le modèle 2 et le sol 1 (mangroves).



Figure 22 - Surfaces de fragilité pour le modèle 2 et le sol 2 (vases).



Figure 23 - Surfaces de fragilité pour le modèle 2 et le sol 3 (altérites).



Figure 24 - Surfaces de fragilité pour le modèle 3 et le sol 0 (rocher).



Figure 25 - Surfaces de fragilité pour le modèle 3 et le sol 1 (mangroves).



Figure 26 - Surfaces de fragilité pour le modèle 3 et le sol 2 (vases).



Figure 27 - Surfaces de fragilité pour le modèle 3 et le sol 3 (altérites).



Figure 28 - Surfaces de fragilité pour le modèle 4 et le sol 0 (rocher).



Figure 29 - Surfaces de fragilité pour le modèle 4 et le sol 1 (mangroves).



Figure 30 - Surfaces de fragilité pour le modèle 4 et le sol 2 (vases).



Figure 31 - Surfaces de fragilité pour le modèle 4 et le sol 3 (altérites).



Centre scientifique et technique Direction Risques et Prévention 3, avenue Claude-Guillemin BP 36009 – 45060 Orléans Cedex 2 – France – Tél. : 02 38 64 34 34