

Titre: Effets des couverts de glace sur la réponse dynamique des
Title: barrages-poids

Auteur: Jalila Tanji
Author:

Date: 2015

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Tanji, J. (2015). Effets des couverts de glace sur la réponse dynamique des
Citation: barrages-poids [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal].
PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/1866/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/1866/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Najib Bouaanani
Advisors:

Programme: Génie civil
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

EFFETS DES COUVERTS DE GLACE SUR LA RÉPONSE DYNAMIQUE DES
BARRAGE-POIDS

JALILA TANJI
DÉPARTEMENT DE GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE CIVIL)
AOÛT 2015

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

EFFETS DES COUVERTS DE GLACE SUR LA RÉPONSE DYNAMIQUE DES
BARRAGE-POIDS

présenté par : TANJI Jalila

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. LÉGER Pierre, Ph. D., président

M. BOUAANANI Najib, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. BEN FTIMA Mahdi, Ph. D., membre

DÉDICACE

*À ma très chère famille,
et à toi qui as changé ma vie...*

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier mon directeur de recherche, le Professeur Najib Bouaanani, ing., Ph.D. pour son encadrement tout le long de mon périple universitaire à Polytechnique Montréal.

Je tiens également à souligner le support financier du Fonds de recherche Nature et technologies (FRQNT) et du conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG).

Mes remerciements vont aussi aux Professeurs Pierre Léger, ing., Ph.D., et Mahdi Ben Ftima, ing., Ph.D. d'avoir accepté d'être membres de mon jury.

Je remercie tous mes professeurs de cours du cycle supérieur, mes collègues et amis du Département civil, géologique et des mines de l'École Polytechnique de Montréal et d'ailleurs.

Enfin, je tiens à remercier infiniment mon copain et ma famille pour leur patience, leur soutien et leur compréhension dont ils n'ont jamais cessé de faire preuve durant cette expérience.

RÉSUMÉ

Ce travail a pour principal objectif l'étude de la sensibilité du comportement dynamique du système glace-barrage-réservoir vis-à-vis des hypothèses de modélisation du couvert de glace. Plusieurs aspects sont explorés à partir de modèles d'éléments finis 2D et 3D, à savoir : l'effet de la présence du couvert de glace, de l'état de fissuration du couvert de glace et l'influence des interactions glace-structure.

Pour ce faire, deux ensembles de modèles d'éléments finis de barrages représentatifs des barrage-poids du Québec, ont été élaborés. Les modèles 2D, inspirés des travaux de (Bouaa-nani, 2002), ont permis d'investiguer sur l'influence du choix des hypothèses concernant l'état de fissuration du couvert de glace et des interactions glace-barrage, sur les spectres de planchers et les contraintes internes au niveau de la structure du barrage issus des analyses sismiques dans le domaine du temps. Les modèles 3D représentent un barrage-poids existant au Québec, en interaction avec le réservoir et un couvert de glace continu. Ces modèles ont pour objectif d'évaluer l'effet de la présence du couvert de glace sur la réponse modale du système 3D.

Il apparait d'après l'étude des modèles 2D que la présence d'un couvert de glace a des effets notables sur les spectres de plancher de l'accélération ainsi que sur les valeurs des contraintes au niveau des joints de la structure définis pour les fins de cette étude. La réponse dynamique du barrage-poids en considérant le couvert de glace fissuré s'approche, en terme d'amplitude, de celle de la structure retenant le réservoir à surface libre. Cependant, la présence du couvert de glace modifie les caractéristiques modales du système. Ces modifications sont confirmées par les analyses des modèles 3D d'un système glace-barrage-réservoir.

ABSTRACT

The main goal of this work is to investigate the sensitivity of the dynamical behavior of the system ice-dam-reservoir to modeling assumptions of the ice cover. Several aspects are explored on 2D and 3D finite element models, namely the effect of the cracking state of the ice cover, the influence of the ice-structure interactions.

To achieve this, two sets of 2D and 3D finite element models of typical gravity dams in Quebec are developed. The set of 2D models, based on the research works of (Bouaanani, 2002), permitted to investigate the influence of the assumptions choice about the ice cover cracking state and the ice-dam interactions, on the floor response spectra and the internal stress of the dam structure, extracted from the seismic analysis in the time domain. The set of 3D models represents an existing dam located in Quebec in interaction with the reservoir and a continuous ice cover. The objective of these models is to evaluate the effect of the ice cover on the dynamic response of the 3D system.

The final results of the 2D models demonstrate that the ice cover affects the floor response spectra of the accelerations and also the distribution of the stresses at different dam cross-sections, defined here for the purpose of this studies. By considering the assumptions about the cracking state of the ice, the dynamic response of the gravity dam in terms of amplitude is close to the response of the structure retaining a free surface reservoir. However, the ice cover modifies the modal parameters of the system. These modifications are confirmed by the analysis conducted on 3D ice-dam-reservoir systems.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE	iii
REMERCIEMENTS	iv
RÉSUMÉ	v
ABSTRACT	vi
TABLE DES MATIÈRES	vii
LISTE DES TABLEAUX	x
LISTE DES FIGURES	xi
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Problématique et contexte de l'étude	1
1.2 Cadre et objectifs de recherche	3
1.3 Méthodologie	4
1.4 Organisation du mémoire	4
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	5
2.1 Introduction	5
2.2 Revue des propriétés de la glace	5
2.2.1 Structure de la glace	5
2.2.2 Comportement mécanique de la glace	7
2.3 La glace en contact avec la structure	11
2.3.1 Problèmes dus à la glace sur les structures hydroélectriques	11
2.3.2 Modes de rupture de la glace	12
2.3.3 Modèles théoriques de l'interaction dynamique glace-structure	14
2.3.4 Modélisation des systèmes par la méthode des éléments finis	18
2.3.5 Effets tridimensionnels de la glace	20
2.3.6 Cas d'étude du barrage Outardes-3	21
CHAPITRE 3 MODÉLISATION DU SYSTÈME GLACE-BARRAGE-RÉSERVOIR	24
3.1 Introduction	24
3.2 Modélisation 2D par éléments finis des systèmes glace-barrage-réservoir	24

3.2.1	Hypothèse de base	24
3.2.2	Barrage	25
3.2.3	Réservoir	26
3.2.4	Couvert de glace	29
3.3	Modélisation des conditions aux frontières	31
3.3.1	Conditions aux frontières du réservoir	31
3.3.2	Conditions aux frontières du couvert de glace	33
3.4	Analyses sismiques	34
3.4.1	Méthode des spectres de plancher	34
3.4.2	Paramètres de l'analyse	35
3.5	Analyse paramétrique	37
3.5.1	Effet de la présence du couvert de glace	38
3.5.2	Effet de la présence de fissures dans le couvert de glace	38
3.5.3	Influence de la condition de contact glace-barrage	39
3.5.4	Influence de la longueur caractéristique de fissuration du couvert de glace	39
3.6	Modélisation 3D par éléments finis d'un barrage-poids existant	40
3.7	Introduction	40
3.7.1	Outil de création de la géométrie du barrage	40
3.7.2	Propriétés géométriques, mécaniques et type d'analyse	42
3.7.3	Modélisation des sous-structures et choix des éléments	43
3.7.4	Modélisation des interactions et des conditions aux frontières	43
CHAPITRE 4	RÉSULTATS ET DISCUSSION	46
4.1	Introduction	46
4.2	Résultats de l'analyse modale des modèles 2D	46
4.2.1	Système avec le barrage B35	46
4.2.2	Système avec le barrage B90	46
4.3	Résultats de l'étude paramétrique des modèles 2D	48
4.3.1	Effet de la présence du couvert de glace	48
4.3.2	Effet de la présence de fissures dans le couvert de glace	55
4.3.3	Influence de la condition de contact glace-barrage	61
4.3.4	Influence de la longueur caractéristique de fissuration du couvert de glace	73
4.4	Résultats de l'analyse modale des modèles 3D	79
4.4.1	Barrage seul	79
4.4.2	Système barrage-réservoir	80
4.4.3	Système glace-barrage-réservoir	80

4.4.4	Effet de la présence du couvert de glace	81
4.5	Résumé	81
CHAPITRE 5	CONCLUSION	83
5.1	Synthèse des travaux	83
5.2	Travaux futurs	84
RÉFÉRENCES	85

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1	Module de Young dynamique pour la glace polycrystalline	10
-------------	---	----

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1	a) Structure cristalline de la glace (Bouaanani, 2002) b) Coupe typique dans un couvert de glace d'eau douce (Michel, 1969)	6
Figure 2.2	Effet du taux de déformation sur la courbe contrainte-déformation de la glace (Schulson, 2000)	7
Figure 2.3	Mode de rupture de la glace par flexion : a) Flexion monorotulaire b) Flexion plurirotulaire (Kärna, 2003)	12
Figure 2.4	Mode de rupture de la glace : a) Par flambement b) Par formation d'amas c) Par écrasement (Kry, 1980)	14
Figure 2.5	Modèle mécanique de Matlock	15
Figure 2.6	Modèle mécanique de Sodhi (Sodhi, 1994)	16
Figure 2.7	Modèle de Eranti (Eranti, 1992)	17
Figure 2.8	Les domaines dans un couvert de glace en état de fissuration (Kärnä, 1999)	17
Figure 2.9	Modèle de Riska (Daley, 1992)	18
Figure 2.10	Instrumentation des essais en été et en hiver (Bouaanani, 2002) . . .	23
Figure 3.1	Système glace-barrage-réservoir étudié (Adaptée de Bouaanani, 2002)	25
Figure 3.2	Coupes caractéristiques des barrage-poids étudiés : (a) 90 m de hauteur (b) 35 m de hauteur (Chagnon, 2007)	26
Figure 3.3	Maillage optimisé du réservoir	27
Figure 3.4	Modélisation d'une fissure à l'aide des éléments de contact	31
Figure 3.5	Éléments d'interface aux frontières du domaine fluide (Adaptée de Vittecoq, 2005)	33
Figure 3.6	Modélisation de l'interaction glace-structure à l'aide des éléments de contact : (a) Couvert ancré au barrage (b) Couvert détaché du barrage	34
Figure 3.7	Processus de calcul du spectre de plancher d'accélération à un point donné P d'un barrage-poids (Adaptée de Bouaanani et Renaud, 2014)	35
Figure 3.8	Historique des accélérations et spectre d'accélération des séismes sélectionnés : (a) et (b) Séisme de l'Imperial Valley (1940) composante horizontale à El Centro; (c) et (d) Séisme de Nahanni (1985) composante horizontale à Iverson (tiré de COSMOS Virtual Data Center.) .	36
Figure 3.9	Hypothèses de modélisation pour l'étude de l'effet de la fissuration dans le couvert de glace sur la réponse sismique du système.	38

Figure 3.10	Hypothèses de modélisation pour l'étude de l'influence de la condition glace-structure sur la réponse sismique du système : (a) Couvert de glace continu (b) Couvert de glace fissuré.	39
Figure 3.11	Sommaire des principales étapes de l'algorithme de génération de la géométrie du barrage voûte	41
Figure 3.12	Sommaire des principales étapes de l'algorithme de génération de la géométrie du barrage-poids étudié	42
Figure 3.13	Modèle en éléments finis du système glace-barrage-réservoir du barrage-poids étudié	44
Figure 3.14	Hypothèses de modélisation du barrage-poids étudié	45
Figure 4.1	Modes et courbe de réponse en fréquence d'accélération à la crête du B35	47
Figure 4.2	Modes et courbe de réponse en fréquence d'accélération à la crête du B90	47
Figure 4.3	Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 avec et sans couvert de glace : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.	48
Figure 4.4	Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 avec et sans couvert de glace : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.	49
Figure 4.5	Positions des joints sur les sections de barrages sélectionnées	50
Figure 4.6	Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	51
Figure 4.7	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	52
Figure 4.8	Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	53
Figure 4.9	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	54

Figure 4.10	Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 en tenant compte de la fissuration du couvert de glace : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.	55
Figure 4.11	Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 en tenant compte de la fissuration du couvert de glace : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.	56
Figure 4.12	Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	57
Figure 4.13	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	58
Figure 4.14	Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	59
Figure 4.15	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	60
Figure 4.16	Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 en tenant compte du contact glace-structure : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.	61
Figure 4.17	Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 en tenant compte du contact glace-structure : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.	62
Figure 4.18	Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	63
Figure 4.19	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	64
Figure 4.20	Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	65

Figure 4.21	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	66
Figure 4.22	Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 en tenant compte du contact glace-structure et de la fissuration du couvert : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.	67
Figure 4.23	Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 en tenant compte du contact glace-structure et de la fissuration du couvert : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni. . . .	68
Figure 4.24	Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	69
Figure 4.25	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	70
Figure 4.26	Contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	71
Figure 4.27	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	72
Figure 4.28	Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 selon différentes longueurs caractéristiques de fissuration : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.	73
Figure 4.29	Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 en tenant compte des différentes longueurs caractéristiques de fissuration : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.	74
Figure 4.30	Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	75

Figure 4.31	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	76
Figure 4.32	Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	77
Figure 4.33	Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.	78
Figure 4.34	Courbe de réponse de fréquence de l'accélération à la crête du barrage seul et premiers modes du barrages	79
Figure 4.35	Courbe de réponse de fréquence de l'accélération à la crête pour un système barrage-réservoir	80
Figure 4.36	Courbe de réponse de fréquence de l'accélération à la crête pour un système glace-barrage-réservoir	81
Figure 4.37	Courbe de réponse de fréquence de l'accélération à la crête pour les trois systèmes étudiés	82

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Ce chapitre a pour objectif de présenter le projet de recherche en définissant la problématique et le contexte de l'étude. Le cadre et les objectifs de la recherche sont ensuite formulés, et enfin l'organisation du présent document est présentée à la fin de ce chapitre.

1.1 Problématique et contexte de l'étude

Parmi les incidents mettant en cause les ouvrages de génie civil, les ruptures de barrages sont considérées à très fort risque de dommages humains et matériels. Présentement, aucune grande rupture de barrage qui aurait causé la perte de vies humaines n'a été enregistrée au Canada ou ailleurs (Bechai and Christl, 2001; Hansen and Roehm, 1979; Nuss et al., 2012). Cependant, tel que mentionné l'Association Canadienne des Barrages (ACB) (CDA, 1997), le risque reste tout de même présent (Environnement-Canada, 2004). En 2001, Hydro-Québec a publié un guide de sélection des paramètres d'entrée pour une analyse de sécurité sismique appliquée à ses barrages (Hydro-Québec, 2001). Celui-ci a inspiré la loi sur la sécurité des barrages (Éditeur Officiel du Québec, 2002) adoptée par le Gouvernement du Québec, ainsi que les normes de définition du Séisme Maximum de Conception (MDE).

En se basant sur le répertoire des barrages publié par le Ministère de l'environnement du Québec en 2003 (Hydro-Québec, 2003), on compte 291 barrages en béton entre 0 m et 10 m, 71 entre 10 et 15 m, 131 entre 15 et 60 m et 19 d'une hauteur supérieure à 60 m. 62 ouvrages du parc des barrages en béton ont été érigés il y a plus de 50 ans et une grande part de ces structures est située dans des zones sismiques de modérée à élevée. Par conséquent, il semble être impératif d'évaluer leur comportement, notamment dynamique, selon les critères de sécurité présentement en vigueur et selon les données sismiques de leurs zones de localisation. D'autant plus que la région du Québec est caractérisée par un contenu fréquentiel assez élevé de 10 cycles par seconde (10Hz), induisant donc la vulnérabilité des structures rigides comme les barrages en béton.

Les interactions fluide-structure et fondation-structure représentent des phénomènes sin qua non de la fonction structurale des ouvrages de barrages. En effet, l'évaluation précise de ces interactions est primordiale pour satisfaire la sûreté sismique d'un barrage. L'étude du comportement dynamique des structures tenant compte des interactions fluide-structure-fondation a connu un essor dès le début du siècle. Plusieurs méthodes analytiques et expérimentales, s'inspirant des travaux pionniers de Westergaard (Westergaard, 1933) ont été proposées par

plusieurs chercheurs pour décrire ce phénomène. Plusieurs hypothèses, telles que la flexibilité du barrage, la compressibilité de l'eau, l'absorption liée à la sédimentation du réservoir, la plastification des joints ou de la fissuration du béton, etc. ont été évaluées et caractérisées dans la littérature.

En effet, à partir du début des années 50, la sécurité des ouvrages hydrauliques intègre à son approche progressive une évaluation sismique des barrages (USACE, 1999) qui tient compte des interactions multiphysiques barrage-réservoir-fondation. Cette évaluation étant basée sur la définition de critères de performance selon un ordre de dommages acceptables et sur le type de défaillance étudié. On rencontre donc le mode de rupture structural le plus probable, pour un barrage poids à géométrie régulière, à savoir le glissement des blocs de béton les uns sur les autres et à l'interface barrage-fondation (ICOLD, 1983), mais aussi un autre mode de défaillance couramment observé pour les barrage-poids. Il s'agit de l'endommagement des équipements et des structures secondaires supportés par l'ouvrage (vannes, grues, parapets, etc.), sous l'effet de la sollicitation sismique amplifiée. La sensibilité des systèmes secondaires aux hypothèses concernant les interactions multiphysiques a été très peu soulevée dans la littérature (Renaud and Bouaanani, 2014). De plus dans la pratique, les types d'analyse sismique les plus couramment utilisés et tenant compte des interactions multiphysiques barrage-réservoir-fondation, sont de type pseudo-statique et pseudo-dynamique, celles-ci semblent dépendre de paramètres (géométriques et mécaniques) dont l'évaluation ou la simplification sont souvent biaisées. En effet, même avec l'avènement de méthodes numériques, notamment la méthode des éléments finis, l'application d'analyses sismiques plus précises que les méthodes pseudo-statique et pseudo-dynamique, semblent être inabordables par les ingénieurs.

En raison des explorations scientifiques pionnières de l'Arctique et de l'effervescence de l'industrie pétrolière dans cette région, les interactions glace-structure ont suscité l'intérêt des chercheurs dès le début du 20^e siècle. Les recherches avaient pour objectif d'évaluer les forces exercées par un couvert de glace, en mouvement (Michel, 1978; Miura et al., 1988) ou sous chargement sismique (Croteau, 1983), sur les structures de plateformes de forage. Par ailleurs, seules quelques études se sont penchées sur l'effet de la présence d'un couvert de glace sur le comportement dynamique des barrages, notamment lorsque des ingénieurs canadiens ont constaté l'obstruction de certaines centrales électriques par la glace (Cammaert and Mugeridge, 1988). Ce phénomène reste tout de même considérable dans les pays nordiques, où les températures peuvent être en dessous de -18°C et où les eaux navigables sont couvertes de glace pour des périodes d'au moins 180 jours par an (Bouaanani, 2002). De plus, si l'on considère le fait que les événements sismiques en Amérique du Nord sont survenus en automne ou en hiver, on peut donc prévoir la présence d'un comportement dynamique des

couverts de glace sous sollicitations sismiques, qui devrait être pris en compte dans l'analyse sismique des barrages (Chagnon, 1992). En effet, certains organismes (CDA, 1997; USBR, 1987) émettant des codes et guides de calcul de barrages jugent nécessaire de prêter une attention particulière à la question des charges appliquées par la glace sur les barrages, tout en étant conscient de la grande incertitude relative à ce type de chargement. Le centre de recherche en génie parasismique et en dynamique des structures de l'université de Sherbrooke (CRGP) a réalisé en collaboration avec Hydro-Québec, des essais in situ à grande échelle sur le barrage-poids Outardes 3 situé au Nord du Québec, en été et en hiver de l'année 1994. Les résultats de ces essais ont été comparés aux résultats numériques et analytiques, dans le domaine bidimensionnel. Les travaux effectués (Proulx and Paultre, 1994; Bouaanani et al., 2004, 2002) relatent les principaux défis liés à ce sujet, à savoir la complexité du matériau glace, aussi bien dans le domaine linéaire que dans le domaine non linéaire, les incertitudes sur l'état de fissuration du couvert de glace, la difficulté à définir des conditions aux frontières réalistes du couvert et enfin l'effet du domaine dimensionnel de l'étude (bidimensionnel ou tridimensionnel).

1.2 Cadre et objectifs de recherche

Ce travail de recherche a pour objectif général, l'étude de la sensibilité du comportement dynamique du système barrage-réservoir-couvert de glace aux hypothèses de modélisation des sous systèmes (barrage, réservoir, couvert de glace) et des interactions multiphysiques (barrage-glace, glace-glace).

Les objectifs spécifiques de ce projet de recherche sont :

- de développer des modèles bidimensionnels tenant compte du comportement non linéaire du couvert de glace sous l'effet d'un séisme, en imposant des états de fissuration à l'intérieur du couvert de glace et des conditions d'interaction glace-structure et glace-glace.
- d'effectuer une étude paramétrique sur plusieurs aspects de la modélisation du couvert de glace.
- d'étudier la sensibilité des spectres de plancher d'accélération et des contraintes aux joints vis-à-vis des hypothèses de modélisation.
- développer une procédure de modélisation 3D des systèmes glace-barrage-réservoir.
- d'étudier l'effet d'un couvert de glace sur la réponse modale d'un barrage-poids en 3D.

1.3 Méthodologie

Dans le cadre de la présente recherche, des modèles éléments finis bidimensionnels 2D ont été élaborés à l'instar des modèles 2D réalisés dans le cadre de recherches antérieures (Bouaanani, 2002). Les modèles sont constitués de sous-systèmes : le couvert de glace, le réservoir et le barrage. Le couvert de glace sera considéré comme étant un champ de glace fissurée, modélisé suivant différentes hypothèses. L'intérêt est porté sur les types et paramètres des interactions se créant dans les interfaces glace-glace et glace-structure. En effet, on considère que le couvert de glace, sous l'effet de son poids propre, présente des fissures verticales sur toute son épaisseur, avant d'appliquer la sollicitation sismique. Des éléments de contact (ADINA, 2013) sont utilisés pour modéliser en éléments finis les états de fissuration du couvert. Des analyses sismiques dans le domaine du temps sont effectuées sur les modèles. Les spectres de plancher permettant d'évaluer l'accélération sismique maximale subit par un système secondaire supporté par le barrage-poids et le glissement des joints du barrage sont comparés et analysés.

1.4 Organisation du mémoire

Le présent mémoire se décompose en cinq chapitres. Ce premier chapitre permet de cerner le cadre de la recherche, de définir la problématique et les objectifs de ce sujet. Le chapitre 2 relate les caractéristiques de la glace et les techniques de modélisation de ce matériau par éléments finis citées dans la littérature. Un historique des études sismiques antérieures sur des systèmes barrage-réservoir-glace est aussi présenté dans ce chapitre. Le chapitre 3 détaille la procédure de construction des modèles d'éléments finis ainsi que les hypothèses de modélisation adoptées. La sensibilité des réponses sismiques du système dépendamment des hypothèses de modélisation est abordée en effectuant une analyse paramétrique de ces hypothèses. Dans le chapitre 4 sont exposés les résultats obtenus des spectres de plancher d'accélération à la crête, les profils des maximums des spectres de plancher et les enveloppes des contraintes au niveau des joints ainsi que les courbes de réponse en fréquence de l'accélération pour les modèles 3D. Les résultats sont simultanément commentés et discutés dans le même chapitre. Le chapitre 5 fait office de conclusion avec une synthèse des travaux, les recommandations ainsi que les ouvertures à des travaux futurs.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Introduction

Ce chapitre a pour finalité de décrire quelques propriétés mécaniques de la glace, afin de mieux comprendre son comportement et de pouvoir ainsi la modéliser de manière appropriée. Certains modèles d'interaction théoriques et numériques tenant compte de la glace sont aussi passés en revue, dépendamment de leur pertinence quant aux objectifs de cette recherche.

En raison des problèmes qu'elle engendre sur les structures de génie civil, la glace a toujours été l'objet d'intérêt des ingénieurs et chercheurs. Les structures en contact avec des larges étendues d'eau exposées aux températures glaciales, sont particulièrement sujettes à des charges additionnelles provenant des couverts de glace qui peuvent atteindre des superficies de centaines de kilomètres carrés. Ces charges accélèrent l'endommagement des structures telles que les barrages, les plates-formes de forage, les piles de ponts et les structures portuaires.

Les mesures in-situ restent les méthodes les plus fiables pour la détermination du comportement de la glace. Cette approche ne souffre en effet, d'aucun problème d'échelle et permet de représenter le matériau dans son hétérogénéité, conformément à sa nature. Cependant, les techniques mises en oeuvre pour la conservation des échantillons dans leur intégrité et le traitement des données recueillies, rendent ces campagnes expérimentales très onéreuses. Par conséquent, il est d'usage d'avoir recours aux approches de modélisation théorique et numérique ainsi qu'aux essais de laboratoire qui permettent d'approcher le comportement de la glace de manière acceptable mais discutable.

2.2 Revue des propriétés de la glace

2.2.1 Structure de la glace

La structure élémentaire du cristallin de glace est constituée de tétraèdres à quatre atomes périphériques d'oxygène, distribués symétriquement autour d'un atome central d'oxygène. Les bases des tétraèdres sont alignées de sorte à former des surfaces hexagonales coplanaires que l'on appelle communément plans basaux. La direction perpendiculaire aux plans basaux représente l'axe c ou l'axe optique. Le réseau entier est consolidé par des liaisons hydrogène. On observe qu'une fracture survenant selon un plan parallèle au plan optique cause deux fois

plus de ruptures de liaisons hydrogène que toute autre fracture selon un plan différent. Par conséquent, le monocristal de glace présente une forte anisotropie des propriétés mécaniques et le cristal de glace démontre une direction préférentielle de formation.

Dans la nature, la formation de la glace à la surface des lacs et des cours d'eau se fait aussi bien dans des environnements statiques que dynamiques. Le couvert de glace est initié par la formation de cristaux à la surface d'eau stagnante. Cette première étape donne lieu à la couche primaire ou la glace P, qui présente une texture granulaire. La glace secondaire S est ensuite formée verticalement, parallèlement au flux de chaleur. Selon la texture de cette couche, on distingue la glace S colonnaire à orientation verticale selon l'axe optique (S1) et la glace colonnaire à orientation horizontale selon l'axe optique (S2, S3). Dans des cours d'eau à haut débit, la glace S est généralement formée par agglomération de neige ou de frasil sous la couche primaire. Il s'agit alors de la glace (S4) à texture granulaire. Une couche primaire inondée ou partiellement fondue peut donner lieu à la formation de glace colonnaire (T3), ou granulaire (T1, T2) lorsqu'il y a présence d'une couche de neige (Michel and Ramseier, 1969; Sinha, 1989). Une coupe verticale d'un couvert de glace d'eau douce est présentée dans la Figure 2.1.

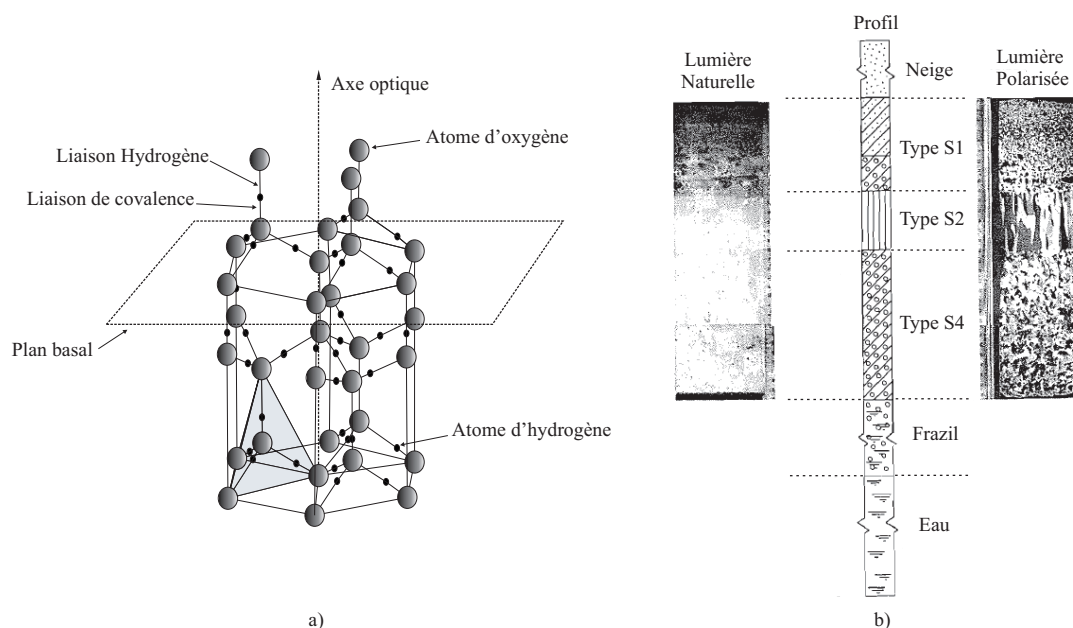


Figure 2.1 a) Structure cristalline de la glace (Bouaanani, 2002) b) Coupe typique dans un couvert de glace d'eau douce (Michel, 1969)

2.2.2 Comportement mécanique de la glace

La glace représente un matériau très complexe de part son hétérogénéité, son anisotropie structurale et sa dépendance aux conditions de formation et de chargement. De manière générale, le comportement mécanique de la glace peut être qualifié de visco-plasto-élastique (Michel, 1964), présentant une grande ductilité aux faibles vitesses de déformation et une fragilité notable aux vitesses élevées. On note aussi une zone de transition pour des vitesses de déformation intermédiaires, où les modes de ruptures sont instables et avec des probabilités équivalentes de ruptures ductiles et fragiles. Cette zone correspond à des taux de déformation entre $5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ et 10^{-2} s^{-1} en compression pour la glace de type (S2) et entre 10^{-6} s^{-1} et 10^{-5} s^{-1} en traction pour tout type de glace. La variabilité de la zone de transition est une raison des incertitudes quant aux limites de résistance de la glace (Croteau, 1983; Bouaanani, 2002).

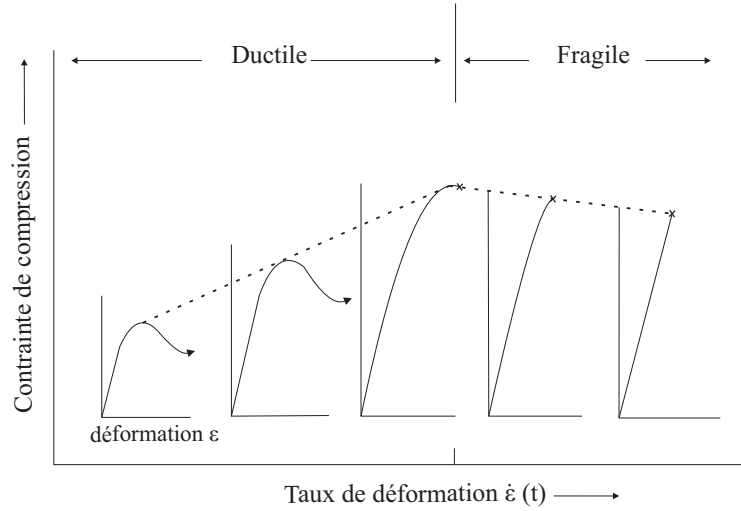


Figure 2.2 Effet du taux de déformation sur la courbe contrainte-déformation de la glace (Schulson, 2000)

Le comportement ductile de la glace est contrôlé par des mouvements de glissement et de montée des dislocations basales ainsi que par la recristallisation dynamique. Le comportement fragile est quant à lui gouverné par la formation et l'interaction des fissures (Schulson, 1997). Lors du chargement, l'échantillon de glace polycristalline est sujet à un champ de contraintes non uniforme, ceci dû à l'anisotropie structurale du cristal de glace. Bien entendu, la moyenne de ce champ de contraintes est égale à la contrainte appliquée, cependant les contraintes internes peuvent être plus importantes que la moyenne et donc seraient la cause d'une nucléation de fissures. À des faibles taux de déformations, on assiste à la naissance de fissures, sans propagation, au fur et à mesure qu'on augmente la charge. La glace

présente donc un comportement ductile. À des grands taux de déformation, les fissures se propagent et la glace démontre un comportement fragile. Il est nécessaire de noter la dichotomie du concept de résistance de la glace, dépendamment du type de rupture. En effet, on distingue d'abord la résistance ou limite élastique ayant lieu dans des conditions ductiles, lorsqu'à cette valeur de contrainte, la déformation se poursuit sans aucun signe de rupture. On parle ensuite de résistance à la fissuration lorsqu'une fissure fragile est amorcée et propagée jusqu'à rupture complète du spécimen.

Comportement ductile de la glace

La littérature abonde de modèles théoriques traitant la glace comme un matériau qui se déforme de manière continue. De nombreux modèles appliquant la théorie de la plasticité ou ceux basés sur la théorie de l'élasticité et du fluage ont été proposés pour représenter le comportement de la glace dans le domaine ductile. L'équation de Glen (Glen, 1953) a été une des pionnières à caractériser le comportement ductile de la glace et à représenter plusieurs résultats expérimentaux (Steineman, 1958; Michel, 1971; Ramseier, 1976; Gold, 1977) :

$$\dot{\epsilon} = A \sigma_y^n \exp\left(-\frac{Q_c}{R\theta^*}\right) \quad (2.1)$$

où $\dot{\epsilon}$ est le taux de déformation sous la charge axiale σ_y , Q_c est l'énergie d'activation pour le fluage ((cal.K)/mole), R est la constante universelle des gaz (1,986 cal/mole), θ^* est la température absolue en (K), et A et n sont des constantes dépendant du type de glace et du type de mouvement des dislocations. Les résultats expérimentaux obtenus pour une glace colonnaire de type S2, à une température $\theta = -10^\circ \text{C}$ sont présentés dans (Michel, 1978).

Les observations à grande échelle ont démontré que les couverts surplombant les larges étendues d'eau, sont généralement sous forme de champ de glace fissurée, formés de fragments discontinus et présentant seulement localement (au niveau des zones de hautes contraintes) des signes de déformations par fluage. Par conséquent, il n'est pas surprenant que la fissuration de la glace dans le domaine fragile et la notion de ténacité aient une importante application en mécanique des glaces, aussi bien à l'échelle microscopique (Gold, 1977; Michel, 1978) qu'à l'échelle macroscopique, notamment dans l'étude de propagation des fissures lors des tests d'indentation (Mohaghegh, 1974; Palmer et al., 1983; Toussaint, 1975).

Comportement fragile de la glace

Le comportement fragile de la glace est caractérisé par une déformation élastique suivi d'une rupture brutale. Les déformations élastiques sont causées par la variation des distances intermoléculaires sous la charge appliquée. Selon ces hypothèses, on n'enregistre aucune déformation plastique permanente, habituellement générée par les mouvements des dislocations. À un certain point, l'énergie élastique emmagasinée est libérée afin d'amorcer une microfissure qui se propage jusqu'à rupture totale du spécimen.

Résistance à la traction :

Cette propriété définit la limite d'ouverture de la première microfissure et de sa propagation dans l'échantillon. Elle a été évaluée par les tests expérimentaux (Michel, 1978), pour une glace polycrystalline colonnaire de type S2, en fonction de la température θ .

Pour la couche supérieure

$$\sigma_t = 11,2 \times 10^5 (1 - 0,45 \times 10^{-3} \theta) \quad (2.2)$$

Pour la couche médiane

$$\sigma_t = 8,0 \times 10^5 (1 - 0,45 \times 10^{-3} \theta) \quad (2.3)$$

Pour la couche inférieure

$$\sigma_t = 5,0 \times 10^5 (1 - 0,45 \times 10^{-3} \theta) \quad (2.4)$$

Dans la littérature, on parle aussi de ténacité de la glace, caractérisée par l'intensité critique des efforts de traction K_{IC} selon le premier mode d'ouverture de fissure (Mode I) en déformation plane, qui a été estimée par plusieurs études (Goodman and Tabor, 1978; Urabe and Yoshitake, 1981; Stehn et al., 1994; Xu et al., 2004) entre $25 \text{ KPa m}^{1/2}$ et $416 \text{ KPa m}^{1/2}$.

Urabe et Yoshitake proposent une formule, validée expérimentalement, de l'intensité critique des efforts de traction K_{IC} , pour une glace d'eau douce entre des températures de -4° C et -40° C (Urabe and Yoshitake, 1981) :

$$K_{IC} = (155 \log \theta + 61) \dot{K}_I^{-(0,08 \log \theta + 0,03)} \quad (2.5)$$

K_{IC} étant en $\text{KPa m}^{1/2}$, θ en Kelvin et \dot{K}_I étant le taux de chargement en $\text{KPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$. Il a été démontré que pour des taux de chargement supérieurs à $10 \text{ KPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$, la ténacité K_{IC} est considérée comme une caractéristique valide de matériau, tant que la zone de plastifica-

tion à proximité des fissures est petite, ce qui en principe concorde avec les hypothèses des mécanismes de fracturation élastique et linéaire.

Résistance à la compression ou à l'écrasement :

Dans ce cas ci, la formation de la fissure sous l'effort normal est initiée par la libération de l'énergie de cisaillement. Une fois le plus faible des cristaux cède, cette première microfissure formée est intrinsèquement stable, car la contrainte de cisaillement à ce niveau est réduite à la constante de cohésion de la glace. Cependant, un peu plus loin de cette fissure et dans le même plan, la contrainte effective de cisaillement a augmenté en raison de cette diminution locale de la résistance en cisaillement. On observe donc une apparition continue de nouvelles fissures dans le même plan, jusqu'à coalescence totale de celles-ci. La résistance à la compression a été évaluée par Michel et Carter (Michel, 1978; Carter, 1980), pour tout type de glace polycrystalline selon la relation :

$$\sigma_c = 9,4 \times 10^5 (d^{0,5} + 3 \times |\theta|^{0,78}) \quad (2.6)$$

où σ est la résistance à la compression en Pa, d la taille du cristal en cm et θ la température en degrés Celsius. Pour une glace colonnaire de type S2, d varie de 0,5 cm à 2,5 cm, ce qui donne d'après l'équation 2.6 des valeurs de résistance entre 5,4 MPa et 13,3 MPa à 0° C. Les essais expérimentaux reportés par (Michel, 1978) évaluent la résistance à la compression à environ 15 MPa.

Il a aussi été démontré que la notion de cohésion de la glace dépend seulement de la température et qu'elle varie selon l'équation :

$$C = 2,81 \times 10^5 |\theta|^{0,78} \text{ Pa} \quad (2.7)$$

Module de Young

Tableau 2.1 Module de Young dynamique pour la glace polycrystalline

Types de glace	Description	E (10^9 Pa)
S_2	Horizontal	$9,27 (1 - 1,36 \times 10^{-3} \theta)$
	Vertical	$9,62 (1 - 1,07 \times 10^{-3} \theta)$
S_1	Horizontal	$9,62 (1 - 1,07 \times 10^{-3} \theta)$
	Vertical	$11,79 (1 - 1,40 \times 10^{-3} \theta)$
T_1, S_4		$8,93 (1 - 1,28 \times 10^{-3} \theta)$

À des grandes vitesses de déformation, la glace se comporte de manière élastique. En effet, pour des hypothèses de taux de déformation supérieur à 10^{-1} s^{-1} , on parle d'un module de Young dynamique, estimé pour différents types de glace et en fonction de la température dans le tableau 2.1 (Michel, 1978).

Densité

La densité de la glace d'eau douce dépend de la température et du taux d'impuretés (inclusions d'air ou d'eau) présentes dans la glace. Dans la littérature, on propose généralement des valeurs situées entre 910 et 920 kg/m³.

Coefficient de Poisson

Ce paramètre est estimé, avec une précision suffisante, à 0,3 pour la glace de mer et la glace d'eau douce.

2.3 La glace en contact avec la structure

2.3.1 Problèmes dus à la glace sur les structures hydroélectriques

Dans l'inventaire des charges appliquées sur les structures de barrages situées dans les régions froides, on retrouve les charges statiques et dynamiques dues à la formation de la glace. Les charges statiques résultent de l'expansion thermique du couvert de glace en contact avec le barrage. Ce phénomène est notable pour des structures rigides telles que les barrages en béton, les prises d'eau et les évacuateurs de crue. Pour les structures flexibles, comme les digues et les barrages en remblais, les poussées thermiques n'influencent que très peu le calcul de stabilité (ICOLD, 1996). Pour les vannes des déversoirs on note un risque de gel d'eau (causé par le suintement des joints lors des opérations normales), qui nuit à l'opérabilité et à la sécurité de la structure et peut y engendrer des contraintes excessives. Au niveau des prises d'eau, on observe une accumulation de la glace sur les garde-boue qui peut entraîner un blocage partiel ou total de cette composante de la structure (Daly and Ettema, 2006), ou encore une accumulation à l'entrée des vannes des prises d'eau donnant lieu à une réduction de la capacité de la prise et donc un risque d'inondation du au débit rejeté (USACE, 2002). Si la glace réussit à atteindre les vannes, elle peut causer des dommages considérables au niveau du mécanisme de levage.

Les charges dynamiques proviennent d'un couvert de glace à la dérive lors des crues printanières, ou lorsque celui ci est sollicité par un séisme. Les forces générées de l'impact avec la structure dépendent de la masse du couvert et de sa vitesse initiale (Sodhi and Haehnel,

2003), celles-ci peuvent atteindre des valeurs importantes et causer des contraintes excessives aussi bien au niveau de la structure du barrage que dans les équipements assurant son opérabilité.

2.3.2 Modes de rupture de la glace

Les observations effectuées sur les états de fissuration des couverts de glace en contact avec des structures de génie civil, rapportent quatre modes de fissuration connus (Kry, 1980) : par formation d'amas de blocs, par flexion, par flambement ou par écrasement. Les petits et moyens couverts de glace uniformes en contact avec les structures, cèdent généralement par formation d'amas de blocs, tandis que les larges couverts latéralement confinés, rompent par flexion, par écrasement ou selon un mode mixte de flexion et écrasement.

La rupture par flexion a été largement documentée pour des couverts de glace en contact avec des structures inclinées ou coniques (Ralston, 1977; Kry, 1980; Kärna and Jochmann, 2003). Toutefois, les mêmes observations ont été rapportées pour des structures verticales. On note deux sous-types de rupture par flexion :

- Flexion monorotulaire : Une seule fissure circonférentielle verticale (C_1) initie et domine le phénomène de rupture suivie par des fissures secondaires radiales (R) ou d'autres circonférentielles (C_s) se produisant dans les blocs en mouvements. Le couvert de glace perd son intégrité structurale pendant la première fissure (C_1), les fissures secondaires (C_s) représentent des zones de fragilité et peuvent se développer en fissures (C_1) pour des futurs phénomènes de rupture.
- Flexion plurirotulaire : Deux fissures circonférentielles verticales (C_1) et (C_2) ayant lieu à des moments très rapprochés gouvernent le phénomène de rupture. Elles sont ensuite suivies par des fissures secondaires radiales et circonférentielles.

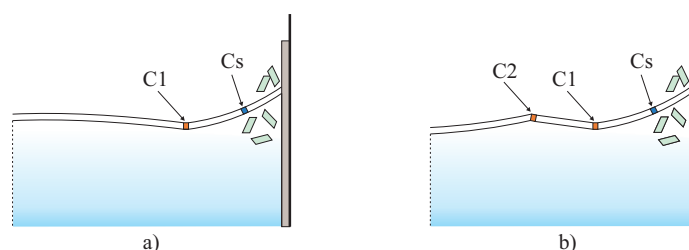


Figure 2.3 Mode de rupture de la glace par flexion : a) Flexion monorotulaire b) Flexion plurirotulaire (Kärna, 2003)

Il a été noté que la flexion monorotulaire est dominante pour des vitesses du couvert de glace d'environ 0,15 m/s. Les probabilités des événements par flexion plurirotulaire augmentent avec une diminution de la vitesse du couvert jusqu'à atteindre des valeurs proches de 0,05 m/s.

Le couvert de glace au repos est soumis à une flexion due à son poids propre ou aux fluctuations du niveau d'eau dans le réservoir. L'étendue de la zone de déformation sous une charge verticale est estimée à une longueur caractéristique (L_c) (Ashton, 1986) :

$$L_c = \left[\frac{E_{ice} h_{ice}^3}{12 \rho_w g (1 - \nu_{ice}^2)} \right]^{1/4} \quad (2.8)$$

où ρ_w est la masse volumique de l'eau, E_{ice} et ν_{ice} étant respectivement, les modules d'élasticité et de Poisson de la glace et h_{ice} l'épaisseur du couvert de glace. Cette longueur caractéristique, de l'ordre de 15 à 20 fois l'épaisseur du couvert selon les mesures in situ, peut informer sur les zones de fragilité que présente le couvert de glace avant même d'appliquer une sollicitation.

La rupture par flambement est le résultat de l'atteinte de la limite de résistance au flambement du couvert de glace, sous une sollicitation axiale. Ce phénomène présente des similarités avec la rupture en flexion. Les mesures in situ (Kärna and Jochmann, 2003) notent qu'une large étendue du couvert de glace (entre 20 et 25 m) se décolle d'environ 1 m de la surface de l'eau. Le couvert de glace déformé finit par céder selon une fissure circonférentielle verticale développée ou préexistante dans la zone du couvert la plus déformée.

La rupture par écrasement est aussi définie comme étant le mode de rupture de la fin de l'hiver, survenant dans des couverts suffisamment minces pour ne plus subir de flambement. Ce mode est caractérisé par une perte de la capacité portante et de l'intégrité du couvert de glace dans le plan, sous l'effet des contraintes de compression. On distingue deux type de rupture par écrasement dépendamment de la vitesse du couvert de glace (Michel and Toussaint, 1977). Un écrasement à faibles vitesses, ayant lieu en régime ductile sous faibles contraintes, et en contact uniforme et étroit avec la structure. Sous hautes vitesses, on assiste à un écrasement en régime fragile impliquant des macrofissures et un contact irrégulier sur une épaisseur d'interaction.

La rupture par formation d'amas de glace est observée dans les cas de contact avec des structures très larges, ou dans les cas de contact avec une pile de glace non consolidée. La

formation d'amas est un processus très complexe, impliquant plusieurs modes de rupture à l'intérieur de l'amas. Un des modes de rupture particulier, documenté par (Kovacs and Sodhi, 1979), consiste à ce que le couvert pénètre l'amas de glace puis se fissure et alimente la pile de glace en fragments additionnels. L'influence de cet amas de glace sur la structure est considéré favorable puisqu'il protège la structure des très importantes forces de la glace, en appliquant un confinement vertical et un amortissement horizontal au couvert de glace intact. Ce mode de rupture n'est généralement pas observé pour des structures de barrages (Chagnon, 2007).

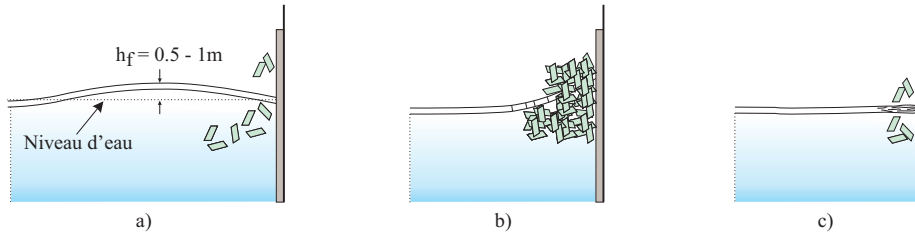


Figure 2.4 Mode de rupture de la glace : a) Par flambement b) Par formation d'amas c) Par écrasement (Kry, 1980)

2.3.3 Modèles théoriques de l'interaction dynamique glace-structure

Le comportement dynamique d'une structure peut être modélisé par l'équation du mouvement. La charge de glace est prise en compte comme une fonction de force. La difficulté de résolution de l'équation du mouvement est liée au fait que la force due à la glace est généralement non-linéaire. On note aussi un rétrocouplage, sachant que le déplacement et la vitesse de la structure affecte la magnitude de la force de glace. La méthode la plus simplifiée et la plus courante dans les premiers modèles d'interaction, est de considérer la structure comme étant à un seul degré de liberté (SDOF). L'équation du mouvement est donc :

$$m \ddot{x}(t) + c \dot{x}(t) + k x(t) = F(t) \quad (2.9)$$

où m , c , k et $x(t)$ sont respectivement la masse, le coefficient d'amortissement, la rigidité et le déplacement de la structure. $F(t)$ est la force de contact avec la glace qui peut être fonction du temps, des déplacements et vitesses relatifs ou absolus des sous-structures et de la vitesse initiale de la glace (Määttänen, 1989). Pour les modèles d'interaction plus avancés, la structure est considérée à plusieurs degrés de liberté (MDOF) et la solution est basée sur les techniques de superposition des modes. Une seule équation de mouvement est requise

pour définir chaque mode, celle-ci s'écrit sous forme matricielle pour le i ème mode, comme suit :

$$m_i \ddot{x}_i(t) + c_i \dot{x}_i(t) + k_i x_i(t) = F_i(t) \quad (2.10)$$

où x_i est le déplacement selon le mode i et où m_i , c_i , k_i et F_i représentent la masse, l'amortissement, la rigidité et la force correspondant au mode i . En raison de la complexité de la force de glace, les équations d'interaction ne peuvent être résolues qu'avec une intégration numérique. Plusieurs méthodes ont été utilisées et deux cas simplifiés ont été résolus en formulant aisément la réponse de la structure en fonction du temps (Karr et al., 1992; Sodhi, 1994).

La principale différence entre les modèles d'interaction glace-structure réside dans la manière d'idéaliser le comportement de la glace sous chargement et donc de proposer une force due à la glace. Les principaux modèles cités dans la littérature sont présentés dans ce qui suit.

Modèle de Matlock

Dans le modèle mécanique de Matlock (Matlock et al., 1994), la glace est considérée comme un matériau élastique-fragile. Il est représenté par un chariot transportant une série de dents élastiques-fragiles régulièrement espacées, tel que illustré sur la figure suivante.

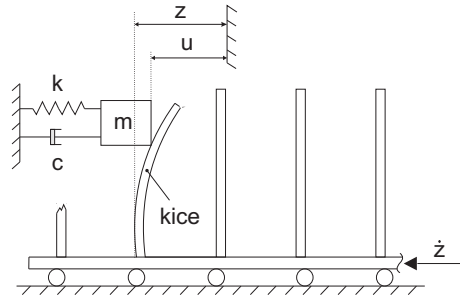


Figure 2.5 Modèle mécanique de Matlock

Le chariot se déplace avec une vitesse constante \dot{z} , z étant le déplacement absolu. Lorsqu'une des dents du chariot est en contact avec la masse, la force est supposée être linéairement dépendante de la déformation de la dent. Au maximum de déformation la force F_{max} est atteinte, la dent est complètement rompue et donc éliminée. Ce processus est instantané ce qui fait que la force chute à une valeur égale à zéro. La force est maintenue nulle jusqu'à ce qu'une nouvelle dent entre en contact avec la masse.

Le modèle de Sodhi

Le modèle de Sodhi (Sodhi, 1994) simule l'évolution dans le temps de la force représentant le mode d'écrasement intermittent. Un cycle de chargement est subdivisé en trois phases (chargement, extrusion et séparation).

Durant la phase de chargement, la force résistante est simplement la rigidité de la glace k_{ice} multipliée par le déplacement élastique de l'extrémité du couvert de glace. La fin de la phase de chargement est marquée par l'atteinte de la force de contact critique définie comme :

$$F_{cr} = p_f D h \quad (2.11)$$

Avec p_f étant la pression effective critique (entre 8 et 13 MPa selon Sodhi, (Sodhi, 1989)), D étant la largeur de la structure et h l'épaisseur du couvert de glace. Durant la phase d'extrusion, la glace se déplace vers la structure à très grande vitesse, sous force d'extrusion supposée constante, tout en évacuant la glace écrasée. La phase de séparation débute et la force chute à zéro, lorsque la vitesse de déplacement de la structure change de signe. Si cette condition n'est pas remplie, on assiste à un mode de rupture par écrasement continu, gouverné par un mouvement dans une seule direction, avec une vitesse de déplacement et une force d'écrasement constantes.

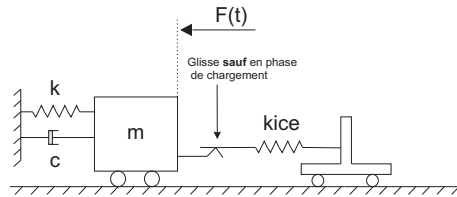


Figure 2.6 Modèle mécanique de Sodhi (Sodhi, 1994)

Le modèle de Eranti

Dans le modèle de Eranti (Eranti, 1992) le cycle de chargement est divisé en deux phases (pénétration et rupture). On suppose que le couvert de glace pénètre dans la structure, sachant que cette pénétration est seulement fictive. Elle représente simplement les déformations élastique et permanente de l'extrémité du couvert de glace. Lorsque la force critique de la glace est atteinte, la force chute à des valeurs très faibles et la structure continue à pousser sur la glace brisée jusqu'à ce qu'un nouveau contact se produise et qu'un autre cycle recommence.

Le modèle de Kärnä

Dans le modèle de Kärnä (Kärnä, 1992) le couvert de glace est divisé en «domaine proche» et

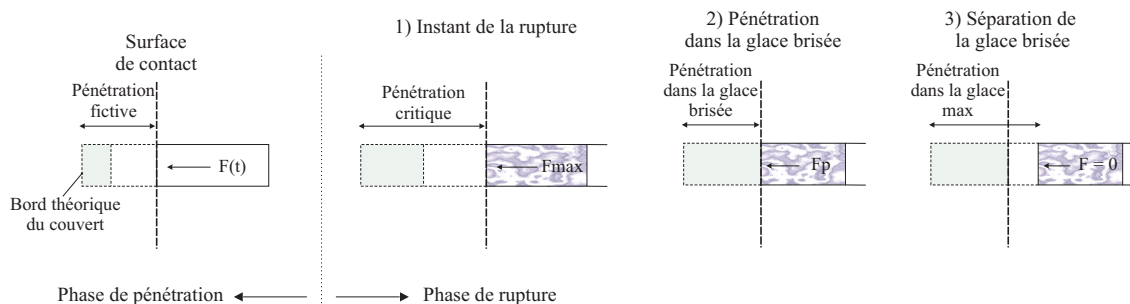


Figure 2.7 Modèle de Eranti (Eranti, 1992)

en «domaine loin». La frontière entre les deux domaines fait office de zone tampon, assurant que les déplacements causés par l'interaction ne se dissipent pas à l'infini, comme ce serait le cas pour un couvert de glace semi-infini. Le calcul de la force de glace est fait dans le «do-

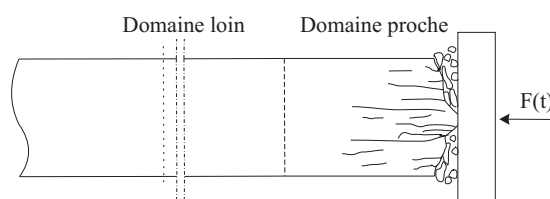


Figure 2.8 Les domaines dans un couvert de glace en état de fissuration (Kärnä, 1999)

maine proche» et la procédure est basée sur un cycle chargement-déchargement. La phase de chargement prend fin lorsque le niveau de force critique est atteint et que la glace est déformée sur une distance finie, appelée aussi «épaisseur finie de rupture». Durant la phase de déchargement, la force chute en raison de l'évacuation des blocs de glace volumineux et reste maintenue à des faibles valeurs jusqu'à nouveau contact avec l'extrémité de la glace.

Le modèle de Riska

Dans le modèle de Riska, on suppose que l'indenteur se déplace à vitesse constante, vers un bloc de glace. Lorsque le contact est atteint, la force est générée de manière monotone sachant que la glace est considérée comme un matériau rigide-fragile. La glace rompt par effritement. Lorsqu'une écaille est créée, la zone de contact et la force sont immédiatement réduites de moitié. Les écailles sont produites de manière séquentielle et à différent niveau de l'échantillon. Le modèle stochastique, puisque chaque écaille modifie la forme de l'extrémité du bloc. Ceci affecte les conditions de rupture de l'écaille suivante. La force est calculée de manière itérative, de sorte à ce que les résultats du pas de temps i sont utilisés pour les

calculs au pas de temps $i+1$. Les formules de calculs sont présentées dans (Daley, 1992)

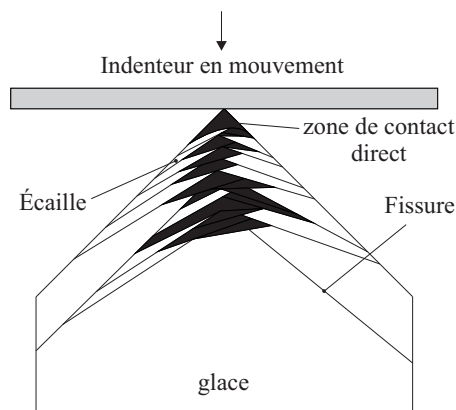


Figure 2.9 Modèle de Riska (Daley, 1992)

Les modèles suggérés dans la littérature et revus dans le présent chapitre, sont basés soit sur la notion de profondeur finie d'écrasement ou sur le principe de vibration par auto-excitation. La profondeur d'écrasement finie est une notion vaguement définie physiquement, et qui est généralement liée aux résultats de tests d'indentation. Les modèles sont donc semi-empiriques basés sur des cycles ou phases dans le temps, de la force et du déplacement. Un modèle plus détaillé implique plus de phases et de paramètres à introduire, ce qui rend ces modèles très compliqués et leur validité discutable. Les modèles basés sur la vibration par auto-excitation sont plus directs et présentent des hypothèses plus simples. Ils ne nécessitent généralement pas de tests expérimentaux. Par ailleurs, le développement des méthodes numériques et notamment l'avènement de la méthode des éléments finis vers la fin des années 80, a permis de concrétiser et de valider certains des modèles présentés précédemment et de rendre les calculs itératifs plus conviviaux.

2.3.4 Modélisation des systèmes par la méthode des éléments finis

Pendant ces trois dernières décennies, plusieurs auteurs se sont intéressés à traiter des interactions dynamiques à l'aide de la méthode des éléments finis. En effet, l'étude des interactions entre les sous-structures barrage-réservoir-fondation a connu un très grand essor et certains modèles d'interaction ont même été validés par des essais in-situ. Cette méthode s'avère très intéressante car elle permet de modéliser chaque sous-structure de manière indépendante. Le couplage entre les sous-structures est ensuite modélisé aux interfaces de contact. Parmi les premiers modèles d'interaction dynamiques par éléments finis, en présence de la glace, on retrouve les modèles 2D de Miura et al. (Miura et al., 1988), effectués dans le cadre

des études de l'interaction dynamique sol-structure glace lors d'un tremblement de terre. Le modèle représente une plate-forme de forage située dans l'océan arctique. La glace a été considérée comme matériau élastique et la pression hydrodynamique a été représentée par des masses ajoutées appliquées aux noeuds. Dans le domaine des barrages, on retrouve les travaux de (Bouaanani et al., 2002), où l'intérêt a été porté sur les effets de la compressibilité de l'eau, de l'absorption au fond du réservoir et de la flexibilité de la fondation, en présence d'un couvert de glace, sur la réponse dynamique des barrages poids. Une formulation incluant ces effets a été proposée et implémentée dans un logiciel d'éléments finis spécialisé dans l'analyse sismique des barrages. D'après la littérature dans le domaine des barrages, très peu d'études ont porté l'attention aux considérations de modélisation par éléments finis de la glace même, à savoir son comportement mécanique, son état de fissuration et ses conditions aux frontières. On retrouve parmi ces rares travaux ceux de (Bouaanani et al., 2002) où une étude paramétrique sur l'effet de la longueur et de l'épaisseur du couvert de glace, du module d'élasticité et de la densité de ce matériau a été effectuée sur des modèles en éléments finis 2D de système glace-barrage-réservoir. Le couvert de glace est généralement considéré linéaire et ancré à la face amont du barrage. Une étude similaire a été proposée par (Haciefendioglu et al., 2009), en utilisant des modèles 2D de barrages poids et de barrage en terre sous chargement sismique à l'aide du logiciel de modélisation ANSYS. L'effet de la fissuration a été aussi exploré dans les modèles de barrage en terre de (Haciefendioglu et al., 2009), en proposant deux états de fissuration du couvert de glace en contact avec la structure du barrage. Des éléments de contact standard ont permis de modéliser les interactions avec le barrage et au droit des fissures. Les résultats des contraintes au niveau des parois du barrage ont permis de conclure que jusqu'à une certaine limite, la présence de fissures dans le couvert cause une augmentation de contrainte. La sous-structure de la glace et de ses hypothèses de modélisation, a été largement documentée et détaillée dans les travaux effectués sur la glace saline en interaction avec les structures maritimes. Plusieurs modèles de la glace très avancés ont été reportés dans la littérature, on retrouve le modèle de (Gagnon, 2010), qui représente la glace en mode d'écrasement par un matériau mousse sur le logiciel d'éléments finis LS-Dyna. Ce modèle tient compte de deux principales caractéristiques de la glace en écrasement, à savoir la fonte de la glace au niveau des «hard zones» et l'effritement de l'extrémité du couvert en contact avec la structure. Ce modèle est par ailleurs en début de développement mais il est potentiellement prometteur pour la modélisation de plusieurs problèmes d'interaction glace/structure. Une autre approche a été proposée dans le cadre des travaux de (Gürtner and Bjerkas, 2009) en utilisant la Méthode des Éléments Cohésifs avec Homogénéisation (CEMH). L'usage de modèles impliquant des éléments cohésifs pour l'étude de fracturation de la glace a été décrite pour la première fois par (Mulmule and Dampsey,

1998). La particularité de l'approche d'homogénéisation de (Gürtner and Bjerkas, 2009) a pour but de capturer l'effet macroscopique de fissuration du couvert de glace sans devoir modéliser les petites fissures. L'idée est que seul l'effet moyen au niveau macroscopique est tenu en compte pour les fissures plus petites que la taille d'un élément. Afin de représenter les fissures dans le couvert de glace, ce modèle utilise un réseau d'éléments cohésifs à épaisseur nulle qui connecte les éléments solides de la glace. Un réseau d'éléments cohésifs horizontaux et verticaux permet de représenter l'évolution des fissures. Lorsqu'un élément cohésif se déforme suffisamment, il cède et disparaît pour ainsi représenter une fissure dans la glace. Les éléments cohésifs sont très sensibles à la loi de comportement qui les gouvernent et la détermination de leurs paramètres mécaniques dans le cadre de cette étude a nécessité la considération de certaines hypothèses, détaillées dans (Gürtner and Bjerkas, 2009). Les modèles ont été calculés sur le logiciel LS-Dyna et les paramètres des éléments cohésifs ont été calibrés en se basant sur les mesures réalisées pour le projet LOLEIF, sur le phare Norströmsgrund dans le golf de Bothnia (Jochmann and Schwarz, 2000).

2.3.5 Effets tridimensionnels de la glace

La modélisation tridimensionnelle par éléments finis a connu un grand essor, dans plusieurs domaines de la science durant ces dernières décennies. En effet, les avancées permanentes de l'informatique permettent actuellement de bénéficier d'un coût de calcul plus ou moins acceptable pour ce type de modélisation. Les avantages d'un modèle 3D sont évidemment la capacité à représenter le comportement global d'une structure, tout en permettant de modéliser les irrégularités géométriques et structurales. Dans le domaine des barrages, seuls quelques structures, notamment les barrages voûtes, présentent ces caractéristiques. Toutefois quelques études se sont intéressées au comportement tridimensionnel des barrages poids par la méthode des éléments finis, notamment pour l'étude de stabilité et des interaction sol-structure (Bretas et al., 2012; Sun et al., 2010; Yu et al., 2005; Birk and Ruge, 2006). Les modèles 3D des systèmes barrage-réservoir-fondation ont démontré que le comportement et la stabilité sont modifiés lorsque le système est considéré dans le domaine tridimensionnel. Les travaux de (Proulx and Paultre, 1997) ont été parmi les pionniers à étudier le barrage Outardes-3, à l'aide de modèles 3D en éléments finis, tenant compte du barrage, du réservoir et de la fondation. Une étude paramétrique a été effectuée afin d'apprécier la sensibilité du comportement dynamique du système vis-à-vis des modules d'élasticité du barrage et de la fondation, l'amortissement au sein du barrage, la compressibilité du réservoir et l'absorption des ondes acoustiques par le fond du réservoir. Les courbes de réponses en fréquence des accélérations et des pressions hydrodynamiques ont été comparées aux résultats expérimentaux issus des tests dynamiques conduits sur le barrage Outardes-3, décrits plus loin. À

l'issu de ces travaux, il a été démontré que la modélisation 2D de ce type de système permet de prédire la résonance fondamentale du système, contrairement à la modélisation 3D du système en question, en incluant la compressibilité de l'eau, permet de reproduire le comportement expérimental de manière plus exacte. La plupart des études qui s'intéressent à l'effet d'un couvert de glace sur les structures de barrages, ont été réalisées dans le domaine bidimensionnel (Bouaanani et al., 2002; Haciefendioglu et al., 2009). En effet, en supposant une hypothèse d'élasticité plane adéquate, il est défendable d'appréhender, de manière suffisamment correcte, le comportement global du système glace-barrage-réservoir. Cette hypothèse est très avantageuse sur le plan modélisation par éléments finis, puisque le coût des calculs numériques est drastiquement réduit. Cependant, il a été reporté par les tests au laboratoire ainsi que les observations in-situ que le comportement de la glace, et donc l'interaction avec la structure, sont différents sous l'effet du confinement (Croteau, 1983). En effet, dans la nature les conditions aux frontières des couverts de glace surplombant les réservoirs de barrages sont encore méconnues, par ailleurs on peut déjà croire qu'un confinement du aux rives ou aux structures situées aux frontières pourrait être observé, dans certaines circonstances. Le confinement du couvert de glace aurait pour effet, selon les tests expérimentaux, de modifier les propriétés de résistance de la glace, ce qui viendrait affecter le mode de rupture du couvert de glace et la force d'interaction appliquée sur la structure.

2.3.6 Cas d'étude du barrage Outardes-3

Essais expérimentaux

L'efficacité des tests dynamiques à obtenir une estimation fiable des propriétés dynamiques des barrages en béton a été reconnue et approuvée par plusieurs études, durant les dernières décennies. Plusieurs propriétaires de barrages ont installé des systèmes de surveillance permanents au niveau de leurs structures, et une multitude de tests de vibration ambiante ou forcée ont été réalisés sur des larges structures de barrages. En effet, les résultats expérimentaux issus de ces essais ont été d'un grand apport pour des études d'investigation sur les interactions barrage-réservoir-fondation, ce qui a permis de démontrer l'importance du rôle de ces interactions dans la modélisation dynamique des barrages en béton. C'est dans cette optique que le Centre de recherche en génie parasismique et en dynamique des structures de l'Université de Sherbrooke (CRGP), en collaboration avec Hydro-Québec a effectué des tests de vibration forcée sur le barrage poids Outardes-3. Ce programme de recherche avait pour objectif principal d'obtenir une banque de données expérimentales sur l'ouvrage en question dans des conditions estivales et hivernales, sachant que certains résultats ont déjà été exploités dans le cadre de travaux de recherches conduits par (Bouaanani, 2002) sur des modèles

en éléments finis bidimensionnels.

Site d'Outardes-3

Le barrage poids Outardes-3 qui fait partie du complexe hydro-électrique Manicouagan-Outardes, a été complété en 1968 et est situé sur la rivière Outardes au Nord Ouest du Québec, entre les barrages Outardes-2 et Outardes-4. Cette région est de sismicité modérée ayant connu le dernier événement sismique le plus important en 1988, à savoir le séisme du Saguenay avec une magnitude de 6,2. Le choix du barrage Outardes-3 comme échantillon aux essais dynamiques du programme de recherche de l'Université de Sherbrooke a été motivé par son envergure, sachant qu'il s'agit du plus grand barrage poids en béton au Québec, mais aussi pour sa simple géométrie.

Périodes des essais

Deux séries d'essais dans les conditions estivales et hivernales ont été effectuées sur la structure du barrage. La première série de l'été 1991 est détaillée dans la référence (Proulx and Paultre, 1997). Le même protocole expérimental a été utilisé lors des essais en février 1995, en tenant compte de certaines particularités dues aux conditions hivernales. La température ambiante variait de -10 à -15° . L'accès à la crête du barrage était constamment dégagé par Hydro-Québec. Le réservoir était à son niveau maximum durant l'été et à un niveau plus bas de 1 à 1,5 m durant l'hiver. Les deux séries de tests ont été réalisés dans une période de temps de 2 semaines durant laquelle le niveau d'eau est resté constant. Pendant les essais en conditions hivernales, un couvert de glace d'épaisseur 1 à 1,5 m mesuré in-situ, surplombait la retenue d'eau.

Méthodes expérimentales

La structure du barrage a été sollicitée par une charge harmonique à fréquence variable et la réponse du système a été enregistrée à l'aide d'accéléromètres et d'hydrophones. La charge horizontale a été générée par un excitateur à masses débalancées, fixé à la crête du barrage. Le choix des positions des excitateurs a été fait de sorte à exciter les modes symétriques et antisymétriques de la structure. Le protocole d'instrumentation est détaillé sur la figure 2.10 pour les essais en conditions estivales et hivernales. Les amplitudes de la force d'excitation, proportionnelles au carré de la fréquence de rotation, variaient de 6 à 90 kN pour les deux séries d'essais, avec un balayage des fréquences allant de 4 à 10 Hz. Une batterie de 10 accéléromètres à basse fréquence a été placée pour enregistrer l'accélération horizontale

dans une direction parallèle à la force d'excitation. Ces accéléromètres indiqués sur la figure 2.10 par des petits cubes ont été successivement déplacés sur chaque plot au niveau de la crête, et à l'intérieur des galeries d'inspection. Afin de capter la pression hydrodynamique dans le réservoir, un vecteur de huit hydrophones fixés sur un câble d'alimentation étanche et espacées de 15m a été utilisé. Le réseau de câbles de support illustré sur la figure 2.10 a servi à la mise en place de la ligne des hydrophones à des intervalles de 30 m à partir de la paroi amont du barrage, permettant alors d'enregistrer la pression hydrodynamique à des profondeurs entre 15 et 75 m. Les résultats obtenus des essais dynamiques pour chaque station de mesure et pour chaque fréquence d'excitation ont permis de calculer les fonctions de réponse en fréquence du système barrage-réservoir-fondation dans les conditions estivales et hivernales. L'exposé détaillé des techniques de traitement de données expérimentales provenant des essais dynamiques du barrage Outardes-3 est présenté dans les références (Proulx and Paultre, 1997; Paultre et al., 2001; Carbonneau et al., 1996).

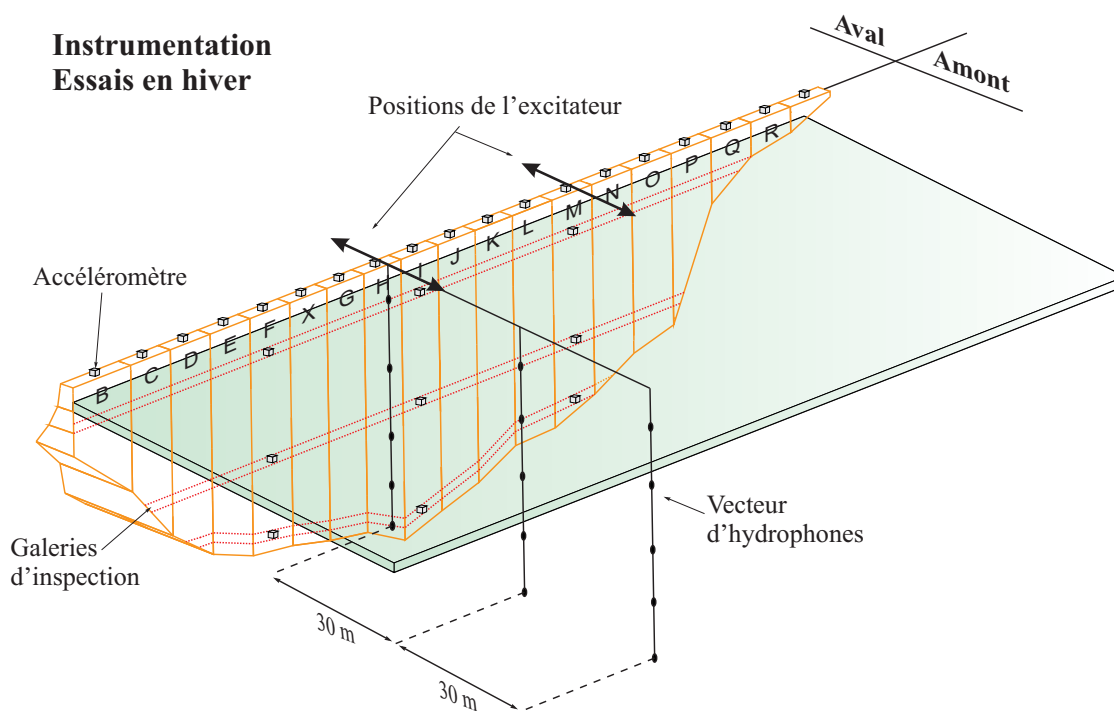


Figure 2.10 Instrumentation des essais en été et en hiver (Bouaanani, 2002)

CHAPITRE 3 MODÉLISATION DU SYSTÈME GLACE-BARRAGE-RÉSERVOIR

3.1 Introduction

Ce chapitre a d’abord pour objectif de présenter les hypothèses adoptées pour la modélisation bidimensionnelle (2D) et tridimensionnelle (3D) des systèmes glace-barrage-réservoir étudiés. Les principaux paramètres des analyses sismiques et modales de ces systèmes sont ensuite détaillés. Le chapitre se poursuit par une analyse paramétrique effectuée pour étudier la sensibilité de la réponse sismique des systèmes 2D glace-barrage-réservoir à la variabilité de certaines hypothèses et paramètres de la modélisation.

3.2 Modélisation 2D par éléments finis des systèmes glace-barrage-réservoir

3.2.1 Hypothèse de base

Le système considéré dans la présente étude est constitué d’un barrage poids en béton à face amont verticale, reposant sur une fondation rigide, tel qu’illustré sur la figure 3.1. Le réservoir à l’amont du barrage est de profondeur constante H , couvert d’une couche de glace d’épaisseur moyenne h_{ice} . Le réservoir et le couvert de glace sont supposés s’étendre à une distance $L_r = L_{ice}$ relativement grande vers l’amont du réservoir, où L_r et L_{ice} indiquent les longueurs du réservoir et du couvert de glace, respectivement.

Le couvert de glace est considéré comme un champs de glace fissurée. Plusieurs états de fissuration du couvert de glace et de son interaction avec le barrage sont étudiés. Les non-linéarités des modèles numériques sont localisées dans les fissures du couvert de glace et à l’interface glace-barrage. La modélisation de ces nonlinéarités est réalisée à l’aide d’éléments de contact situés au droit des fissures du couvert de glace et à l’interface glace-barrage. Dans le domaine solide, i.e. barrage et couvert de glace, les translations selon les axes X et Y représentent les degrés de liberté aux noeuds. Dans le domaine fluide, i.e. réservoir, les degrés de liberté correspondent à des potentiels de vitesse à la base de la formulation des éléments fluides utilisés. L’interaction entre le réservoir et le domaine solide est assurée par les forces hydrodynamiques calculées selon les relations de compatibilité des déplacements et des pressions aux interfaces. Le logiciel ADINA (2013) a été choisi pour développer les modèles des systèmes glace-barrage-réservoir, en raison de la richesse de sa bibliothèque d’éléments fi-

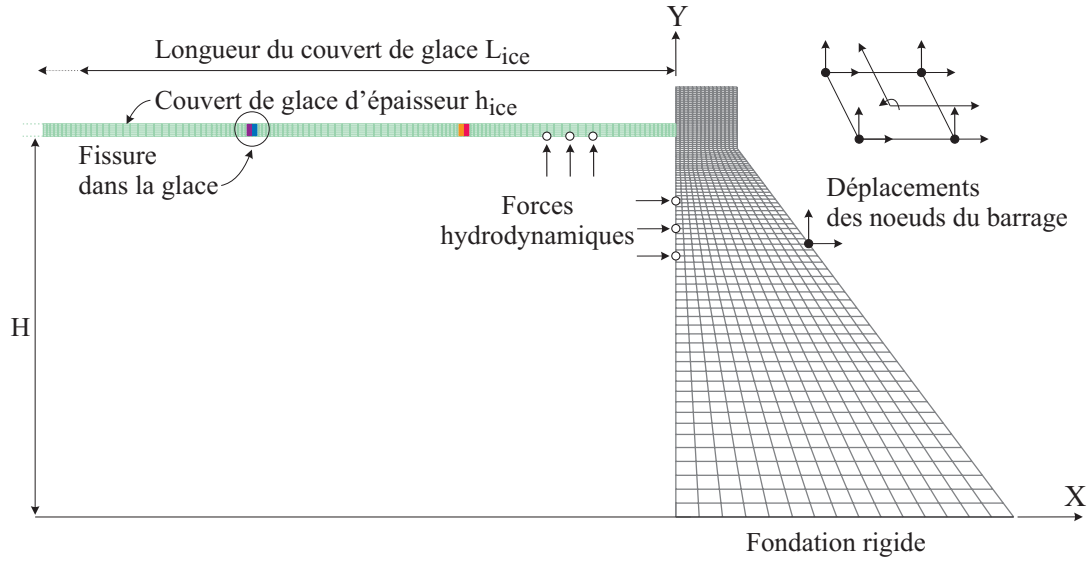


Figure 3.1 Système glace-barrage-réservoir étudié (Adaptée de Bouaanani, 2002)

nis et de la robustesse de son traitement de l'interaction fluide-structure (Bouaanani et Lu 2009). En modélisant les systèmes étudiés dans le domaine bidimensionnel (2D), le choix d'une hypothèse d'élasticité plane est nécessaire. Dans le cadre de cette étude, l'hypothèse de déformations planes est adoptée. Cette hypothèse est consistante avec la présence d'un couvert de glace en contact continu avec le barrage dans la direction rive gauche-rive droite. Elle suppose également que le barrage se comporte de manière monolithique en raison de la présence de clefs de cisaillement. Finalement, on considère que la fondation du barrage est rigide.

3.2.2 Barrage

La structure du barrage est modélisée par des éléments solides bidimensionnels isoparamétriques à quatre noeuds. Les déplacements par rapport aux axes globaux représentent les deux degrés de liberté associés à chaque noeud. Les modes incompatibles ont été pris en compte dans les calculs afin d'assurer un meilleur comportement des éléments en cisaillement (Bouaanani et al., 2004; Wilson et al., 1973). Le maillage de la structure du barrage est plus dense à proximité de la crête où le contact avec la glace s'effectue. Le maillage ailleurs dans le barrage est conçu de manière à trouver un compromis entre la précision des calculs et une taille raisonnable des modèles éléments finis.

Afin d'évaluer l'effet de la géométrie du barrage sur la réponse sismique, les deux coupes transversales typiques illustrées sur la figure 3.2 sont considérées (Léger and Leclerc, 1996). Les hauteurs de ces deux barrages sont de 35 m et 90 m. Ils seront désignés dans ce qui suit par B35 et B90, respectivement. La hauteur d'un barrage est désignée par H_d dans ce qui suit. Le matériau utilisé pour simuler le béton du barrage est un matériau isotrope, linéaire élastique avec un module de Young $E_c = 25000$ MPa, un ratio de Poisson $\nu_c = 0,2$ et une masse volumique $\rho_c = 2400$ kg/m³.

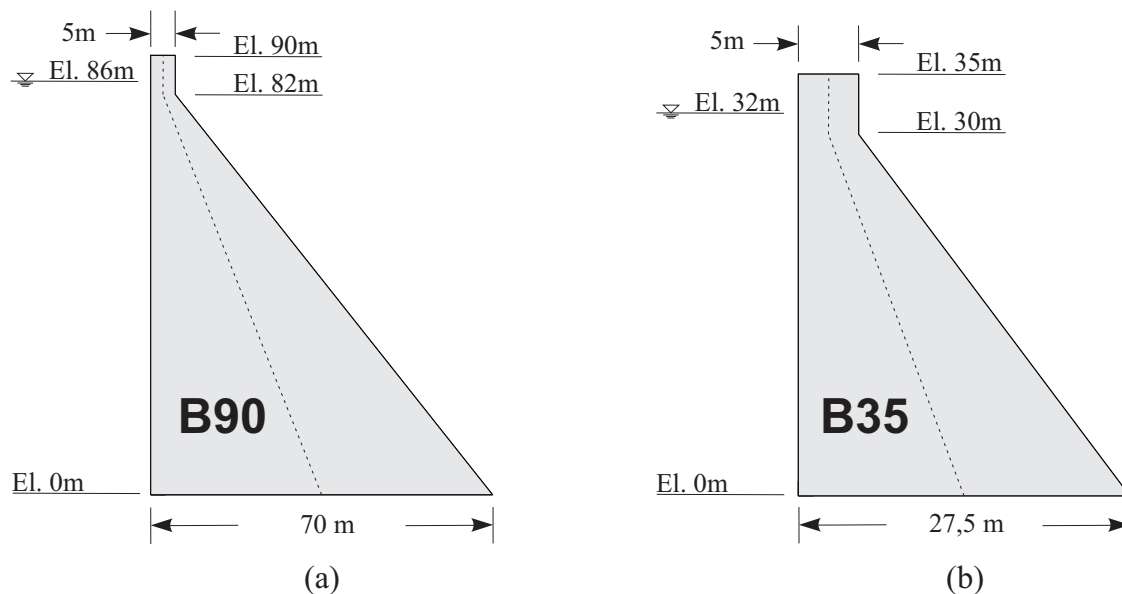


Figure 3.2 Coupes caractéristiques des barrage-poids étudiés : (a) 90 m de hauteur (b) 35 m de hauteur (Chagnon, 2007)

3.2.3 Réservoir

Le réservoir est modélisé par des éléments fluides isoparamétriques à quatre noeuds. Le maillage du réservoir est conçu de façon progressive afin de minimiser le temps de calcul. Il est plus raffiné à proximité de la structure et des zones de contact et évolue ensuite vers des mailles relativement moins raffinées au fond du réservoir. Le passage du maillage raffiné au maillage moins raffiné est assuré par des zones de transition situées à des hauteurs définies préalablement. Une combinaison d'éléments à quatre noeuds, telle que présentée dans la figure 3.3, a été construite pour former les couches de transition. Le maillage du réservoir est construit manuellement en respectant un ratio géométrique entre 1 et 2, ce qui permet d'optimiser le maillage en réduisant le nombre d'éléments finis par couche horizontale de 75% en allant de la surface vers le fond du réservoir. Cette construction permet également

d'éviter la présence d'éléments triangulaire (CST) dans les zones de transition, assurant ainsi une bonne qualité des résultats de la pression hydrodynamique au sein du réservoir, et à l'interface barrage-réservoir en particulier.

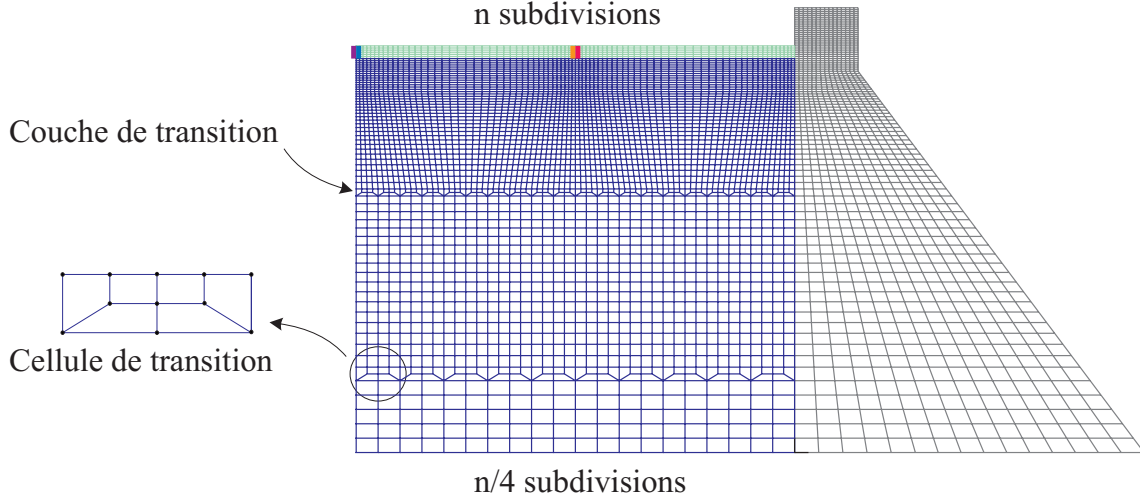


Figure 3.3 Maillage optimisé du réservoir

On suppose que le fluide est non visqueux, irrotationnel et compressible avec une masse volumique de $\rho_r = 1000 \text{ kg/m}^3$ et un module de compressibilité de $\mu_r = 2,07 \times 10^3 \text{ MPa}$, correspondant à une vitesse de propagation des ondes de $C_r = 1440 \text{ m/s}$ pour un fluide à environ 8°C . Sous ces conditions, on suppose l'existence d'un potentiel de vitesse Φ qui satisfait les équations de continuité et de conservation de l'énergie

$$\nabla \Phi = v; \quad \nabla^2 \Phi = -\frac{1}{\mu_r} \frac{\partial p}{\partial t}; \quad \frac{\partial \Phi}{\partial t} = -\frac{p}{\rho_r} \quad (3.1)$$

avec v le vecteur des vitesses des particules fluides et p la pression dans le domaine fluide. La formulation des éléments fluides de type $\Phi - U$ utilisés pour modéliser le réservoir est basée sur ce principe. Selon cette méthode, les variables s'expriment en terme de déplacements U dans le domaine solide et en terme de potentiels de vitesse Φ dans le réservoir. Le couplage de ces variables aux frontières du réservoir en contact avec la glace et le barrage est assuré à l'aide d'éléments d'interface fluide-structure. Les déplacements au droit de ces interfaces sont supposés demeurer petits. La formulation $\Phi - U$ présente des avantages numériques considérables, puisqu'en assignant une seule variable nodale scalaire Φ dans le domaine fluide, le nombre de degré de liberté est réduit par rapport à la méthode Lagrangienne, i.e. formulation à base de déplacements fluide, ce qui permet d'économiser sur la mémoire et le temps de calcul. L'utilisation des potentiels de vitesse permet également d'éviter les problèmes de

convergence associés à la formulation Lagrangienne (Bouaanani and Lu, 2009), notamment l'existence de modes à énergie nulle pour les analyses fréquentielles impliquant des fluides quasi-incompressibles. Le potentiel de vitesse Φ vérifie les équations suivantes

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial \Phi}{\partial x} \quad (3.2)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} = \frac{\partial \Phi}{\partial y} \quad (3.3)$$

À l'intérieur du réservoir, le potentiel de vitesse Φ est régi par l'équation classique des ondes

$$\nabla^2 \Phi = \frac{1}{C_r^2} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} \quad (3.4)$$

où C_r est la vitesse des ondes de compression dans l'eau. L'équation (3.4) peut être discrétisée par éléments finis tout en introduisant les termes de couplage entre les domaines fluide et solide (Zienkiewicz and Newton, 1969; Bouaanani and Lu, 2009). Lorsque le couvert de glace est continu et attaché au barrage, l'équation gouvernant le comportement dynamique du système glace-barrage-réservoir peut s'écrire sous la forme

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_{\text{di}} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & -\mathbf{M}_{\text{r}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{U}} \\ \ddot{\Phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{C}_{\text{di}} & \mathbf{C}_{\text{rdi}}^T \\ \mathbf{C}_{\text{rdi}} & \mathbf{C}_{\text{r}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{U}} \\ \dot{\Phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{\text{di}} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & -\mathbf{K}_{\text{r}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U} \\ \Phi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\mathbf{M}_{\text{di}} \mathbf{1} \ddot{\mathbf{u}}_{\text{g}} \\ -\mathbf{C}_{\text{rdi}} \mathbf{1} \dot{\mathbf{u}}_{\text{g}} \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

où \mathbf{U} et Φ sont, respectivement, le vecteurs de déplacements relatifs et le vecteur des potentiels de vitesse nodaux, \mathbf{M}_{di} et \mathbf{K}_{di} sont, respectivement, les matrices de masse structurale et de rigidité du système glace-barrage, \mathbf{C}_{di} est la matrice d'amortissement du même système, \mathbf{M}_{r} et \mathbf{K}_{r} , respectivement, les matrices potentielle et d'énergie cinétique correspondant au réservoir, \mathbf{C}_{rdi} est la matrice couplant le potentiel de vitesses aux déplacements sur l'interface barrage-reservoir et glace-reservoir, \mathbf{C}_{r} est la matrice correspondant à l'amortissement dû à la dissipation d'énergie à la base ou à la face amont du réservoir, $\ddot{\mathbf{u}}_{\text{g}}$ et $\dot{\mathbf{u}}_{\text{g}}$ sont les accélérations et vitesses au sol et $\mathbf{1}$ un vecteur colonne de même dimension que \mathbf{U} , contenant 1 lorsqu'un degré translationnel de liberté correspond à une direction de l'excitation sismique et 0 sinon.

L'équation (3.5) peut être résolue numériquement après application des conditions aux frontières appropriées au système glace-barrage-réservoir, tel que discuté plus bas. Ceci permet d'obtenir la réponse dynamique temporelle du barrage, notamment les accélérations \ddot{u}_P à n'importe quel point du barrage, nécessaires pour la détermination des spectres de plancher.

3.2.4 Couvert de glace

Le couvert de glace est modélisé à l'aide d'éléments solides bidimensionnels isoparamétriques à quatre noeuds. Tel que justifié précédemment, l'hypothèse de déformation plane est adoptée. Un maillage régulier est considéré avec un raffinement local à proximité des zones de contact, notamment au droit des fissures imposées au couvert de glace et à l'interface glace-barrage. Ce raffinement vise à assurer la convergence de l'algorithme de contact à ces endroits et à mieux suivre les contraintes et déformations s'y développant localement. Le ratio géométrique des éléments finis utilisé est toujours situé entre 1 et 2. Le maillage du couvert de glace, particulièrement raffiné, gouverne le maillage du réservoir à partir de l'interface glace-réservoir. Un maillage progressivement moins raffiné est adopté vers le fond du réservoir, tel que décrit précédemment.

L'épaisseur du couvert de glace est un paramètre difficile à fixer. Celui-ci peut varier d'un point à l'autre du couvert et dépend généralement des conditions météorologiques et des transferts de chaleur avec les milieux environnants. Une épaisseur moyenne de 1 m est adoptée dans le cadre de la présente étude. Cette épaisseur est justifiée par des données statistiques sur l'épaisseur des couverts de glace et de la neige du Service canadien des glaces effectuées entre 2002 et 2014 (Environnement-Canada, 2014). L'effet de l'accumulation de la neige sur la masse volumique du couvert n'est pas inclus dans l'analyse. La longueur totale du couvert de glace est fixée à une longueur finie $L_{ice} = 10 H$, avec H la hauteur du réservoir après formation du couvert de glace à sa surface. Dans certains modèles de l'analyse paramétrique, le couvert de glace sera découpé en segments de longueurs variables représentant des blocs de glace en flottaison. Les troncatures entre les blocs représentent des fissures verticales dans le couvert de glace et sont modélisées par des éléments de contact. Les segments de glace sont supposés se comporter linéairement.

Les éléments de contact de la bibliothèque ADINA ont été choisis pour modéliser les fissures verticales formées sur toute l'épaisseur du couvert de glace, ainsi qu'à l'interface glace-barrage. Ce type d'élément permet de tenir compte du glissement ainsi que l'impact, i.e. cognement, entre les blocs lors de l'excitation sismique. L'algorithme de contact est basé sur un critère de friction de Mohr-Coulomb défini selon le ratio ζ

$$\zeta = \frac{\tau}{\mu \sigma} \quad (3.6)$$

où τ est la contrainte de cisaillement, σ la contrainte normale et $\mu = \tan(\phi)$ le coefficient

de friction, ϕ étant l'angle de friction. Il n'y a pas de glissement aux interfaces glace-glace ou glace-barrage tant que $|\zeta| \leq 1$. L'écart ϵ entre les deux interfaces de contact d'un joint glace-glace ou glace-barrage est régi par les deux équations

$$\epsilon = 0 \quad \text{si} \quad \sigma \leq 0 \quad (3.7)$$

et

$$\epsilon \geq 0 \quad \text{si} \quad \sigma = 0 \quad (3.8)$$

où σ indique la contrainte normale au droit du joint, considérée négative en compression.

Dans les modèles en éléments finis sous ADINA (2013), ces conditions de contact sont réalisées en construisant d'abord géométriquement les deux interfaces de chaque joint glace-glace ou glace-barrage. L'une des deux interfaces est ensuite assignée à un bloc contacteur et l'autre au bloc cible. Le choix d'appartenance des interfaces glace-glace est aléatoire dans la mesure où les deux interfaces sont géométriquement similaires et peuvent avoir aussi bien le rôle d'interface contactrice ou cible, lorsqu'elles rentrent en contact. Au joint glace-barrage, l'interface du côté de la glace est assigné au bloc contacteur, et celle du côté du barrage au bloc cible.

L'hypothèse d'un contact avec petits déplacements est adoptée. Les blocs de glace ne s'entassent pas l'un sur l'autre et seules les interfaces au droit des joints peuvent être en contact, i.e. glissement ou collision. Les conditions de contact nécessitent un dédoublement des noeuds sur les interfaces de contact. Enfin, l'effet du coefficient de friction dans la glace n'étant pas inclus dans l'analyse paramétrique, le choix d'un coefficient nul peut être justifié par l'existence d'une microcouche d'eau, provenant du réservoir ou par fonte de la glace, entre les interfaces de contact lors du glissement.

En raison de l'absence de données expérimentales appropriées, les propriétés mécaniques de la glace formant le couvert de glace continu et les blocs de glace ont été tirées de la littérature (Michel, 1978; Bouaanani, 2002), en considérant une glace colonnaire de type S2, à une température de -10°C . La glace est donc assimilée à un matériau isotrope, linéaire et élastique avec un module de Young $E_{ice} = 9500 \text{ MPa}$, une masse volumique $\rho_{ice} = 910 \text{ kg/m}^3$ et module de Poisson $\nu_{ice} = 0,3$.

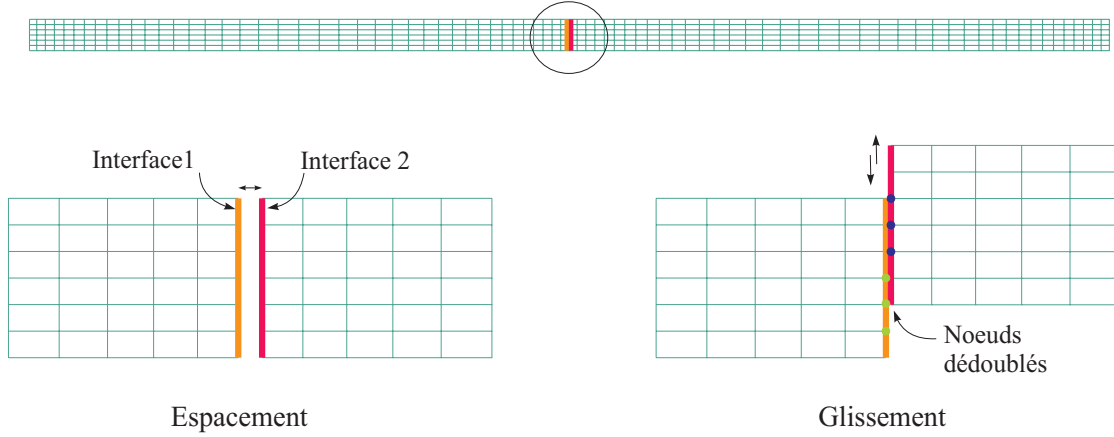


Figure 3.4 Modélisation d'une fissure à l'aide des éléments de contact

3.3 Modélisation des conditions aux frontières

Les paragraphes précédents ont décrit la modélisation des différentes composantes du système glace-barrage-réservoir. Le choix de conditions aux frontières appropriées est très important pour compléter la modélisation. En effet, une représentation réaliste et rigoureuse des interactions survenant dans le système dépend principalement des conditions aux frontières des différentes composantes du système glace-barrage-réservoir. Les différentes hypothèses et conditions aux frontières adoptées sont présentées ci-dessous.

3.3.1 Conditions aux frontières du réservoir

Aux interfaces barrage-eau et glace-eau

Cette hypothèse d'interaction est justifiée par le fait qu'il existe un couplage double entre le comportement dynamique du barrage et la pression hydrodynamique exercée par le fluide. Plusieurs méthodes analytiques ont été proposées afin de tenir compte de cette interaction, dont la méthode des masses ajoutées de Westergaard, qui reste la plus populaire en raison de sa simplicité. Toutefois, cette méthode ne tient pas compte de la compressibilité de l'eau et de la flexibilité du barrage. Elle ne permet pas non plus de tenir compte de la présence d'un couvert de glace en surface du barrage. Dans le cadre de cette étude, l'interaction entre le barrage et le réservoir est modélisée grâce à la formulation $\Phi - U$ décrite précédemment. À cette fin, des éléments d'interface fluide-structure, à deux noeuds, sont construits aux interfaces entre le réservoir et le parement amont du barrage et entre le réservoir et le couvert de glace. Ces éléments d'interface permettent de relier les potentiels de vitesse, et donc les

pressions hydrodynamiques dans les éléments fluide, aux déplacements des interfaces solides, i.e. barrage et couvert de glace. Chaque noeud de l'élément d'interface dispose d'un degré de liberté de type potentiel de vitesse Φ pouvant être relié à la variable de pression et deux degrés de liberté translationnels X et Y associés aux déplacements des éléments solides adjacents à l'interface. Les deux noeuds de chacun des éléments d'interface fluide-structure sont indépendants et compatibles avec les éléments fluides et solides adjacents.

Au fond du réservoir

Le réservoir est généralement supposé infini, toutefois dans le cadre de la présente étude on suppose qu'il est tronqué à une distance finie égale à la longueur du couvert de glace $L_r = L_{ice} = 10 H$. Cette distance, relativement grande, a été choisie pour minimiser l'effet des perturbations pouvant provenir de la partie amont du réservoir et du couvert de glace.

Le fond du réservoir est assimilée à une frontière rigide, décrites mathématiquement par un potentiel de vitesse nulle $\Phi = 0$. Ce choix de condition aux limites a été effectué afin d'isoler l'effet du couvert de glace et du réservoir sans tenir compte d'aucune déperdition de l'énergie sismique aux frontières du réservoir.

À la surface libre du réservoir

Pour les fins de comparaisons, des modèles sans couvert de glace sont construits dans le cadre de l'étude paramétrique. Pour ce faire, des éléments d'interface à deux noeuds semblables à ceux discutés précédemment, sont construits à la surface libre du réservoir. Chaque noeud de l'élément dispose d'un degré de liberté de type potentiel de vitesse Φ et deux degrés de liberté translationnels X et Y . Ces éléments permettent d'appliquer une pression imposée en fixant une valeur au potentiel de vitesse. Dans ce cas, la pression atmosphérique en surface libre. Avec cette hypothèse, les ondes de gravité sont donc incluses dans l'analyse mais sont supposées rester suffisamment faibles pour éviter tout phénomène de ballotement, susceptible de parasiter la réponse dynamique du système.

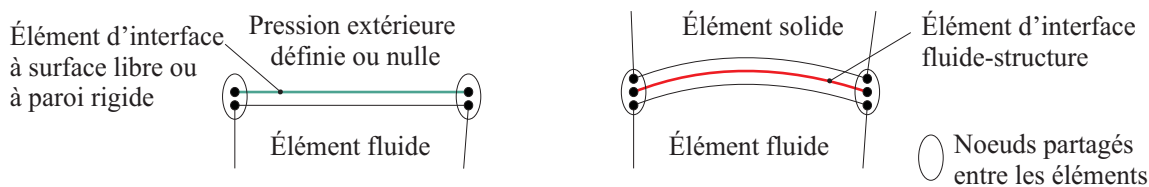


Figure 3.5 Éléments d'interface aux frontières du domaine fluide (Adaptée de Vittecoq, 2005)

3.3.2 Conditions aux frontières du couvert de glace

À l'extrémité amont du couvert

Cette condition devrait idéalement tenir compte du frottement avec les rives et permettre une dissipation de l'énergie. Cependant, en raison de la complexité du comportement vibratoire de la glace et de son interaction avec les rives, l'hypothèse d'assimiler cette extrémité du couvert de glace à un encastrement a été adoptée.

À l'interface glace-barrage

À la lumière de l'exposé des différents types d'interaction glace-structure dans la section 2, il est évident que la complexité de cette interaction est notable dans le processus de modélisation. Dans le cadre de cette étude, le matériau glace est supposé se comporter de façon linéaire. En effet, le processus de fissuration et son évolution dans le temps du matériau de la glace au niveau de cette interface n'est pas le sujet de l'étude. Cependant, on s'intéressera aux deux cas extrêmes qui peuvent être observés, à savoir avant fissuration et après fissuration. On distingue donc : (i) l'état où le couvert de glace est attaché au parement amont du barrage, et suit donc le mouvement de celui-ci, et (ii) l'état où le couvert de glace est totalement détaché du barrage, et applique transitoirement un impact sur la structure du barrage.

Lorsque le couvert de glace est supposé ancré au barrage, les éléments solides de la glace et ceux du barrage adjacents à l'interface glace-barrage partagent les mêmes degrés de liberté translationnels des noeuds situés sur cette interface. Il s'agit donc d'une continuité du milieu solide, avec une variation des propriétés mécaniques du matériau constitutif. Lorsque le couvert de glace est détaché de la structure du barrage, les éléments de contact décrits plus haut sont utilisés pour modéliser le glissement et l'impact qui peuvent survenir entre la glace et le barrage. L'interface appartenant au couvert de glace représente l'interface contactrice, alors que la zone couvrant quasiment toute la hauteur de la crête représente l'interface cible.

Une telle zone de contact élargie du coté du barrage a été adoptée suite à plusieurs essais numériques, qui ont prouvé que la flexion du couvert de glace pourrait engendrer un impact décalé, i.e. soit plus haut ou plus bas, de la zone de contact initiale entre la glace et le barrage au repos.

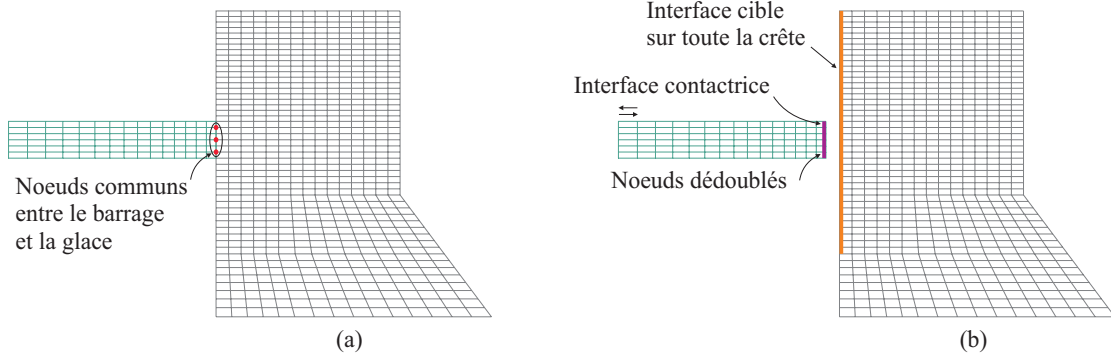


Figure 3.6 Modélisation de l'interaction glace-structure à l'aide des éléments de contact : (a) Couvert ancré au barrage (b) Couvert détaché du barrage

3.4 Analyses sismiques

3.4.1 Méthode des spectres de plancher

Tel que mentionné précédemment, en plus des modes de ruptures structuraux qui sont généralement les plus probables au sein du barrage poids, on note d'autres types de défaillances liées aux équipements et aux structures secondaires supportés par l'ouvrage sous l'amplification des accélérations sismiques au sein de la structure. La méthode des spectres de plancher permet de définir la réponse maximale des systèmes légers par rapport au poids de la structure de support. En effet, cette méthode a été largement étudiée, depuis la fin des années 70, dans l'industrie nucléaire et des bâtiments multi-étages où l'opérabilité des équipements est cruciale en tout temps. Par analogie pour les barrages, il s'agit donc d'assurer l'intégrité des équipements critiques installés sur la hauteur du barrage (les conduites, les générateurs et les installations électromécaniques) et aussi les structures secondaires éventuellement présentes à la crête (les bâtiments de contrôle, les ponts, les vannes et les systèmes de levage et de guidage).

Considérant une structure primaire, étant dans le cadre de notre étude un barrage-poids, sujette à une accélération au sol horizontale \ddot{u}_g . Cet ouvrage supporte, à un point donné P, un équipement simplifié un système à un degré de liberté (SDOF), défini par une masse m_s , une résistance k_s et un amortissement c_s . La masse de l'équipement est supposée négligeable

par rapport à celle du barrage afin qu'elle ne biaise pas la réponse dynamique de la structure primaire. L'équation du mouvement du système à un degré de liberté s'écrit donc comme (USACE, 1999)

$$m_s \ddot{u}_s + c_s \dot{u}_s + k_s u_s = -m_s (\ddot{u}_p + \ddot{u}_g) \quad (3.9)$$

où u_s est le déplacement relatif du système à un degré de liberté et \ddot{u}_p est l'accélération au point P du barrage, relative à la base. Le spectre de plancher $\Gamma^*(y_P)$, au point P de coordonnée y_P réfère au maximum de la réponse en accélération absolue du système secondaire $|\ddot{u}_s + \ddot{u}_g|$ pour une fréquence propre $f_s = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_s}{m_s}}$ et avec un ratio d'amortissement $\xi_s = c_s / 4\pi f_s$. La détermination de l'accélération \ddot{u}_p du barrage au point P est nécessaire pour la résolution de l'équation 3.9. En effet, cette donnée peut être calculée en utilisant la méthode des éléments finis basée sur la formulation $\Phi - U$ présentée précédemment, en tenant compte du couplage fluide-structure et donc de la charge hydrodynamique appliquée sur le barrage et le couvert de glace.

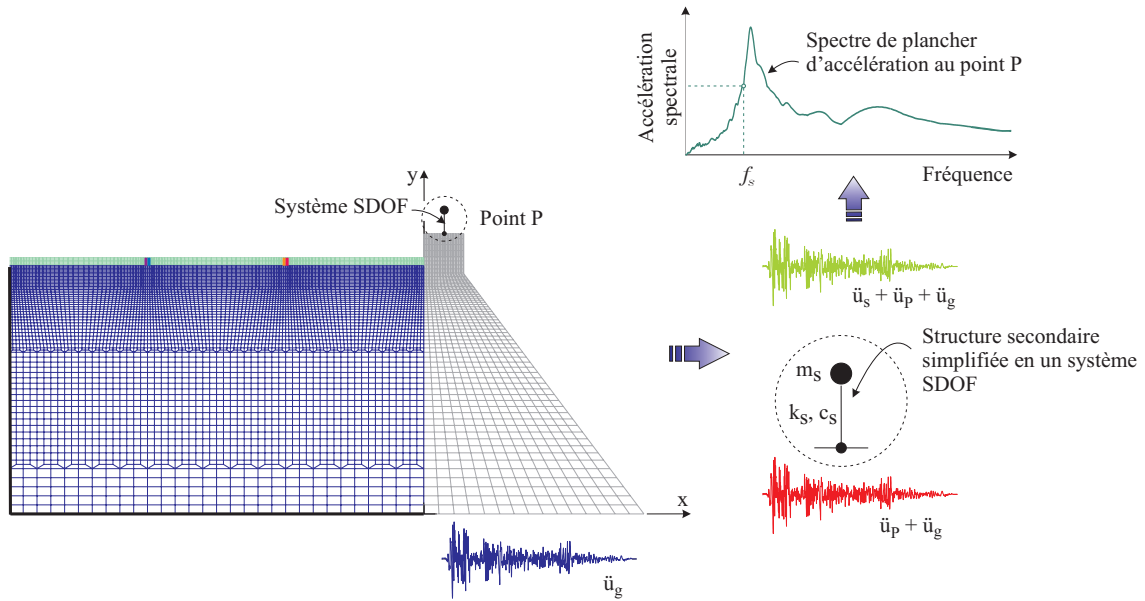


Figure 3.7 Processus de calcul du spectre de plancher d'accélération à un point donné P d'un barrage-poids (Adaptée de Bouaanani et Renaud, 2014)

3.4.2 Paramètres de l'analyse

Deux séismes, dont les accélérations et les spectres d'accélération sont illustrés dans la figure 3.8 sont sélectionnés pour effectuer les analyses sismiques des systèmes décrits plus haut. Il s'agit de la composante horizontale du séisme de l'Imperial Valley (1940) enregistrée à la

station El Centro, et de la composante horizontale du séisme de Nahanni (1985) enregistrée à la station Iverson. En effet, ces sollicitations sismiques ont été sélectionnées en considérant leurs différences en termes d'historique d'accélération et de contenu fréquentiel. L'effet de ces variations sur les spectres de plancher sera discuté dans ce chapitre.

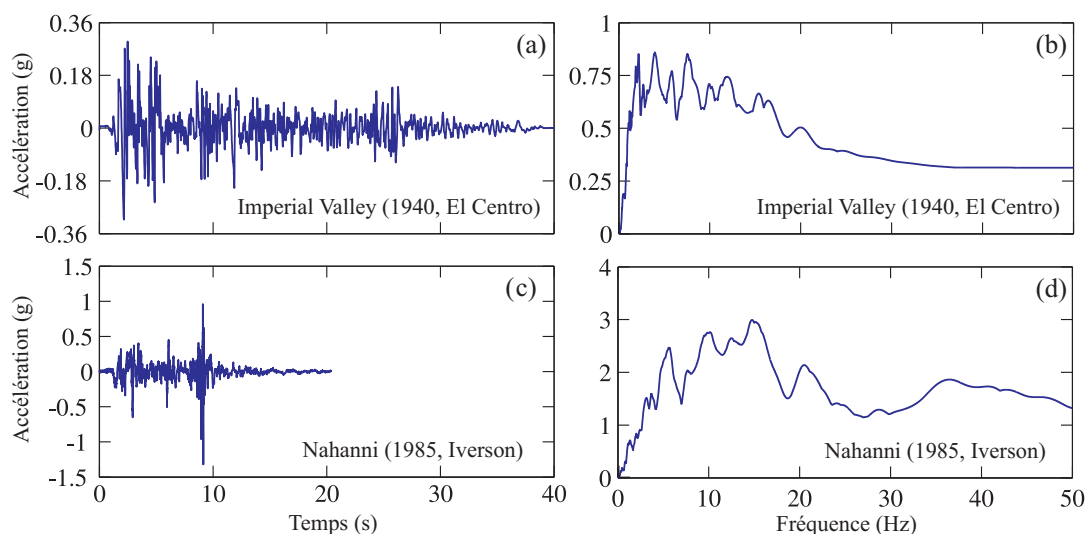


Figure 3.8 Historique des accélérations et spectre d'accélération des séismes sélectionnés : (a) et (b) Séisme de l'Imperial Valley (1940) composante horizontale à El Centro; (c) et (d) Séisme de Nahanni (1985) composante horizontale à Iverson (tiré de COSMOS Virtual Data Center.)

L'amortissement dans un système glace-barrage-réservoir est un paramètre complexe qui doit tenir compte de la dissipation d'énergie à travers trois sources principales : (i) par amortissement hystérétique au sein du barrage et du couvert de glace, (ii) par radiation des ondes dans le réservoir et dans la glace, et (iii) par réflexion ou absorption des ondes aux frontières du réservoir. L'effet du dernier paramètre est négligé dans le cadre de cette étude. L'utilisation des éléments de potentiel de vitesse permet de tenir compte de la dissipation d'énergie au sein du réservoir, car ce type d'élément peut simuler la propagation des ondes et leur radiation lors de l'excitation sismique. Lorsque le couvert de glace est fissuré, on suppose que la dissipation d'énergie s'y rattachant se fait principalement à travers les nonlinéarités localisées dans les joints du couvert. Un amortissement de Rayleigh équivalent à 5% d'amortissement critique est assigné à la structure du barrage. Cet amortissement est calculé en considérant le premier et le deuxième modes de vibration du barrage seul. Cette hypothèse simplificatrice permet de comparer les résultats des différents modèles de l'analyse paramétrique en se concentrant sur l'effet du couvert de glace.

Les analyses temporelles sont effectuées en utilisant la méthode implicite de résolution numérique de Bathe (Bathe, 2007; ADINA, 2013). Cette méthode a démontré une meilleure stabilité pour les problèmes de contact, et permet d'introduire un amortissement numérique pour le contenu à haute fréquence de la solution incluant les oscillations dues au contact (ADINA, 2013). Notons toutefois que cette méthode est deux fois plus coûteuse en terme de temps que la méthode de Newmark, en raison du fait que le pas de temps est subdivisé en deux «sous-pas» de temps de calcul. Les déplacements, les vitesses et les accélérations sont d'abord calculées pour un sous-pas de temps $t + \gamma\Delta t$. Le paramètre γ ayant toujours une valeur de $2 - \sqrt{2}$ afin de conserver la même matrice de rigidité pour les deux sous-pas de temps. Ensuite, au sous-pas de temps $t + \Delta t$ les déplacements, les vitesses et les accélérations sont calculés à partir de celles obtenues au sous-pas de temps précédent par la méthode d'Euler (ADINA, 2013).

Il est aussi important de noter que selon le type de problème dynamique, la solution numérique peut démontrer une grande sensibilité au pas de temps choisi. Dans le cas de la présente étude, un pas de temps de 1 ms est adopté en se basant sur des études de convergence. Ce pas de temps présente un bon compromis entre la garantie d'une bonne qualité des résultats et la faisabilité des analyses en termes de temps d'exécution et de volume de mémoire requis pour le stockage des fichiers résultats.

3.5 Analyse paramétrique

Les modèles numériques décrits précédemment sont utilisés pour effectuer une analyse paramétrique visant à ressortir la sensibilité de la réponse sismique des systèmes glace-barrage-réservoir à certains facteurs, notamment : (i) la présence du couvert de glace, (ii) la présence des fissures dans le couvert de glace, (iii) la condition de contact glace-barrage, et (iv) l'état de fissuration du couvert de glace. L'influence de ces facteurs est étudiée pour les deux sections typiques des barrages présentées précédemment, i.e. B35 et B90, soumis aux composantes horizontales des séismes de Imperial Valley (1940) et de Nahanni (1985). Ainsi, les effets de la géométrie du barrage et du cas de chargement sismique, i.e. contenu fréquentiel, sont implicitement inclus.

3.5.1 Effet de la présence du couvert de glace

Cet aspect est étudié en comparant deux modèles avec et sans la présence d'un couvert de glace. En effet, pour le modèle barrage-réservoir, la sous-structure de la glace n'est pas introduite et la retenue de hauteur H (voir la figure 3.1) est considérée à surface libre en utilisant les éléments potentiels de surface libre discutés précédemment. Dans les modèles glace-barrage-réservoir, le couvert de glace est ancré à la structure du barrage et est considéré continu, i.e. sans fissuration, sur toute sa longueur L_{ice} . La figure 4.3 montre les spectres de plancher $\Gamma(H_d)$ obtenus à la crête des barrages pour les systèmes étudiés avec et sans couvert de glace. Les spectres de planchers sont adimensionnés en les divisant par l'accélération de pointe au rocher du séisme appliqué (APR).

3.5.2 Effet de la présence de fissures dans le couvert de glace

La fissuration dans le couvert de glace est prise en compte dans cette section, en considérant que la glace s'est fissurée avant l'application de la sollicitation sismique, sous l'effet de son poids propre.

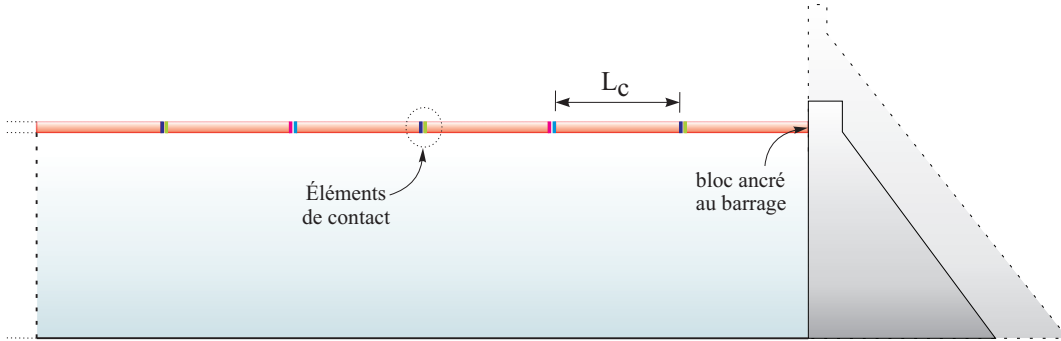


Figure 3.9 Hypothèses de modélisation pour l'étude de l'effet de la fissuration dans le couvert de glace sur la réponse sismique du système.

Tel que mentionné précédemment, l'étendue de la zone de déformation sous une charge verticale peut-être estimée à une longueur caractéristique L_c par la formule (Ashton, 1986)

$$L_c = \left[\frac{E_{ice} h_{ice}^3}{12 \rho_w g (1 - \nu_{ice}^2)} \right]^{1/4} \quad (3.10)$$

où ρ_w est la masse volumique de l'eau, E_{ice} et ν_{ice} étant respectivement, les modules d'élasticité et de Poisson de la glace et h_{ice} l'épaisseur du couvert de glace. Avec les caractéristiques du couvert de glace de la présente étude, cette longueur caractéristique est de l'ordre de

17,25 m. Le couvert de glace est subdivisé en segments de longueur caractéristique L_c . On obtient donc sur toute la longueur du couvert $L_{ice} = 10 H$, 20 blocs de glace de taille égale pour le barrage B35 et 50 blocs de glace de même taille pour le barrage B90. Le bloc en contact avec la structure est supposé ancré à la structure afin de ne pas introduire d'interaction glace-structure. Les interactions entre les blocs de glace sont modélisées à l'aide des éléments de contact avec friction nulle, tels que explicités précédemment.

3.5.3 Influence de la condition de contact glace-barrage

Les modèles étudiés dans cette section incluent le contact glace-barrage. Les éléments de contact discutés dans les sections précédentes sont utilisés au niveau des zones de contact, entre la glace et la structure et entre les blocs de glace. En premier lieu, on s'intéresse au couvert de glace continu et non fissuré qui applique un impact sur la structure du barrage au niveau de l'interface de contact, tel que illustré sur la figure 3.10 (a). Ensuite, on suppose que le couvert de glace s'est fissuré avant la sollicitation sismique sous l'effet de son poids propre (figure 3.10 (b)). Cette fois-ci le bloc en contact avec la structure est supposé détaché de celle-ci, permettant ainsi le contact glace structure. Pour des fins de comparaison, les mêmes hypothèses de modélisation de l'interaction glace-structure sont utilisées pour un couvert continu ou fissuré.

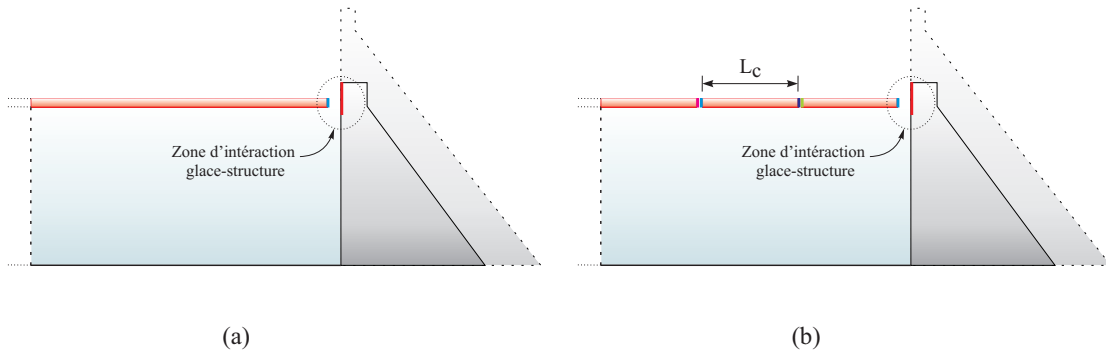


Figure 3.10 Hypothèses de modélisation pour l'étude de l'influence de la condition glace-structure sur la réponse sismique du système : (a) Couvert de glace continu (b) Couvert de glace fissuré.

3.5.4 Influence de la longueur caractéristique de fissuration du couvert de glace

La fissuration dans la glace a été étudié jusqu'à présent pour un état extrême, où le couvert de glace est totalement fissuré sous l'effet de son poids propre et les blocs de taille égale sont complètement formés et discrets. Toutefois, une hypothèse de l'existence d'états de fissuration

intermédiaires entre le couvert de glace continu et celui discret sera abordée dans la présente section. En effet, on suppose que le couvert présente des zones de fragilité et que le processus de fissuration vers un état de blocs de longueurs L_c se fait graduellement. On étudie donc les états où le couvert de glace est formé de blocs de longueurs $n \times L_c$ avec $n \in \{2, 4, 10\}$ pour le B35 et $n \in \{2, 5, 10\}$ pour le B90, car dépendamment de la géométrie du barrage les blocs de glace doivent être de taille égale afin d’avoir un comportement équivalent dans l’espace.

Un modèle supplémentaire où le couvert de glace est composé de blocs de glace de longueurs $L_c/2$ est aussi étudié. Ce modèle peut-être représentatif d’un état où le couvert de glace a subi une sollicitation additionnelle à son simple poids propre avant l’application de la sollicitation sismique (fluctuations du niveau de la retenue d’eau dans le réservoir, surcharge de neige ou d’exploitation, etc.), ce qui pourrait donner lieu à des blocs de glace de taille plus petite que la longueur caractéristique L_c . Le choix de L_c a été attribué à cet état de fissuration, pour des raisons d’optimisation de la taille du modèle et du temps de calcul. Seul l’effet de l’état de fissuration est isolé dans cette analyse. L’interaction glace-structure n’est pas tenu en compte sachant que le bloc de glace contigu à la structure est ancré à son parement amont.

3.6 Modélisation 3D par éléments finis d’un barrage-poids existant

3.7 Introduction

Pour la modélisation 3D en éléments finis, un barrage-poids existant et situé au Québec a été choisi comme cas d’étude. Cette section expose les principales étapes de création des modèles éléments finis 3D du barrage-poids, à savoir la méthode de génération de la géométrie du barrage à partir du profil topographique de la vallée ainsi que les hypothèses de modélisation par éléments finis. Les hypothèses des analyses modales conduites sur les systèmes sont ensuite détaillées. La géométrie du barrage seule étant connue et en principe non modifiable, sa génération a été automatisée grâce à un outil numérique qui permet sa création directement à partir du levé topographique de la vallée. Ensuite les autres sous-systèmes sont générées manuellement par l’utilisateur sur les modèles d’éléments finis et peuvent être sujettes aux modifications dépendamment des hypothèses adoptées. Les résultats des analyses modales effectuées sur les différents systèmes du barrage-poids sont exposés à la fin du chapitre, ainsi l’effet du couvert de glace sera discuté à partir de ces résultats.

3.7.1 Outil de création de la géométrie du barrage

L’idée de créer un outil de génération automatisée de la géométrie du barrage a été inspirée du projet de recherche effectué en collaboration avec la compagnie Hydrosys Inc., sur le

comportement dynamique des barrages voûtes (Tanji et al., 2014). En effet, étant donné que ce projet était effectué sur un barrage en cours de conception, seules les données topographiques de la vallée étaient alors disponibles. De plus, plusieurs variantes du barrage devaient être conçues et testées. Par conséquent, un code Matlab, ajustable par l'utilisateur en fonction des données d'entrée, telles que l'épaisseur à la crête et à la base, a permis de créer la géométrie 3D du barrage voûte au complet à partir de la coupe 2D de la vallée. Après avoir décidé du nombre de plots et de niveaux horizontaux du barrage, un grillage 2D est d'abord effectué par l'utilisateur à sur la coupe de la vallée (voir figure ??), ceci permet alors de définir les points d'intersection du grillage avec les flancs de la vallée, où ce qu'on nommera pour les fins de ce travail, les points de contrôle. Ensuite l'algorithme permet de générer des points auxiliaires en 3D, en interpolant entre les points de contrôle, afin de diriger les courbes des lignes directrices (verticales et horizontales). Le fichier final créé par le code englobe les points, les lignes, les surfaces et les volumes formant la géométrie du barrage. Ce fichier est ensuite exécuté sur l'interface du logiciel d'éléments finis afin de créer le maillage et éventuellement les autres sous-structures.

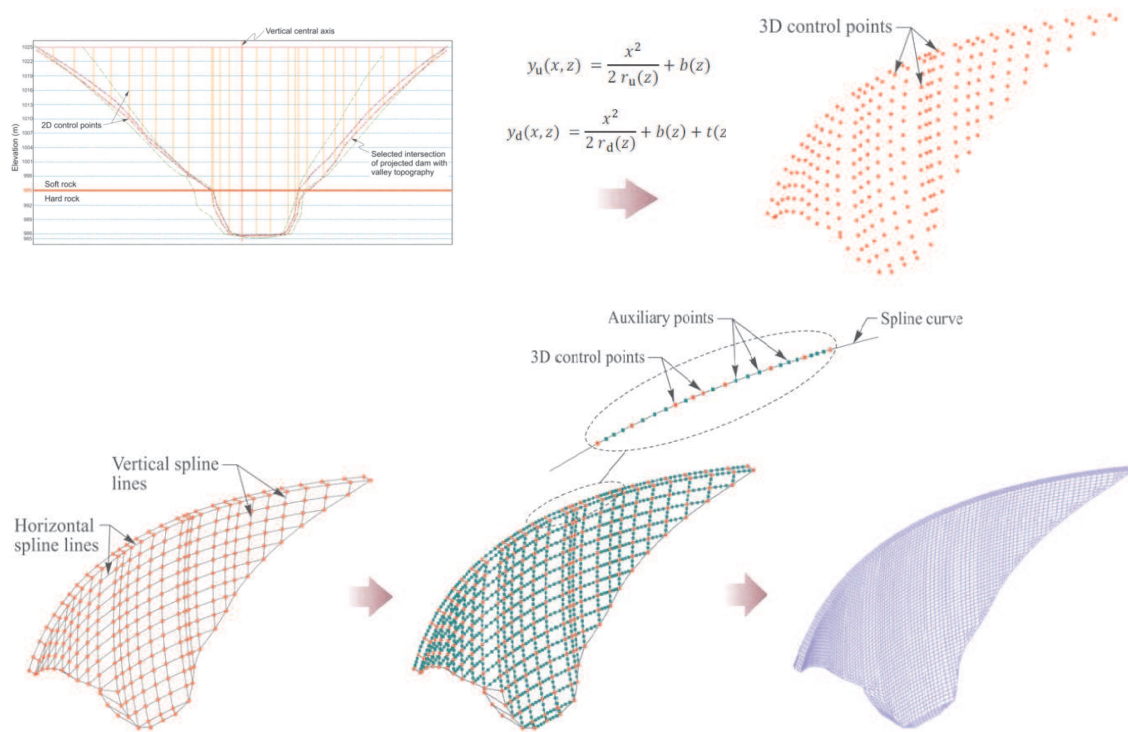


Figure 3.11 Sommaire des principales étapes de l'algorithme de génération de la géométrie du barrage voûte

Concernant le barrage choisi pour la présente étude, les données d'entrées à savoir les points de

contrôle sont connues. Les lignes directrices sont droites formant donc 19 plots verticaux et 8 niveaux horizontaux. Le code qui a servi à créer la géométrie du barrage voûte a sensiblement été modifié pour permettre de créer des lignes droites et d'utiliser les nouvelles données d'entrée propre au barrage-poids étudié.

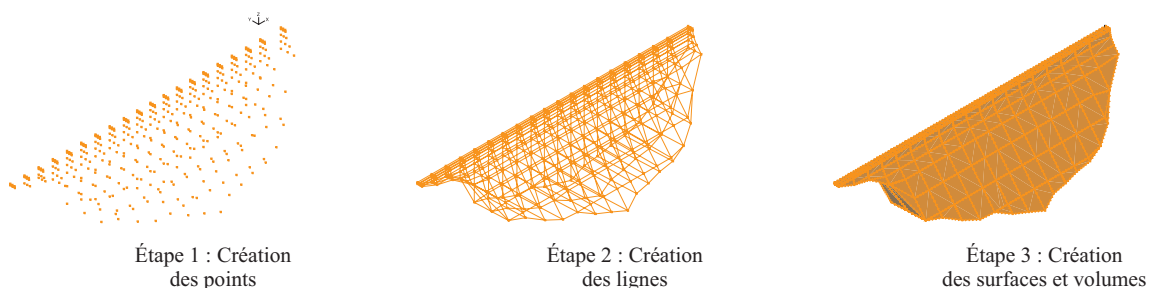


Figure 3.12 Sommaire des principales étapes de l'algorithme de génération de la géométrie du barrage-poids étudié

3.7.2 Propriétés géométriques, mécaniques et type d'analyse

Le barrage-poids étudié présente une géométrie assez symétrique et simple. Avec une hauteur totale de 84 m et une longueur à la crête de 300 m, des plots au nombre de 19, une largeur à la crête de 4,6 m et une largeur maximale à la base de 79 m, il est considéré comme le plus grand barrage poids en béton au Québec. La retenue d'eau s'étend à une distance d'environ deux fois la hauteur du barrage, à l'amont du barrage et celle-ci est généralement surplombée d'un couvert de glace d'épaisseur variable d'un point à l'autre en conditions hivernales. Pour des fins pratiques on considère une épaisseur moyenne du couvert de glace d'environ $h_{ice} = 1$ m. Le rocher de fondation du barrage et du réservoir est principalement du gabbro anorthosique et du gneiss granitique. La sous-structure de la fondation sera incluse dans le cadre de travaux ultérieurs. Le béton du barrage est considéré avec les propriétés mécaniques suivantes : un module d'élasticité, $E_c = 25000$ MPa, un module de poisson de $\nu_c = 0,2$ et une masse volumique $\rho_c = 2400$ kg/m³. En l'absence de données expérimentales spécifique au couvert de glace du barrage-poids étudié, on adopte dans le cadre de cette étude les propriétés mécaniques de la glace de type S2 à une température de $-10^\circ C$, issus de la littérature (Chapitre 2). On considère alors pour la glace un module d'élasticité $E_{ice} = 9500$ MPa, un module de poisson $\nu_{ice} = 0,3$ et une masse volumique $\rho_{ice} = 910$ kg/m³. Le fluide du réservoir est supposé non visqueux, irrotationnel et compressible avec une masse volumique de $\rho_r = 1000$ kg/m³ et un module de Bulk de $\mu_r = 2,07 \cdot 10^3$ MPa, correspondant à une vitesse de propagation des ondes de $C_r = 1440$ m/s. Les différents systèmes sont sujets à une analyse dynamique modale. Les

équations de mouvement gouvernant les systèmes sont résolus par superposition modale et le nombre de modes de modes acoustiques significatifs a été choisi de telle sorte que la solution soit incluse dans une plage de fréquences entre 0 et 10 Hz. Les courbes de réponse en fréquence des systèmes étudiés sont construite et présentées à la fin du chapitre.

3.7.3 Modélisation des sous-structures et choix des éléments

Sous-structure du barrage

La structure du barrage est modélisée par des éléments solides tridimensionnels isoparamétriques à huit noeuds. Seuls les degrés de liberté des déplacements selon les axes globaux sont considérés. Les modes incompatibles sont pris en compte dans les calculs pour un meilleur comportement en cisaillement. Le maillage est relativement régulier avec 37809 éléments majoritairement hexahédriques, hormis certains éléments pyramides généralement situés au niveau des zones avec des irrégularités géométriques.

Sous-structure du couvert de glace

Le couvert est lui aussi modélisé par des éléments solides tridimensionnels isoparamétriques à huit noeuds. Il est considéré ancré au barrage au niveau de la crête où les éléments finis de la glace partagent des degrés de liberté communs avec les éléments du barrage. Le maillage de la sous-structure du couvert de glace est régulier et comprend 15680 éléments hexahédriques.

Sous-structure du réservoir

Le réservoir est modélisé à l'aide d'éléments fluides tridimensionnels isoparamétriques à huit noeuds, basés sur la formulation de type $\Phi - U$, telle que expliquée dans le Chapitre 3. Le maillage est relativement régulier sauf au niveau des zones avec des irrégularités géométriques, sachant que la forme du réservoir représente une extrusion de la face amont du barrage. On dénombre 239480 éléments fluides majoritairement hexahédriques

3.7.4 Modélisation des interactions et des conditions aux frontières

Seule l'interaction fluide-structure est prise en compte dans le cadre de la présente recherche. Cette interaction est modélisée par des éléments d'interfaces fluide-structure, tels que explicité dans le Chapitre 3, au niveau des surfaces communes, respectivement entre le réservoir et la structure du barrage et entre le réservoir et le couvert de glace, permettant donc de faire le couplage entre les éléments fluides et les éléments solides. Aucune interaction glace-structure



Figure 3.13 Modèle en éléments finis du système glace-barrage-réservoir du barrage-poids étudié

ou glace-glace ne sont considérées, sachant que le couvert est supposé continu, non fissuré et ancré au barrage. Pour les fins de la présente étude, le fond du réservoir est considéré complètement réfléchissant des ondes hydrodynamiques incidentes. L'effet de l'absorption des ondes au niveau de cette frontière sera exploré dans le cadre d'études futures. Le fond du réservoir et la face amont du réservoir est donc modélisé par des éléments d'interface de type paroi rigide. On compte 13956 éléments d'interface au niveau des surfaces latérales du réservoir. Notons aussi que pour le système barrage-réservoir, la surface libre du réservoir est modélisée par des éléments d'interface à surface libre permettant d'imposer une pression équivalente à la pression atmosphérique.

Au niveau du périmètre amont du couvert de glace, on suppose que celui-ci est encastré aux rives. Ceci s'applique aussi à la base du barrage où l'on suppose qu'il est encastrée à une fondation rigide. Par conséquent, les degrés de liberté des noeuds situés au niveau des zones d'encastrement sont bloqués.

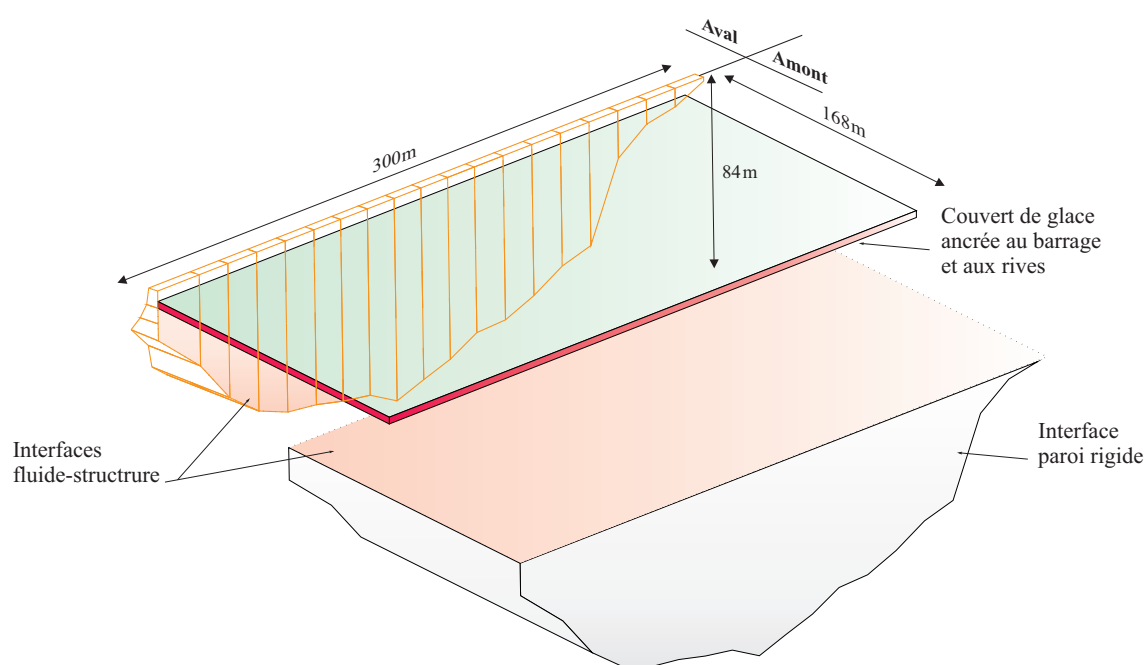


Figure 3.14 Hypothèses de modélisation du barrage-poids étudié

CHAPITRE 4 RÉSULTATS ET DISCUSSION

4.1 Introduction

Le présent chapitre a pour objectif de présenter les résultats obtenus des analyses numériques conduites sur les modèles 2D et 3D dont les détails de construction ont été cités auparavant. Les résultats concernent principalement les spectres de plancher de l'accélération à la crête de la structure du barrage, les profils des maximums des spectres d'accélération sur la hauteur de la structure ainsi que les contraintes au niveau des joints pour les modèles 2D, pour les modèles 3D il s'agit des courbes de réponse en fréquence à la crête du barrage.

4.2 Résultats de l'analyse modale des modèles 2D

Afin d'avoir une idée sur le comportement dynamique des deux sections de barrages sélectionnées pour la présente étude, des analyses modales des systèmes glace-barrage-réservoir ont été effectuées. Le couvert de glace est considéré continu et attaché au barrage. Les modes de glace et du barrage ainsi que les courbes de réponse en fréquence d'accélération à la crête des systèmes sont présentés dans cette section.

4.2.1 Système avec le barrage B35

On remarque que les premiers modes de vibration du système représentent des modes de glace. Le premier mode de barrage étant situé sur la courbe de réponse en fréquence à environ 4,6 Hz représente le 28ème mode. Le deuxième pic de la courbe situé à une fréquence d'environ 8,3 Hz est représenté par le 37ème mode tel que illustré sur la figure 4.1

4.2.2 Système avec le barrage B90

Encore une fois, les premiers modes de vibration du système représentent des modes de glace. Le barrage du B90 étant plus haut et donc plus flexible, on constate donc que le premier pic et le deuxième pic de la courbe situés respectivement à des fréquences d'environ 1,8 Hz et 3,4 Hz représentent les 40ème et 55ème modes et sont illustrés sur la figure 4.2

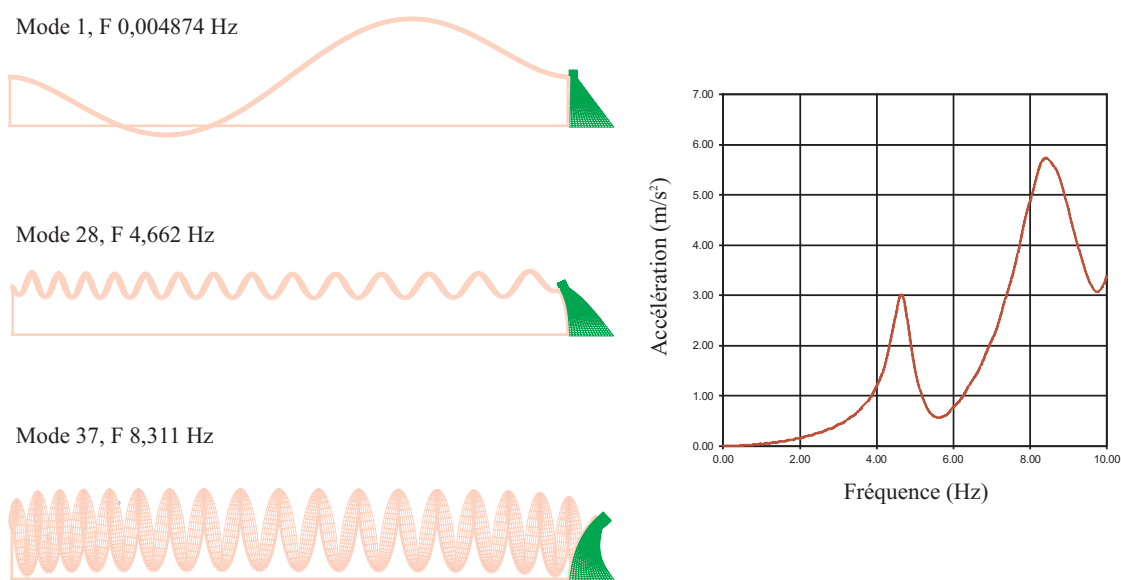


Figure 4.1 Modes et courbe de réponse en fréquence d'accélération à la crête du B35

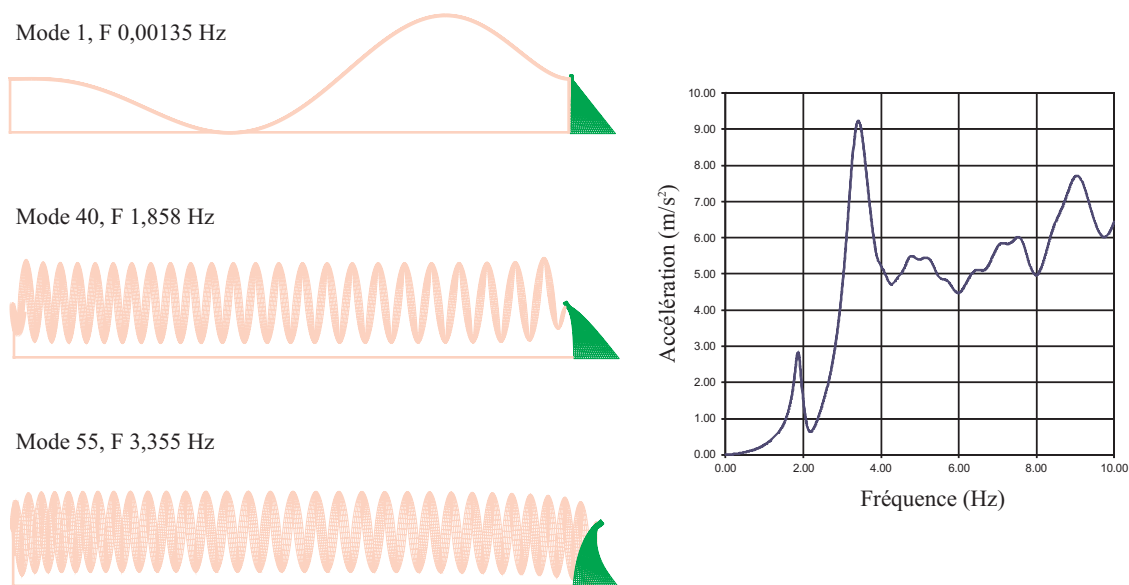


Figure 4.2 Modes et courbe de réponse en fréquence d'accélération à la crête du B90

4.3 Résultats de l'étude paramétrique des modèles 2D

4.3.1 Effet de la présence du couvert de glace

Tel que mentionné dans le Chapitre 2, l'effet de la présence du couvert de glace est étudié en comparant les modèles avec couvert de glace et à surface libre.

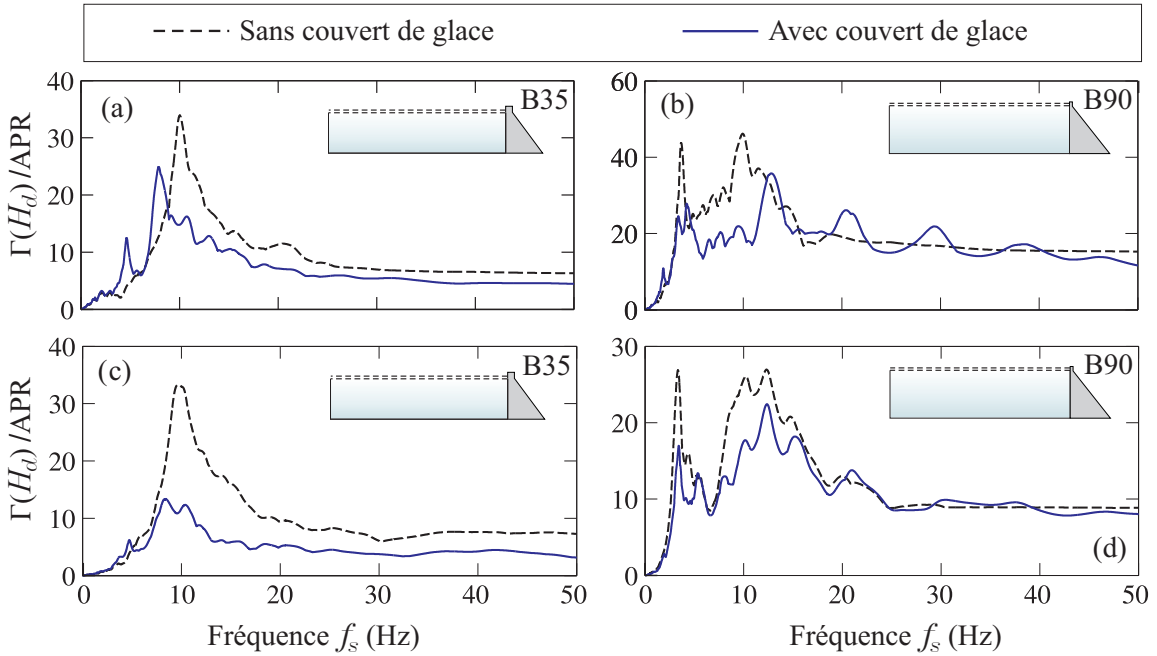


Figure 4.3 Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 avec et sans couvert de glace : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

En examinant les courbes des spectres de plancher de l'accélération à la crête des barrages B35 et B90 de la figure 4.3, on remarque que les amplitudes maximales d'accélération des pics principaux correspondent aux valeurs enregistrées pour le système à surface libre. L'écart entre les courbes est plus remarquable pour le barrage B35 par rapport au barrage B90. Sous le séisme de Nahanni, l'accélération à la crête du barrage B35 à surface libre représente environ deux fois la valeur de l'accélération à la crête extraite du système avec couvert de glace. Le couvert de glace affecte aussi le contenu fréquentiel des spectres de plancher de l'accélération. On remarque pour les deux sections étudiées, l'apparition d'un pic additionnel en basse fréquence, généralement de faible amplitude, représentant les modes de vibration de la glace, ainsi qu'un décalage du pic principal vers les faibles fréquences, dû au couvert ancré à la structure du barrage. Certains systèmes secondaires dont la fréquence de vibration est située sur la plage de fréquences du décalage peuvent donc être sollicités de manière

importantes.

Les deux géométries de barrage présentent d'autres différences de comportement, puisque les courbes du barrage B35 affichent globalement un ou deux pics d'amplitudes importantes, contrairement aux courbes du barrage B90 où les pics sont relativement plus nombreux avec des amplitudes comparables sur une gamme de fréquences plus importante. Ceci est relié au fait que le barrage B90, étant plus grand et donc plus flexible, ses modes secondaires prennent plus d'ampleur notamment sous un séisme à large contenu fréquentiel.

Ceci dit on peut déduire que les spectres de planchers de l'accélération sont très sensibles à l'hypothèse de modélisation du couvert de glace. En effet, en choisissant de ne pas modéliser le couvert de glace, il est possible que la réponse soit très conservatrice.

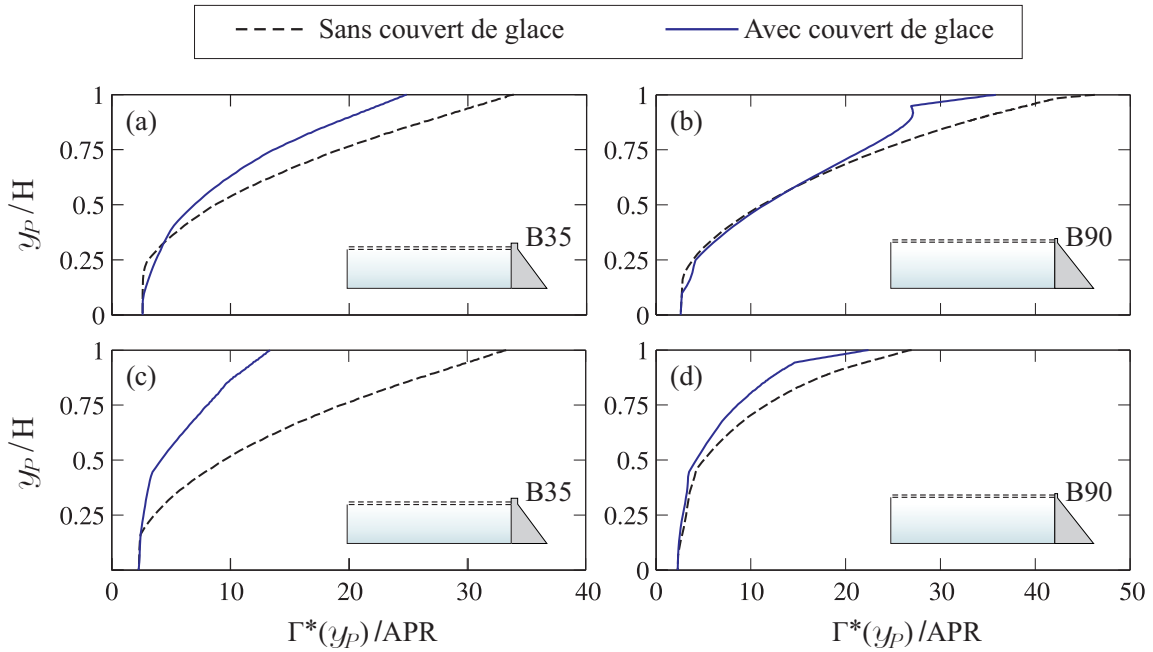


Figure 4.4 Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 avec et sans couvert de glace : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

Pour avoir une idée plus globale du comportement du barrage, il est judicieux de représenter les profils des maximums des spectres de plancher sur toute la hauteur de la structure. Pour ce faire, les spectres de plancher $\Gamma(H_y)$ sont déterminés sur toute la ligne médiane de chaque barrage, joignant les centres de la crête et de la base, i.e. Courbe en pointillé sur la figure 3.2. L'enveloppe adimensionnelle des pics d'amplitudes des spectres de plancher est déterminée pour tous les points de coordonnée y_P variant de 0 à H_d du barrage, H_d étant la hauteur

totale du barrage.

Les courbes des profils des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90, avec et sans couvert de glace, montrent que pour des structures secondaires placées à des hauteurs inférieures à environ 25% de H_d , les profils des maximums des spectres de planchers sont quasiment similaires et la présence d'un couvert de glace n'a aucun effet sur l'accélération de ces structures. Au delà de cette hauteur, on remarque que les courbes des systèmes sans couvert de glace présentent des valeurs plus importantes, avec un maximum de réponse au niveau de la crête. L'accélération à la base peut être amplifiée d'un facteur de 2 au niveau de la crête, tel que observé pour la cas du B35 sous le séisme de Nahanni.

En termes de contraintes, l'intérêt est porté sur quatre sections horizontales au niveau de la structure du barrage. En raison de leurs différents positionnements dans le corps du barrage, ces sections sont susceptibles d'être des zones de concentration de contraintes ou des joints de bétonnage. En effet, on considère le joint C au niveau du changement de section à la

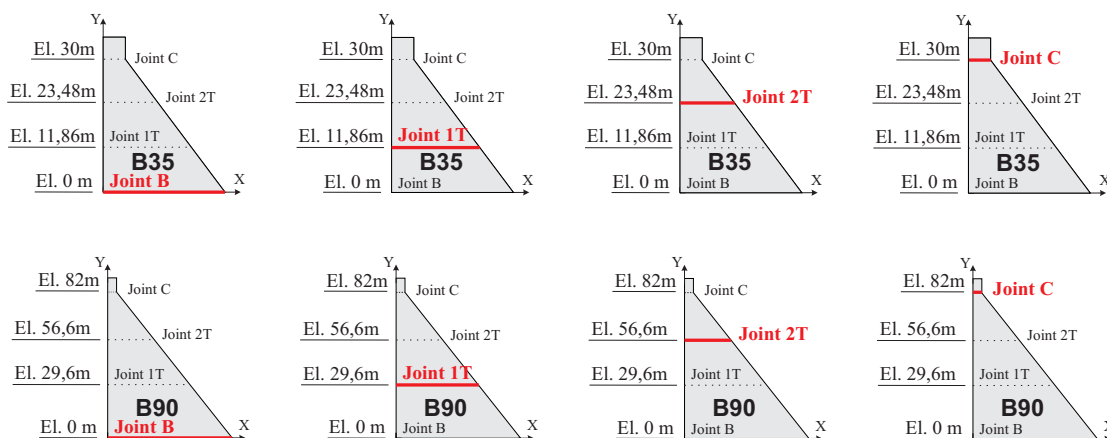


Figure 4.5 Positions des joints sur les sections de barrages sélectionnées

base de la crête, le joint B à la base de la structure du barrage où l'on observe en principe un changement de matériau et enfin les joints 1T et 2T placés respectivement à un et deux tiers de la hauteur du barrage. Les enveloppes des contraintes normales et des contraintes de cisaillement enregistrées au droit des joints, sous sollicitations des séismes de l'Imperial Valley et de Nahanni, sont présentées pour les deux sections des barrages B35 et B90. Il est important de noter que les signes des contraintes sont à considérer avec précaution. En effet, sachant que lors de l'analyse sismique, le système glace-barrage-réservoir est sollicité selon deux directions opposées, les sections des joints peuvent aussi bien être comprimés ou

tendues lors de l'analyse temporelle. Les valeurs des enveloppes de contraintes présentées dans ce chapitre peuvent donc provenir des deux cas de compression ou de tension. Même si ces courbes renseignent de manière limitée sur la stabilité au niveau d'une section donnée, elles permettent de comparer les contraintes dans le barrage avec et sans couvert de glace.

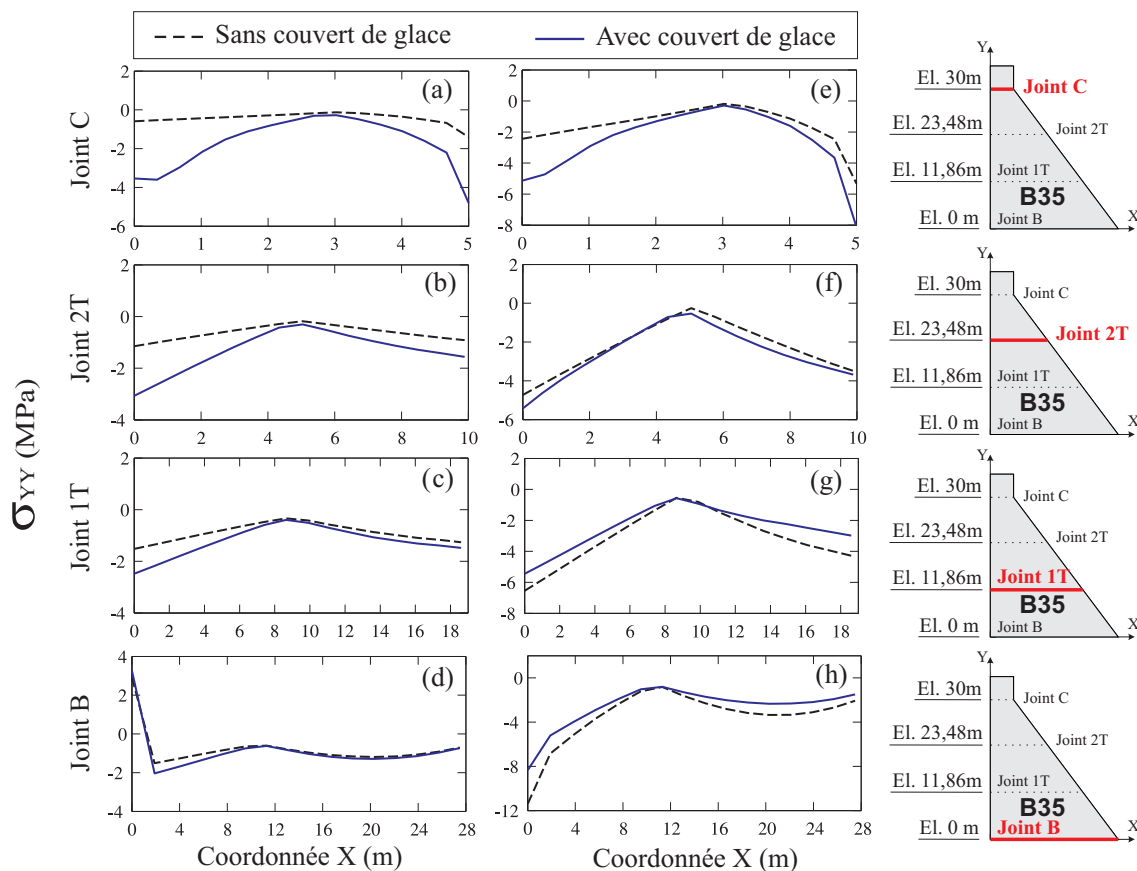


Figure 4.6 Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

Les valeurs maximales des contraintes sont généralement situées au niveau des faces amont et aval des joints C et B. Toutefois, notons que ces points représentent des points de singularité et donc les valeurs brutes des contraintes doivent être considérées avec précaution.

Les courbes des contraintes normales des joints du barrage B35 exposées sur la figure 4.6, sous le séisme de l'imperial Valley, montrent que la présence du couvert de glace continu augmente les valeurs des contraintes au niveau de tous les joints. Les joints en question sont donc rigidifiés par la présence du couvert de glace et cet effet est plus remarquable en s'approchant de la crête. Ceci est vrai pour le même barrage sous le séisme de Nahanni

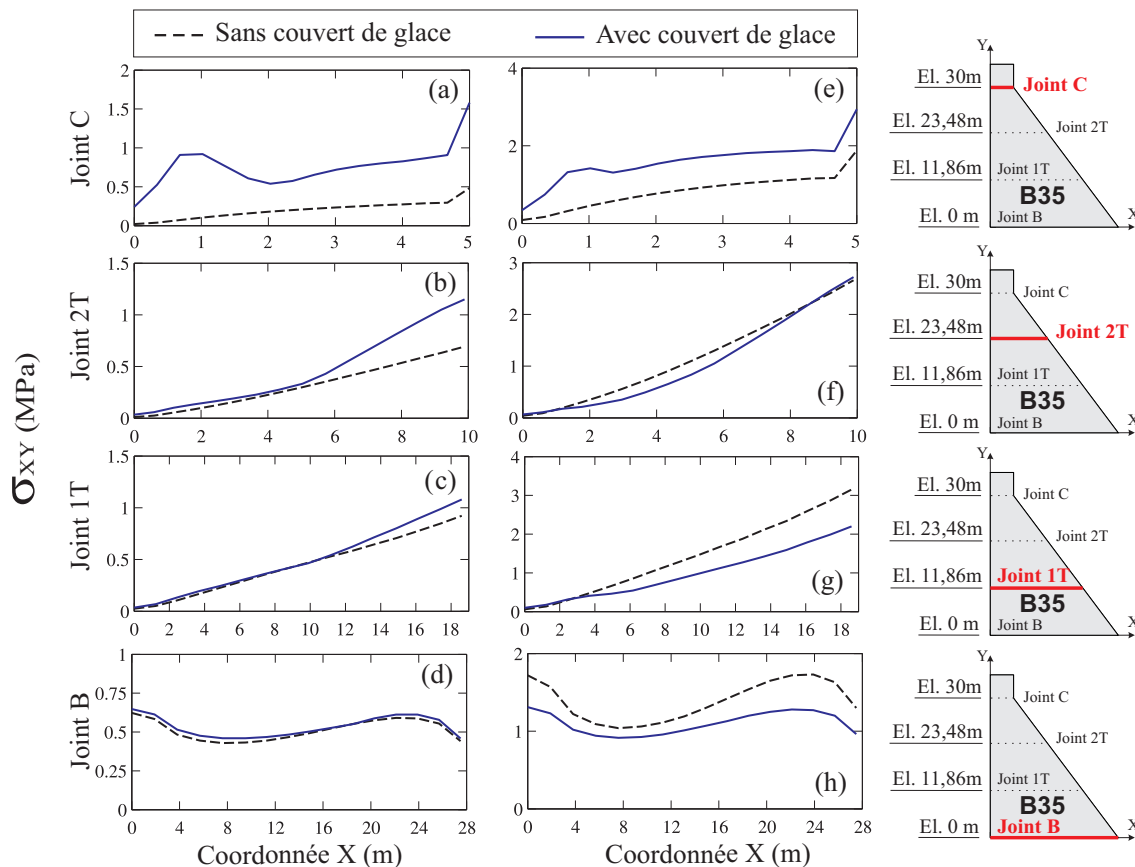


Figure 4.7 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

jusqu'au joint 2T, où l'effet de la présence du couvert de glace se caractérise par des valeurs de contraintes plus faibles que celles enregistrées pour le système à surface libre. On peut croire qu'à une certaine hauteur, la présence d'un couvert de glace continu peut avoir un effet favorable pour la structure, en permettant une diminution des valeurs de contraintes par rapport à celles d'un système à surface libre. Pour le barrage B90, la figure 4.8 montre une augmentation des contraintes due au couvert de glace observée seulement au niveau du joint de la crête, sous le séisme de l'Imperial Valley. Au niveau des autres joints, les maximums des contraintes normales correspondent au système à surface libre.

Concernant les contraintes de cisaillement présentées dans les figures 4.7 et 4.9, le même comportement d'augmentation de contraintes des joints est observé. Le B35 sous l'imperial Valley présente une augmentation des contraintes de cisaillement au niveau de tous les joints. Par ailleurs, pour le même barrage et sous le séisme de Nahanni, cet effet n'est présent qu'au niveau du joint C. Pour le barrage B90, les contraintes de cisaillement maximales

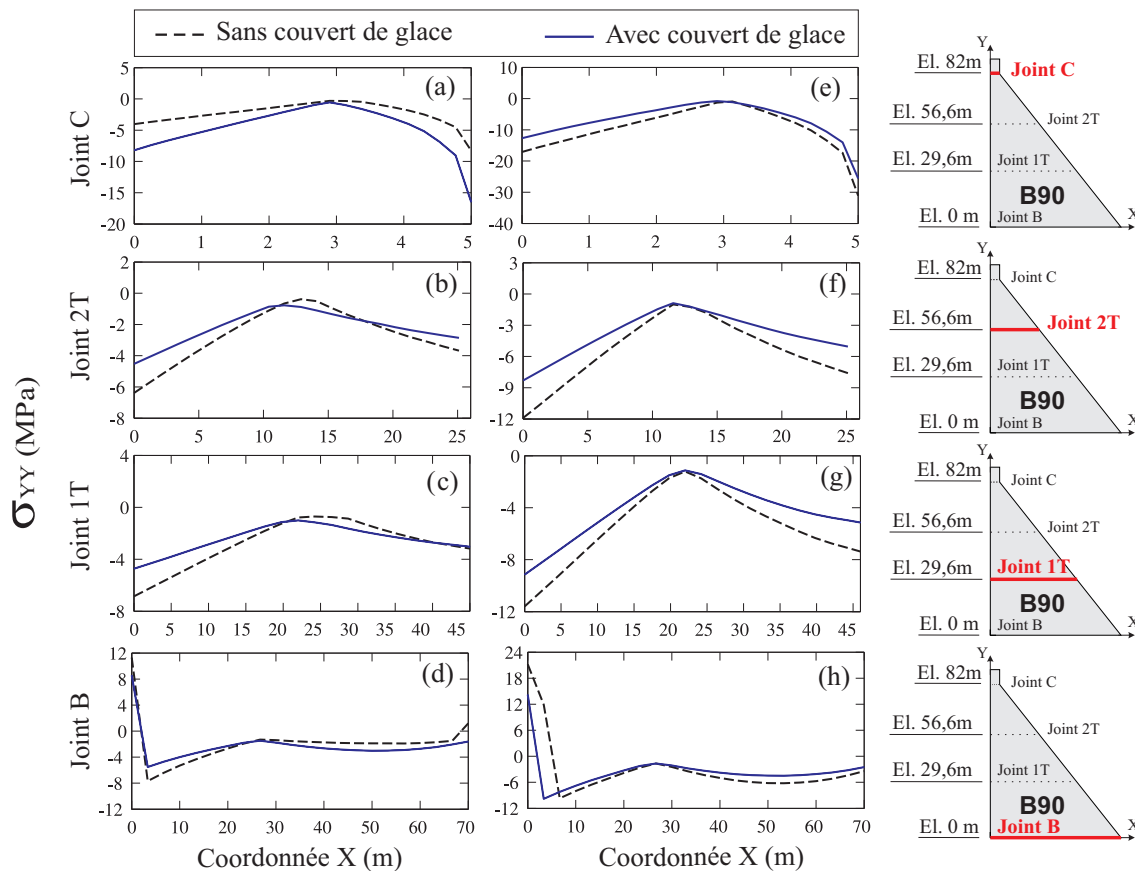


Figure 4.8 Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

correspondent généralement au système à surface libre. Seul le joint B sous le séisme de l'Imperial Valley présente des contraintes maximales dues à la présence du couvert de glace, mais qui reste tout de même proches des valeurs correspondant au système à surface libre. Au niveau du joint C on remarque l'apparition d'une zone de concentration de contraintes de cisaillement à environ 0,5 m de la zone de jonction du couvert de glace à la face amont du barrage. L'étendue de cette zone est plus remarquable au niveau de la crête du barrage B35.

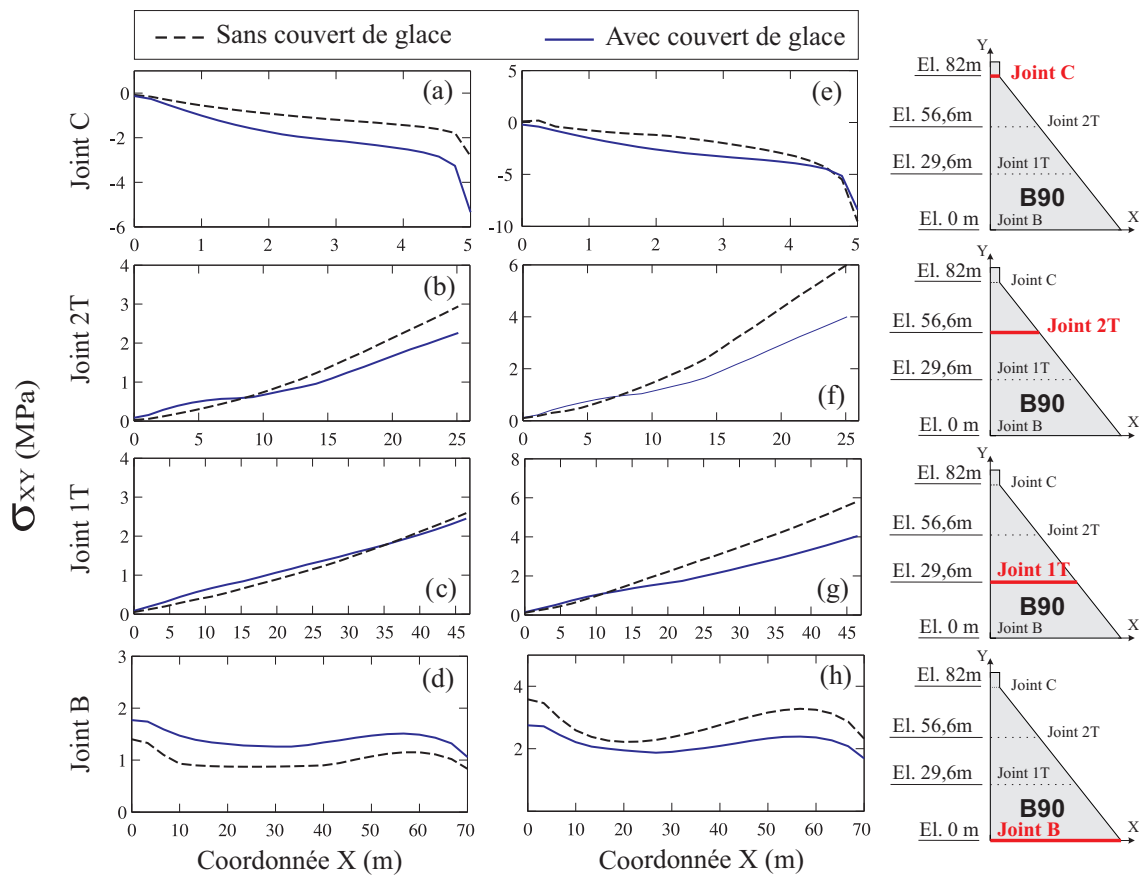


Figure 4.9 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

4.3.2 Effet de la présence de fissures dans le couvert de glace

Dans cette section nous comparons les résultats des systèmes avec couvert de glace ancré au barrage, dans les cas où la glace est continue ou fissurée.

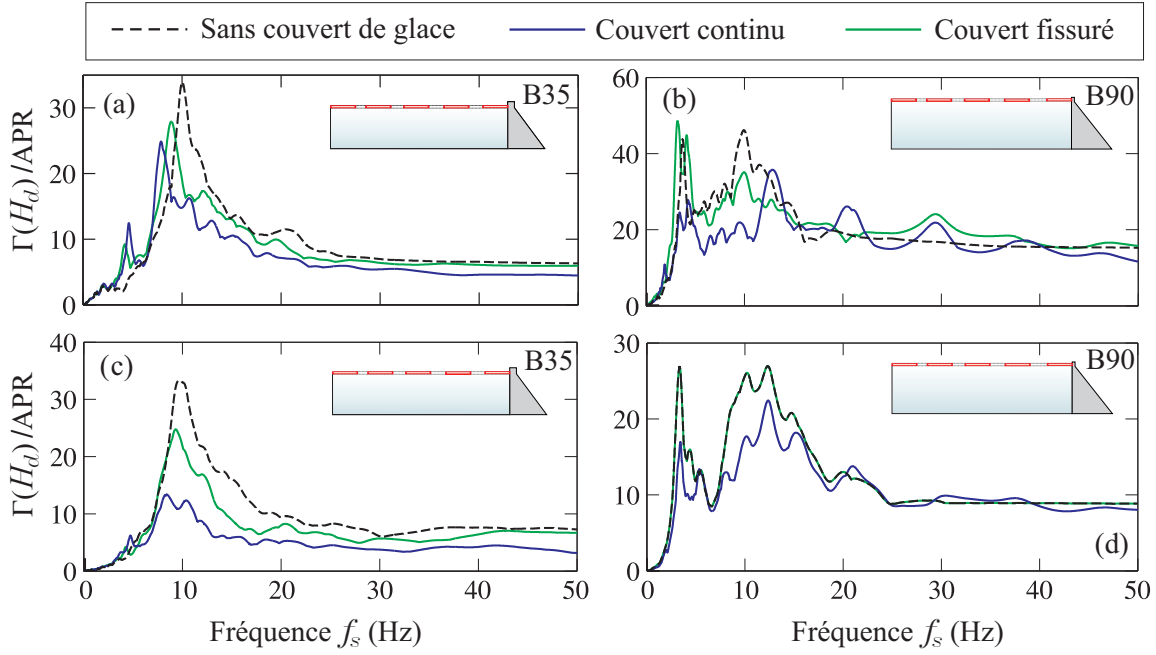


Figure 4.10 Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 en tenant compte de la fissuration du couvert de glace : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

Les courbes des spectres de plancher du B35 (Figure 4.10) montrent que le système avec un couvert de glace ancré et fissuré en blocs de longueurs égales L_c , représente un état intermédiaire entre le cas du système à couvert continu et celui à surface libre. Les amplitudes des pics principaux se rapprochent des valeurs du système à surface libre et le décalage fréquentiel vers les basses fréquences est moins important par rapport au cas du couvert de glace continu. Le pic additionnel en basse fréquence est encore présent avec une amplitude moindre, ce qui laisse croire qu'il représente les modes de vibration du bloc de glace attaché à la structure du barrage. Les profils des spectres de planchers du barrage B35 (Figure 4.11) permettent de démontrer cet état intermédiaire entre le système à couvert continu et celui à surface libre, puisque l'on remarque que les valeurs des accélérations sur toute la hauteur du barrage sont bornées par les valeurs du système à surface libre et celles du système avec couvert continu.

Concernant les contraintes normales et de cisaillement (Figure 4.12 et Figure 4.13), leurs

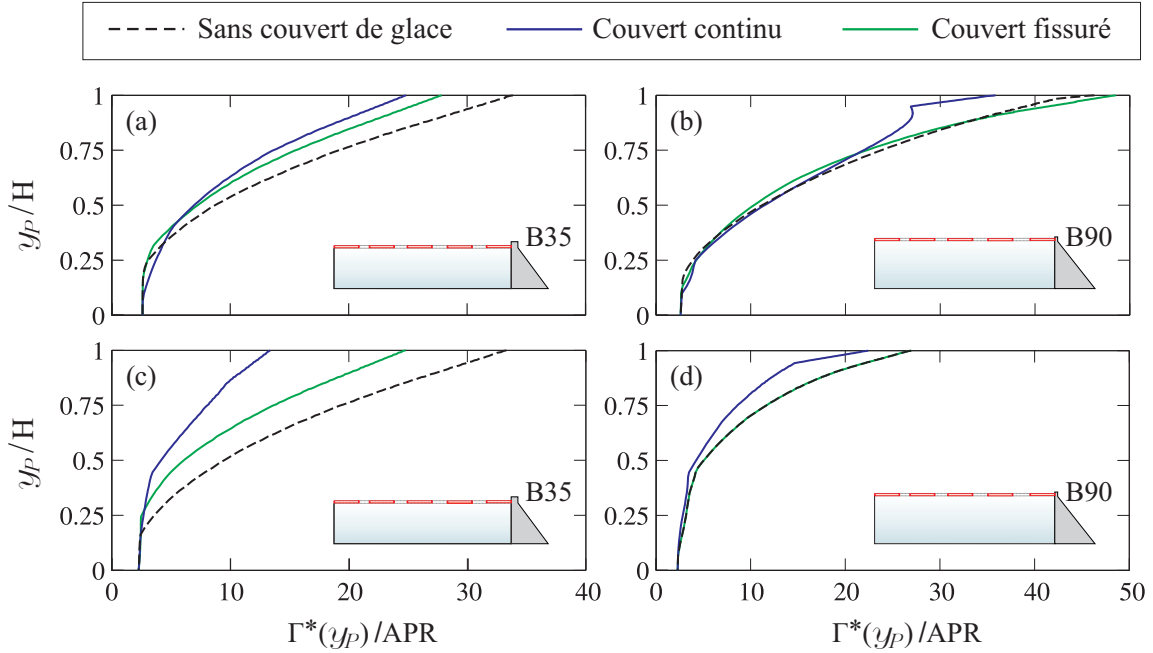


Figure 4.11 Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 en tenant compte de la fissuration du couvert de glace : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

valeurs sont généralement bornées entre celles du système à surface libre et celles correspondant au couvert continu au niveau de presque tous les joints. Toutefois, une augmentation de contraintes plus importante que celle due au couvert de glace continu est observée au niveau du joint C du barrage B35. Cette augmentation de contraintes provenant de la présence du bloc de glace ancré à la face amont du barrage qui aurait un effet plus rigidifiant qu'un couvert continu plus au moins flexible et qui en principe dissiperait mieux les concentrations de contraintes au niveau du point de jonction glace-barrage. L'augmentation de contraintes est observée aussi au niveau de la zone de concentration des contraintes de cisaillement observée au niveau de la crête du barrage B35, à proximité de la zone de jonction du bloc de glace et du barrage. Notons aussi qu'au niveau de certains joints les contraintes enregistrées au niveau d'un système surface libre, sont maximales et la présence du couvert de glace tend à diminuer ces contraintes. Pour le barrage B90 (Figure 4.14), les résultats sous le séisme de Nahanni sont semblables aux résultats d'un système surface libre. Dans ces conditions la réponse du barrage en termes de contraintes n'est pas affectée par la présence d'un couvert de glace. Au niveau des autres joints les valeurs sont bornées entre les courbes du système à surface libre et celles du système avec couvert continu.

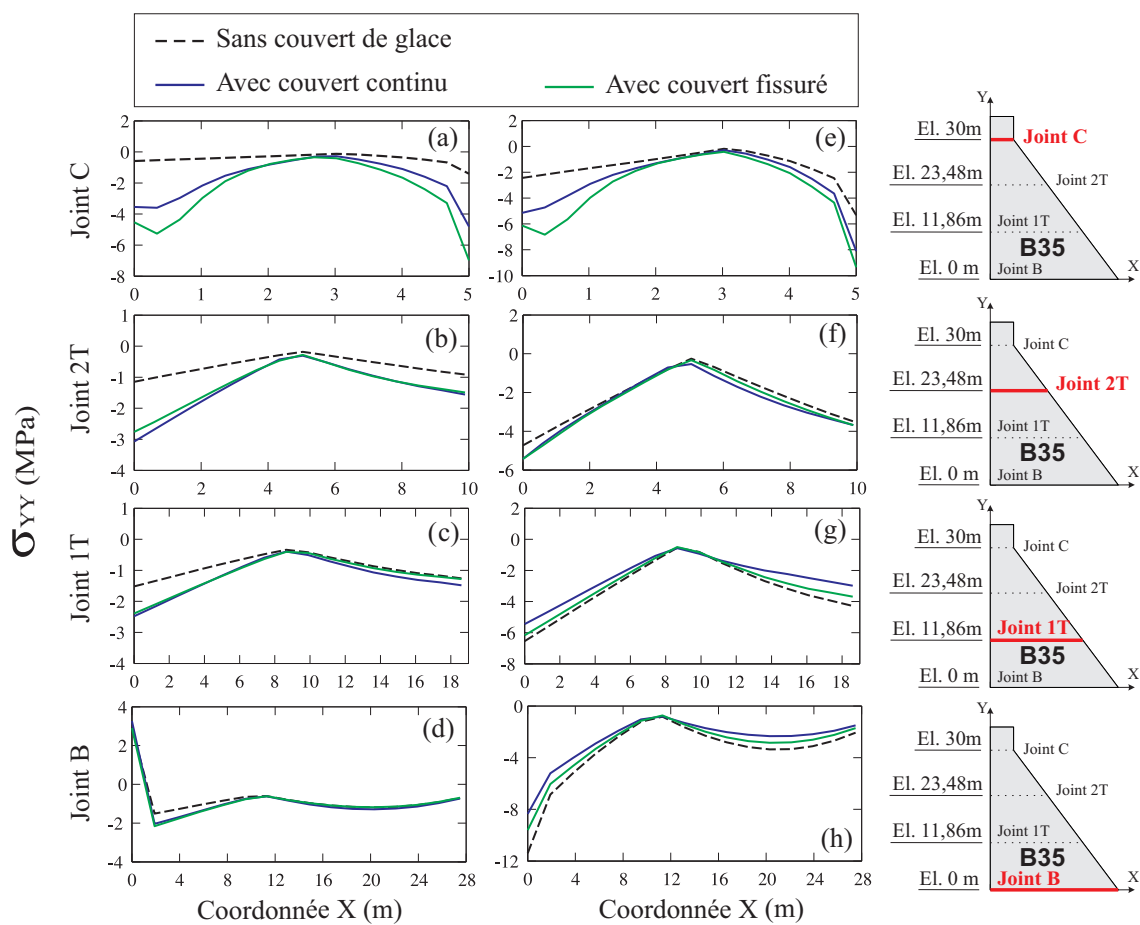


Figure 4.12 Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

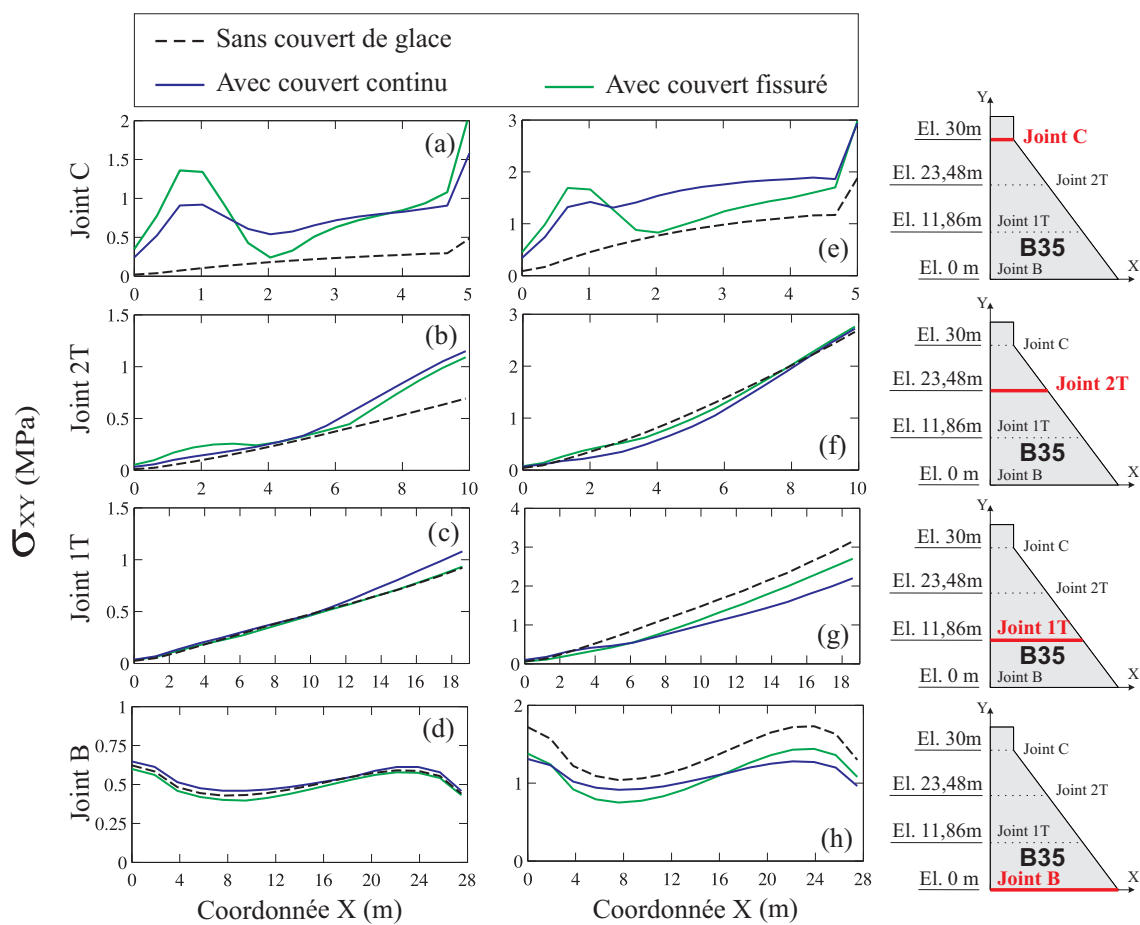


Figure 4.13 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

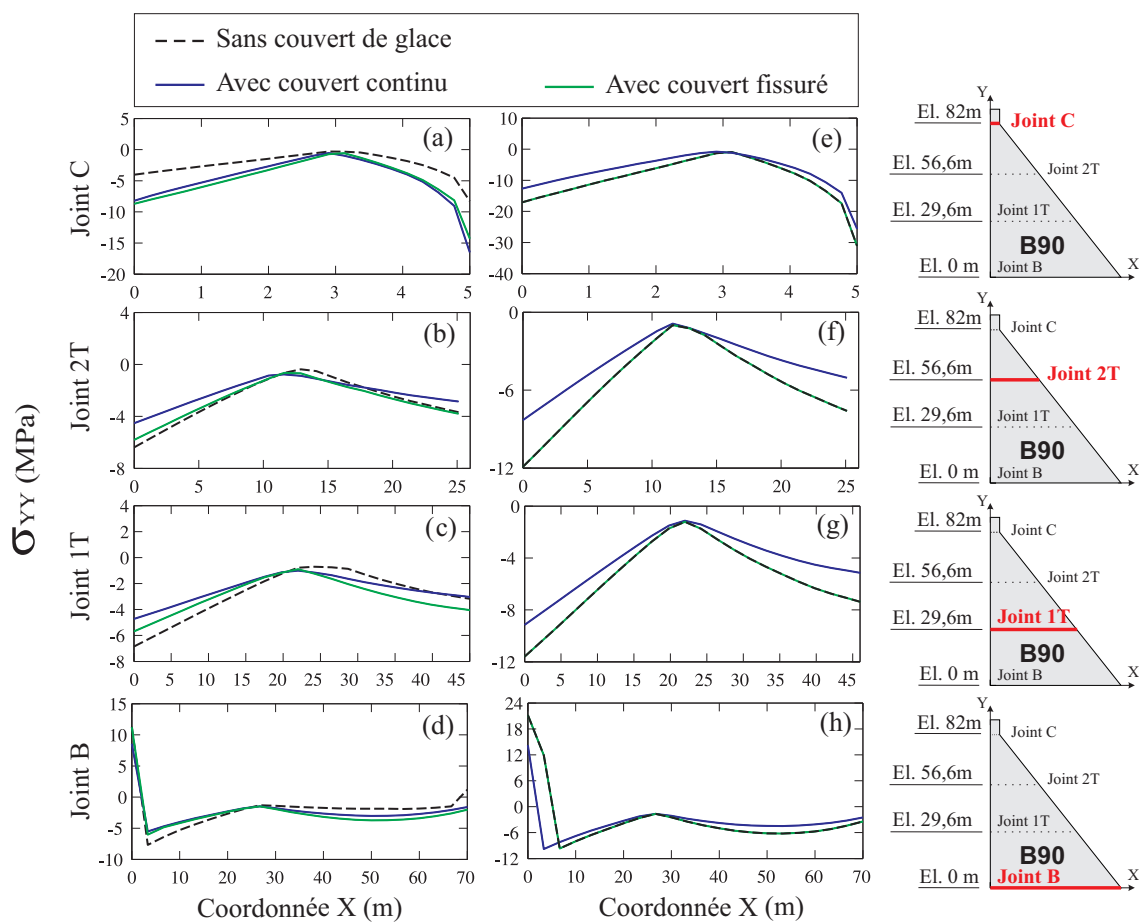


Figure 4.14 Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

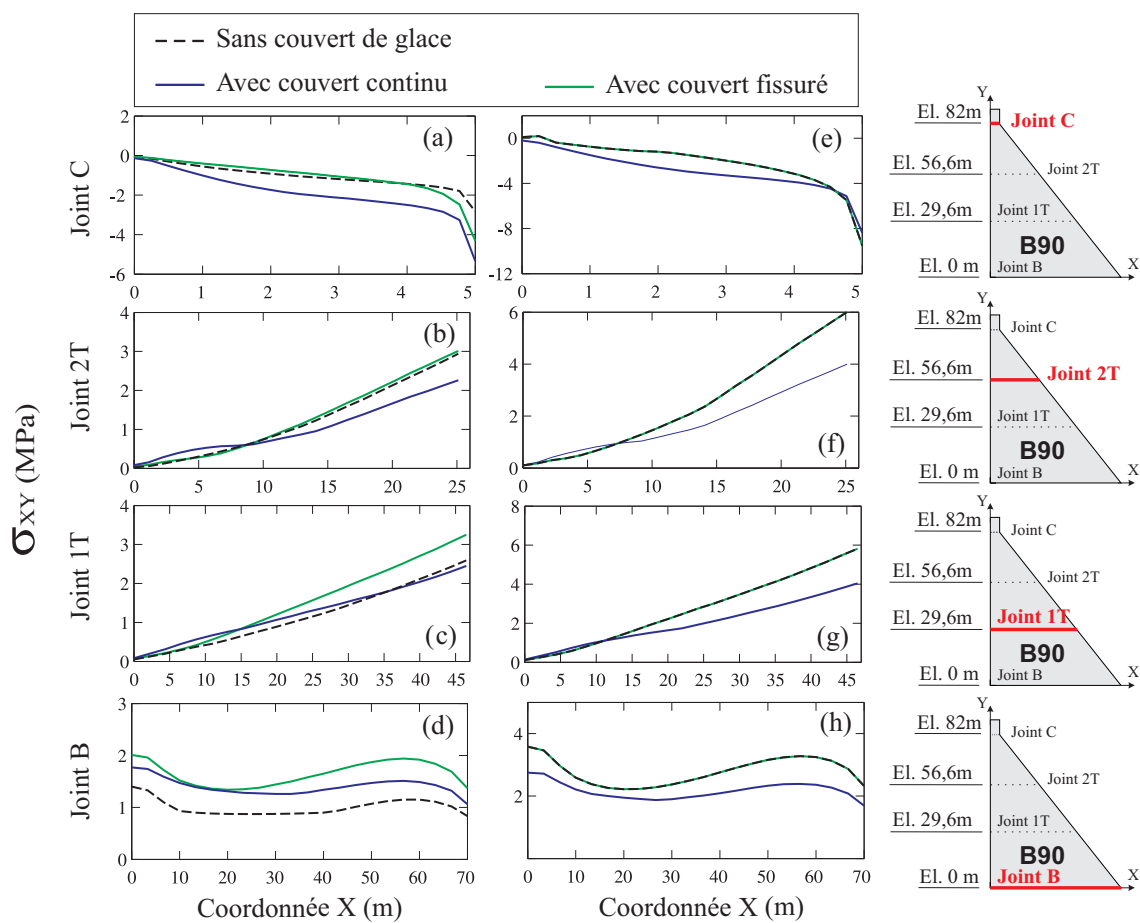


Figure 4.15 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

4.3.3 Influence de la condition de contact glace-barrage

Couvert de glace continu

Les modèles comparés dans cette section présentent des couverts de glace continus ancré ou détaché de la face amont du barrage.

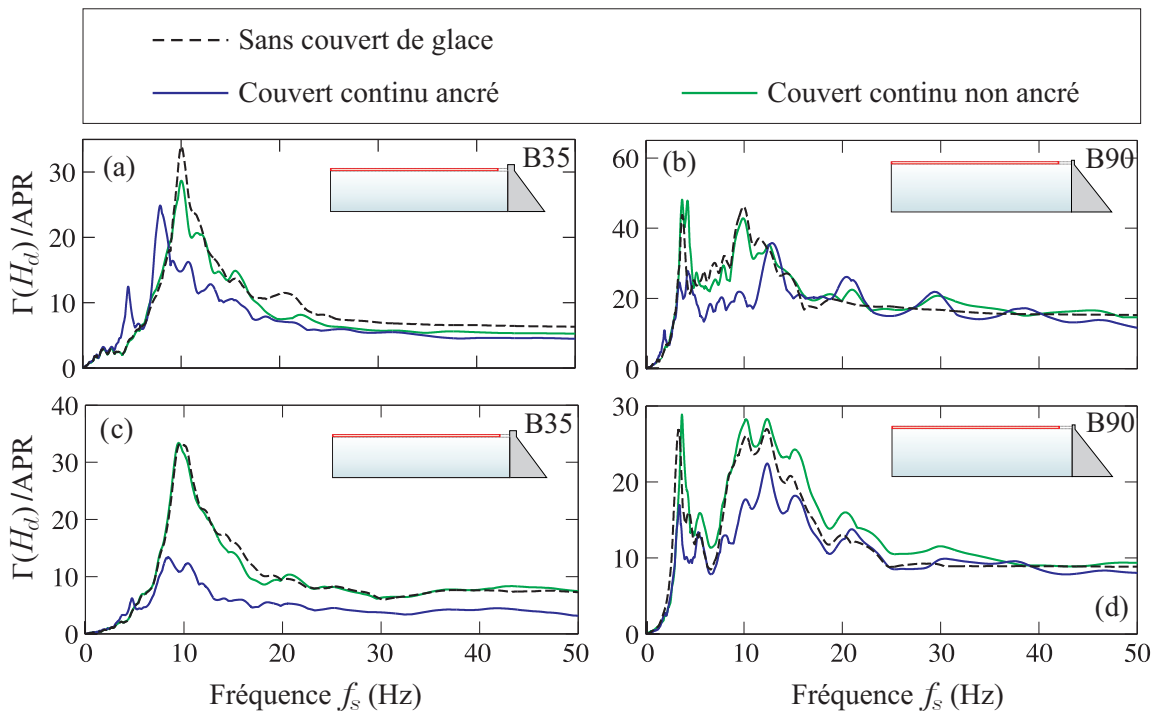


Figure 4.16 Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 en tenant compte du contact glace-structure : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

En observant les spectres de planchers à la crête et les profils des maximums des spectres, il est notable que le comportement du système avec couvert de glace continu et non ancré au barrage est jusque là le plus proche du comportement d'un système surface libre. Les caractéristiques fréquentielles et les amplitudes des accélérations aux pics, des deux systèmes sont comparables. Sauf pour le cas du B90 où les amplitudes du système avec couvert non ancré dépassent légèrement les valeurs du système à surface libre. Ce léger écart entre les résultats du B90 est plus apparent au niveau des contraintes normales et de cisaillement. En effet, pour le barrage B35 les courbes du système avec couvert non ancré et celles du système à surface libre sont quasiment confondues au niveau de tous les joints. Contrairement aux courbes du B90 où l'on remarque un décalage dépendamment du joint en question et de la sollicitation.

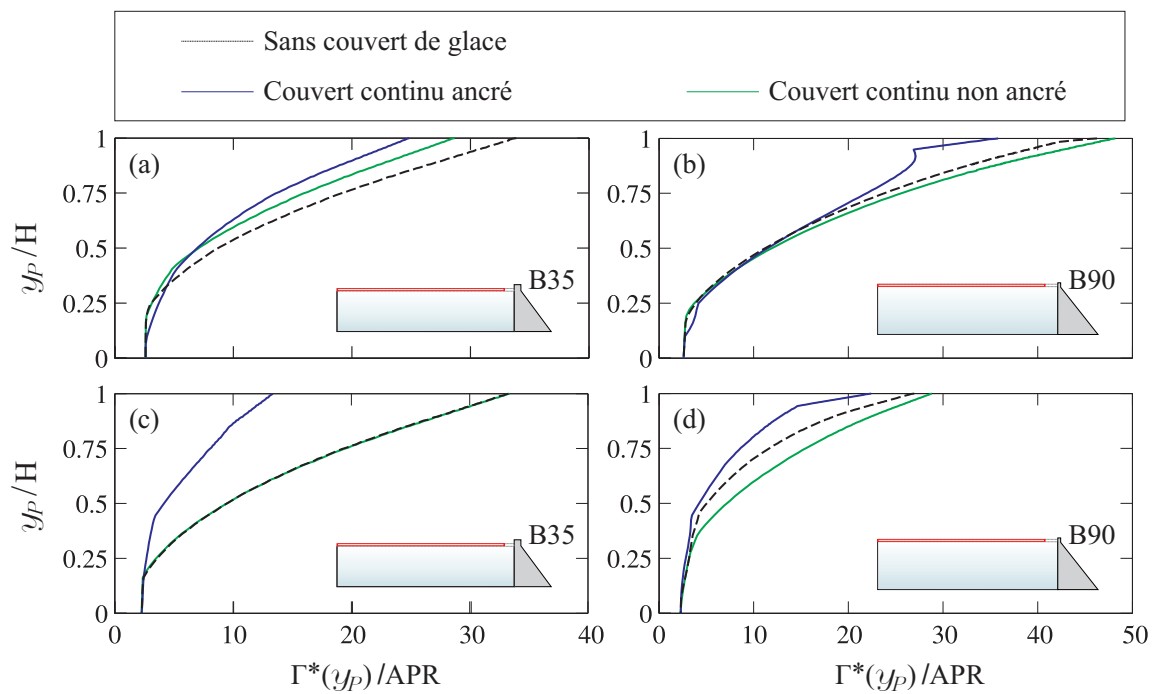


Figure 4.17 Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 en tenant compte du contact glace-structure : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

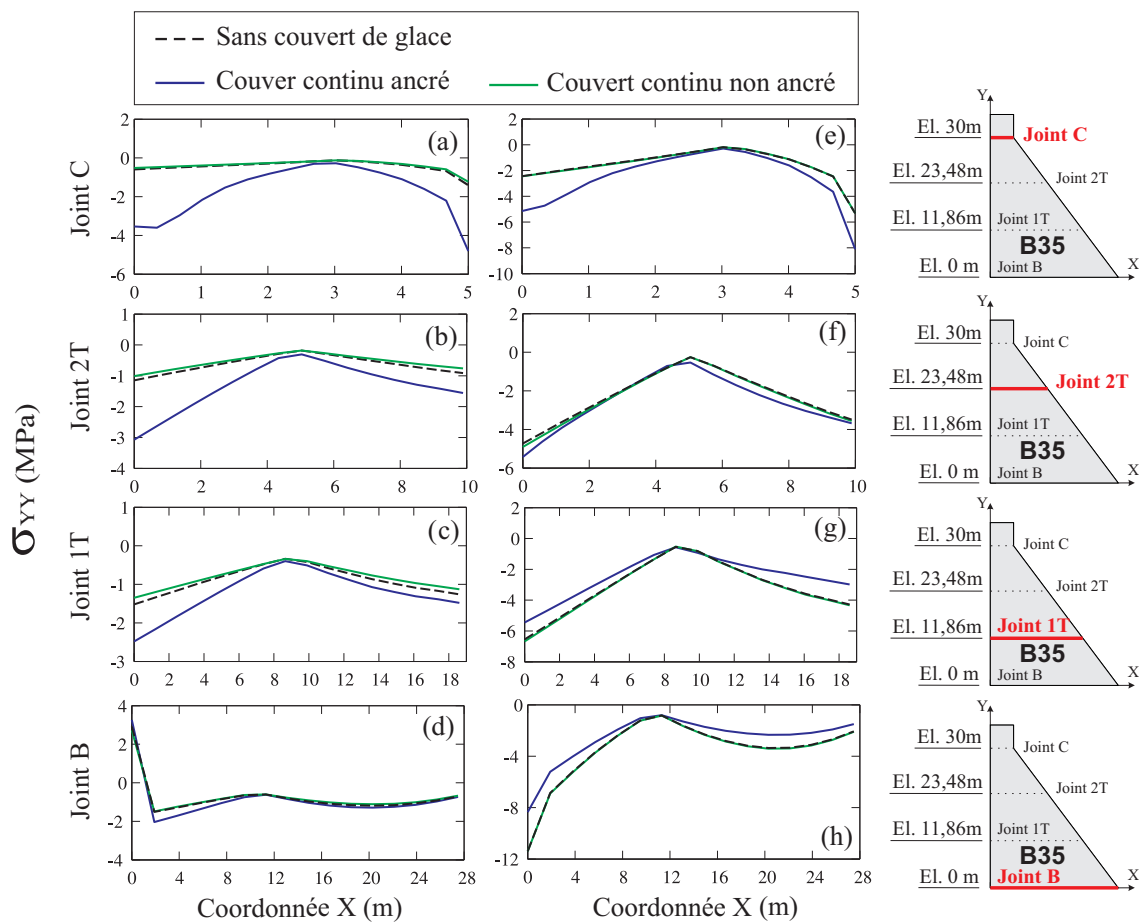


Figure 4.18 Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

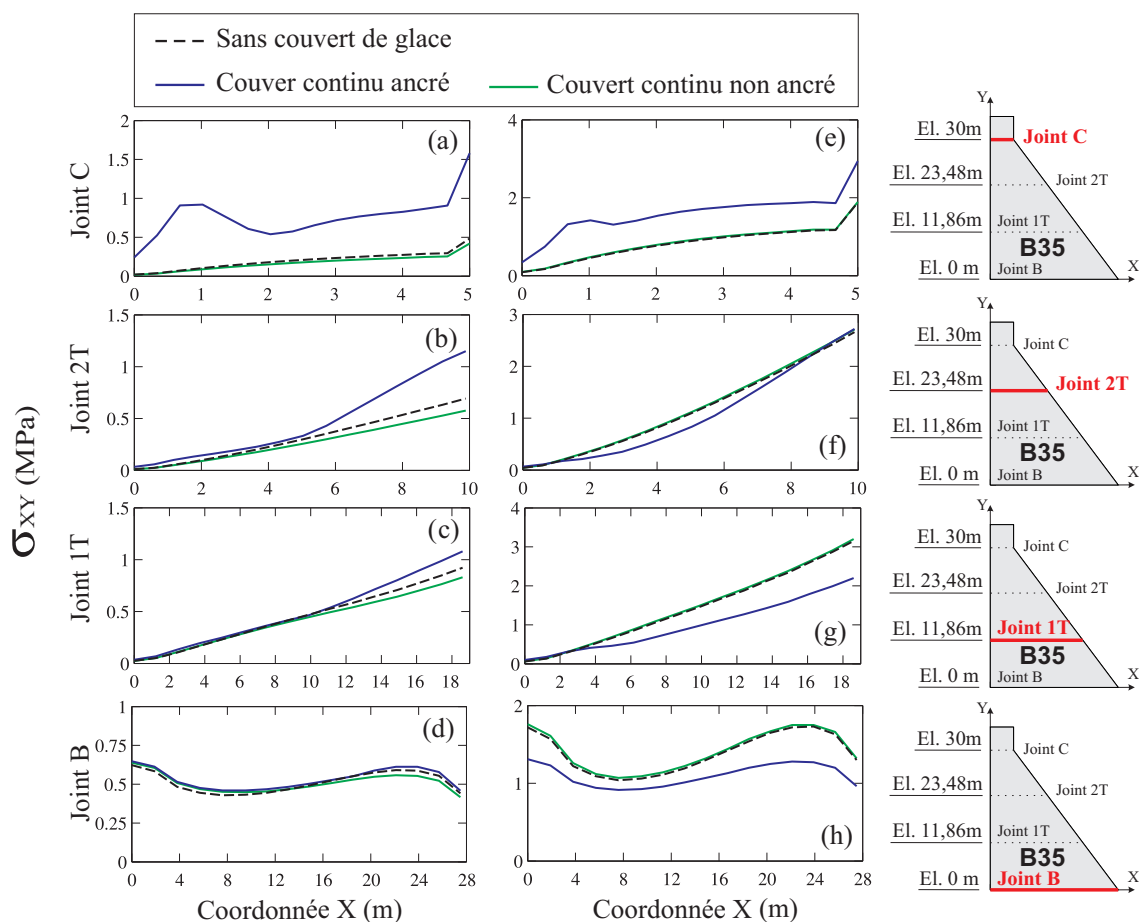


Figure 4.19 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

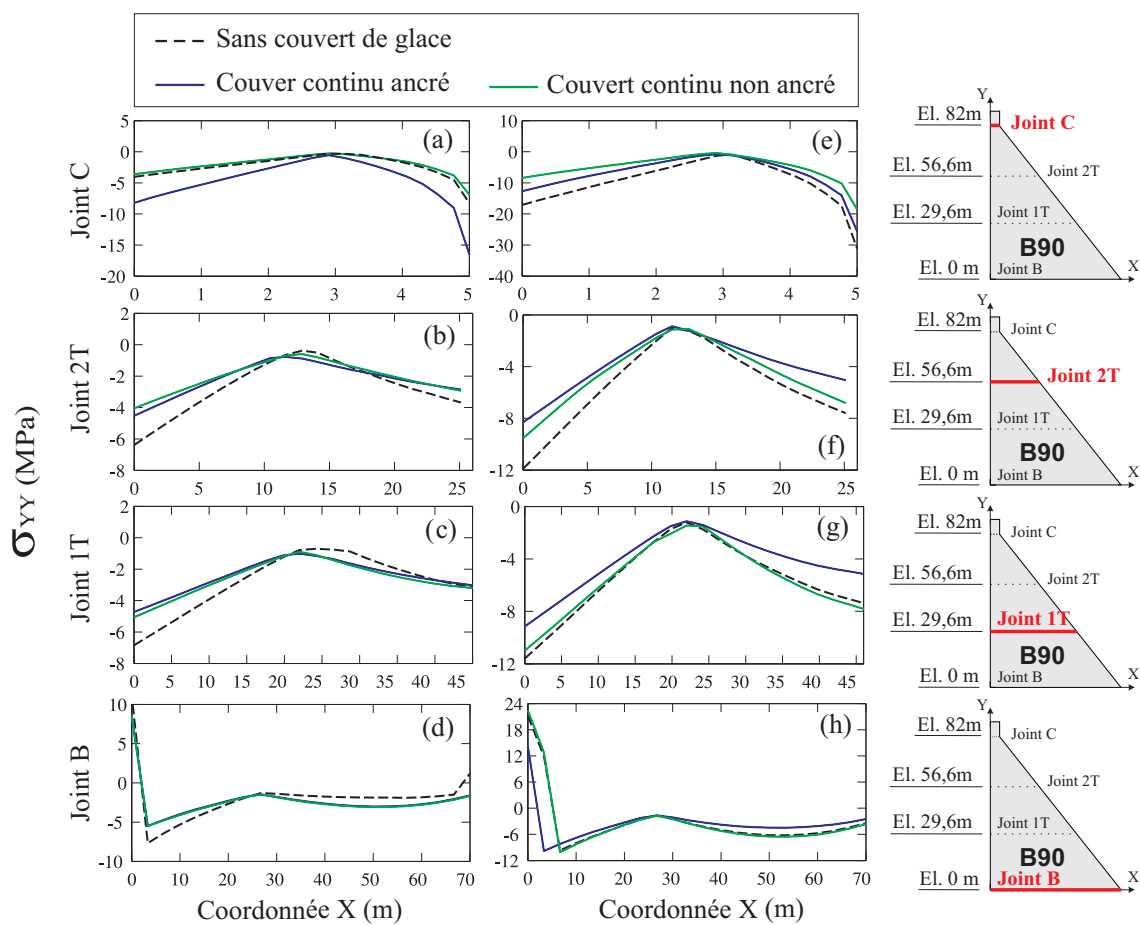


Figure 4.20 Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

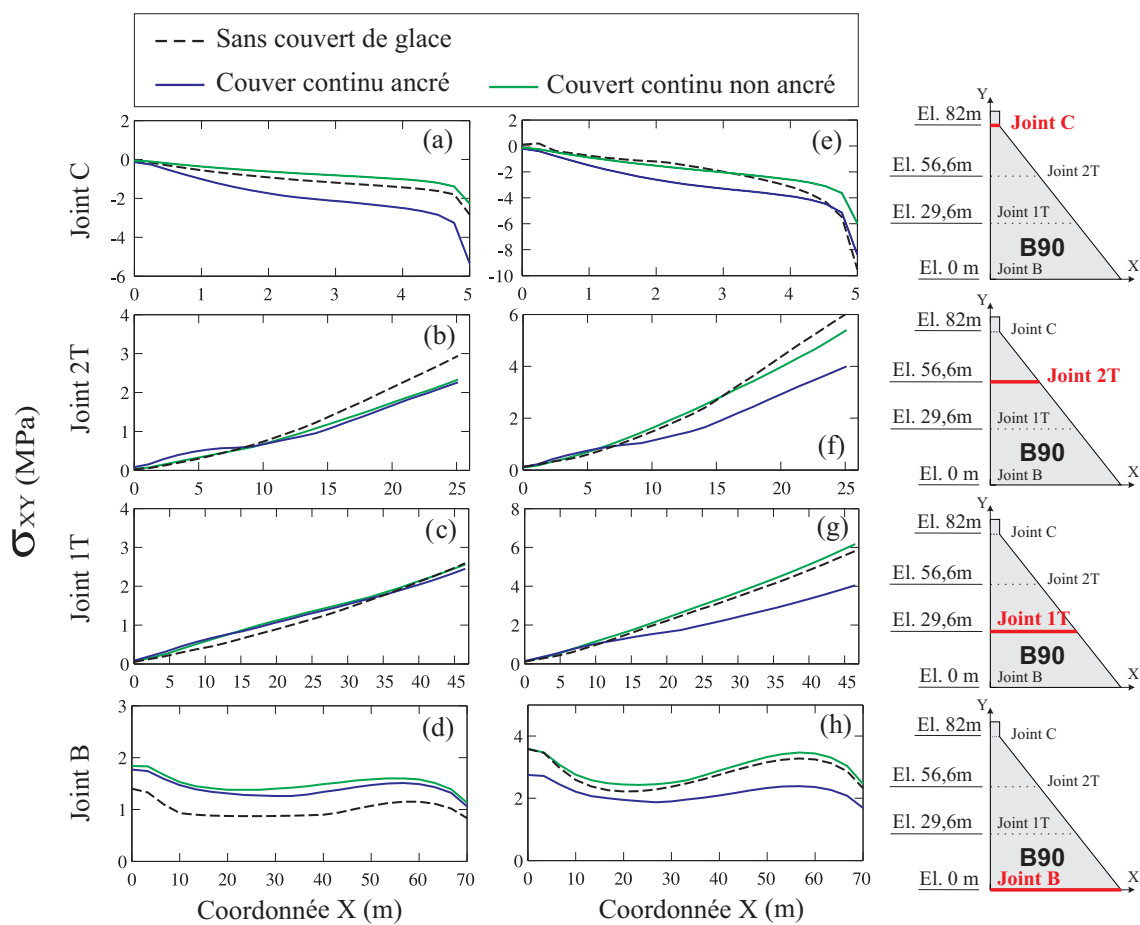


Figure 4.21 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

Couvert de glace fissuré

Dans cette section on s'intéresse toujours au type de contact glace-barrage, à savoir couvert ancré ou non ancré, mais en supposant que le couvert de glace est fissuré et consiste en blocs de longueur L_c égaux.

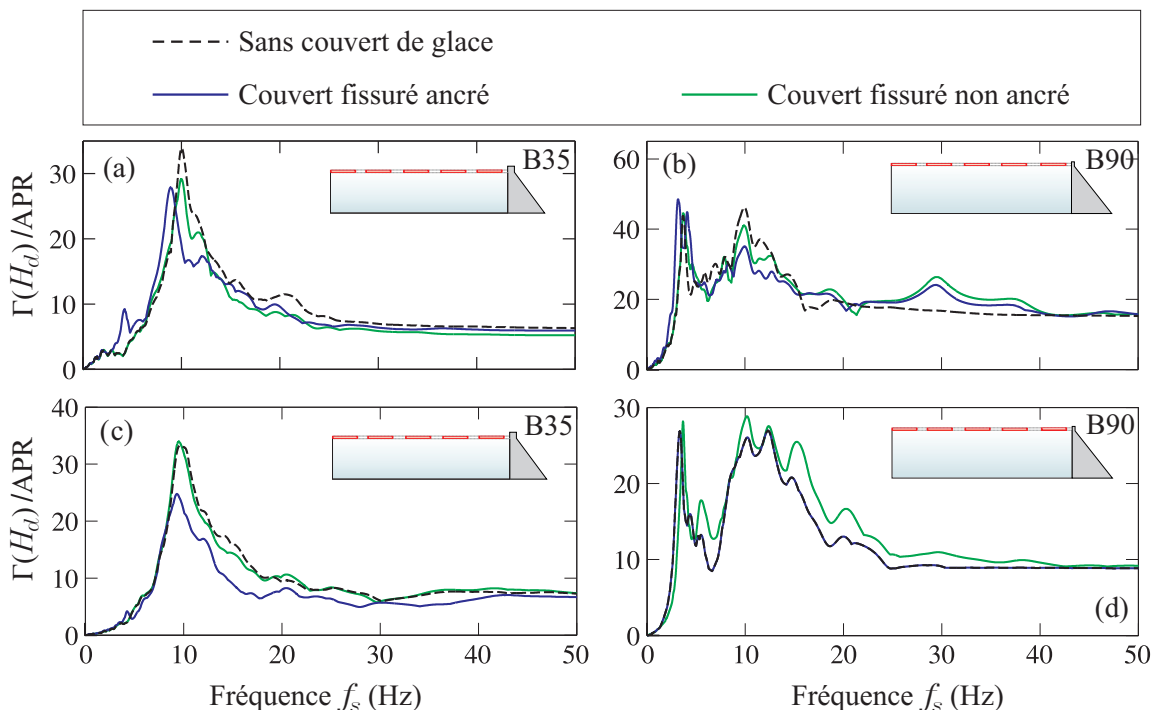


Figure 4.22 Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 en tenant compte du contact glace-structure et de la fissuration du couvert : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

Les courbes des spectres de planchers du système avec couvert fissuré non ancré présentent une grande ressemblance avec celles du système à couvert continu non ancré. En effet, les deux systèmes se comportent de manière quasiment semblable et leur comportements s'approchent de celui d'un système à surface libre. Toutefois d'après ces résultats on peut déduire que la fissuration n'influence pas de manière apparente la réponse d'un système à couvert non ancré. En effet, le couvert de glace étant détaché du barrage, qu'il soit continu ou fissuré, celui-ci suit les ondes de gravité du réservoir sans influencer notablement la réponse de la structure. Les courbes des contraintes permettent de visualiser le comportement du système à couvert fissuré non ancré, qui est très similaire à celui du système à surface libre. Les courbes sont quasiment superposées au niveau de tous les joints, sauf pour le B90 où on remarque des légers décalages.

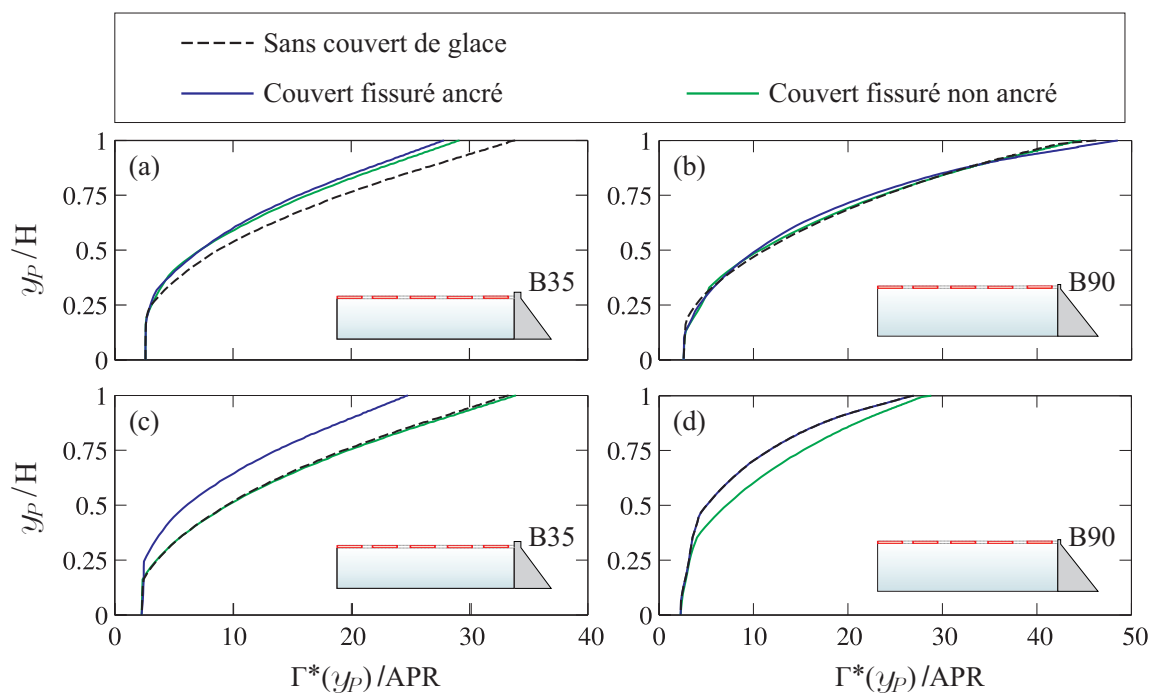


Figure 4.23 Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 en tenant compte du contact glace-structure et de la fissuration du couvert : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

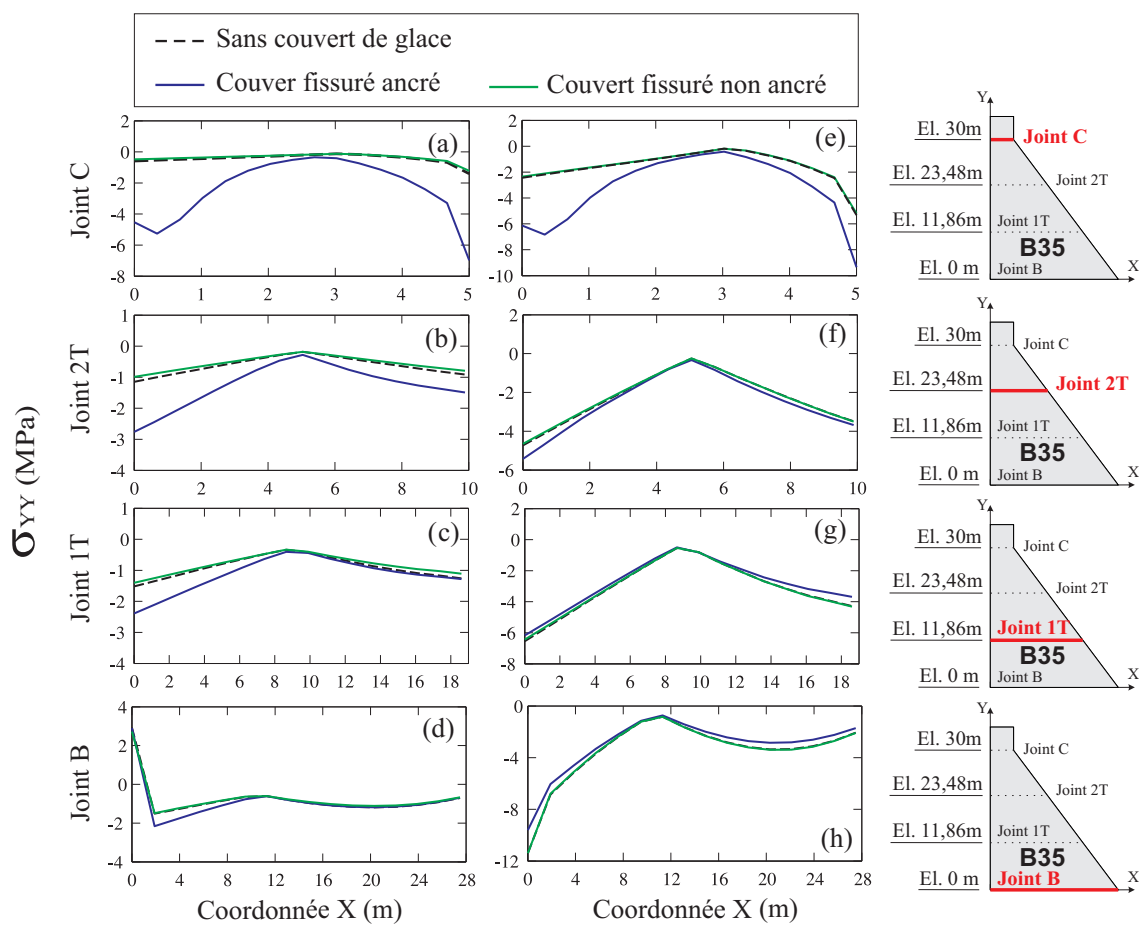


Figure 4.24 Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

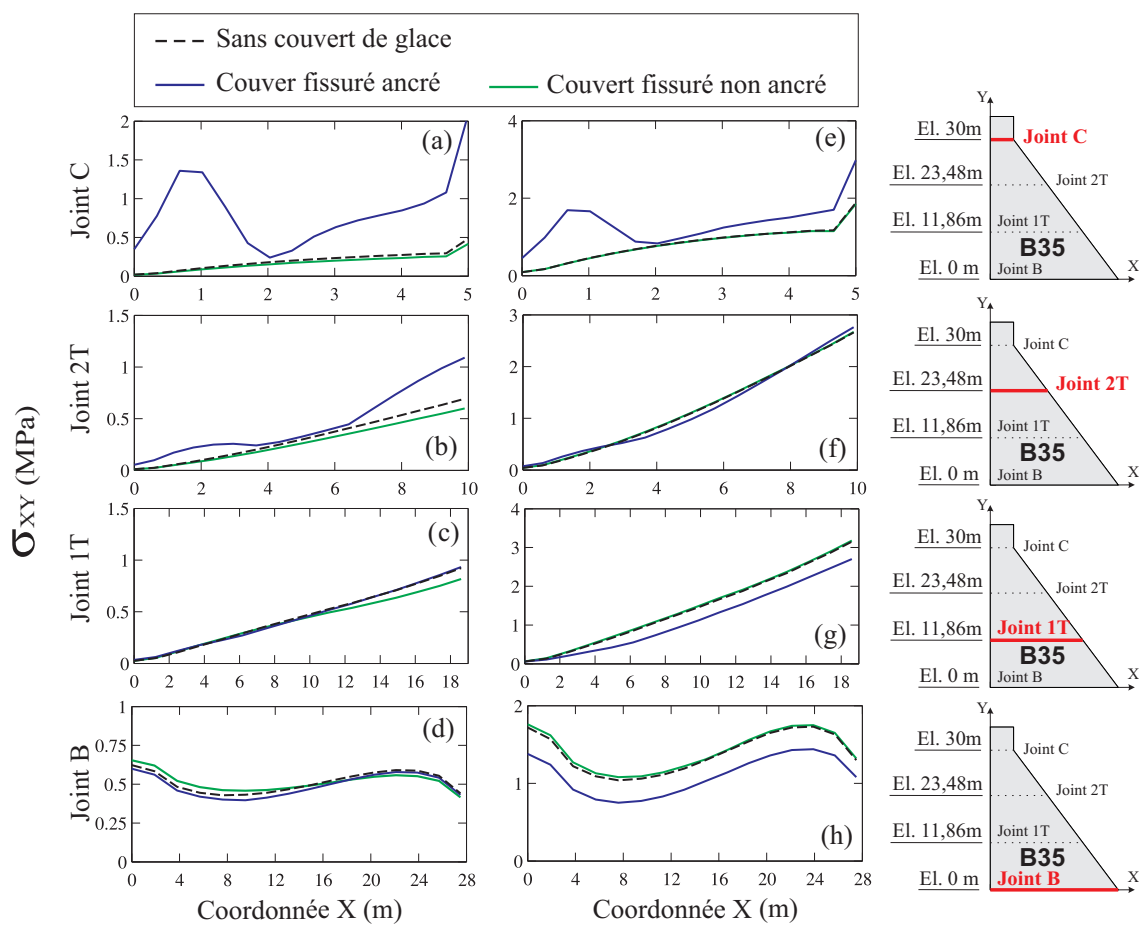


Figure 4.25 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

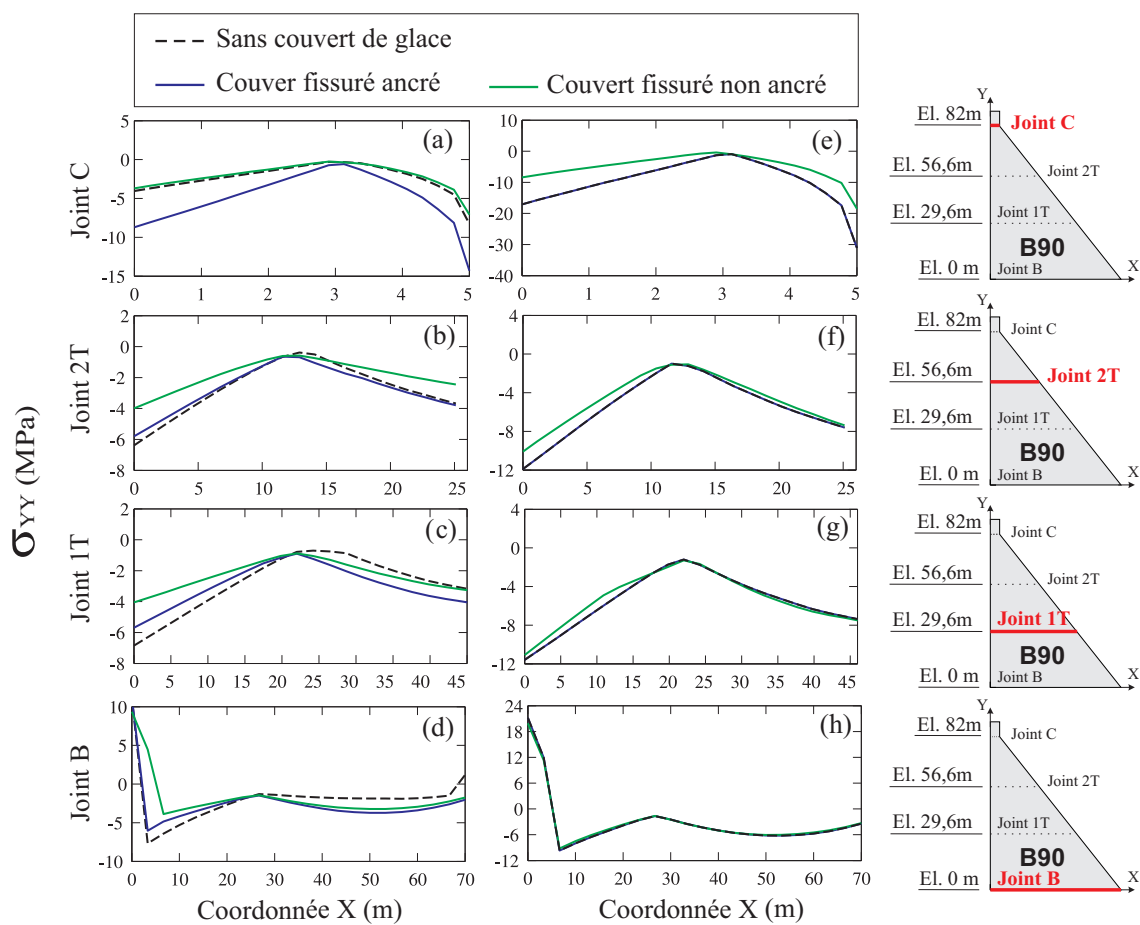


Figure 4.26 Contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

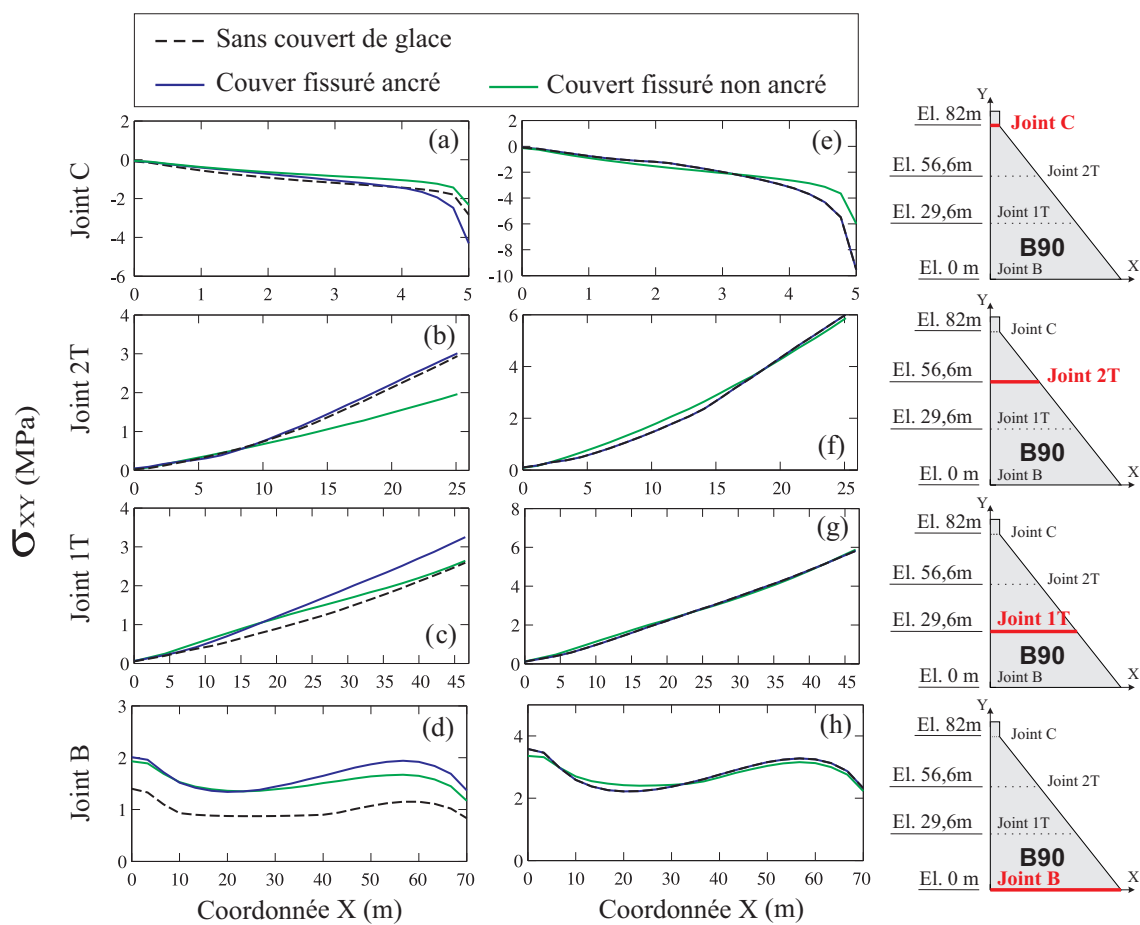


Figure 4.27 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

4.3.4 Influence de la longueur caractéristique de fissuration du couvert de glace

Tel que détaillé dans le chapitre 3, plusieurs états de fissuration ont été modélisés afin d'étudier la sensibilité des réponses de la structure à la longueur des blocs de glace formant le couvert. D'après les résultats détaillés plus haut, nous avons remarqué que la fissuration n'influence pas réellement la réponse lorsque le couvert est détaché du barrage. On a donc choisi de tester la sensibilité du système vis-à-vis de la longueur des blocs en considérant le bloc contigu au barrage comme étant ancré à sa face amont.

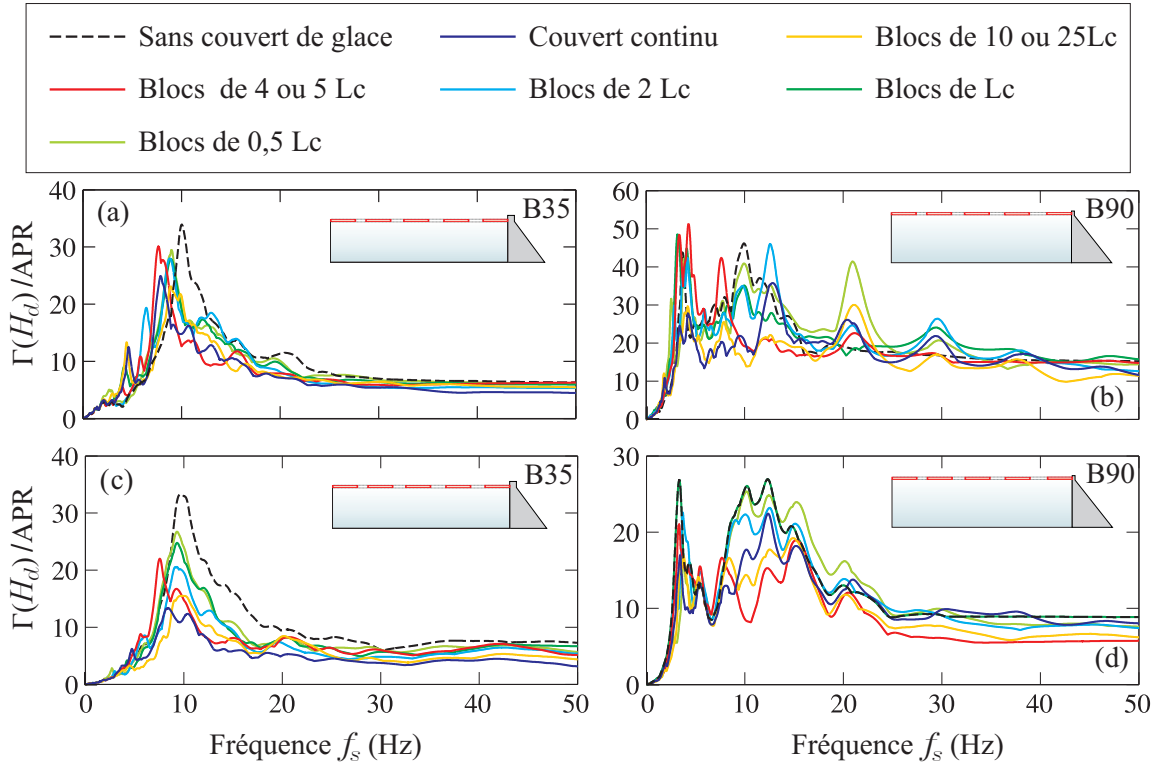


Figure 4.28 Spectres de plancher à la crête des barrages B35 et B90 selon différentes longueurs caractéristiques de fissuration : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

Pour les courbes des spectres de plancher à la crête du B35, on remarque qu'aussi bien sous le séisme de l'Imperial Valley que sous le séisme de Nahanni, plus on diminue la longueur des blocs de glace plus on s'approche de la réponse du système à surface libre. Ceci vient confirmer l'hypothèse selon laquelle en ayant des blocs de plus petite taille capables de se déplacer et d'entrer en contact entre eux avec une friction nulle, ceux-ci peuvent suivre les ondes de gravité de la surface de l'eau et donc approcher le comportement d'un système surface libre. Cependant, en ancrant un des blocs à la face amont du barrage on note l'existence du décalage des pics vers les faibles fréquences ainsi que l'apparition du pic additionnel proches

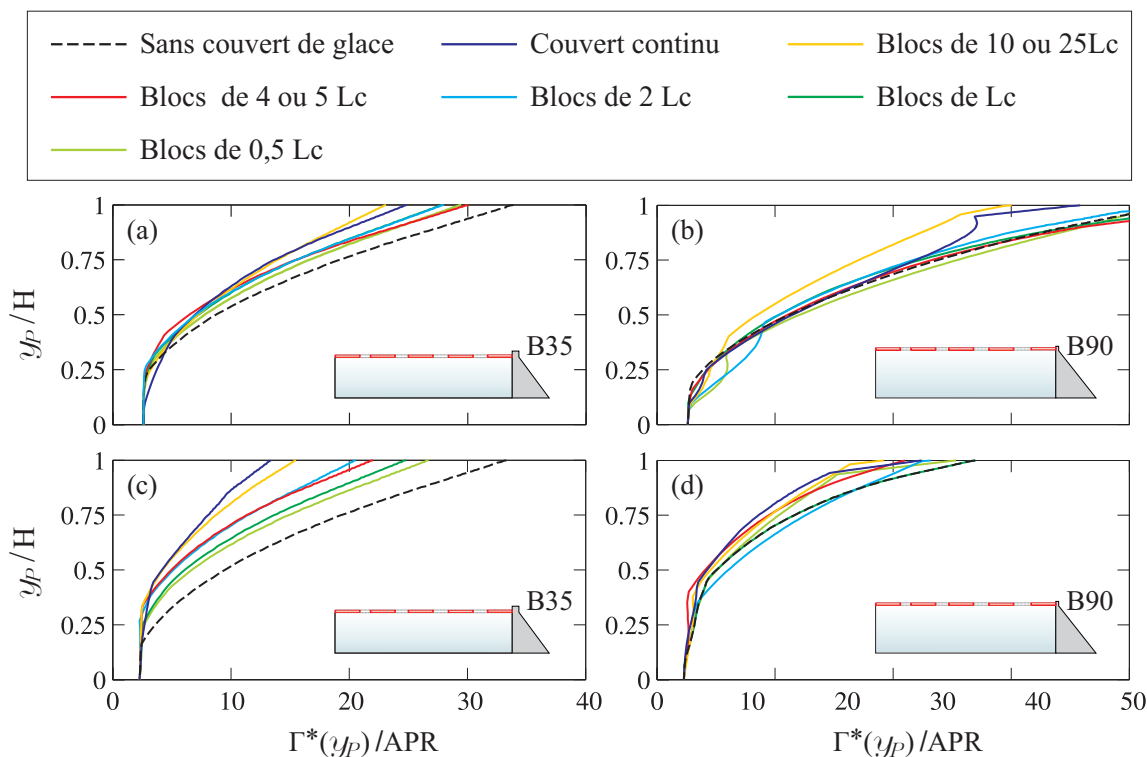


Figure 4.29 Profil des maximums des spectres de plancher sur la hauteur des barrages B35 et B90 en tenant compte des différentes longueurs caractéristiques de fissuration : (a) et (b) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (c) et (d) Système soumis au séisme de Nahanni.

des faibles fréquences. Notons aussi que les amplitudes d'accélération des pics sont toujours plus importants sous la sollicitation du séisme de l'Imperial Valley. Concernant le barrage B90, et pour une gamme de fréquence entre 0 et 10 Hz il est assez simple de noter la même tendance des courbes que pour le barrage B35. Les amplitudes sont plus importantes et les pics plus nombreux. Cependant au delà de 10 Hz il est un peu difficile de déduire une certaine tendance pour les différentes courbes. On retrouve la même tendance au niveau des profils des maximums des spectres des barrages B35 et B90, où on remarque que les courbes ayant les plus faibles valeurs proviennent des systèmes avec couvert continu ou avec une longueur de bloc égale à la moitié de la longueur du couvert.

Les courbes des contraintes normales au niveau des joints du barrage B35, notamment au niveau du joint C, permettent de confirmer l'effet rigidifiant de la présence d'un couvert ancré à la face amont du barrage. En effet, on remarque que plus le bloc ancré est de taille petite plus une augmentation de contraintes est apportée au joint C augmente. Les courbes des blocs de tailles $0,5 L_c$, L_c et $2 L_c$ représentent l'enveloppe des courbes des contraintes normales

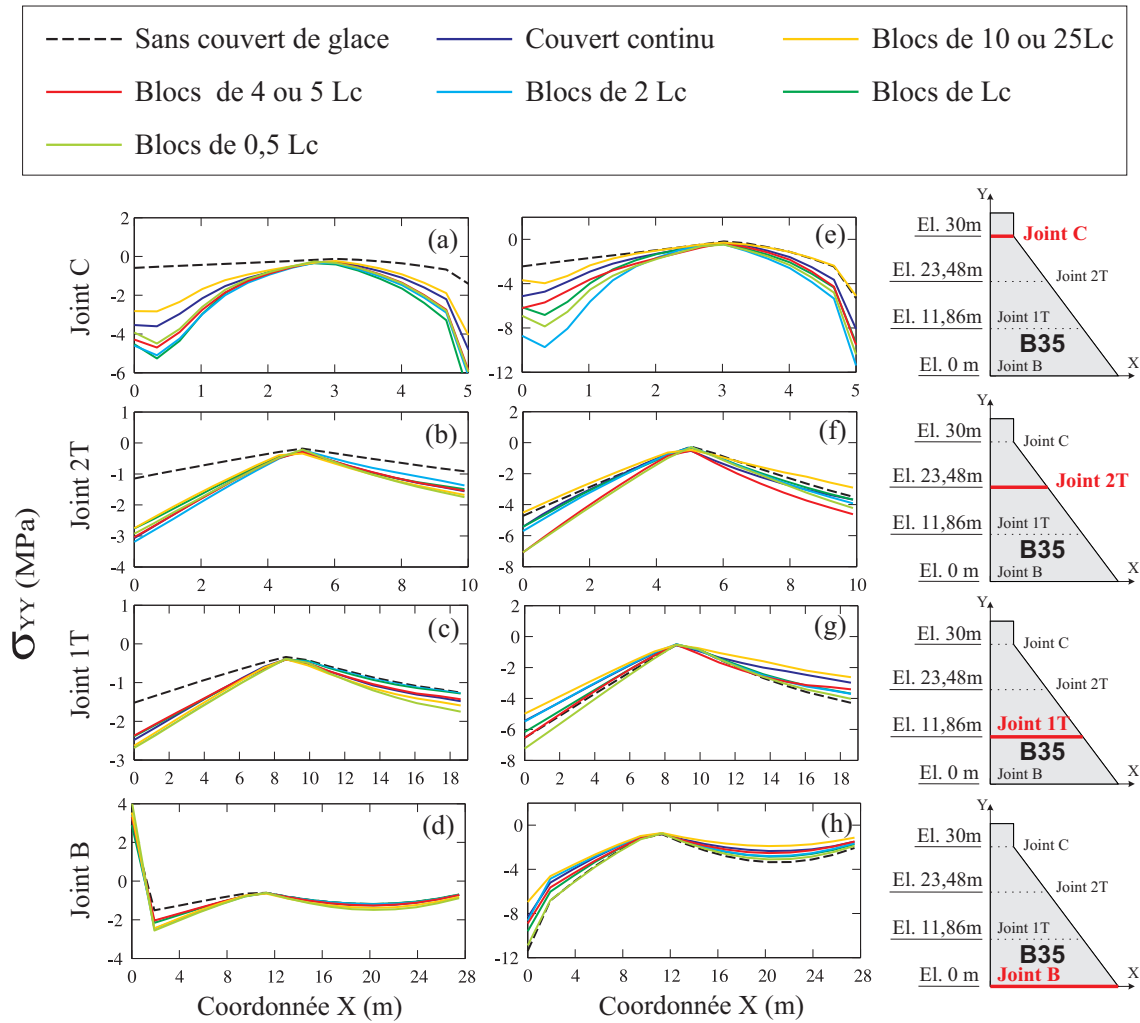


Figure 4.30 Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

enregistrées pour le reste des tailles de bloc. Au niveau des joints 1T et B sous le séisme de Nahanni, on peut constater que certaines configurations de fissuration, généralement avec des longueurs de blocs supérieures à $0,5 L_c$, permettent d'obtenir des contraintes plus faibles que celles enregistrées avec le système à surface libre.

Concernant les contraintes de cisaillement du B35, on remarque aussi une augmentation de contraintes notamment au joint C, plus précisément sur la partie de la crête proche de la zone d'ancrage du bloc de glace. Les courbes correspondant aux blocs de petites tailles présentent généralement les maximums de contraintes quasiment au niveau de tous les joints. Par ailleurs, au niveau des joints 2T, 1T et B sous le séisme de Nahanni, les courbes des contraintes du système à surface libre affiche les valeurs les plus importantes.

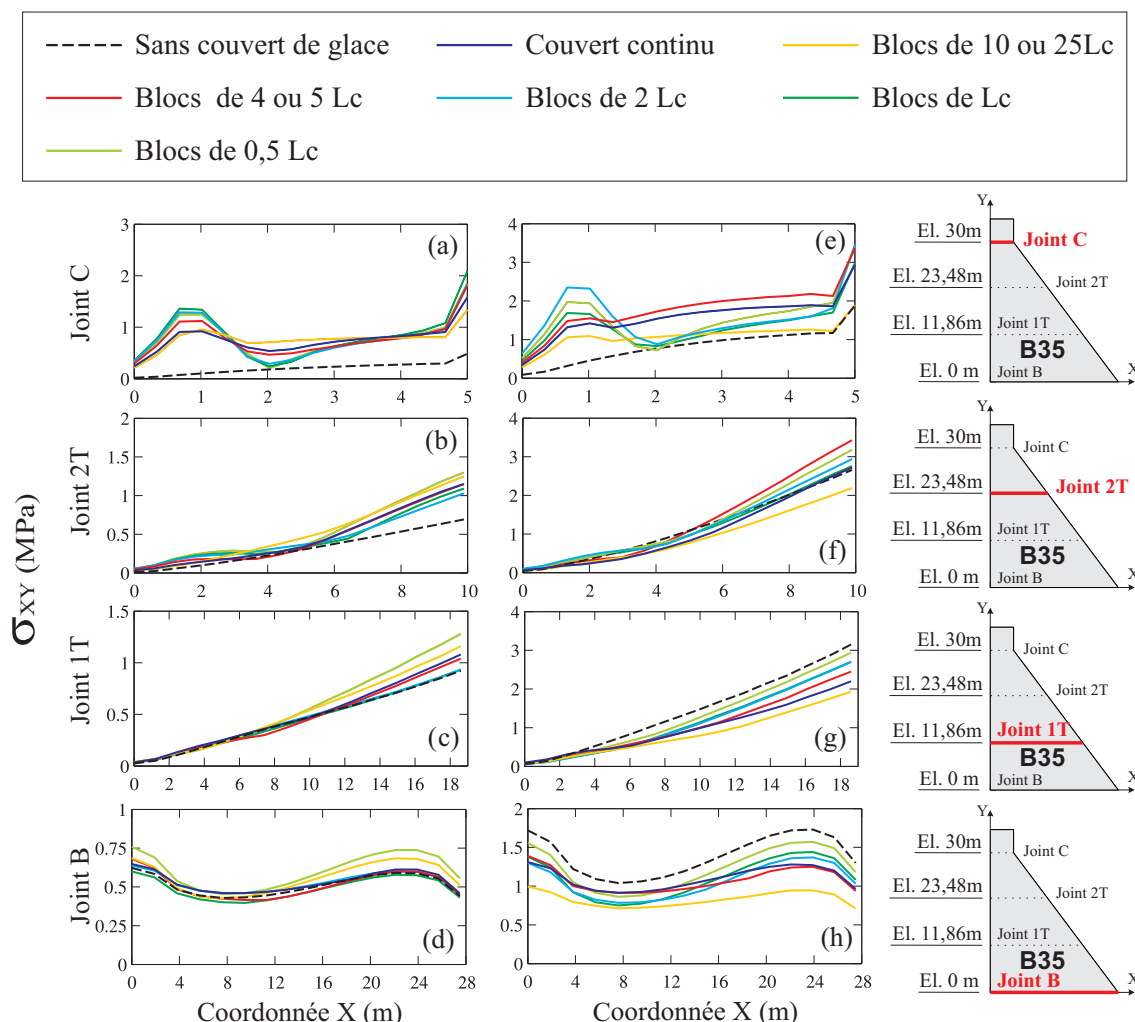


Figure 4.31 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B35 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

Les contraintes normales et les contraintes de cisaillement du barrage B90 affichent une sensibilité moins importante que le barrage B35 vis-à-vis de la longueur caractéristique de fissuration. En effet, la plage de variation des contraintes est plus restreinte pour le barrage B90, notamment au niveau du joint C. La tendance à ce que les valeurs maximales sont attribuées au système à surface libre ou avec une longueur caractéristique petite, est aussi notable dans ce cas-ci. Les plus faibles valeurs sont attribuées au système à couvert continu ou avec une longueur caractéristique de l'ordre de la moitié de la longueur totale du couvert.

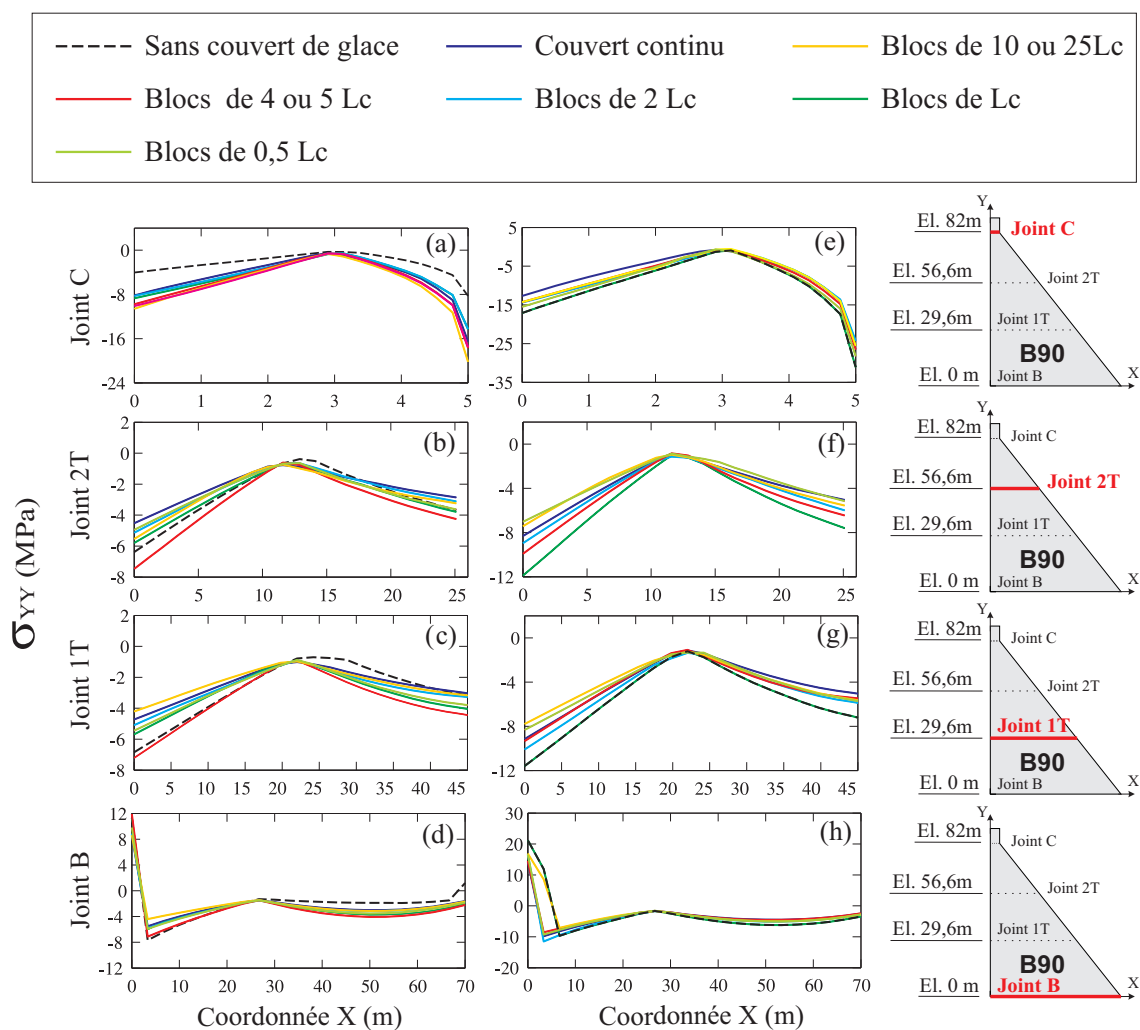


Figure 4.32 Enveloppe des contraintes normales au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

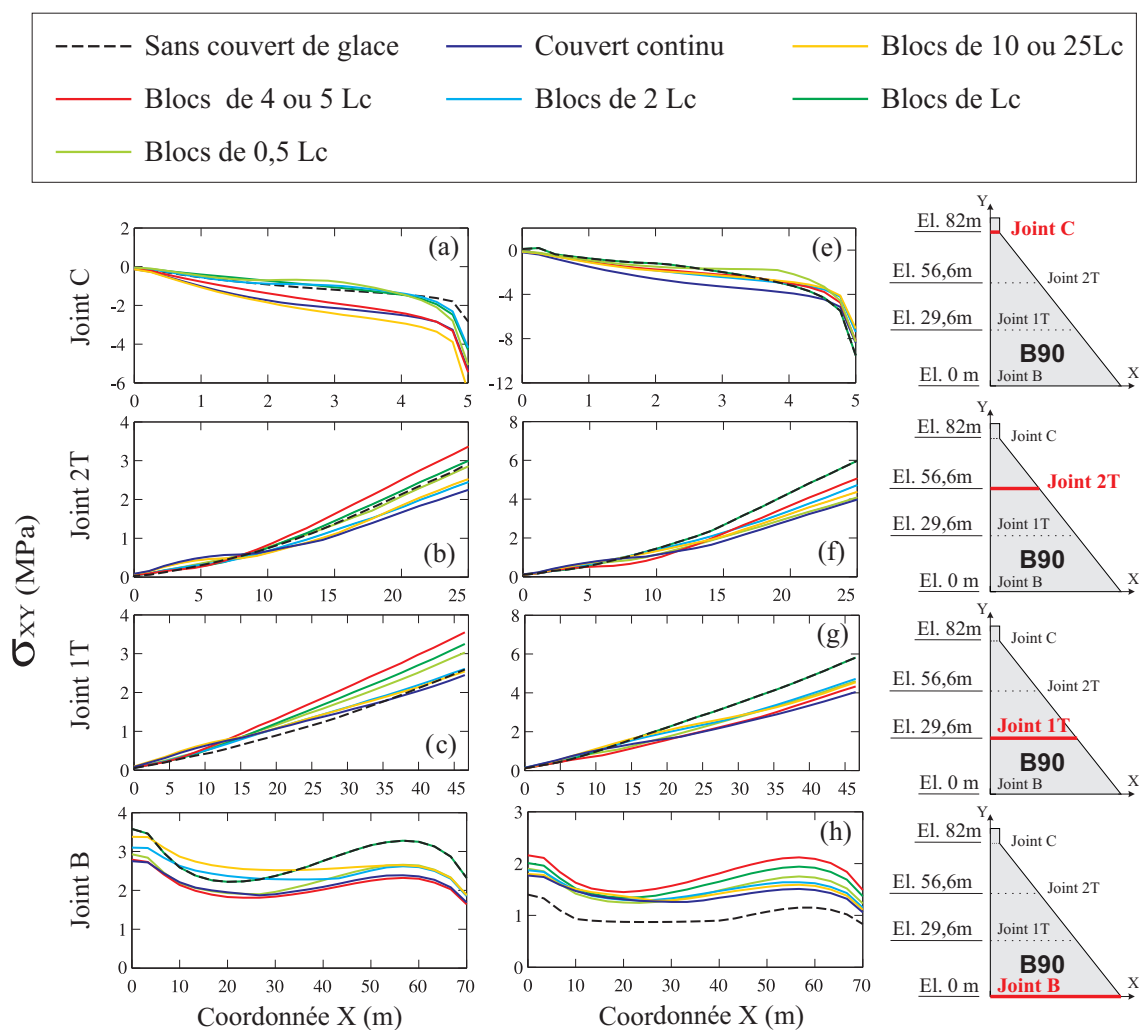


Figure 4.33 Enveloppe des contraintes de cisaillement au droit des joints horizontaux du barrage B90 : (a) à (d) Système soumis au séisme de l'Imperial Valley ; (e) à (h) Système soumis au séisme de Nahanni.

4.4 Résultats de l'analyse modale des modèles 3D

Les modèles développés dans le Chapitre 3 ont été utilisés pour effectuer des analyses modales du barrage-poids sélectionné pour cette étude, dans différentes conditions, à savoir : sans réservoir, avec réservoir et avec réservoir et couvert de glace. Les courbes de réponse en fréquences de l'accélération présentées dans cette section correspondent au noeud au centre de la crête du plot H, tel qu'illustré dans la figure 2.10.

4.4.1 Barrage seul

Pour la structure du barrage seul la figure 4.34 présente l'allure de la courbe de réponse en fréquence de l'accélération à la crête ainsi que les trois premiers modes de la structure.

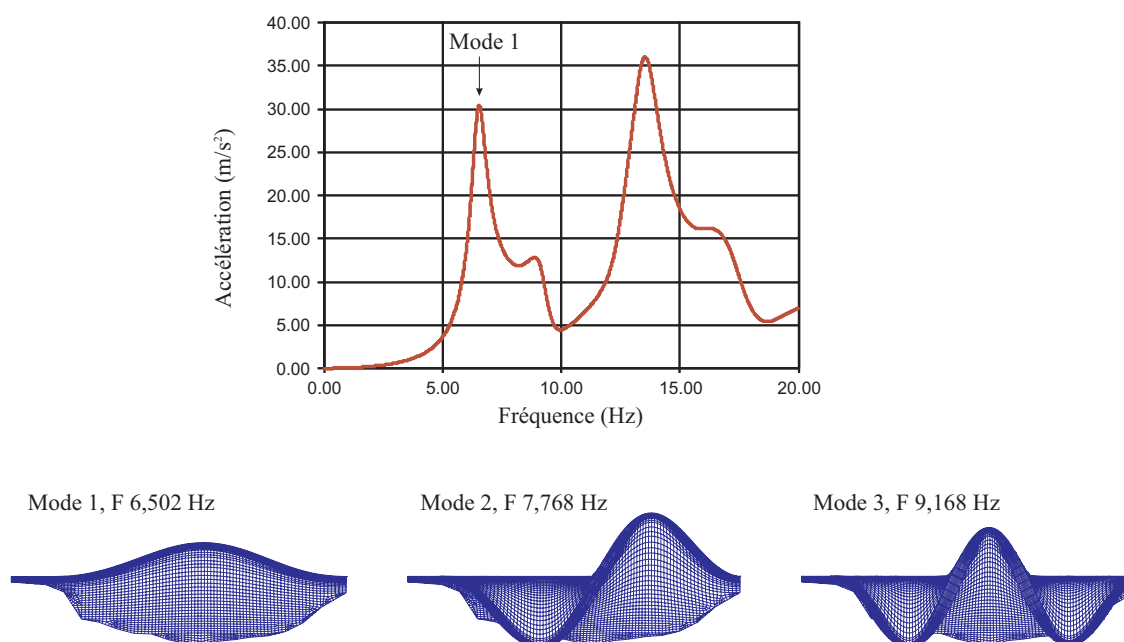


Figure 4.34 Courbe de réponse de fréquence de l'accélération à la crête du barrage seul et premiers modes du barrages

La courbe de réponse en fréquence confirme que le premier mode et le troisième mode sont respectivement situés à 6,5 Hz et 9,2 Hz alors que le deuxième, qui est antisymétrique, est moins apparent sur la courbe en raison de son faible facteur de participation modale.

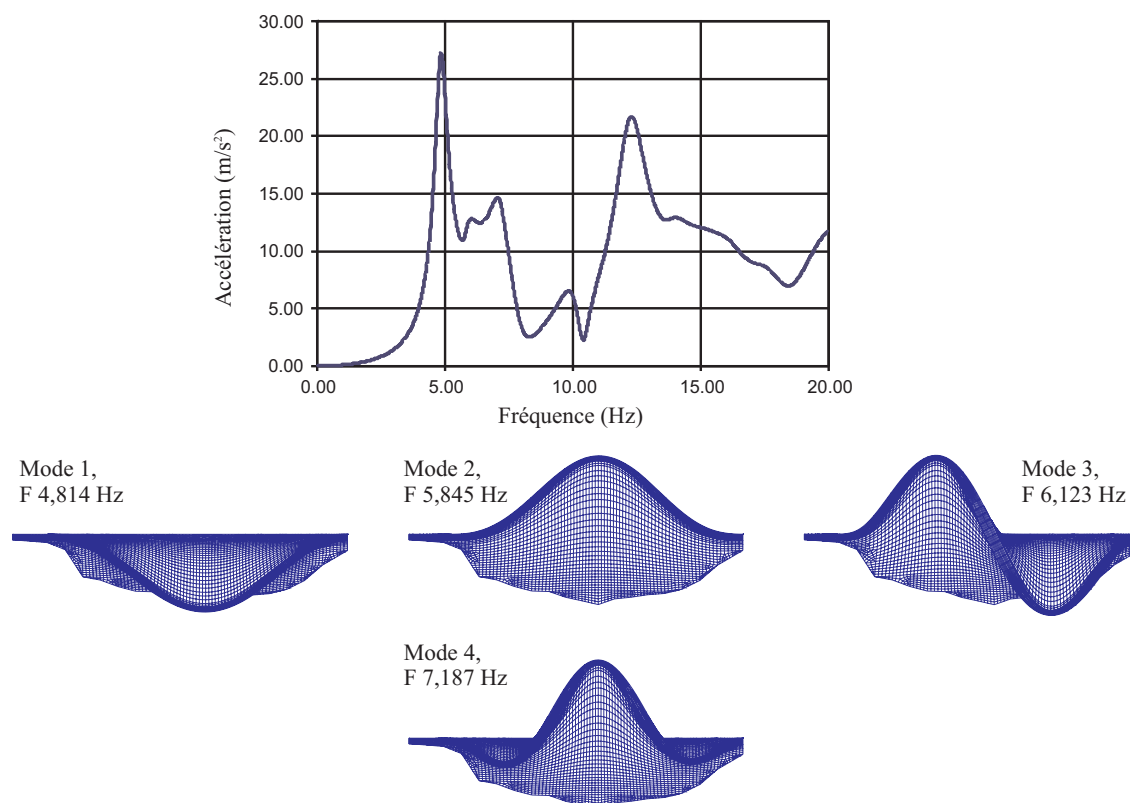


Figure 4.35 Courbe de réponse de fréquence de l'accélération à la crête pour un système barrage-réservoir

4.4.2 Système barrage-réservoir

La courbe de réponse en fréquence de la figure 4.35 montre que le premier mode est situé à une fréquence d'environ 4,8 Hz. Les trois autres modes présentés sur la figure présentent des valeurs de fréquences proches des fréquences des pics de la courbe de réponse en fréquence, situés sur une plage de fréquence entre 0 et 8 Hz.

4.4.3 Système glace-barrage-réservoir

Les premiers pics de la courbe de réponse en fréquence de la figure 4.36 apparaissent à des très faibles fréquences, ceux-ci représentent des modes du couvert de glace où le barrage participe de manière négligeable. Les premiers modes du barrage apparaissent à partir du 130ème mode. Les trois premiers modes de barrages représentés dans la figure présentent les fréquences proches des valeurs des fréquences des pics principaux entre 4 et 7 Hz.

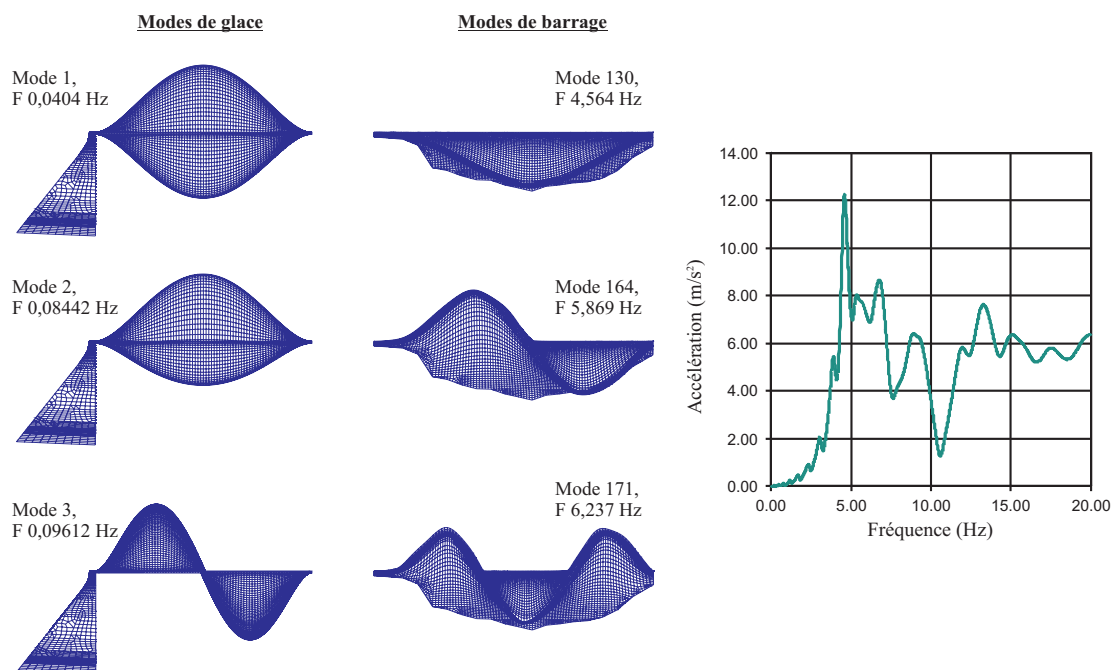


Figure 4.36 Courbe de réponse de fréquence de l'accélération à la crête pour un système glace-barrage-réservoir

4.4.4 Effet de la présence du couvert de glace

En examinant la figure 4.37, on remarque d'abord que l'accélération à la crête du barrage est désamplifiée en présence d'un couvert de glace par rapport à celle obtenue sans le couvert de glace. Cette diminution de la réponse est attendue compte tenu de la rigidité élastique due au couvert de glace et des conditions aux frontières i.e. couvert attaché au barrage et aux rives. Les propriétés modales du système sont modifiées par l'ajout de la masse du réservoir et du couvert de glace. En effet, on remarque que l'amplitude de la courbe de réponse en fréquence du système glace-barrage-réservoir diminue sur toute la gamme de fréquence considérée. En général, les pics de la courbes de réponse en fréquence du système sont décalés vers les basses fréquences. On observe aussi l'apparition de pics additionnels à des très faibles fréquences. Ces pics représentent les modes de vibration de la glace.

4.5 Résumé

Ce chapitre a eu pour objectif d'examiner la sensibilité de la réponse des modèles 2D de barrage poids sélectionnés pour cette étude. Il apparait que la présence d'un couvert de glace a des effets notables sur les spectres de plancher de l'accélération ainsi que sur les valeurs des contraintes au niveau des joints de la structure, définis pour les fins de l'étude. Le choix de

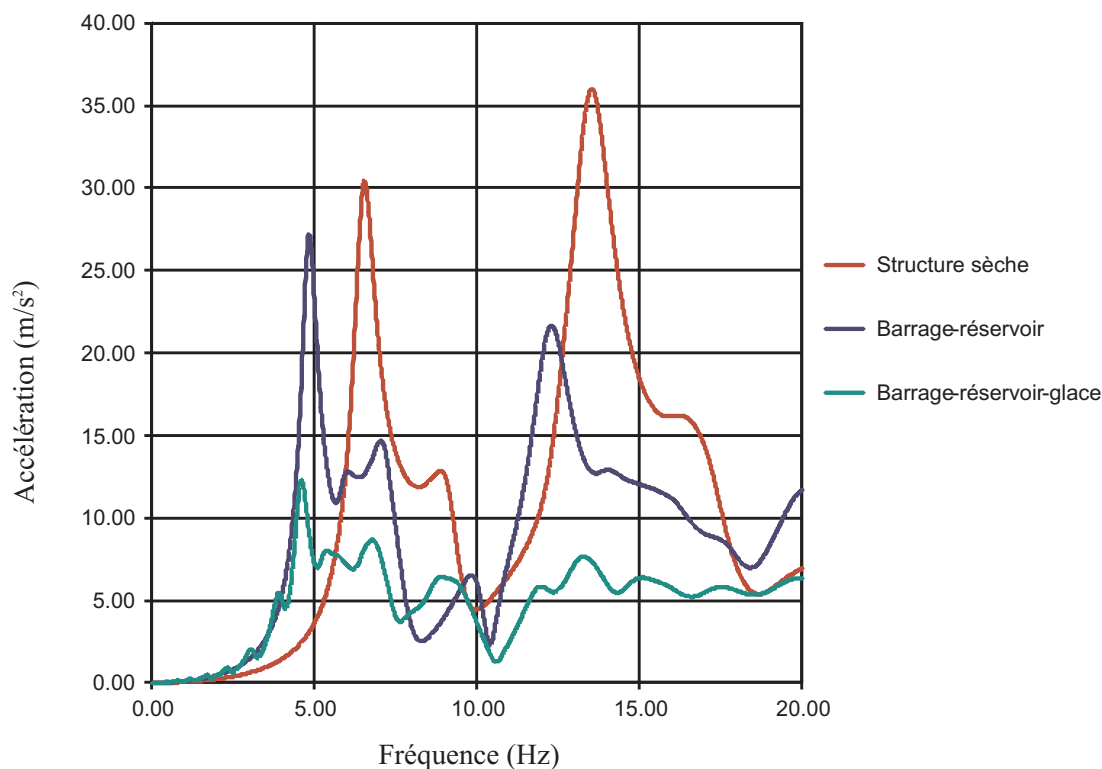


Figure 4.37 Courbe de réponse de fréquence de l'accélération à la crête pour les trois systèmes étudiés

modéliser le couvert de glace dans le modèle d'éléments finis pourrait avoir pour effet d'éviter d'obtenir une réponse très conservatrice. Toutefois, le choix des hypothèses de modélisation du couvert de glace influence notablement les spectres de plancher et les contraintes au niveau du barrage. En considérant la fissuration, les spectres de plancher tendent vers les courbes du système à surface libre mais les courbes des contraintes permettent de capter l'augmentation de contraintes au niveau des joints, généralement plus importante que lorsqu'on considère le système à surface libre, et qui est principalement dû à la fissuration dans le couvert de glace. Le chapitre a également démontré que la présence d'un couvert de glace continu affecte la réponse modale 3D des barrage-poids.

CHAPITRE 5 CONCLUSION

5.1 Synthèse des travaux

Ce mémoire s'est focalisé sur l'étude de la sensibilité de la réponse sismique de deux prototypes de barrage-poids vis-à-vis des hypothèses de modélisation du couvert de glace. La méthode des éléments finis a été utilisée pour modéliser les différents systèmes étudiés dans le domaine bidimensionnel (2D), en optant pour une hypothèse d'élasticité plane ainsi que dans le domaine tridimensionnel (3D). Une étude paramétrique ayant pour objectif de mettre en évidence les effets de plusieurs hypothèses de modélisation de la glace a été conduite sur les modèles 2D. Les effets de la présence du couvert de glace, son état de fissuration et son type d'interaction avec la structure du barrage ont été explorés, en examinant les spectres de planchers de l'accélération à la crête et sur toute la hauteur du barrage ainsi que les courbes des contraintes au niveau des joints horizontaux définis dans le cadre de l'étude. Cette étude originale a permis de tenir compte des non-linéarités dans le couvert de glace en modélisant les fissures selon plusieurs configurations à l'aide des éléments de contact proposés par le logiciel ADINA (2013). En faisant le choix de modéliser la fissuration avec cette méthode, il a été donc possible de modéliser le contact avec la structure du barrage en tenant compte d'un certain coefficient de friction, de considérer des paramètres de matériau réalistes et qui permettent de tenir compte de la flexibilité de la glace, d'appliquer correctement l'interaction fluide-structure à l'interface barrage-réservoir et essentiellement à l'interface glace-réservoir. Les résultats des analyses ont été illustrés à travers les spectres de plancher et les contraintes normales et de cisaillement à des joints placés à différents niveaux. Une procédure de génération efficace de la géométrie des barrages et de leurs maillages a été développée. Cette procédure a été utilisée pour modéliser un barrage-poids existant au Québec. Le modèle 3D résultant a servi pour évaluer l'effet de la présence d'un couvert de glace sur la réponse modale d'un barrage-poids.

À l'issue de ce travail, les conclusions suivantes peuvent être formulées dans le contexte des travaux effectués et des hypothèses adoptées :

- La présence du couvert de glace influence les spectres de plancher d'accélération à la crête de la structure, notamment les barrages de faibles à moyenne hauteur représentés dans le cadre de ces travaux par le barrage B35.
- La réponse en termes de spectres de plancher d'accélération d'un système à surface libre est généralement très conservatrice si l'on décide de négliger la modélisation du couvert de glace.

- La présence du couvert de glace induit généralement des contraintes plus élevées au droit des joints du barrage.
- Le type d'interaction du couvert de glace avec la structure du barrage a une influence appréciable sur les résultats. En choisissant d'ancrer le couvert de glace à la structure, l'allure des spectres de planchers et des contraintes est modifiée.
- La fissuration n'a aucun impact sur la réponse sismique du barrage lorsque le couvert n'est pas attaché au barrage.
- En considérant un couvert de glace attaché au barrage, l'hypothèse de tenir compte de la fissuration donne des résultats qui s'approchent de la réponse du système à surface libre. Cependant, la présence de la glace influence la réponse modale du système.
- La variation de la longueur caractéristique de fissuration influence légèrement l'allure des courbes des spectres de plancher de l'accélération, cependant ce paramètre a un impact notable sur les contraintes du joint C à la crête, où l'on note une augmentation des contraintes dépendamment de la longueur caractéristique de fissuration.

5.2 Travaux futurs

La modélisation du couvert de glace peut être améliorée en introduisant l'effet de la cohésion, telle que détaillée dans la revue de littérature. L'effet de la friction glace-glace et glace-barrage a aussi été testé mais qui pourrait faire l'objet d'une étude plus approfondie. Enfin le choix de modéliser les barrages étudiés en 2D est une méthode qui jusqu'à présent a été très efficace dans le domaine des barrages et qui a pu prédire de manière pertinente le comportement des barrage-poids. Toutefois, les effets tridimensionnels d'un couvert de glace continu ou fissuré n'ont pas été souvent sujets à des travaux de recherches approfondies. Les modèles 3D linéaires proposés dans le cadre de ce travail constituent une première étape qui pourrait servir de plateforme pour développer des modèles non-linéaires 3D.

RÉFÉRENCES

ADINA, *Theory and Modeling Guide. Report ARD 13-8*, 2013.

G. Ashton, “River and lake ice engineering”, *Water Resources Publications*, 1986.

K. Bathe, “Conserving energy and momentum in non-linear dynamics : A simple implicit time integration scheme”, *J.Computers and Structures*, vol. 85, pp. 437–445, 2007.

M. Bechai et L. Christl, “Toward development of a comprehensive dam safety program in ontario”, dans *Proceedings, Canadian Dam Association Annual Conference*, Fredericton, (N.-B), Oct. 2001, pp. 275 – 279.

C. Birk et P. Ruge, “A symmetric time-domain model for 3D dam-reservoir interaction including radiation damping”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 2006.

N. Bouaanani, “Étude de l’effet d’un couvert de glace sur le comportement dynamique des barrages poids”, Thèse de doctorat, Université de Sherbrooke, 2002.

N. Bouaanani et F. Lu, “Assessment of potential-based fluid finite elements for seismic analysis of dam-reservoir systems”, *Computers and Structures*, no. 81, pp. 206–224, 2009.

N. Bouaanani, P. Paultre, et J. Proulx, “Two-dimensional modelling of ice cover effects for the dynamic analysis of concrete gravity dams”, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, no. 31, pp. 2083–2102, 2002.

——, “Dynamic response of a concrete dam impounding an ice-covered reservoir : Part I. Mathematical modelling”, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 2004.

E. Bretas, P. Léger, et J. Lemos, “3D stability analysis of gravity dams on sloped rock foundations using the limit equilibrium method”, *Computers and Geotechnics*, 2012.

A. Cammaert et D. Muggeridge, “Ice interaction with offshore structure”, *Van Nostrand Reinhold*, 1988.

C. Carbonneau, P. Paultre, et J. Proulx, *Essais dynamiques en conditions hivernales du barrage-poids Outardes-3. Rapport de recherche SMS-96/05*, Département de génie civil, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, 1996.

D. Carter, *Lois et mécanismes de l'apparente rupture fragile de la glace de rivière et de lac. Rapport S-22.*, Département de génie civil, Université de Laval, Québec, 1980.

CDA, *Dam safety guidelines*, Canadian Dam Association , Edmonton, Alberta, 1997.

J.-Y. Chagnon, “Séismes : quelles sont les zones à risque dans la région du Québec ?” *Interface*, pp. 30–39, 1992.

M. Chagnon, “Réponse dynamique d’un barrage en béton incluant l’interaction glace-structure”, Mémoire de maîtrise, Département des génies civil, géologique et mines. École Polytechnique de Montréal, 2007.

P. Croteau, *Dynamic interactions between floating ice and offshore structures, Report No. UCB/EERC-83/06*, University of California, Berkeley, Californie, 1983.

C. Daley, “Ice edge contact and failure”, *Cold Regions Science and Technology*, vol. 21, no. 1, pp. 1–23, 1992.

S. Daly et R. Ettema, “Frazil ice blockage of water intakes in the Great Lakes”, *Journal of Hydraulic Engineering*, vol. 132, no. 8, pp. 814–824, 2006.

Éditeur Officiel du Québec, *Loi 93 : Loi sur la sécurité des barrages du Québec - Décret 300-2002 - Règlements sur la sécurité des barrages*, 2002.

Environnement-Canada, *Menaces pour la disponibilité de l’eau au Canada : Rapport no3, Série de rapports d’évaluation scientifique de l’INRE et série de documents d’évaluation de la science de la DGSAC, No :1*, 2004.

—, *Collection du programme d’épaisseur de la glace*, Environnement Canada, Ottawa, Canada, 2014.

E. Eranti, *Dynamic ice structure interaction. Theory and application*, Technical Research Centre of Finland, VTT Publications, Espoo, 1992.

R. Gagnon, “A numerical model of ice crushing using a foam analogue ”, *Cold Regions Science and Technology*, no. 65, pp. 335–350, 2010.

J. Glen, “The creep of polycrystalline ice”, dans *Proceedings of the Royal Society of London, Series A*, vol. 228, 1953, pp. 519–538.

L. Gold, “Engineering properties of fresh-water ice”, *Journal of Glaciology*, vol. 19, no. 81, pp. 197–212, 1977.

D. Goodman et D. Tabor, “Fracture toughness of ice : a preliminary account of some new experiments”, *Journal of Glaciology*, vol. 21, no. 85, pp. 651–660, 1978.

A. Gürtner et M. Bjerkas, “Numerical simulation of ice action to a lighthouse”, dans *Proceedings of the ASME 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Hawaii, Mai 2009.

K. Hacıfendioglu, A. Bayraktar, et Y. Bilici, “The effects of ice cover on stochastic response of concrete gravity dams to multi-support seismic excitation”, *Cold Regions Science and Technology*, no. 55, pp. 295–303, 2009.

K. Hansen et L. Roehm, “The response of concrete dams to earthquakes”, *Water Power Dam Construct*, vol. 31, pp. 27—31, 1979.

Hydro-Québec, *Guide pour la sélection des paramètres sismiques, Révision 2001 : Rapport du sous-comité Séismicité*, 2001.

——, *Guide pour la sélection des paramètres sismiques : Rapport du Sous-Groupe Séismicité*, Jan. 2003.

ICOLD, *Seismicity and dam design. Rapport technique Bulletin 46*, International Commission on Large Dams, 1983.

——, *Dams and related structures in cold climate : Design guidelines and case studies.*, Bulletin No. 105, Commission internationale des Grands Barrages, Paris, 1996.

P. Jochmann et J. Schwarz, *Ice Force Measurement at Lighthouse Norströmsgrund - Winter 1999, Validation of Low Level Ice Forces on Coastal Structures, Report No :5*, LOLEIF, Hambourg, 2000.

D. Karr, A. Troesch, et W. Wingate, “Nonlinear dynamic response of simple ice-structure interaction model”, dans *OMAE 92, The 11th Int. Symp., proc.*, vol. 4, Calgary, Juin 1992, pp. 231 – 237.

A. Kovacs et D. Sodhi, “Shore ice pile-up and ride-up”, dans *Workshop on Problems of the Seasonal Sea Ice Zone, Naval Post Graduate School*, Monterey, CA, 1979.

T. Kärna, “A procedure for dynamic soil-structure-ice interaction.” dans *ISOPE 1992, 2nd Int. Offshore and Polar Engineering Conf., proc. vol II*. The International Society of Offshore and Polar Engineers, 1992, pp. 764–771.

T. Kärna et P. Jochmann, “Field observations on ice failure modes”, dans *Proceedings of the 17th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions*, 2003, pp. 16–19.

P. Kry, “Ice forces on wide structures”, *Canadian Geotechnical Journal*, 1980.

P. Léger et M. Leclerc, “Evaluation of earthquake ground motions to predict cracking response of gravity dams”, *Engineering Structures*, vol. 18, no. 3, pp. 227 – 239, 1996.

H. Matlock, W. Dawkins, et J. Panak, “A model for the prediction of ice-structure interaction”, dans *OTC 1969, 1st Int. Conf., proc.*, vol. 1, Houston, Mai 1994, pp. 687 – 694.

B. Michel, “Éléments de la physique de la neige et de la glace”, *Les Presses de l’Université de Laval*, 1964.

——, *Les propriétés mécaniques à l’impact de la glace du Saint-Laurent. Rapport T-19*, Département de Génie civil, Université Laval, Québec, 1971.

——, *Ice mechanics*. Québec : Les Presses de l’Université Laval, 1978.

B. Michel et R. Ramseier, “Classification of river and lake ice”, *Canadian Geotechnical Journal*, 1969.

B. Michel et N. Toussaint, “Mechanisms and theory of indentation of ice plates”, *Journal of Glaciology*, vol. 19, no. 81, pp. 285–300, 1977.

F. Miura, I. Nozawa, N. Sakaki, et K. Hirano, “Dynamic stability of an off-shore structure surrounded by thick ice during strong earthquake motions”, dans *Proceedings of Ninth World Conference on Earthquake Engineering*, vol. 3, Japan, Août 1988, pp. 465 – 470.

M. Mohaghegh, “Fracture of sea ice sheets”, dans *Proceeding, Offshore Technology Conference, OTC Paper No. 2046*, Houston, Texas, 1974.

M. Määttänen, “Ice interaction with structures”, dans *IUTAM/IAHR Symposium*, Newfoundland, Août 1989, pp. 563 – 579.

S. Mulmule et J. Dampsey, “A Viscoelastic Fictitious Crack Model for The Fracture of Sea Ice”, *Mechanics of Time-Dependant Materials*, 1998.

L. K. Nuss, N. Matsumoto, et K. Hansen, “Shaken, but not stirred — Earthquake performance of concrete dams”, dans *In Proceedings of the 32nd Annual USSD Conference*, New Orleans, USA, 2012, pp. 1511–30.

A. Palmer, D. Goodman, M. Ashby, J. Hutchinson, et A. Ponter, “Fracture and its role in determining ice forces on offshore structures”, *Annals of Glaciology*, vol. 4, 1983.

P. Paultre, J. Proulx, et C. Carbonneau, “An experimental evaluation of ice cover effects on the dynamic behaviour of a concrete gravity dam”, *Earthquake Engineering and structural dynamics*, 2001.

J. Proulx et P. Paultre, *Étude expérimentale et numérique du comportement dynamique du barrage-poids Outardes 3. Rapport de recherche SMS-94/03*, Département de génie civil, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, 1994.

——, “Experimental and numerical investigation of dam-reservoir-foundation interaction for a large gravity dam”, *Canadian Journal of Civil Engineering*, vol. 24, no. 1, pp. 90–105, 1997.

T. Ralston, “Ice force design considerations for conical offshore structures”, dans *Proceedings, 4th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions*, vol. 11, 1977, pp. 741–752.

R. Ramseier, “Growth and mechanical properties of river and lake ice”, Thèse de doctorat, Université Laval, 1976.

S. Renaud et N. Bouaanani, “Effects of fluid-structure interaction modeling assumptions on seismic floor acceleration demands within gravity dams”, *Engineering Structures*, 2014.

E. Schulson, “The brittle failure of ice under compression”, *Journal of Physical Chemistry*, vol. 101, no. 32, pp. 6254–6258, 1997.

N. Sinha, “Elasticity of natural types of polycrystalline ice”, *Cold Regions Science and Technology*, 1989.

D. Sodhi, “Ice-structure interaction during indentation tests”, dans *IUTAM/IAHR Symposium*, Newfoundland, Août 1989, pp. 563 – 579.

——, “A theoretical model for ice-structure interaction.” dans *OMAE 94, The 13th Int. Symp., proc. vol IV*, Houston, New-York, Fév. 1994, pp. 29 – 34.

D. Sodhi et R. Haehnel, “Crushing ice forces on structures”, *Journal of Cold Regions Engineering*, vol. 17, pp. 153–170, 2003.

L. Stehn, S. Defranco, et J. Dempsey, “Fracture resistance determination of freshwater ice using a chevron notched tension specimen”, *International Journal of Fracture*, vol. 65, pp. 313–328, 1994.

S. Steineman, “Résultats expérimentaux sur la dynamique de la glace et leurs corrélations avec le mouvement et la pétrographie des glaciers.” dans *Association Internationale d’Hydrologie Scientifique. Symposium de Chamonix*. Union Géodésique et Géophysique, 1958, pp. 184–198.

G. Sun, H. Zheng, et D. Liu, “A three-dimensional procedure for evaluating the stability of gravity dams against deep slide in the foundation”, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2010.

J. Tanji, K. Zakhikani, et N. Bouaanani, *Technical report on the design and analysis of medium height arch dams*, Department of civil, geological and mining engineering, Polytechnique Montréal, Québec, 2014.

N. Toussaint, “Étude expérimentale de la rupture en indentation d’une plaque de glace”, Mémoire de maîtrise, Département de génie civil, Université de Laval, Québec, 1975.

N. Urabe et A. Yoshitake, “Strain rate dependent fracture toughness (K_{Ic}) of pure ice and sea ice”, dans *Proceedings of the 6th IAHR Ice Symposium*, vol. 2, 1981, pp. 410–420.

USACE, *Response spectra and seismic analysis for concrete hydraulic structures. Rapport technique EM 1110-2-6050*, Engineering and design, United States Army Corps of Engineers, Washington, 1999.

——, *Ice Engineering*, Engineer Manual, EM 1110-2-1612, Washington, DC, 2002.

USBR, *Design of small dams. 3rd ed.*, United States Department of The Interior, Bureau of Reclamation, United States Government Printing Office, Denver, Colorado, 1987.

H. Westergaard, “Water pressures on dams during earthquakes”, *Journal of ASCE Transactions*, vol. 98, pp. 418–472, 1933.

E. Wilson, R. Taylor, W. Doherty, et J. Ghaboussi, “Incompatible displacement models”, *Numerical and Computer Methods in Structural Mechanics*, pp. 43–57, 1973.

X. Xu, G. Jeronimidis, et A. Atkins, “Rate-dependent fracture toughness of pure polycrystalline ice”, *Journal of Materials Science*, vol. 39, pp. 225–233, 2004.

X. Yu, Y. Zhou, et S. Peng, “Stability analyses of dam abutments by 3D elasto-plastic finite-element method : a case study of Houhe gravity-arch dam in China”, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2005.

O. Zienkiewicz et R. Newton, “Coupled vibrations in a structure submerged in a compressible fluid”, dans *International Symposium on Finite Element Techniques*, Stuttgart, 1969.