In compliance with the
Canadian Privacy Legislation
some supporting forms
may have been removed from
this dissertation.

While these forms may be included
in the document page count,
their removal does not represent
any loss of content from the dissertation.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

DÉPLACEMENT DES BARRAGES EN BÉTON : COMPARAISON ENTRE MESURES IN SITU ET CALCULS PAR MODÈLES STATISTIQUES ET DÉTERMINISTES

SEYDOU SANGARÉ
DÉPARTEMENT DES 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)

JUIN 2003

© Seydou SANGARÉ, 2003.

National Library of Canada
Bibliothèque nationale du Canada

Acquisitions and Bibliographic Services
Acquisisitons et services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence
ISBN: 0-612-86433-2
Our file Notre référence
ISBN: 0-612-86433-2

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou aturement reproduits sans son autorisation.

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

DÉPLACEMENT DES BARRAGES EN BÉTON : COMPARAISON ENTRE MESURES IN SITU ET CALCULS PAR MODÈLES STATISTIQUES ET DÉTERMINISTES

Présenté par : SANGARÉ Seydou

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

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

Mme. LEITE Maria Helena, Ph.D., présidente

M. LÉGER Pierre, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. TINAWI René, Ph.D., membre

REMERCIEMENTS

À **M. Pierre Léger**, professeur titulaire à l'École Polytechnique de Montréal, pour le soutien qu'il a su me porter tout le long de ce projet de recherche. Son aide financière, ses nombreux commentaires et ses suggestions ont été grandement appréciés.

À **M. Mircea Stirbu**, ingénieur à Hydro-Québec pour les échanges techniques ayant initié ce projet de Recherche et Développement et pour avoir mis à notre disposition les données d'auscultation (pendules) de plusieurs barrages-poids situés sur la Saint-Maurice.

À **M. Huges Jobin de l'Alcan**, **M. François Couturier** et **M. Martin Chapdeleine** de SNC-Lavalin pour les discussions techniques sur l'interprétation statistiques des données d'auscultation et pour avoir mis à notre disposition les données d'auscultation (pendules) de plusieurs barrages-poids de l'Alcan.

À **M. Martin Leclerc**, associé de recherche de l'École Polytechnique de Montréal au sein du groupe de recherche sur la sécurité et l'intégrité structurale des barrages en béton, pour son support technique.

À **M. Martin Roberge**, ingénieur à Hydro-Québec, pour avoir partagé son expérience sur la modélisation par éléments finis de la réponse thermomécanique des barrages-poids.

À toutes les personnes qui, de près ou de loin, ont su me motiver tout au long de la réalisation de ce projet de recherche.

CONTEXTE ET MISE EN GARDE

Ce projet de maîtrise de 30 crédits à été réalisé pour l'obtention du diplôme de maîtrise recherche en ingénierie (M.Sc.A.).

Lors de la réalisation du projet, des études de cas ont fait intervenir des calculs de déplacements sur des sections de barrages en béton réels, ces études de cas et les résultats numériques qui en découlent ont été réalisés dans un contexte académique d'apprentissage. Ils ne devraient être utilisés dans les études d'ingénierie sans vérification préalable de la représentativité des hypothèses de modélisation retenues et des valeurs numériques calculées.

RÉSUMÉ

Plusieurs barrages en béton du Québec sont âgés aujourd'hui de cinquante ans et plus et présentent des signes imminents de vieillissement; notamment, une altération des propriétés mécaniques du béton du barrage ainsi que l'apparition de fissures au sein du barrage. Ces désordres sont essentiellement dus à certains phénomènes observés tels que le gonflement, qui peut être d'origine hydrique, thermique ou chimique; le fluage, le retrait, la réaction alcalis-granulats (RAG), la gélivité, etc. Ces phénomènes observés nécessitent de développer des méthodologies d'évaluation avancée de suivi du comportement structural de ces ouvrages en béton à l'aide de relevés d'auscultation, tels que les déplacements des pendules, et à l'aide de modèles numériques faisant appel à la théorie de poutre ou à la méthode des éléments finis, en vue d'assurer leur sécurité.

Ce mémoire porte sur le déplacement des barrages en béton, on vise l'élaboration des modèles statistiques à partir des mesures de pendules et de la cote du plan d'eau du réservoir amont et de modèles déterministes à partir de la géométrie du système barrage-fondation-réservoir et des propriétés thermomécaniques des matériaux du barrage et de la fondation pour le suivi de comportement des déplacements des barrages en béton. Ces modèles doivent permettre (a) une interprétation rationnelle des mesures in situ, (b) d'extrapoler les déplacements pour différents scénarios de sollicitations, (c) d'assurer la sécurité des ouvrages. Il s'agit principalement d'élaborer une méthodologie d'études structurales pour la détermination des seuils d'alerte en fonction du niveau du réservoir, des températures et des déplacements de pendules à l'aide de modèles statistiques et déterministes de comportement des barrages en béton.

Pour l'interprétation des mesures de déplacements des barrages en béton, deux effets principaux ont été considérés. Il s'agit notamment (1) des effets présumés réversibles

de caractères élastiques, dus aux variations de la charge hydrostatique et de la température, (2) des effets présumés irréversibles composés des phénomènes transitoires au béton (retrait, gonflement, fluage du béton). Les effets réversibles produisent des déplacements réversibles qui sont de deux types; les déplacements thermiques saisonniers et les déplacements hydrostatiques, alors que les effets irréversibles produisent des déplacements à évolution accélérée réaction alcali-granulats (RAG) ou amortie (fluage) ou encore persistante (RAG/fluage). Des enveloppes historiques ou tendances en fonction du temps, représentatives du comportement "normal" de l'ouvrage sont établies pour les variations réversibles et irréversibles. Ainsi, les mesures s'écartant de l'enveloppe de normalité traduisent parfois des évolutions anormales et des phénomènes accidentels.

Les différentes étapes de la formulation du modèle statistique H.S.T. (Hydrostatique-Saison-Temps) de comportement d'un barrage en béton, notamment, du déplacement en un point donné (pendule) sont étudiées et mises en oeuvre : (1) Le traitement des données d'auscultation (relevés de pendules, de thermistances, niveau du réservoir, etc.) pour la vérification de leur plausibilité, (2) l'utilisation des techniques de traitement de signaux (transformé rapide de Fourier (FFT)) pour identifier les relations entre les différents causes et effets (niveau d'eau du réservoir, température et déplacements), (3) le choix des fonctions d'influence pour les effets hydrostatiques, saisonniers de température et les effets du temps (fluage). Des indicateurs de performance (coefficient de corrélation multiple, écarts types, coefficient global de corrélation, coefficient global d'explication) sont utilisés pour juger de la performance du modèle statistique de comportement. Par la suite, une bande de dispersion (limites de plausibilité) de largeur ($\pm$ 2.5 σ_r) 5 écarts-types résiduels est établie pour juger toutes nouvelles mesures, afin de déterminer si le barrage se comporte comme on l'attend. Les logiciels pertinents au traitement, à l'analyse et à l'interprétation des données d'auscultation sont présentés. Finalement, les conclusions et les limites

d'applications du modèle statistique H.S.T (Hydrostatique-Saison-Temps) sont formulées.

Le modèle statistique H.S.T. (Hydrostatique-Saison-Temps) est mis en oeuvre pour le barrage voûte Schlegeis d'une hauteur de 131 m situé en Autriche à l'aide du logiciel MATLAB, ce barrage a été utilisé au sixième atelier de l'ICOLD sur l'analyse numérique des barrages. Il s'agissait de déterminer le déplacement radial de la crête (él. 1783 m) à la date du 31 décembre 2000. Différentes fonctions explicatives ont été utilisées pour les effets présumés irréversibles ou évolutifs (fluage, gonflement, etc.), ceci pour tenir compte du fait que les manifestations de ces effets pouvaient se succéder dans le temps pour un barrage donné. Plusieurs modèles ont été mis en œuvre pour tenir compte de cette éventualité : (a) modèle négligeant les effets du temps (fluage, gonflement, etc.), (b) modèle considérant seulement les évolutions linéaires (persistantes) pour les effets du temps, (c) modèle considérant les évolutions amorties (ex. fluage) et les évolutions linéaires (persistantes), (d) le modèle considérant les évolutions amorties (ex. fluage), accélérées (ex. gonflement) et persistantes, et (e) le modèle de fluage (principe de superposition de fluage). Tous les modèles développés pour le barrage donnent un bon coefficient de corrélation ($R \approx 0.99$) sauf le modèle (4) qui donne un coefficient de corrélation $R = 0.94$. On présente par la suite, une comparaison des déplacements obtenus avec les différents modèles statistiques H.S.T. développés et le déplacement mesuré par le pendule à la date du 31 décembre 2000. Finalement, une synthèse et les conclusions sur l'application du modèle statistique H.S.T. au barrage voûte Schlegeis sont présentées.

Par la suite, on modélise, à l'aide d'éléments de poutres 2D et d'éléments finis 2D (modèles déterministes 2D) les effets thermomécaniques pour déterminer les déplacements d'un barrage-poids causés par les variations saisonnières de température et la charge hydrostatique. Dans un premier temps, on développe une solution analytique des équations de transfert de chaleur selon la formulation de Stucky A. et

Derron M.H. (1957) pour déterminer l'évolution transitoire de la distribution spatiale de la température (champ de température) le long d'une section donnée du barrage soumis à des historiques de températures périodiques mais non harmonique aux parements amont et aval. Les sollicitations périodiques sont décomposées en séries harmoniques par la Transformée de Fourier permettant ainsi la résolution du problème de transfert de chaleur dans le domaine des fréquences. Le logiciel TADAM (Temperature Analysis of Dams) a été développé sur cette base théorique par M. Leclerc et al., (2003) de notre groupe de recherche. On procède ensuite à la décomposition du champ de température (gradient) en la somme d'un gradient uniforme équivalent à la température moyenne (T_m), un gradient linéaire correspondant à la différence de température équivalente linéaire (T_d) et un gradient correspondant à la différence de température non linéaire (T_n) à l'aide du logiciel TADAM selon la formulation de Serafim et Bofang (1987). Les déplacements sont calculés en considérant : (1) la température moyenne (T_m) qui produit des déformations axiales et le gradient linéaire (T_n) qui produit des déformations flexionnelles. Une première validation du logiciel TADAM est faite sur un mur de béton dont les deux faces sont soumises à des variations sinusoïdales de températures, les résultats obtenus par le logiciel TADAM pour le gradient de température et sa décomposition en gradients uniforme, linéaire et non linéaire sont comparés à ceux obtenus avec un chiffrier électronique EXCEL utilisant la formulation de Stucky A. et Derron M.H. (1957) pour le calcul du gradient de température et la formulation de Serafim et Bofang (1987) pour la décomposition du gradient. Les résultats obtenus sont les mêmes pour les deux logiciels. Une deuxième validation du logiciel est faite cette fois ci sur le barrage-poids La Tuque en calculant le champ de température à l'aide d'un modèle thermique 2D par éléments finis (logiciel ANSYS). Les champs de températures sont calculés pour les sections transversales qui se situent aux élévations (145.67 m et 136.463 m). Dans ce cas aussi, les résultats obtenus avec les deux logiciels (TADAM et ANSYS) sont quasiment identiques. Ensuite, le modèle thermomécanique de poutre 2D a été appliqué au barrage-poids La Tuque pour déterminer les déplacements horizontal et

vertical en crête et au niveau du changement d'angle à l'aval. Les résultats obtenus par le modèle de poutres 2D ont été validés par ceux du modèle d'éléments finis 2D, on trouve une bonne corrélation entre les résultats des deux modèles. La procédure de modélisation à l'aide de poutres est par la suite appliquée au barrage-poids Chute-du-Diable pour déterminer les déplacements en crête causés par les variations saisonnières de température; les résultats obtenus sont validés par ceux obtenus à partir du modèle statistique H.S.T. du même barrage. On calcule également, le déplacement de la crête du barrage-poids Chute-du-Diable sous l'effet combiné réservoir-température en utilisant des éléments de poutre 2D pour comparer ensuite le modèle statistique et déterministe du barrage Chute-du-Diable. On procède ensuite à une calibration du modèle de poutre 2D pour le calcul des déplacements thermiques à partir des résultats du modèle statistique H.S.T. Après cette calibration, une extrapolation pour des conditions de températures maximales et minimales extrêmes non vécues pour le barrage-poids Chute-du-Diable est faite pour déterminer l'enveloppe des seuils d'alarmes (variable en fonction des saisons) pour les déplacements observés.

Les études menées tout le long de ce projet de recherche montrent : (1) que le modèle statistique H.S.T. est un outil "puissant" pour l'interprétation des déplacements des barrages en béton, notamment en phase d'exploitation; qu'elle donne des résultats fiables et qu'elle est très utilisée en pratique. En effet, elle constitue un outil important pour le suivi de la sécurité des barrages en béton puisqu'elle nous permet de détecter "immédiatement" les mesures non plausibles (fuseau de plausibilité), d'être en alerte par rapport à cette mesure anormale et de rechercher les causes possibles ou de donner une alarme en vue d'assurer l'intégrité et la sécurité de l'ouvrage, (2) que le modèle de poutre 2D donne de bons résultats pour ce qui est de la détermination du déplacement d'un barrage-poids rectiligne de grande longueur causé par les variations saisonnières de température, (3) que l'on peut déterminer après calibration du modèle de poutre, la magnitude des déplacements en fonction de la saison à partir d'extrapolation de températures (extrêmes) et de réservoirs non vécus par l'ouvrage.

ABSTRACT

Several concrete dams of Quebec are of more than old fifty years and present imminent signs of ageing; in particular, the deterioration of the mechanical properties of the dam's concrete such as the appearance of cracks within the dam. These disorders are primarily due to certain phenomena including the swelling, which can be origin hydrous, thermal or chemical, creep, shrinkage, the reaction alkali-aggregates (RAG), gelidity, etc. These phenomena observed develop the requirement for advanced evaluation methodologies to follow-up the structural behaviour of these concrete works in aide of the help monitoring data, such as displacements of the pendulums, and with the help of numerical models such as the theory of beam or the finite element method, and to insure their safety.

This thesis describes the displacement of the concrete dams, the objective is to develop the statistical models based on the measurements of pendulums and of water level in upstream face; and to develop the deterministic models based on the geometry of the dam-foundation-reservoir system and on the thermo-mechanical materials properties of the dam and the foundation about the following displacements behaviour of the concrete dams. These models must allow (a) a rational interpretation of in situ measurements, (b) to extrapolate displacements for various scenarios of requests, (c) to insure the safety of the dams. It is principally to develop a structural research method to determine the breakeven point of warning based on the level of reservoir, the temperatures and the displacements of pendulums in aide of statistical and deterministic models of the behaviour of concrete dams.

To interpret the displacement measurements of the concrete dams, two principal effects were considered, particularly (1) the supposed reversible effect of elastic range, due the radial forces hydrostatic and the temperature, (2) the supposed irreversible

effects composed of the transitory phenomena to the concrete (withdrawal, swelling, creep of the concrete). The reversible effect produces reversible displacements that have two types; seasonal thermal displacements and hydrostatic displacements while the irreversible effect produces displacements involving accelerated reaction of alkali-aggregates (RAG) or deadened (creep) or persistent (RAG/creep) reactions. The Historical envelopes or tendencies according to time, and the representatives of the "normal" behaviour of the work are established for the reversible and irreversible variations. Thus, measurements deviating from the envelope of normality sometimes produce abnormal evolutions and accidental phenomena.

The various stages of forming statistical H.S.T. (Hydrostatic-Season-Time) model of the behaviour of concrete dam, particularly the displacement in a given point (pendulum), are studied and implemented: (1) monitoring data processing (statement of pendulums, thermistors, level of the reservoir, etc.) to check their plausibility, (2) using signal processing techniques (Fast Fourier Transform (FFT)) to identify the relations between the causes and effects (water level of the reservoir, temperature and displacements), (3) choosing influence functions for the hydrostatic, seasonal effects of temperature and of time (creep). Indicators of performance (multiple correlation coefficient, standard deviations, total correlation coefficient, and total explanation coefficient) are used to judge performance of the statistical model of behaviour. Thereafter, a band dispersion (limits of plausibility) of width ($\pm$ 2.5σ_r) 5 residual standard deviations is established to judge all new measurements, and to determine if the dam behaves as expected. The software related to treatment, to analysis and to the interpretation of the monitoring data is presented. Finally, the conclusions and the limits about the applications of statistical model H.S.T (Hydrostatic-Season-Time) are formulated.

Statistical model H.S.T. (Hydrostatic-Season-Time) is implemented to the Schlegeis arch dam 131 m high located in Austria, by using of the software MATLAB was used

for the analysis of the ICOLD the sixth numerical workshop. It is required to determine the radial displacement at the peak (el. 1783 m) on December 31, 2000. Various explanatory functions were used for the effects supposed irreversible or evolutionary (creep, swelling, etc).to account for the fact that the appearance of these effects could come one after another for the dam. several models were implemented to consider this possibility: (a) model that neglects the effects of time (creep, swelling, etc), (b) model that considers only the linear evolutions (persistent) for the effects of time, (c) model that considers the deadened evolutions (ex. creep) and the linear evolutions (persistent), (d) model that considers the deadened (ex. creep), accelerated evolutions (ex. swelling) and persistent, and (e) the model of creep (principle of superposition of creep). All the models developed for the dam give a good coefficient of correlation (R = 0.99) except the model (4), which gives a coefficient of correlation R = 0.94. It is presented thereafter, a comparison between the displacements obtained from various statistical H.S.T models with the displacement measured by on December 31, 2000. Finally, the synthesis and the conclusions about the application of statistical H.S.T. model to the Schlegeis arch dam are presented.

Thereafter, by using 2D beams elements and 2D finite elements (deterministic models 2D); the thermo-mechanical effects are modeled to determine the displacements of gravity dam caused by the seasonal variations of temperature and the hydrostatic load. Initially, an analytical solution from heat transfer equations of according to the formulation of Stucky A. and Derron M.H (1957) is developed to determine transitory evolution of the spatial distribution of temperature (field of temperature) along section length when the dam is subjected to periodic temperatures histories not harmonic to the faces upstream and downstream. The periodic excitations are decomposed into harmonic series by the Transform of Fourier thus permit resolving a heat transfer problem in the field of the frequencies. Software TADAM (Temperature Analysis of Dams) was developed by Mr. Leclerc et al, (2003) in our research group based on this theory. Then we carried on the decomposition of the temperature field (gradient) in the

sum of a uniform gradient equivalent to the average temperature (T_m), a linear gradient corresponding to the difference in equivalent temperature linear (T_d) and a gradient corresponding to the difference in temperature nonlinear (T_n) by using of software TADAM in according to the formulation of Serafim and Bofang (1987). Displacements are calculated while considering: (1) the average temperature (T_m) that produces axial deformations and (2) the linear gradient (T_n) that produces flexional deformations. A first validation about software TADAM is made on a concrete wall whose two faces are subjected to sinusoidal variations of temperatures, the results obtained from software TADAM for the variation in temperature and its uniform decomposition in linear and nonlinear gradients are compared from the EXCEL formulation of Stucky A. and Derron M.H. (1957) for the calculation of the temperature variation and the formulation of Serafim and Bofang (1987) for the decomposition of the gradient. The results are same for the two software. A second validation about the software at this time is made on the gravity dam La Tuque by calculating the temperature field by using a 2D thermal finite element model (ANSYS). The temperature fields are calculated for the cross sections at the height (145.67 m and 136.463 m). In this case, the results obtained from two software (TADAM and ANSYS) are also almost identical. Then, the 2D thermo-mechanical beam model was applied to the gravity dam La Tuque to determine horizontal and vertical displacements at the top and the button where the phase shifts to the downstream. The results obtained by the 2D beams model were validated by those from the 2D finite element model, we finds a good correlation between the results of the two models. The procedure of modeling by using of beams is applied thereafter to the gravity dam Chute-du-Diable to determine the crest displacements caused by the seasonal temperature variations; the results are validated by those obtained from statistical H.S.T. model of the same dam. We also calculate the peak displacement of the gravity dam Chute-du-Diable under the effort in combination of reservoir with temperature by using 2D beam elements to compare the statistical and deterministic models in Chute-du-Diable dam. We carries out a calibration of the 2D beam model

for the calculation of thermal displacements from the results of statistical H.S.T. model. After this calibration, an not-occurred extrapolation of not-occurred extreme maximum and minimum temperature conditions for the Chute-du-Diable gravity dam is made to determine the envelope alarm threshold (variable according to the seasons) for displacements observed.

The undertaken studies of this research project show: (1) statistical H.S.T. model is "powerful" tool for the interpretation of displacements of concrete dams, in particular of the phase of exploitation; it gives reliable results and it is very much useful in practice. Indeed, it constitutes a significant tool for following safety of the concrete dams, because it allows us to detect "immediately" nonplausible measurements (spindle of plausibility), to be in alarm by comparing to this abnormal measurement, and to seek the possible causes or to give an alarm for ensure the integrity and safety of the work, (2) the 2D beam model gives good results as regards to determine the rectilinear displacement of big length gravity dam caused by the seasonal variations of temperature, (3) can determine after calibration of the beam model, the magnitude of displacements according to the extrapolation about seasonal temperatures (extreme) and reservoir not-occurred by the work.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS ..... **iv**

CONTEXTE ET MISE EN GARDE ..... **v**

RÉSUMÉ ..... **vi**

ABSTRACT ..... **xi**

TABLE DES MATIÈRES ..... **xvi**

LISTE DES TABLEAUX ..... **xx**

LISTE DES FIGURES ..... **xxii**

LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS ..... **xxx**

LISTE DES ANNEXES ..... **xxxviii**

CHAPITRE 1 INTRODUCTION **1**

1.1. Généralités 1
1.2. Problématique 7
1.3. Objectifs et méthodologie 12
1.4. Organisation du mémoire 13

CHAPITRE 2 DÉPLACEMENTS DES BARRAGES EN BÉTON **16**

2.1. Introduction 16
2.2. Causes des déplacements 18
2.3. Utilisation des données de déplacements (alerte, alarme, calibrage des modèles) 23

2.4. Classification des déplacements (réversibles, irréversibles, instantanés, différés) 25
2.5. Techniques de mesures des déplacements – relevé par pendules ... 26
2.6. Mesures des paramètres causatifs (température, niveau du réservoir) ... 27
2.7. Exemples de mesure de déplacements des barrages en béton. ... 28
2.8. Modèle statistique de comportement d'un barrage ... 32
2.9. Modèle déterministe de comportement d'un barrage ... 35

CHAPITRE 3 TRAITEMENT STATISTIQUE DES MESURES DE DÉPLACEMENTS ... 39

3.1. Introduction ... 39
3.2. Traitement statistique des données (pré traitement, plausibilité…) ... 40
3.3. Techniques de traitement de signaux (FFT, Transformée de Laplace). ... 44
3.4. Modèle statistique H. S. T. (Hydrostatique, Saison, Temps) ... 49
3.5. Technique de séparation des effets réversibles des effets irréversibles ... 56
3.6. Modélisation du fluage ... 57
3.7. Indices de performance ... 72
3.8. Bande de dispersion des mesures ... 73
3.9. Logiciels pertinents à l'interprétation des données d'auscultation ... 74
3.10. Limites d'applications du modèle H.S.T. ... 80

CHAPITRE 4 APPLICATION DU MODÈLE STATISTIQUE AU BARRAGE VOÛTE DE SCHLEGEIS ... 82

4.1. Introduction ... 82
4.2. Description du barrage ... 84
4.3. Présentation des données d'auscultation ... 86
4.4. Rôle de la transformée de Fourier ... 88
4.5. Synthèse des résultats de l'atelier ... 92
4.6. Mise en œuvre du modèle H-S-T ... 98

4.6.1. Période de calibrage 100
4.6.2. Période d'extrapolation 101
4.7. Modèle de Fluage (modèle e) 110
4.8. Interprétation des résultats (indices de performance) 113
4.9. Synthèse Conclusion 120

CHAPITRE 5 MODÉLISATION DES EFFETS THERMOMÉCANIQUES 121

5.1. Introduction 121
5.2. Mécanismes de transfert de chaleur 122
5.2.1. Équation générale de transfert de chaleur 125
5.2.2. Transfert de chaleur par convection 127
5.2.3. Transfert de chaleur par radiation thermique 130
5.2.4. Transfert de chaleur par radiation solaire 132
5.2.5. Transfert de chaleur par conduction 133
5.3. Comportement thermique saisonnier des barrages en béton 133
5.4. Équation d'équilibre thermique 143
5.5. Solution des équations de transfert de chaleur 144
5.5.1. Solution analytique (Stucky et Derron 1957) 144
5.5.2. Méthode des éléments finis 147
5.5.3. Champs de température 149
5.6. Comportement thermique d'une section 151
5.6.1 Décomposition des gradients de température 151
5.6.2. Calcul des contraintes 152
5.6.3. Calcul des déplacements 153
5.7. Logiciel TADAM 154
5.7.1. Description 154
5.7.2. Validation sur un cas simple 156
5.7.3. Validation sur le barrage-poids La Tuque 159
5.8. Application au barrage-poids La Tuque 167

5.8.1. Modèle de poutre 2D 168
5.8.2. Éléments finis 2D 173
5.9. Application au barrage-poids Chute-du-Diable 182
5.10. Effet combiné réservoir et température 188
5.11. Comparaisons modèle statistique et déterministe 193
5.12. Extrapolation pour des cas de température non vécus par l'ouvrage 199
5.13. Synthèses et conclusions 206

CHAPITRE 6 CONCLUSIONS 208

6.1. Sommaire 208
6.2. Conclusions 209
6.3. Perspective pour les études à venir 212

RÉFÉRENCES 213

ANNEXES 227

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1 Paramètres du matériau pour la loi de puissance double de quelques barrages (Dungar, 1991). 66
Tableau 4.1 Préparation des données de bases. 100
Tableau 4.2 Données pour la régression linéaire multiple 102
Tableau 4.3 Valeurs des coefficients de régression du modèle a. 103
Tableau 4.4 Valeurs des coefficients de régression du modèle b. 105
Tableau 4.5 Valeurs des coefficients de régression du modèle c. 107
Tableau 4.6 Valeurs des coefficients de régression du modèle d. 109
Tableau 4.7 Valeurs des coefficients de régression du modèle e (fluage). 111
Tableau 4.8 Comparaison des modèles H.S.T. (Schlegeis). 113
Tableau 4.9 Comparaisons des déplacements des modèles versus mesure du pendule le 31 décembre 2000. 115
Tableau 5.1 Propriétés mécaniques et thermiques du béton (adapté de Roberge et al., 2002). 142
Tableau 5.2 Propriétés thermomécaniques adoptées pour Chute-du-Diable. 142
Tableau 5.3 Valeurs du champ de température (él. 145.67 m, L = 6.729 m). 164
Tableau 5.4 Valeurs du champ de température (él. 136.46 m, L = 12.865 m). 165
Tableau 5.5 Déplacement amont-aval DY (mm) de la crête; comparaisons entre les résultats d'éléments finis (ANSYS) et les éléments de poutres (SAP 2000). 178
Tableau 5.6 Déplacement vertical DZ (mm) de la crête; comparaisons entre les résultats d'éléments finis (ANSYS) et les éléments de poutres (SAP 2000). 179
Tableau 5.7 Déplacement amont-aval DY (mm) au changement d'angle; comparaisons entre les résultats d'éléments finis (ANSYS) et les éléments de poutres (SAP 2000) 180

Tableau 5.8 Déplacement vertical DZ (mm) au changement d'angle; comparaisons entre les résultats d'éléments finis (ANSYS) et les éléments de poutres (SAP 2000).....181
Tableau 5.9 Valeurs du déplacement en crête du barrage (Chute-du-Diable).....187
Tableau 5.10 Niveaux altimétriques du réservoir pour l'année 1999.....190
Tableau 5.11 Hauteur d'eau (h) le 1er de chaque mois de l'année 1999.....191
Tableau 5.12 Valeurs des déplacements en crête du barrage SAP2000.....192
Tableau 5.13 Valeurs des coefficients de régression.....194
Tableau 5.14 Chute-du-Diable : Températures maximales extrêmes et températures minimales extrêmes augmentées de l'effet des radiations solaires.....201
Tableau 5.15 Valeurs des déplacements en crête du barrage pour des conditions de températures maximales et minimales extrêmes non vécues par l'ouvrage (TADAM et SAP2000).....204

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 Charges et sollicitations agissant sur un barrage-poids (adapté du guide de conception des aménagements hydroélectriques Hydro-Québec 1999). 2
Figure 1.2 Sollicitations et réponse structurale d'un point quelconque d'un barrage en béton (adapté de Caron 2000). 3
Figure 1.3 Modélisation du comportement des systèmes barrages-fondations-réservoirs (Léger et Tinawi 2002). 6
Figure 1.4 Modèles de comportement des barrages-poids (Léger et Tinawi 2002). 8
Figure 1.5 Indicateurs de performance d'un ouvrage (mesures vs. modèles statistiques et déterministes) (Léger et Tinawi 2002) 10
Figure 1.6 Diagrammes de surveillance d'un barrage (Léger et Tinawi 2002) 11
Figure 2.1 Exemple de flux d'information au cours des opérations relatives à la surveillance des barrages (adapté de Lombardi, G. 1983). 17
Figure 2.2 Déplacements d'un barrage en béton lors du remplissage de la retenue (Léger 2002). 18
Figure 2.3 Charges et déformations à considérer pour les ouvrages de retenue en béton (adapté du guide de conception des aménagements hydroélectriques Hydro-Québec 1999). 19
Figure 2.4 Déplacement amont-aval d'un barrage poids dû à la poussée hydrostatique (adapté de Herzog 1999). 21
Figure 2.5 Déplacement de la crête du barrage causé par une déformation de la fondation sous l'effet de la poussée hydrostatique (adapté de Herzog 1999). 22
Figure 2.6 Déplacement amont-aval d'un barrage-poids dû à une variation linéaire de température entre les faces amont et aval (adapté de Herzog 1999). 22
Figure 2.7 Évolutions transitoires des déplacements d'un barrage en béton. 24

Figure 2.8 Représentation schématique de la séparation des effets (adapté des méthodes de Prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000).....25
Figure 2.9 Pendule direct et inversé (adapté de ROCTEST 2000).....26
Figure 2.10 Barrage Daniel Johnson.....28
Figure 2.11 Déplacement du barrage Daniel Johnson (Léger et Tinawi 2002).....29
Figure 2.12 Barrage-poids Grande Dixence.....29
Figure 2.13 Grande-Dixence système d'auscultation du barrage.....30
Figure 2.14 Déplacement du barrage-poids Grande Dixence (pendule n° 36).....30
Figure 2.15 Barrage-poids La Tuque.....31
Figure 2.16 Déplacement amont-aval du barrage-poids La Tuque (Veilleux 1995).....31
Figure 2.17 Exemple de réponse charge-déplacement (Léger et Tinawi 2002).....31
Figure 2.18 Grandeurs causes et effets pour l'élaboration du modèle statistique de déplacement (adapté des méthodes de Prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000).....33
Figure 2.19 Représentation schématique du concept de modèle statistique de déplacement d'un barrage (Menga 1994).....34
Figure 2.20 Charge hydrostatique.....36
Figure 2.21 Variation uniforme de température ΔT.....36
Figure 2.22 Représentation schématique du concept de modèle déterministe de déplacement d'un barrage (Menga 1994).....37
Figure 2.23 Vue aval du barrage Cahora-Bassa (adapté de Batista et al. 2002).....38
Figure 2.24 Maillage d'élément finis du barrage Cahora-Bassa (adapté de Batista et al. 2002).....38
Figure 2.25 Déplacements mesurés par le pendules (1) et calculés (2) par le modèle d'éléments finis du barrage Cahora-Bassa (adapté de Batista et al. 2002)...38
Figure 3.1 Exemples de mesures non plausibles.....42
Figure 3.2 Causes et effets, barrage Schlegeis (voûte de 131m de haut) Autriche.....43
Figure 3.3 Exemple de signaux en phases.....46

Figure 3.4 Exemple de signaux déphasés. 46
Figure 3.5 Concept de traitement de signaux. 47
Figure 3.6 Fonction pour la prédiction de l'effet hydrostatique (adapté des méthodes de prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000). 50
Figure 3.7 Fonction pour la prédiction de l'effet saisonnier (adapté des méthodes de prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000). 51
Figure 3.8 Fonction pour la prédiction de la composante irréversible (adapté des méthodes de prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000). 52
Figure 3.9 Exemple de modèle H.S.T, (Feknous et al. 2001). 55
Figure 3.10 Séparation des effets; piézomètre PZP5V-1 du barrage Isle-Maligne (Feknous et al., 2001). 56
Figure 3.11 Barrage voûte de Mauvoisin (Suisse). 57
Figure 3.12 Fluage du barrage voûte de Mauvoisin (Suisse) (Weiland 1997). 58
Figure 3.13 Fluage du béton sous charge constante dans le temps (adapté de Caron 2000). 59
Figure 3.14 Principe de superposition des déformations de fluage (adapté de Favre et al., 1997). 60
Figure 3.15 Principe de superposition, chargement et déchargement du béton : (a) historique de chargement (σ MPa); (b) historique des déformations , *1*- resultats de test; *2*- résultats obtenus à partir de solution basée sur le principe de superposition (adapté de Zdenek et al. 1988). 60
Figure 3.16 Concept de module d'élasticité effectif et soutenu du béton (adapté de Léger 2002). 62
Figure 3.17 Modèle de Kelvin (adapté : Richard Roux, Notes de cours, Techniques du béton CIV6505, 2001). 62
Figure 3.18 Principe de superposition de fluage 69

Figure 3.19 Fenêtre d'installation de la base de données (CONDOR II) 74
Figure 3.20 Fenêtre de l'éditeur des mesures (CONDOR II) 75
Figure 3.21 Exemples de sortie d'analyse statistique (CONDORII) 76
Figure 3.22 Exemple de sorties graphiques de MIC 78
Figure 4.1 Contexte du thème C du 6ème atelier de l'ICOLD 2001 (adapté de Zenz et al. 2001). 83
Figure 4.2 Vue du barrage Schlegeis et du réservoir (adapté de Zenz et al. 2001). 84
Figure 4.3 Coupe longitudinale du barrage voûte Schlegeis (adapté de Zenz et al. 2001). 84
Figure 4.4 Coupe transversale du barrage voûte Schlegeis (adapté de Zenz et al. 2001). 85
Figure 4.5 Réservoir (niveau d'eau de la retenue) vs temps. 86
Figure 4.6 Température de l'air vs temps. 87
Figure 4.7 Températures du béton (élévation h = 1750.65m) vs temps. 87
Figure 4.8 Déplacement radial de crête (pendule) vs temps. 88
Figure 4.9 Figure 4.5 FFT du réservoir (barrage voûte de Schlegeis). 89
Figure 4.10 FFT de la température de l'air (barrage voûte de Schlegeis). 90
Figure 4.11 FFT du déplacement radial de la crête (barrage voûte de Schlegeis) 91
Figure 4.12 Déplacement radial de la crête, comparaison entre les déplacements mesurés par le pendule et le modèle H.S.T. (adapté de Bonelli et al. 2001). 93
Figure 4.13 95
Figure 4.14 Déplacements radial de la crête du modèle statistique H.S.T. (adapté de Popovici et al. 2001). 97
Figure 4.15 Comparaison entre déplacements mesurés et valeurs prédites par le modèle Statistique H.S.T. (adapté de Weber, B. 2001). 98
Figure 4.16 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle a). 104
Figure 4.17 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle b). 106

Figure 4.18 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle c). 108
Figure 4.19 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle d). 110
Figure 4.20 Coefficient de fluage vs temps (jours). 111
Figure 4.21 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle e : fluage). 112
Figure 4.22 *Modèle c* : Séparation des effets présumés réversibles et irréversibles..... 116
Figure 4.23 *Modèle e* : Séparation des effets présumés réversibles et irréversibles..... 117
Figure 4.24 Fuseau de plausibilité des déplacements (*modèle c*). 118
Figure 4.25 Fuseau de plausibilité des déplacements (*modèle e*). 118
Figure 4.26 Causes et effets, barrage Schlegeis Autriche..... 119
Figure 5.1 Mécanisme de transfert de chaleur (adapté de Roberge et al., 2002)..... 123
Figure 5.2 Solide soumis à différentes conditions de charges thermiques (adapté de Roberge et al., 2002). 124
Figure 5.3 Processus de transfert de chaleur pour un barrage en béton (adapté de Léger et Veilleux 1995). 125
Figure 5.4 Concepts de base du transfert de chaleur (adapté de Léger 2001). 128
Figure 5.5 Coefficient de convection (hc) en fonction de la vitesse du vent (w) (adapté de Roberge et al., 2002). 129
Figure 5.6 Échange de chaleur par radiation thermique entre une surface et un milieu avoisinant (adapté de Roberge et al., 2002). 131
Figure 5.7 Évaluation des températures saisonnières et des contraintes thermiques dans les barrages en béton (Léger et al., 1993; Paul et Tarbox, 1991). 135
Figure 5.8 Température de l'air ambiant à l'aménagement Chute-du-Diable. 136
Figure 5.9 Température moyenne journalière de l'air pour Chute-du-Diable pour une année typique. 137
Figure 5.10 Température moyenne journalière de l'air ambiant majorée de 3 °C pour inclure l'effet des radiations solaires en fonctions du temps (jours). 137

Figure 5.11 Profils de température du réservoir : 138
Figure 5.12 Variation dans le temps de la température de l'eau du réservoir et de l'air à l'aménagement Chute-à-Caron. 139
Figure 5.13 Profils de température de la Fondation (adapté de Léger et al., 1995)..... 140
Figure 5.14 Fondation du barrage (adapté de Roberge et al., 2002)..... 141
Figure 5.15 Mur de béton dont les deux faces sont soumises à des variations sinusoïdales de température (Roberge et al., 2002). 145
Figure 5.16 Analyse numérique du comportement thermique des barrages en béton... 149
Figure 5.17 Distribution non linéaire de température le long d'une section. 150
Figure 5.18 d'un champ de température non linéaire (adapté de Serafim et Bofang, 1987). 152
Figure 5.19 Exemples de fenêtres du logiciel TADAM (Leclerc et al., 2003)..... 155
Figure 5.20 Validation du calcul de champs de température à l'intérieur d'un mur d'épaisseur L, à l'aide du logiciel TADAM. 157
Figure 5.21 Validation de la résolution d'un gradient de température non linéaire par le logiciel TADAM : (a) gradient uniforme Tm, (b) gradient linéaire Td, (c) gradient non linéaire Tn. 158
Figure 5.22 La Tuque barrage-poids rive gauche (adapté de Roberge et al., 2002)..... 159
Figure 5.23 Distribution de la température dans le réservoir (Roberge et al., 2002). ... 161
Figure 5.24 Température du réservoir au cours de l'année selon les quatre niveaux considérés (adapté de Roberge et al., 2002). 161
Figure 5.25 Approximation sinusoïdale de la température ambiante de l'air augmentée de 5 °C..... 163
Figure 5.26 Distribution de la température le 1er janvier et le 1er juillet (TADAM et ANSYS) à l'élévation 145.67 m. 164
Figure 5.27 Distribution de la température le 1er janvier et le 1er juillet (TADAM et ANSYS) à l'élévation 136.63 m. 165
Figure 5.28 Distribution de la température le 1er janvier..... 166
Figure 5.29 Distribution de la température le 1er juillet. 166

Figure 5.30 Élément de poutre.....167
Figure 5.31 Modèle incliné de poutre (adapté de Côté 2001). 168
Figure 5.32 Modèle de poutre du barrage.....169
Figure 5.33 Déplacement amont-aval et vertical de la crête.....170
Figure 5.34 Déplacement amont-aval et vertical au niveau du changement d'angle. ...170
Figure 5.35 Maillage d'éléments finis (adapté de Roberge 2002).....173
Figure 5.36 Distribution de la température le 1er janvier.....175
Figure 5.37 Distribution de la température le 1er juillet. 175
Figure 5.38 Déplacement du barrage-poids La Tuque le 1er janvier. 176
Figure 5.39 Déplacement du barrage-poids La Tuque le 1er juillet. 176
Figure 5.40 Déplacement d'un barrage selon la température saisonnière (Côté 2001). 177
Figure 5.41 Déplacements a l'élévation.154.53 m; comparaisons ANSYS/SAP 2000. 178
Figure 5.42 Déplacements a l'élévation 146.61 m; comparaisons ANSYS/SAP 2000. 179
Figure 5.43 Section Transversale du barrage-poids Chute-du-Diable.....182
Figure 5.44 Modèle de poutre du barrage-poids Chute-du-Diable.....183
Figure 5.45 Aménagement Chute-du-Diable.....184
Figure 5.46 Température de l'air ambiant plus radiation solaire (Chute-du-Diable). ...185
Figure 5.47 Approximation sinusoïdale de la température extérieure.....186
Figure 5.48 Déplacement thermique de la crête du barrage-poids 187
Figure 5.49 Élévation altimétrique du réservoir Chute-du-Diable. 190
Figure 5.50 Déplacements du barrage-poids Chute-du-Diable calculés par TADAM et SAP2000 sous l'effet de la charge hydrostatique et thermique. 193
Figure 5.51 Pendule inversé PDBAC-1 : Composante amont/aval. 195
Figure 5.52 Pendule inversé PDBAC-1 : Composante amont/aval. 195
Figure 5.53 Pendule inversé PDBAC-1 : Composante amont/aval. 196
Figure 5.54 Comparaisons du déplacement thermique amont/aval de la crête. 196
Figure 5.55 Comparaisons du déplacement (effet combiné) amont/aval de la crête. 197
Figure 5.56 Comparaisons des déplacements thermiques calibrés (SAP2000) avec ceux obtenus à partir du modèle statistique H.S.T. 200

Figure 5.57 Comparaisons des déplacements sous l'effet combiné du réservoir et de la température (calibré) avec ceux obtenus à partir du modèle statistique H.S.T. 200
Figure 5.58 Chute-du-Diable : Températures maximales extrêmes de l'air augmentées de l'effet de radiations solaires 202
Figure 5.59 Chute-du-Diable : Températures minimales extrêmes de l'air augmentées de l'effet de radiations solaires 202
Figure 5.60 Chute-du-Diable : Températures de l'eau (Températures maximales extrêmes). 203
Figure 5.61 Enveloppe des seuils d'alarmes pour les déplacements en crête (TADAM et SAP2000) Chute-du-Diable. 205

LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS

Symbole grec	*Paramètres*
ΔDY	Différence entre déplacement des modèles et pendule
$\delta^{M}_{béton}$	Déplacement en flexion du béton
$\delta^{V}_{béton}$	Déplacement en cisaillement du béton
δ^{M}_{roc}	Déplacement en flexion du roc
δ^{V}_{roc}	Déplacement en cisaillement du roc
θ_n	Angle de phase
ϕ_∞	Coefficient de fluage à l'infini
$\dot{\varepsilon}$	Taux de déformation
$(\varepsilon_{cp})_u$	Coefficient final de fluage
ε	Déformation
η	Viscosité de l'amortisseur
ν	Coefficient de Poisson
σ_r	Écarts-types résiduels
ψ	Constante numérique
ω_i	Fréquence exprimée en rad/sec
Δh^4	Incrément de l'effet hydrostatique à l'instant t
ΔT	Variation de température par rapport à la température de référence
ΔT_c	Variation de température au centroïde de la section
ΔT_B	Variation de la température dans les fibres du bas
ΔT_H	Variation de la température dans les fibres du haut
ΔT_s	Radiations solaires (majoration de la température de l'air ambiant pour tenir compte des effets de radiations solaires)

α	Coefficient d'expansion thermique du béton
$\beta\ (f_{cm})$	Facteur d'intensité
$\beta\ (t_0)$	Facteur de maturité
βi	Constantes numériques
δ	Déplacement
$\delta_{béton}$	Déplacement du béton
$\delta_{crête}$	Déplacement de la crête
δ_{roc}	Déplacement de la fondation
δ^T	Déplacement causé par une variation linéaire de température
ε_0	Déformation élastique
ε_{cr}	Déformation due au fluage
ε_e	Coefficient d'émission de la surface (radiation thermique)
ε_r	Résidu
ϕ	Coefficient de fluage
$\phi\ (t, t_0)$	Coefficient de fluage au temps t pour une charge appliquée au temps t_0
ϕ_{HR}	Coefficient de fluage dû à l'humidité
γ_w	Poids volumique de l'eau
λ	Coefficient de diffusivité thermique
ν	Coefficient de Poisson
ρ	Masse volumique
$\rho_{i,t}$	Amplitude du signal
σ_i	Contrainte
τ	Période du signal
Symbole latin	***Paramètres***
$\{\dot{T}_{(t)}\}$	Variation de la température dans le temps
$\overline{T}_e$	Température moyenne de l'eau

$\overline{T}_a$	Température moyenne de l'air
$\overline{T}_o$	Température moyenne à l'origine du mur
$\overline{T}_L$	Température moyenne à L de l'origine du mur
[C]	Capacité thermique (fonction de c et ρ)
[K]	Matrice de conductivité
{Q}	Flux d'énergie (chaleur)
{T}	Température
A	Amplitude
$\overline{A}$	Constante correspondant à la valeur moyenne
A_0	Amplitude de la température à l'origine du mur
A_a	Amplitude de la température de l'air
A_e	Amplitude de la température de l'eau
a_i	Coefficient de minimisation entre observation et prédiction
A_L	Amplitude de la température à L de l'origine du mur
a_n	Coefficients de la série de Fourier
a_s	Coefficient d'absorption des radiations solaires
B	Largeur de la section transversale du barrage
b_i	Constantes numériques
b_n	Coefficients de la série de Fourier
c	Chaleur spécifique
c	Constante numérique
CgC	Coefficient global de corrélation
CgE	Coefficient global d'explication
C_i	Constantes numériques
c_i	Constantes numériques
C_S	Constante de Stephan-Boltzmann
D_0	Date de référence du modèle
d_i	Constantes numériques

D_i	Date de l'enregistrement
E	Module d'élasticité
E_0	Module d'élasticité pris égal à 1.5 le module d'élasticité E
E_c	Module d'élasticité du béton
E_{eff}	Module effectif
E_{inst}	Module instantané
E_l	Rigidité du ressort
E_r	Module d'élasticité de la fondation
E_{sout}	Module soutenu
F (k)	Taux d'un essai de fluage
$f(x_i)$	Fonction d'influence i associée aux variables prépondérantes
F_0	Fréquence fondamentale du signal
f_1 (h)	Effet de la charge hydrostatique
f_1, f_2, f_3	Fonctions de reproduction des effets
f_2 (s)	Effets climatiques présumés réversibles
f_3 (t)	Effets irréversibles ou évolutifs
f_i	Fréquence en Hertz (Hz)
G	Module de cisaillement
G_c	Module de cisaillement du béton
h	Cote de la retenue, creux relatif
h_0	Niveau du réservoir, creux à l'instant t_0
H_{br}	Hauteur du barrage
h_c	Coefficient de convection
h_e	Coefficient global de transmission de chaleur
H_n	Effet hydrostatique à l'instant t_n
h_r	Coefficient de radiation
HR	Humidité relative
H_w	Niveau d'eau
I_t	Quantité totale d'énergie qui atteint les surfaces

$J(t, t_0)$	Fonction de fluage
k	Conductivité thermique
K	Facteur de surface exposée
k_x, k_y, k_z	Conductivité thermique selon les directions x, y, z
L	Largeur de la section du barrage
L_B	Longueur du barrage
ln	Logarithme népérien
M	Moment de flexion
m. n	Paramètres du matériau
r	Ratio d'amplitude
N	Nombre de terme
P	Prédiction du phénomène analysé
Q	Quantité de chaleur interne par unité de volume
q	Flux de chaleur par unité de surface
q_c	Transfert de chaleur dû à la convection
q_r	Flux de chaleur transmit par radiation thermique
Q_s	Chaleur absorbée par radiations solaires
R	Coefficient de corrélation multiple
S, s	Variable saison, jour saison
S_b	Écart type des mesures brutes (MB)
S_n	Effet saisonnier de température à l'instant t_n
s_r	Écart type des résidus ε_r
t	Temps
T	Température
t_0	Âge au chargement
T_0	Période du signal
T_A	Température de l'air
t_B	Épaisseur de la section considérée du barrage
t_c	Épaisseur fictive du béton

T_d	Différence de température équivalente linéaire
t_E	Épaisseur effective
t_f	Temps correspondant au premier remplissage
T_i	Période
T_m	Température moyenne
T_{max}	Maximum des moyennes de température mensuelle
T_{mean}	Moyenne de température annuelle
T_{min}	Maximum des moyennes de température mensuelle
T_n	Différence de température non linéaire
t_n,	Temps
T^o	Température
t_p	Temps correspondant au début de la période d'analyse
$T_{réf}$	Température de référence du béton (contrainte nulle)
T_s	Température à la surface
V	Effort tranchant
VaB	Écart type des mesures brutes
VaC	Écart type des mesures corrigées
w	Vitesse du vent
WL	Valeur brute du niveau d'eau
WL_{max}	Niveau d'eau maximum extrême attendu
WL_{min}	Niveau d'eau minimum extrême attendu
x, y, z	Coordonnées cartésiennes
y_c (h, s, t)	Valeur calculée
y_i (h, s, t)	Valeur observée
Y_n	Déplacement à l'instant t_n
Z	Niveau d'eau, creux relatif
Z (t)	Niveau d'eau à l'instant t
Z_{max}	Niveau d'eau maximum en condition normale d'exploitation
Z_{min}	Niveau d'eau minimum en condition normale d'exploitation

Z_{phe}	Cote des plus hautes eaux

Abréviation	***Paramètres***
%	Pourcentage
°	Degré (angle)
°C	Degré Celsius (température)
2D	Bidimensionnel
3D	Tridimensionnel
ACI	American Concrete Institute
ASTM	American Society for Testing and Materials
BPRG	Barrage-Poids Rive Gauche
CEB-FIP	Comité Européen du Béton
CIGB	Commission Internationale des Grands Barrages
CPCI	Canadian Precast Concrete Institute
EDF	Électricité De France
Él	Élévation
et al.	Et collègues
ex.	Exemple
FFT	Fast Fourier Transform (transformée rapide de Fourier)
H	Hydrostatique
H.S.T.	Hydrostatique-Saison-Temps
ICOLD	Internationnal Committee on Large Dams (CIGB)
J	Joule
Jrs	Jours
kg	Kilogramme (masse, 10^3 g)
kN	Kilo Newton (force, 10^3 kg m/s^2)
m	Mètre (longueur)
MEF	Méthode des Éléments Finis
mm	Millimètre (longueur, 10^{-3} m)

MPa	Méga Pascals (pression, 10^6 N/m^2)
n^0	numéro
RAG	Réaction alcalis granulats
RD	Rive Droite
RG	Rive Gauche
S	Saison
T	Temps
USACE	US Army Corps of Engineer
Vs	Versus (en fonction de)
W	Watt
DX	Déplacement rive droite-rive gauche
DY	Déplacement amont-aval
DZ	Déplacemnt vertical
Moy.	Moyenne
PDBAC-1	Pendule inversé
PDBAC-1X	Composante amont-aval du pendule
PDBAC-1Y	Composante rive droite-rive gauche
PDBAC-1Z	Composante verticale du pendule
SE	Sud-Est
N	Nord
O	Ouest
Vert.	Vertical
Hor.	Horizontal
Dépl.	Déplacement
EP	Éléments de poutre
EF	Éléments finis

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE 1 : Données d'auscultation. 228
ANNEXE 2 : Exemple de calcul de coefficients de régression linéaire multiple par la méthode des moindres carrés à l'aide du logiciel MATLAB 6.1. 242
ANNEXE 3 : Principe de superposition de fluage. 246
ANNEXE 4 : Effet de radiation solaire. 248
ANNEXE 5 : Barrage-poids La Tuque, déplacement de la crête (fichier SAP 90)..... 252
ANNEXE 6 : Barrage-poids La Tuque, déplacement de la crête : comparaison fondation fixe versus fondation flexible (fichier SAP 90). 254
ANNEXE 7 : Déplacement du barrage-poids Chute-du-Diable dus aux variations saisonnières de température (fichier SAP 90). 256
ANNEXE 8 : Déplacement du barrage-poids Chute-du-Diable dus à l'effet combiné du réservoir et de la température (fichier SAP 90). 258
ANNEXE 9 : Enveloppe des seuils d'alarmes pour des conditions de températures maximales et minimales extrêmes (fichier SAP 90). 260

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1. Généralités

Les barrages en béton occupent une place importante dans le parc des barrages du Québec; plusieurs de ces barrages sont âgés de plus de cinquante ans et présentent des signes de vieillissement (altération des propriétés mécaniques du béton, fissuration) dus principalement à des phénomènes observés tels que le fluage, le retrait, le gonflement chimique, la réaction alcali-granulats (RAG), la gélivité, etc. Ces différents phénomènes nécessitent de développer des méthodologies d'évaluation avancée de suivi de comportement structural des ouvrages à l'aide de relevés d'auscultation, tels que les déplacements des pendules, et à l'aide de modèles numériques faisant appel à la théorie de poutres ou à la méthode des éléments finis.

Pour les barrages en béton deux effets principaux sont à considérer lors de l'interprétation des mesures de déplacements. Il s'agit notamment :

- Des effets présumés réversibles de caractères élastiques, dus aux variations de la charge hydrostatique et de la température.
- Des effets présumés irréversibles composés des phénomènes transitoires au béton (retrait, gonflement, fluage du béton) et des tassements de fondation qui sont de règles sur les ouvrage neufs accompagnés parfois de fissuration et d'évolution de débit de fuite.

Cela revient en considérant les trois variables : charge hydrostatique (H), température (effet saisonnier S) et temps (T), à établir les tendances ou enveloppes historiques des variations réversibles et des effets irréversibles en fonction du temps qui sont

représentatifs du comportement "normal" de l'ouvrage. Les mesures s'écartant de l'enveloppe de normalité traduisent parfois des phénomènes accidentels, et des évolutions anormales. Les effets réversibles produisent des déplacements réversibles qui sont de deux types; les déplacements thermiques saisonniers et les déplacements hydrostatiques alors que les effets irréversibles produisent des déplacements à évolution accélérée réaction alcali granulats (RAG) ou amortie (fluage) ou encore persistante (RAG/fluage).

La Figure 1.1 présente les différentes charges et sollicitations agissant sur un barrage-poids typique.

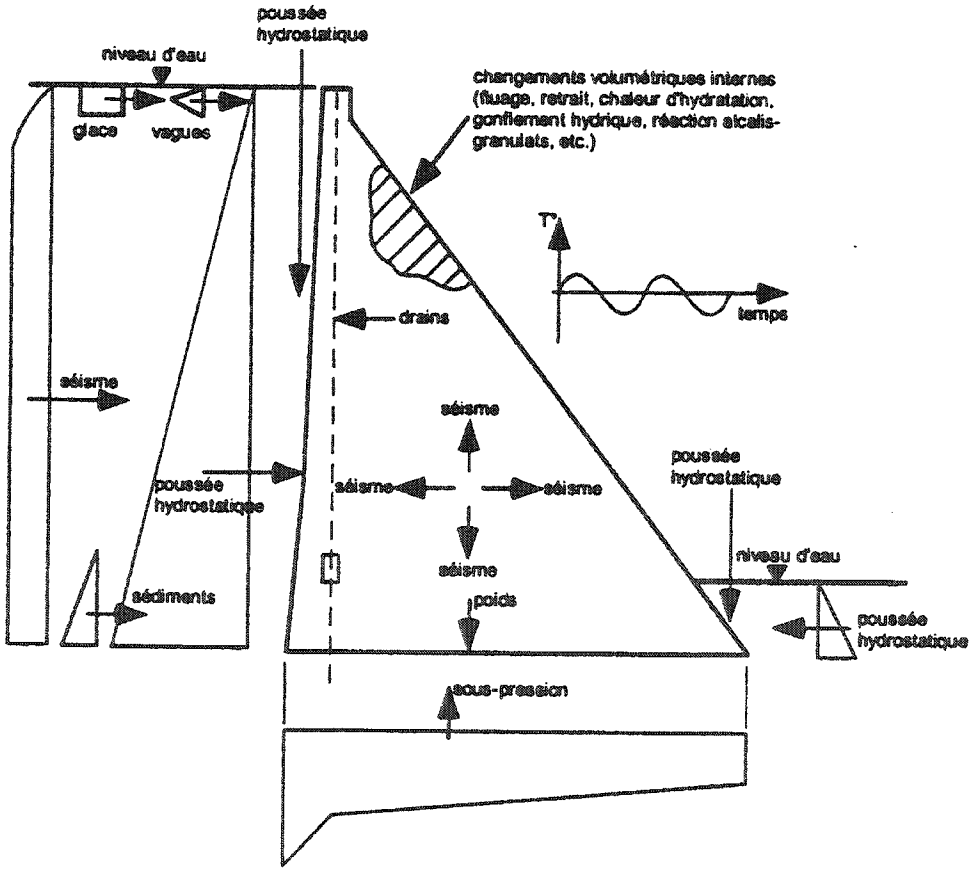


Figure 1.1 Charges et sollicitations agissant sur un barrage-poids (adapté du guide de conception des aménagements hydroélectriques Hydro-Québec 1999).

La Figure 1.2 illustre l'évolution transitoire des propriétés des matériaux, des sollicitations et des effets résultants sur le béton.

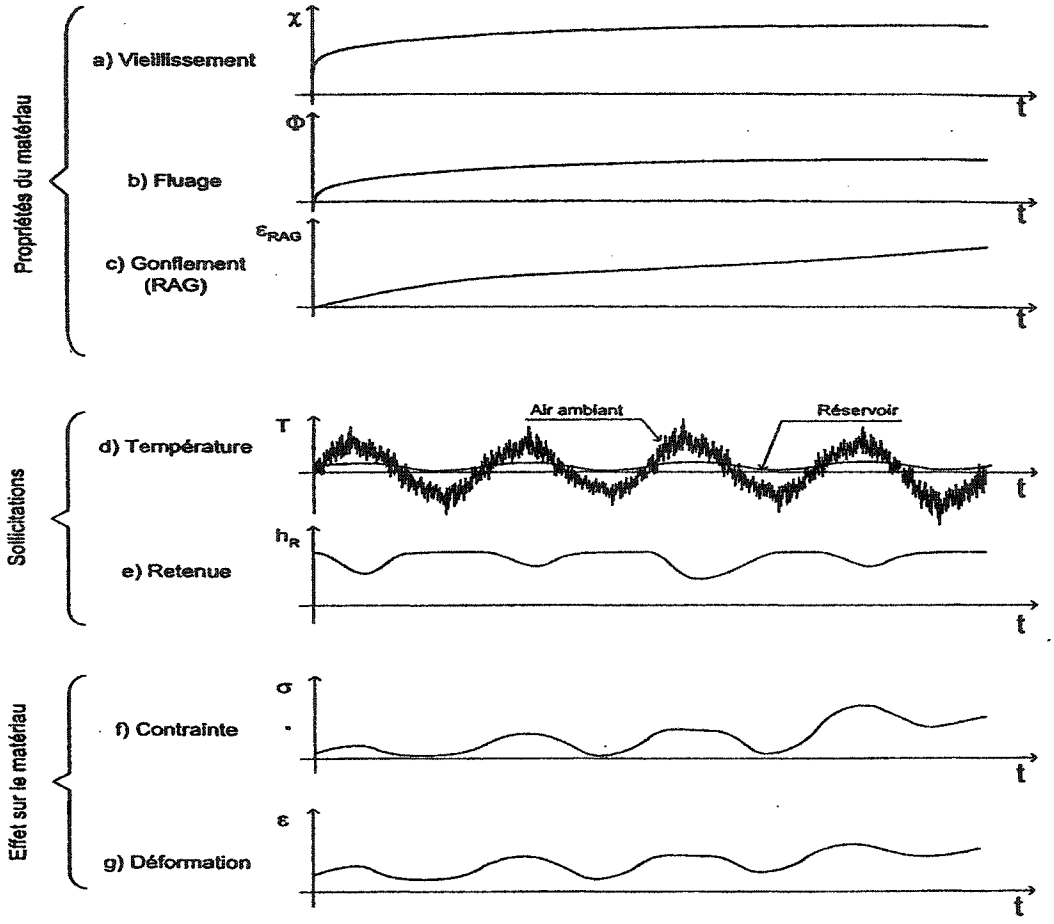


Figure 1.2 Sollicitations et réponse structurale d'un point quelconque d'un barrage en béton (adapté de Caron 2000).

Ce projet de recherche a pour but principal d'élaborer des modèles statistiques à partir des mesures des instruments d'auscultation notamment des pendules et de la cote du plan d'eau. On vise également le développement des modèles déterministes à partir de la géométrie du système barrage-fondation-réservoir et des propriétés thermomécaniques des matériaux du barrage et de la fondation pour le suivi de

comportement des déplacements des barrages en béton. Les modèles déterministes permettent : (a) une interprétation rationnelle des mesures in situ, (b) d'extrapoler les déplacements pour différents scénarios de sollicitations (c) d'assurer la sécurité des ouvrages. Il s'agit principalement de l'élaboration d'une méthodologie d'études structurales pour la détermination des seuils d'alerte en fonction du niveau du réservoir et des déplacements de pendules à l'aide de modèles statistiques et déterministes de comportement des barrages en béton. Les seuils d'alerte sont variables selon les saisons en fonction de la température de béton.

Le modèle statistique de comportement est un modèle relié à l'analyse et l'interprétation de l'évolution transitoire de paramètres de contrôle (ex. déplacements) relevés périodiquement à l'aide de mesures instrumentales. Il est établi a posteriori sur la base du comportement de l'ouvrage observé. Sa base est purement numérique et mathématique. Il n'a pas besoin, en, principe, de faire référence aux lois de la physique et peut être conçu pour s'adapter progressivement au comportement de l'ouvrage. C'est un modèle utile qui permet de déterminer si le barrage se comporte toujours comme par le passé et de statuer sur sa sécurité. Le modèle statistique permet d'identifier les tendances (taux de variation) à partir d'extrapolations. Il permet également de séparer chacun des trois effets, hydrostatique (poussée du réservoir), climatique (variations de température), et évolutif (ex : fluage, gonflement chimique). La qualité du modèle est tributaire de la disponibilité, de la qualité et de la fiabilité des données historiques d'auscultation.

Le modèle déterministe (mathématique) de comportement d'un barrage est quant à lui une représentation virtuelle d'une structure réelle basée sur les lois rhéologiques (élasticité, fissuration, plasticité, viscosité) régissant son comportement structural (contraintes, déplacements). Il est établi a priori et mis à jour en fonction des résultats obtenus.

Les objectifs du modèle déterministe sont :

1. D'expliquer le comportement observé de l'ouvrage sur une base rationnelle.

2. D'extrapoler le comportement futur pour différents scénarios d'évolution des charges et sollicitations et de la résistance de l'ouvrage.

3. D'étudier l'efficacité de différentes mesures correctives.

Les modèles déterministes des barrages en béton sont le plus souvent basés sur l'équilibre des corps rigides (méthode de gravité) ou la méthode des éléments finis. La qualité d'un modèle déterministe peut être évaluée par plusieurs indicateurs comme ses fondements mécaniques, sa capacité de reproduire le comportement observé, la facilité avec laquelle on peut quantifier les paramètres d'entrées requis, ses coûts et facilité d'utilisation versus les gains apportés dans la compréhension et la maîtrise du problème à l'étude.

Les modèles statistiques et déterministes d'un ouvrage sont complémentaires. Le modèle statistique permet de calibrer le modèle déterministe du barrage sur le comportement passé de l'ouvrage.

La Figure 1.3 illustre la modélisation du comportement des systèmes barrages-fondations-réservoirs.

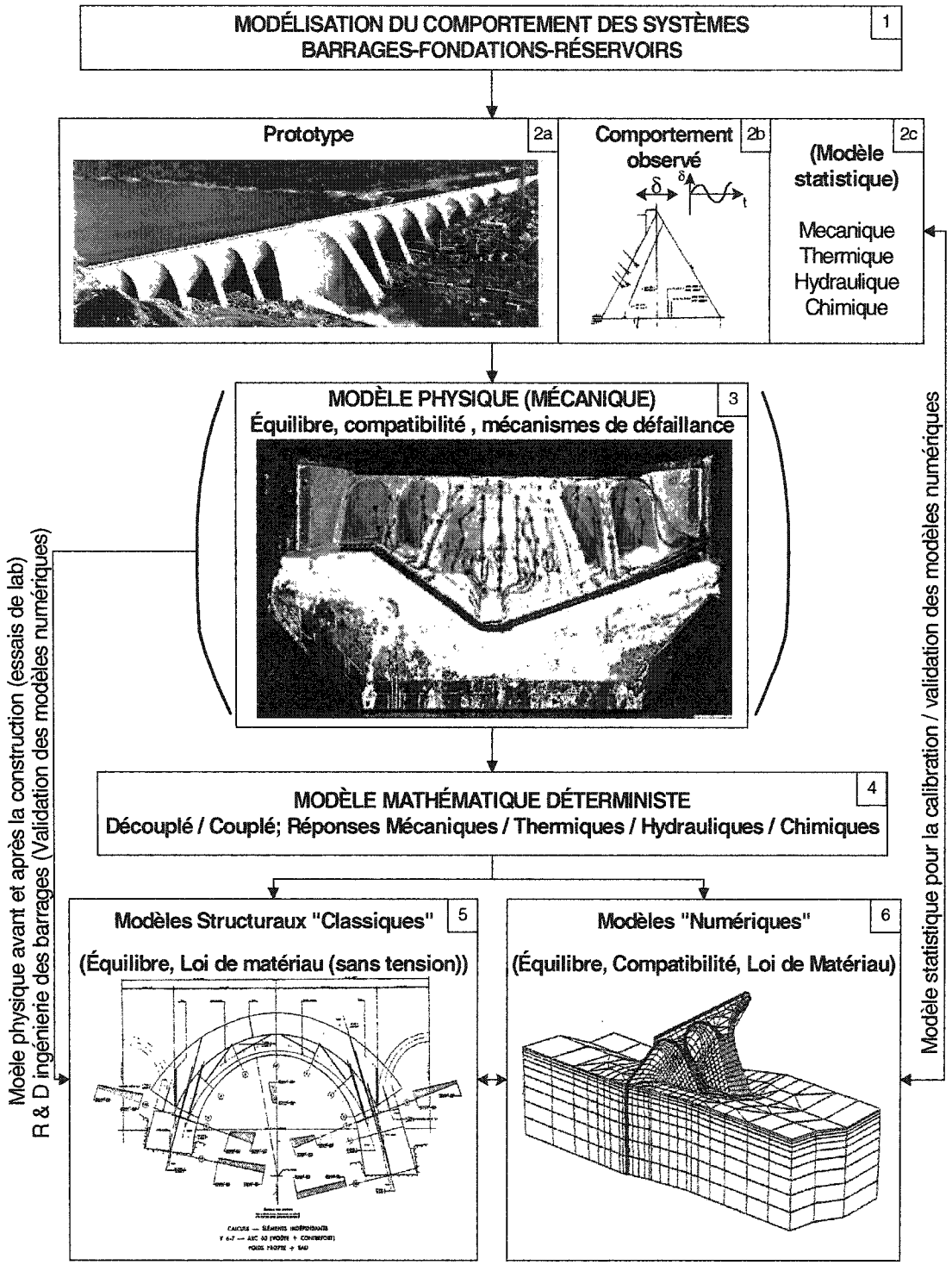


Figure 1.3 Modélisation du comportement des systèmes barrages-fondations-réservoirs (Léger et Tinawi 2002).

1.2. Problématique

La méthode de gravité qui est basée sur la théorie de poutre et l'équilibre de corps rigide est habituellement utilisée pour les études de réévaluation de la sécurité structurale des barrages-poids existants en bétons. Les modèles déterministes permettant l'interprétation des déplacements sont généralement basés sur la méthode des éléments finis qui est très lourde à mettre en œuvre particulièrement lorsque des analyses thermomécaniques doivent être effectuées. Il y a donc une nécessité de développer des modèles déterministes simples qui permettent :

- Une première série d'analyses structurales afin d'estimer les relations « sollicitations-déplacements (fissuration)-facteur de sécurité »,
- d'étudier l'influence des paramètres de modélisation (chargements, rigidité, résistance) sur le comportement de l'ouvrage.

Le présent projet se propose de développer un modèle déterministe 2D basé sur la théorie de poutre qui permet le calcul des déplacements en complémentarité avec la méthode de gravité conventionnelle telle que mise en œuvre dans le logiciel CADAM (développé par M. Leclerc de l'EPM en collaboration avec les professeurs P. Léger et R. Tinawi). Dans la plupart des cas, les sollicitations reprises exclusivement en mode console (2D) peuvent être estimées à priori par un modèle d'éléments finis 3D préliminaire. Un modèle déterministe 2D présente en effet plusieurs avantages (facilité et rapidité d'utilisation, facilité d'interprétation des résultats) et certains inconvénients (comportement 2D versus 3D, absences de redistribution des efforts entre les joints de reprises de bétonnage lors de la fissuration). À l'aide de ce modèle 2D il sera possible d'améliorer la compréhension et l'interprétation des données d'auscultation avant de procéder à des études plus détaillées par éléments finis, si cela est jugé nécessaire. La Figure 1.4 ci-dessous illustre les principales étapes proposées pour l'élaboration de modèles statistiques et déterministes de comportement des barrages-poids dans le but fixer les limites du niveau du réservoir et de déplacements admissibles en fonction :

- Du comportement historique de l'ouvrage (modèle statistique),
- De l'extrapolation du comportement pour des conditions de réservoir et températures non vécues par l'ouvrage (extrapolation à l'aide d'un modèle déterministe).

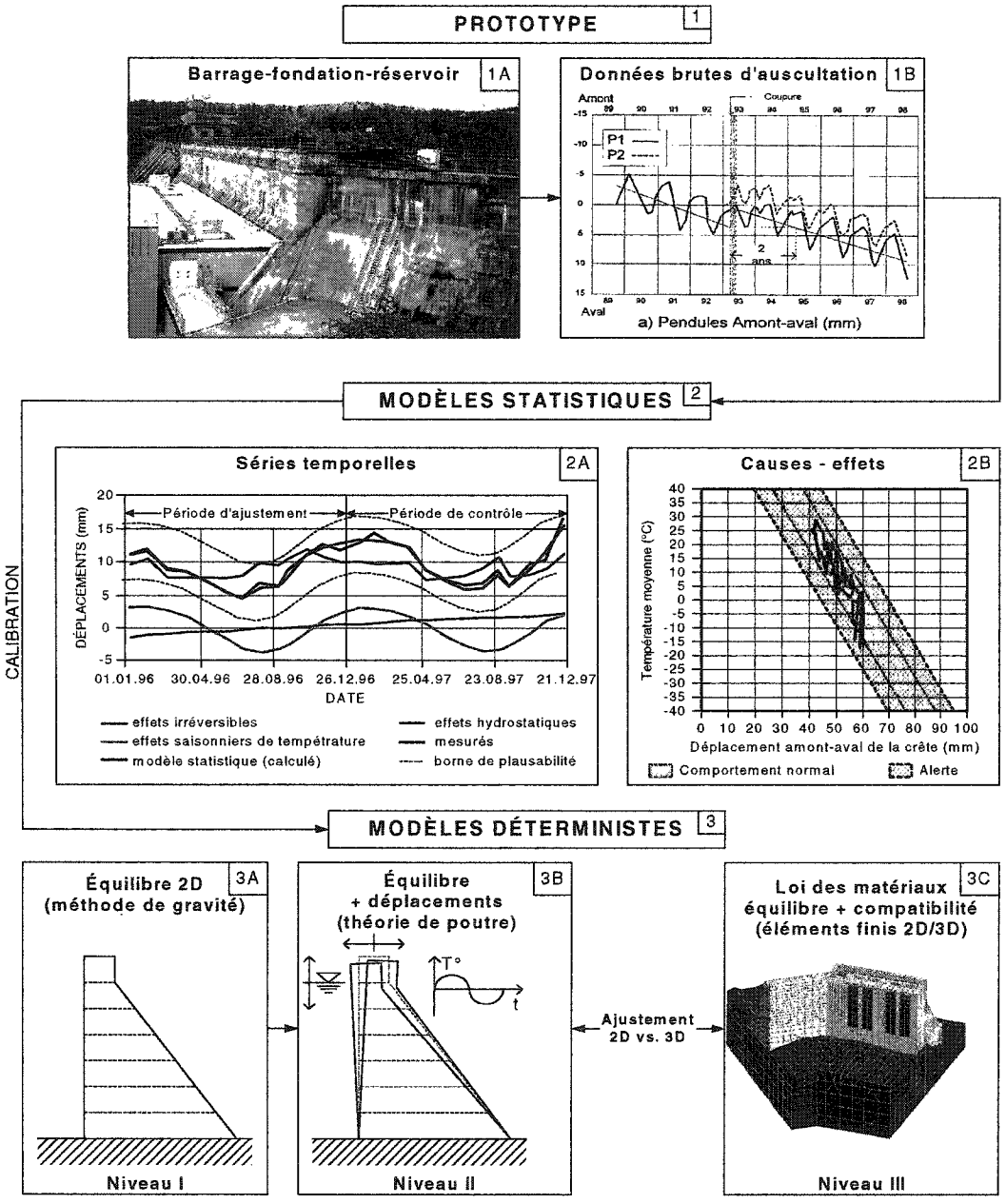


Figure 1.4 Modèles de comportement des barrages-poids (Léger et Tinawi 2002).

Comme le montre la Figure 1.4 les modèles déterministes ont été classés en trois niveaux de complexité croissante :

• **Niveau I**

Il s'agit de la méthode de gravité selon l'équilibre des corps rigides (calcul du facteur de sécurité au glissement et de la longueur des fissures selon le niveau du réservoir).

• **Niveau II**

Il s'agit d'un modèle de déplacements 2D basé sur la théorie de poutre en complémentarité de la méthode de gravité de niveau I. Le modèle de Niveau II devra le plus souvent être ajusté à l'aide d'un modèle d'éléments finis préliminaire 3D pour déterminer la fraction des sollicitations qui sont reprises exclusivement en mode console (2D).

• **Niveau III**

IL s'agit d'un modèle d'éléments finis 2D ou 3D faisant intervenir les lois constitutives des matériaux, l'équilibre des efforts et la compatibilité des déformations. Les modèles d'éléments finis peuvent progresser d'approches simples à plus complexes.

La figure 1.5 présente le type de résultats attendus pour les déplacements d'un ouvrage. Le développement d'un modèle statistique considère deux principales périodes distinctes lors de la phase d'étalonnage :

- La période d'ajustement des paramètres (régressions statistique),
- La période de contrôle pour juger de la validité des paramètres calculés.

À l'aide de ce modèle statistique on peut alors procéder à l'étalonnage du modèle déterministe. Il devient ainsi possible d'étudier des relations cause à effet sur une base rationnelle. À partir du modèle déterministe on peut aussi procéder à la phase

d'extrapolation du comportement en fonction de l'historique anticipé pour l'évolution des sollicitations thermiques et mécaniques (niveau du réservoir) ou autre (RAG…).

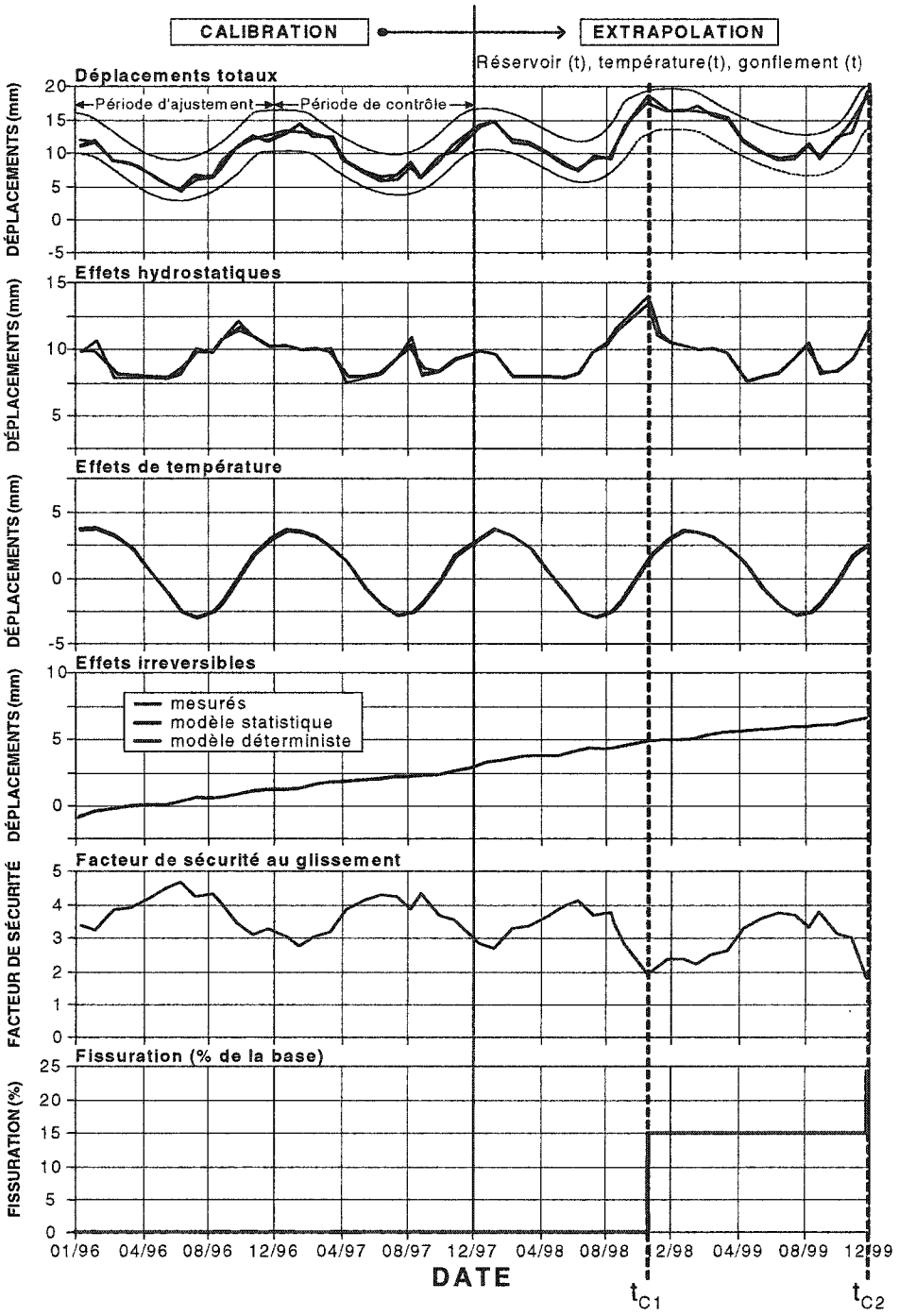


Figure 1.5 Indicateurs de performance d'un ouvrage (mesures vs. modèles statistiques et déterministes) (Léger et Tinawi 2002).

La Figure 1.6 présente les résultas sous forme de diagramme corrélationnel cause à effet (« température-réservoir-déplacements »). Les résultats peuvent être également représentés sous la forme « niveau du réservoir-fissuration » ou encore « niveau du réservoir-facteur de sécurité au glissement ».

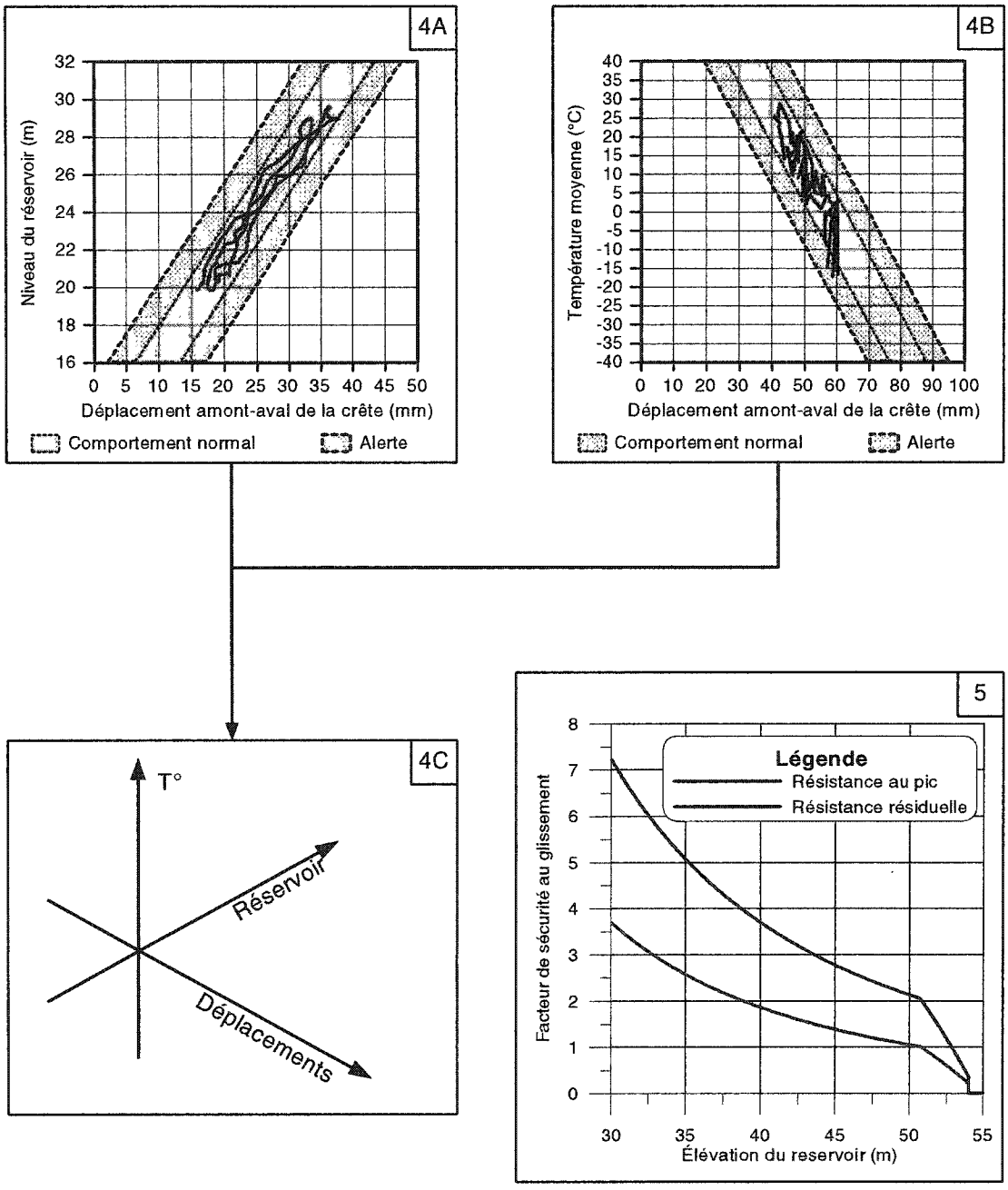


Figure 1.6 Diagrammes de surveillance d'un barrage (Léger et Tinawi 2002).

1.3. Objectifs et méthodologie

Ce projet de recherche vise principalement à élaborer une méthodologie pour le développement de modèles statistiques et déterministes de suivi de comportement des barrages-poids en béton. Les objectifs principaux et la méthodologie à suivre pour le projet sont :

1. D'effectuer une revue de la littérature sur :
    - Le traitement statistique des données d'auscultation,
    - La détermination des seuils d'alerte (approches statistiques et déterministes) en vue d'élaborer les détails de la théorie à utiliser. (Flux d'information, prétraitement et validation des données, analyses statistiques et déterministes à priori, et traitement de l'information en temps réel pour signaliser une alerte...).
2. De procéder à l'étude des tendances et un contrôle préliminaire et qualitatif de plausibilité (***annexe 1***) des données d'auscultation (déplacements des pendules) des barrages-poids ***Gouin, Trenche*** et ***Beaumont,*** qui sont situés sur la rivière Saint-Maurice et appartiennent à Hydro-Québec ainsi que celles des barrages-poids ***Chute-du-Diable*** et ***Chute-à-Caron,*** qui sont situés au Saguenay et appartiennent à l'Alcan.
3. D'explorer les techniques de traitement de signaux (transformée de Fourier, transformée de Laplace...) applicables pour l'interprétation des données d'auscultation présentées sous la forme de séries temporelles.
4. De développer la méthode H.S.T. (**H**ydrostatique-**S**aison-**T**emps) pour le traitement statistique des données de déplacements de pendules à l'aide du logiciel MATLAB pour séparer les effets présumés réversibles (réservoir et température) des effets présumés irréversibles (ex. réaction alcali-granulats (RAG).

5. D'appliquer la méthode H.S.T. à un barrage en béton. Le barrage voûte Schlegeis d'une hauteur de 131m a été utilisé parce que les données nécessaires è la mise en œuvre de la méthode H.S.T. étaient disponibles sur le Web. Ce barrage a été utilisé lors d'un atelier de la Commission Internationale des Grands Barrages (CIGB) pour comparer différentes approches pour la modélisation statistique des déplacements mesurés par pendules.
6. D'étudier la modélisation des effets du fluage et de la RAG dans le contexte des modèles statistiques de comportement des ouvrages.
7. De développer une approche simplifiée pour les analyses thermomécaniques.
8. De développer une approche progressive pour l'élaboration des modèles déterministes (2D théorie de poutre versus 3D éléments finis).
9. De faire un étude de cas sur un barrage–poids (sans-RAG)
    - Comparaison entre mesures et calculs des déplacements (modèle H.S.T.).
    - Élaboration d'un modèle déterministe considérant les effets du réservoir, et les effets thermiques.
    - Extrapolation des conditions (réservoir, température) pour déterminer la réponse structurale et les seuils d'alarmes en fonction des variations saisonnières de température.

1.4. Organisation du mémoire

Ce mémoire de maîtrise sur le comportement structural des barrages en béton comporte six chapitres. Le premier chapitre constitue une introduction au sujet de recherche, il expose la problématique visée ainsi que les objectifs et la méthodologie adoptée pour le projet de recherche.

Le deuxième chapitre porte, quant à lui, sur le déplacement des barrages en béton. On y présente entre autres, les causes des déplacements, l'utilisation des données de

déplacements, la classification des déplacements, les techniques de mesures des déplacements et des paramètres causatifs, des exemples de mesures de déplacements des barrages en béton. Les modèles statistiques et déterministes de comportement d'un barrage en béton y sont également présentés.

Le troisième chapitre, expose la méthodologie de traitement statistique des mesures de déplacement, la mise en œuvre du modèle statistique H.S.T. (Hydrostatique-Saison-Temps), la technique de séparation des effets présumés réversibles des effets présumés irréversibles. On y expose également la procédure développée pour la modélisation des effets de fluage (formulation des déplacements causés par le fluage).

Le chapitre 4 présente, un exemple d'application de variantes du modèle statistique H.S.T. (Hydrostatique- Saison-Temps) au barrage voûte de Schlegeis de 131 m de haut (Autriche). Ce barrage a fait l'objet d'un atelier de calcul organisé par la Commission Internationale des Grands Barrages (CIGB) en 2001. Toutes les données nécessaires à la mise en œuvre de la méthode H-S-T (relevés transitoires des niveaux de réservoir et de température) étaient disponibles pour cet ouvrage. Les principales variantes étudiées du modèle H.S.T. sont les suivantes : (a) modèle négligeant les effets du temps, (b) modèle représentant seulement les évolutions persistantes (linéaires), (c) modèle représentant les évolutions amorties et persistantes, (d) modèle représentant les évolutions amorties, accélérées et persistantes et (e) modèle de Fluage.

Le chapitre 5 traite du comportement thermomécanique des barrages en béton; on y présente entre autres les formules théoriques qui régissent les phénomènes de transfert de chaleur entre le béton du barrage du barrage et le milieu environnant, les paramètres qui doivent être considérées lors de l'évaluation de la réponse thermique des barrages en béton ainsi que des règles admises pour en tenir compte. On y expose, le calcul du champ de température le long d'une section donnée du barrage à l'aide de la formulation analytique de Stucky et Derron (1957), une approche originale dans le

domaine des fréquences a été développée par notre groupe de recherche pour le calcul transitoire des champs de température pour des historiques de température arbitraire appliquée aux parois amont et aval d'une section de barrage. Cette approche de calcul qui a été mise en œuvre dans le logiciel TADAM utilise les Transformées de Fourier des historiques de températures et la solution exacte pour l'évolution transitoire de la température du béton sous sollicitations harmoniques. On expose également, la décomposition du gradient de température selon Bofang et Serafim (1987). L'utilisation de la théorie de poutres et de la méthode des éléments finis pour évaluer les déplacements des barrages en béton dus aux variations saisonnières de température est également abordée. On présente aussi une analyse thermique du barrages-poids La Tuque et une analyse thermomécanique du barrage-poids Chute du Diable pour évaluer les déplacements causés d'une part par les variations saisonnières de température et d'autre part par l'effet combiné température-réservoir (Chute du diable). Le chapitre présente aussi une comparaison entre le modèle statistique et déterministe du barrage Chute du diable et une extrapolation pour des cas de température non vécus par l'ouvrage.

Finalement, le chapitre 6 présente les conclusions et les recommandations qui ont découlées du présent projet de recherche.

CHAPITRE 2

DÉPLACEMENTS DES BARRAGES EN BÉTON

2.1. Introduction

Les barrages en béton peuvent se déformer, dans leur ensemble ou localement. Ces déformations résultent pour une large part des phénomènes thermiques et hydrostatiques et peuvent engendrer des déplacements tels que :

- les déplacements absolus en planimétrie et altimétrie,
- les déplacements différentiels,
- les déplacements verticaux (relatifs),
- les déplacements horizontaux (relatifs).

Le présent chapitre traite des déplacements des barrages en béton. Il expose tout d'abord l'évolution des déplacements des ouvrages depuis la construction, les causes des déplacements et l'utilisation des mesures de déplacements. Par la suite, on présente une classification des déplacements, une description des techniques de mesures des déplacements et des techniques de mesures des paramètres causatifs. En dernier lieu les modèles statistiques et déterministes de comportements d'un barrage en béton sont décrits.

La Figure 2.1 présente un exemple de flux d'information relatif aux opérations de surveillance (ex. déplacements) d'un barrage. Il s'agit en particulier d'interpréter les résultats et prendre des décisions relatives à la sécurité du barrage. Ces décisions, pour l'essentiel, consistent soit à admettre que le comportement du barrage est normal ou à donner une alarme quand le comportement est jugé anormal.

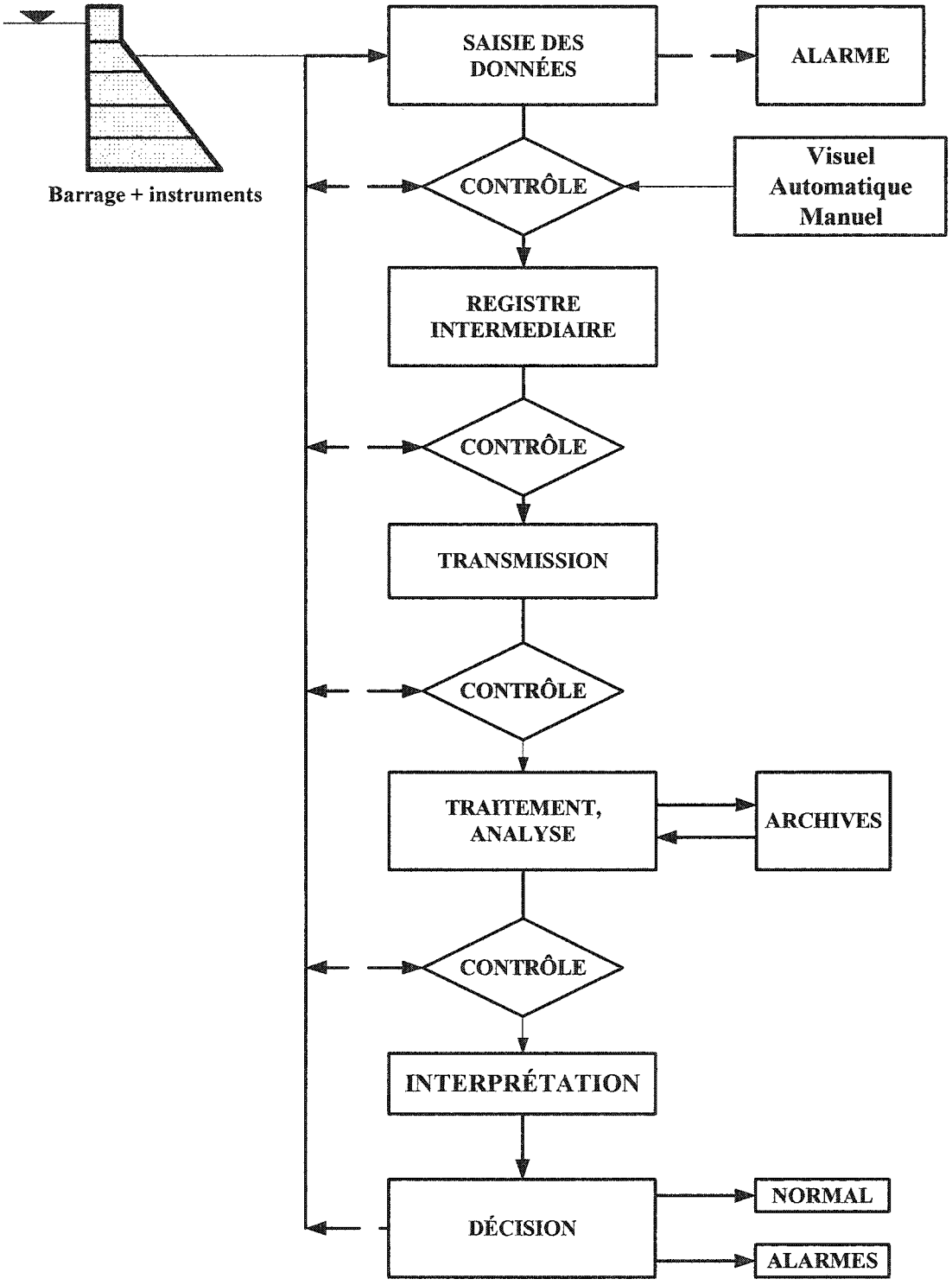


Figure 2.1 Exemple de flux d'information au cours des opérations relatives à la surveillance des barrages (adapté de Lombardi, G. 1983).

2.2. Causes des déplacements

Les barrages en béton, comme tous ouvrages qui lorsque soumis à des charges (ex. niveau du réservoir, température…), et changements volumétriques (ex. retrait, fluage, relaxation, gonflement…) se déforment. Les déformations induites engendrent des déplacements (ex. déplacement amont-aval), verticaux (ex. tassement de la fondation), etc. La Figure 2.2 montre différents phénomènes qui influencent les déformations et déplacements d'un barrage en béton.

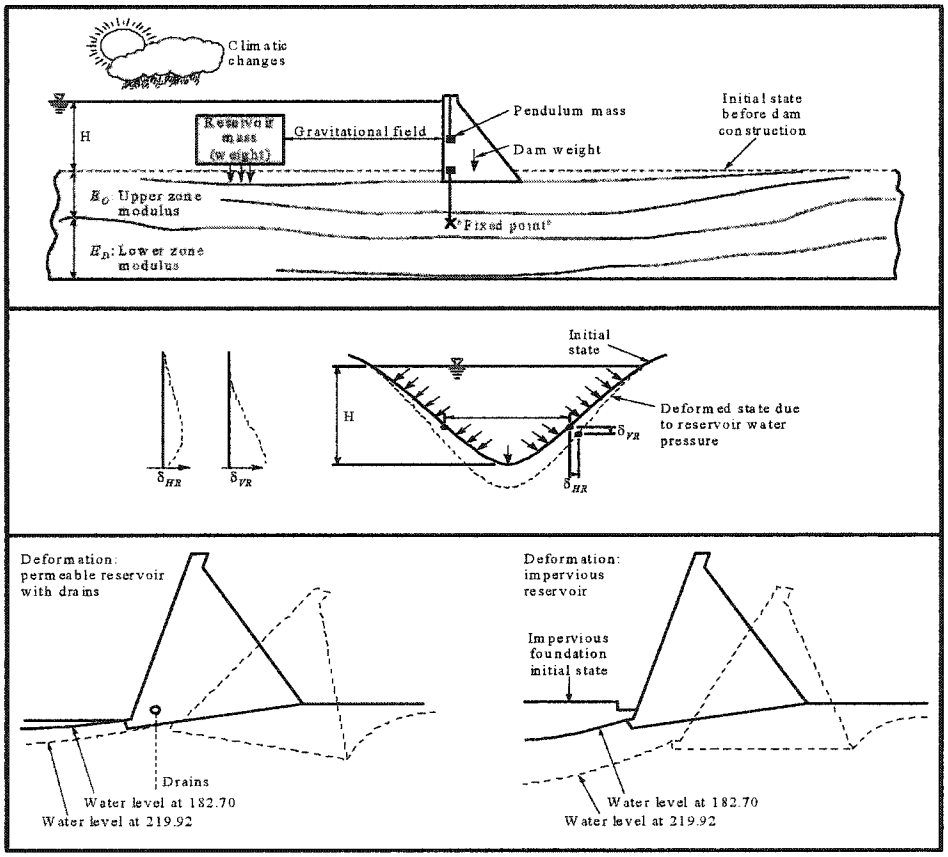


Figure 2.2 Déplacements d'un barrage en béton lors du remplissage de la retenue (Léger et Tinawi 2002).

La Figure 2.3 illustre les principales charges, les variations volumétriques des matériaux, et les déplacements imposés pouvant affectés la durabilité, l'usage fonctionnel et la sécurité d'un ouvrage de retenue en béton.

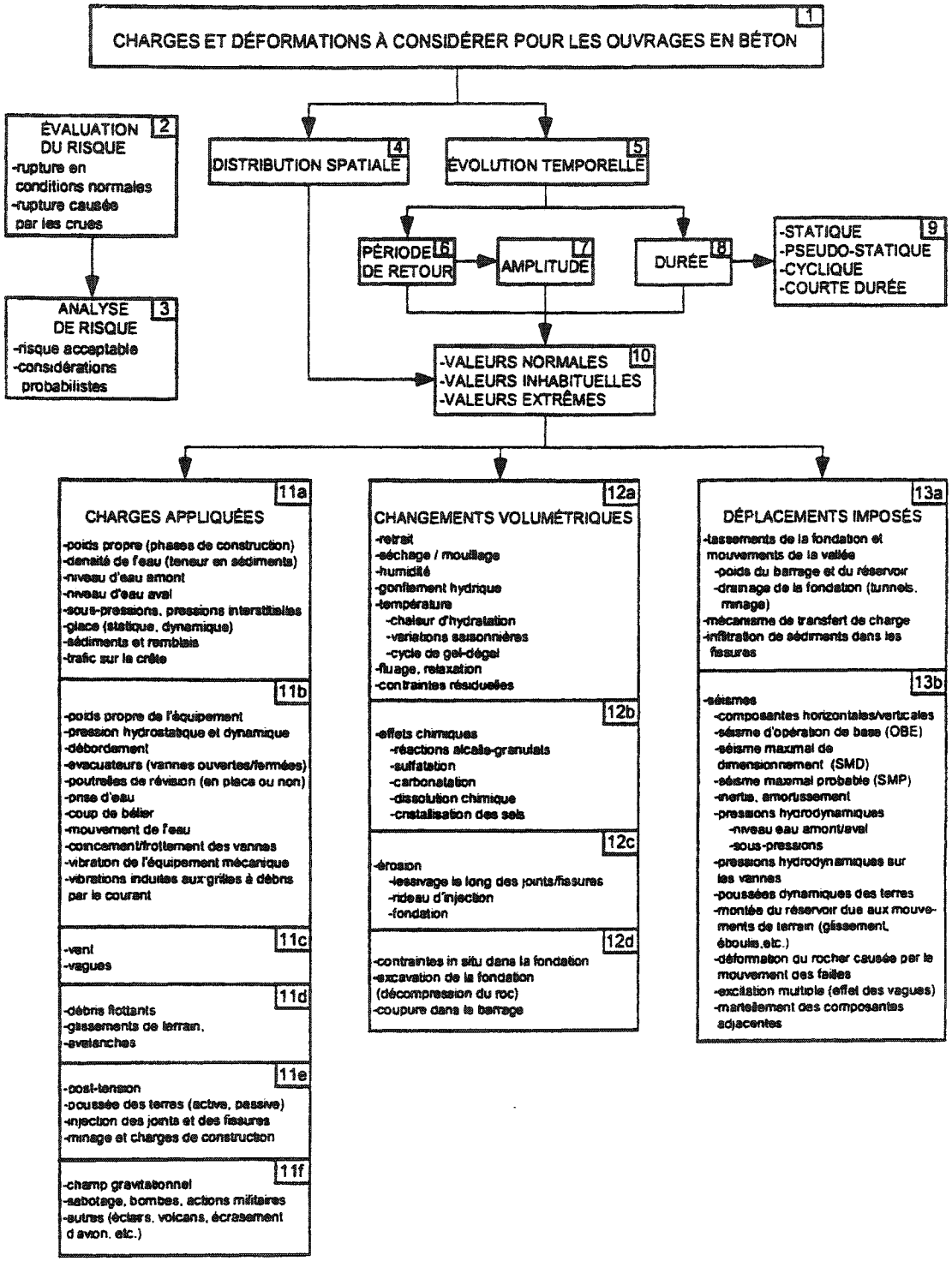


Figure 2.3 Charges et déformations à considérer pour les ouvrages de retenue en béton (adapté du guide de conception des aménagements hydroélectriques Hydro-Québec 1999).

Dans le cadre du présent projet; on traite principalement des déplacements dus à la charge hydrostatique, à la température, aux effets de fluage et de gonflement du béton causé par la présence d'une réaction alcalis-granulats par exemple.

Une formulation simplifiée, basée sur la théorie de poutre (Herzog 1999), donne les solutions analytiques du déplacement amont-aval de la crête d'un barrage-poids en béton pour les cas suivants :

- **Pression Hydrostatique**

Le déplacement amont-aval de la crête du barrage-poids dû à la pression hydrostatique (**Figures 2.4 et 2.5**) dépend des déformations en flexion (**M**) et en cisaillement (**V**) du béton et de la fondation. Il est donné par l'expression suivante (Herzog 1999) :

$$\delta_{crête} = \delta_{béton} + \delta_{roc} \qquad [2.1]$$

où :

$$\delta_{béton} = \delta^{M}_{béton} + \delta^{V}_{béton} = \frac{\gamma_w H_w^5}{E_c B^3} + \frac{\gamma_w H_w^5}{4 G_c B} \qquad [2.2]$$

$$\delta_{roc} = \delta^{M}_{roc} + \delta^{V}_{roc} = \frac{3\gamma_w H_w^4}{\pi E_r B^2} + \frac{\gamma_w H_w}{2E_r}\left(\frac{L_B}{B}\right)^{1/3} \qquad [2.3]$$

avec :

- γ_w, poids volumique de l'eau,
- E_c, module d'élasticité du béton,
- E_r, module d'élasticité de la fondation,
- G_c, module de cisaillement du béton,
- H_w, niveau d'eau,
- B, largeur de la section transversale du barrage,
- L_B, la longueur du barrage.

• **Variation de température**

Le déplacement amont-aval de la crête du barrage-poids dû à une variation linéaire de température entre les faces amont et aval (**Figure 2.6**) est donné par l'expression suivante :

$$\delta^{T^o} = \frac{\alpha \Delta T_c H_w}{2}\left[\frac{1}{\sin\beta \cos\beta} + \frac{1}{\tan\beta}\right] \qquad [2.4]$$

où :

- α, coefficient d'expansion thermique du béton,
- ΔT_c, différence de température entre les faces amont et aval du barrage,
- H_w, niveau d'eau.

Les Figures 2.4, 2.5 et 2.6 illustrent le déplacement de la crête d'un barrage-poids dû aux effets hydrostatique et de température.

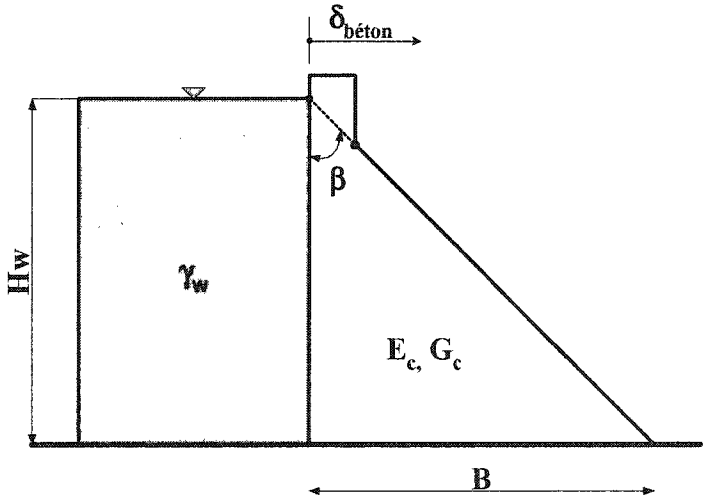


Figure 2.4 Déplacement amont-aval d'un barrage poids dû à la poussée hydrostatique (adapté de Herzog 1999).

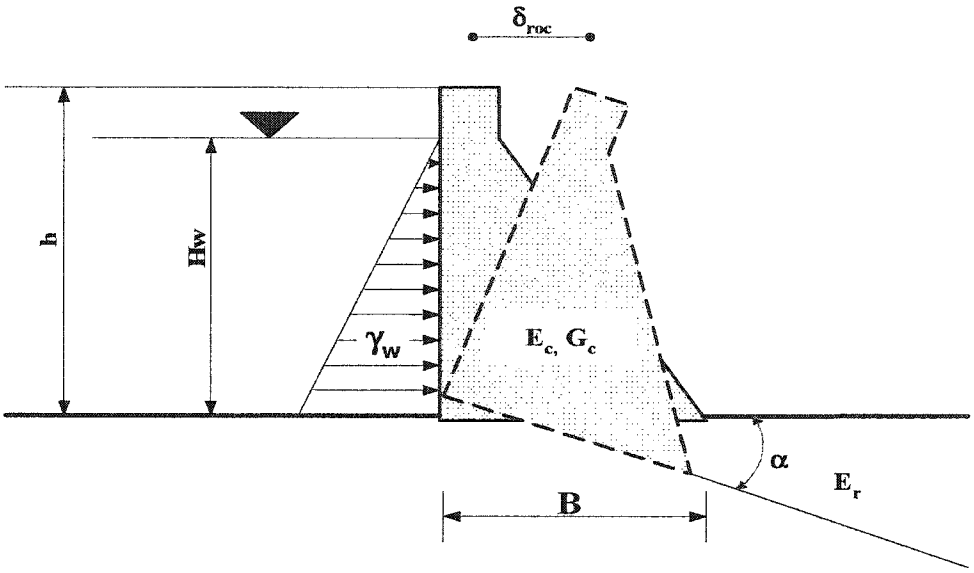


Figure 2.5 Déplacement de la crête du barrage causé par une déformation de la fondation sous l'effet de la poussée hydrostatique (adapté de Herzog 1999).

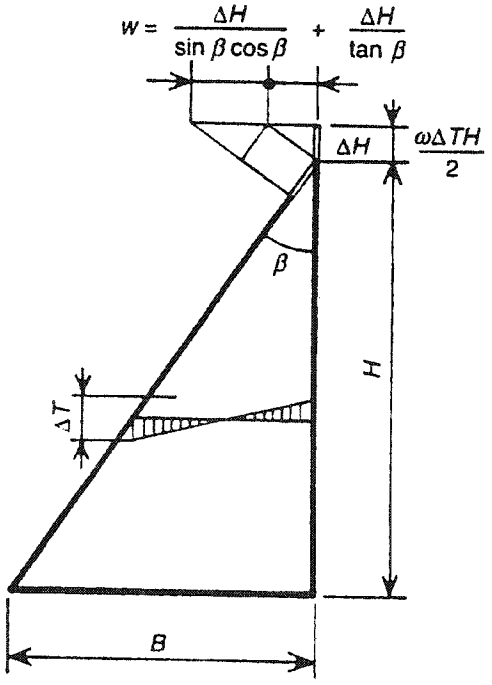
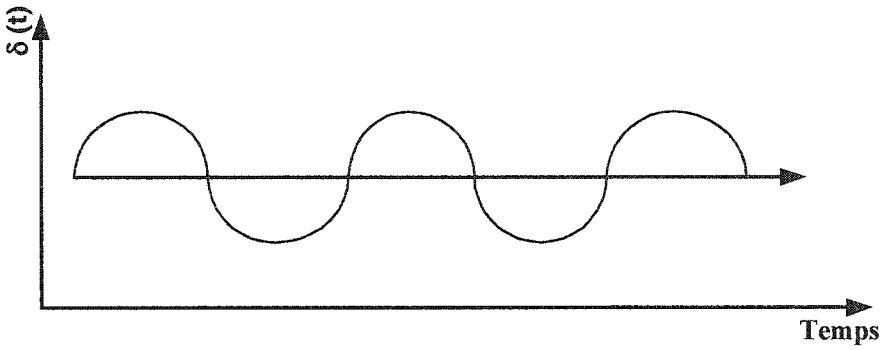


Figure 2.6 Déplacement amont-aval d'un barrage-poids dû à une variation linéaire de température entre les faces amont et aval (adapté de Herzog 1999).

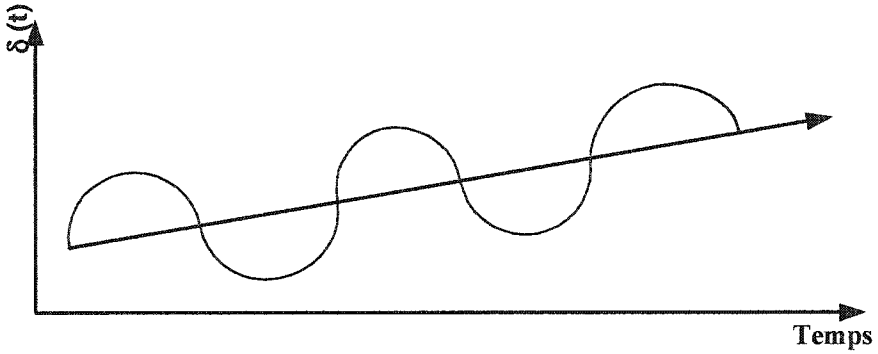
2.3. Utilisation des données de déplacements (alerte, alarme, calibrage des modèles)

Les données de déplacements des barrages sont utilisées dans le but principal de vérifier le bon comportement de ces derniers, de garantir la sécurité des utilisateurs ainsi que celle des populations exposées aux risques d'inondation à l'aval.
Les données de déplacements des barrages sont utilisés également pour :

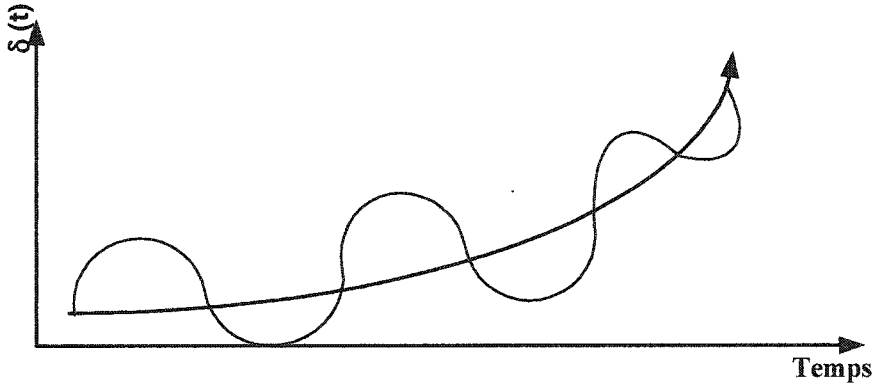
- valider les hypothèses de calcul de projet (barrage),
- améliorer la qualité des modèles de calcul,
- identifier les différentes tendances d'évolution normale (barrage stable), régulière *(ex. **fluage**)*, anormale et irrégulière *(ex. **gonflement chimique, tassement d'appui**)*;
- développer un modèle statistique de comportement "normal",
- calibrer des modèles déterministes de comportement,
- la recherche, en vue d'améliorer les modèles de comportement,
- vérifier le bon fonctionnement de nouvelles techniques de construction ou de réparation,
- définir les seuils d'alerte et d'alarme,
- déclencher immédiatement une alarme dès que un événement anormal est détecté versus le seuil d'alarme.



(a) évolution normale : Barrage stable



(b) évolution anormale mais régulière



(c) évolution anormale et en progréssion

Figure 2.7 Évolutions transitoires des déplacements d'un barrage en béton.

2.4. Classification des déplacements (réversibles, irréversibles, instantanés, différés)

Les déplacements des barrages en béton peuvent être réversibles, irréversibles; instantanés ou différés. Les déplacements présumés réversibles sont dus essentiellement aux composantes hydrostatiques et thermiques qui dépendent du niveau du réservoir, de la température du béton, et de l'âge de l'ouvrage. Les déplacements instantanés par contre dépendent uniquement du niveau du réservoir et de la température. Les déplacements présumés différés; c'est à dire les déplacements qui se manifestent après un certain temps de délais par rapport à l'application de la charge initiatrice du déplacement sont dus à des phénomènes différés comme le fluage. La composante différée du déplacement peut contenir une partie réversible par exemple la récupération des déformations élastique lorsque l'on décharge un spécimen (élasticité différée). La Figure 2.8 illustre une représentation schématique des différentes composantes de déplacements d'un barrage en béton.

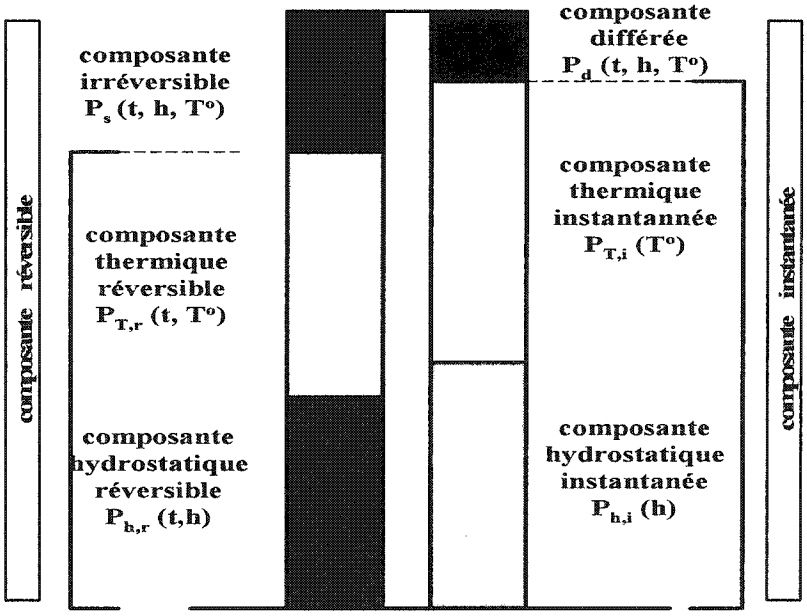


Figure 2.8 Représentation schématique de la séparation des effets (adapté des méthodes de Prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000).

2.5. Techniques de mesures des déplacements – relevé par pendules.

Les déplacements des barrages en béton sont généralement obtenus à l'aide de mesures de pendules directs et inversés. Les pendules mesurent avec précision (±0.01 mm pour le pendule à lecture automatique et ±0.1 mm pour les pendules à lecture manuelle) les déformations relatives de l'ouvrage dans un plan vertical. Un dispositif (coordimètre, table de lecture, etc.), solidaire au barrage ou au rocher, permet la mesure des déplacements relatifs du fil par rapport à son point d'ancrage. Cette mesure peut être manuelle (pendule à lecture manuelle); elle peut être aussi automatisée (pendule à lecture automatisée) et télétransmise en temps réels à un centre de surveillance.

Le pendule direct est composé d'un fil ancré en un point haut et d'une station de lecture solidaire du barrage en un point bas. Le fil est tendu par un poids dont les oscillations sont amorties dans une cuve remplie d'eau ou d'huile.

Dans le pendule inversé, le point bas est matérialisé par un ancrage généralement cimenté au fond forage. Le fil tendu verticalement à l'aide d'un flotteur est observé à l'aide d'une table de visée solidaire du point haut. La Figure 2.9 présente schématiquement les deux types de pendules.

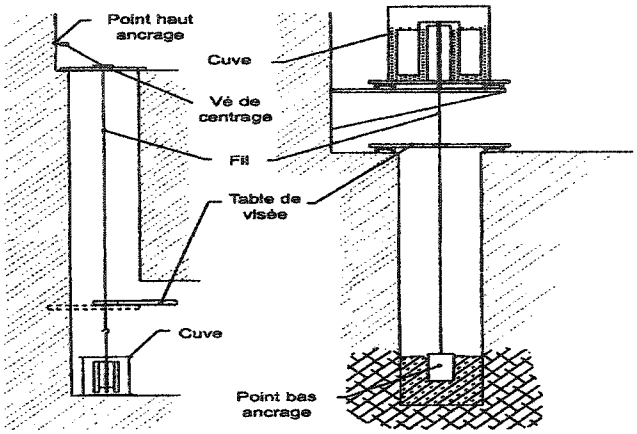


Figure 2.9 Pendule direct et inversé (adapté de ROCTEST 2000).

2.6. Mesures des paramètres causatifs (température, niveau du réservoir)

Le niveau d'eau de la retenue et les températures constituent les principales charges qui agissent sur un barrage en béton; elles doivent être mesurées de manière fiable, soit pour des raisons d'exploitation, soit pour déterminer l'influence qu'elles ont sur les conditions statiques du barrage.

Les mesures de températures donnent plusieurs informations sur :

- la température extérieure (maximale et minimale),
- la température de l'eau à une ou plusieurs profondeurs sous la surface,
- l'état thermique du béton du barrage.

La température de l'air et de l'eau de la retenue n'interviennent pas directement dans la sécurité du barrage; pour ce dernier c'est plutôt la température du béton qui conditionne les déformations (déplacements) d'origine thermique qui se superposent aux autres effets. Les mesures de températures s'effectuent facilement à l'aide de thermomètres électriques noyés dans le béton lors de la construction et placés en des points de mesures les plus représentatifs et capables de mieux rendre compte des déformations thermiques du barrage. En général il est indiqué de prendre les températures du béton en un certain nombre de points le long d'une section pour définir les variations de température selon la distance des parois exposées aux variations saisonnières de température. La mesure du niveau d'eau de la retenue par contre peut être faite à partir de plusieurs systèmes, le plus fiable est sans conteste la balance à pression, dont la plage de mesure permet de couvrir toute la variation du niveau de la retenue avec une précision de ±10 cm.

Les mesures de températures et du niveau de la retenue doivent être :

- exécutées toujours au même moment de la journée,
- fréquentes et détaillées.

2.7. Exemples de mesure de déplacements des barrages en béton.

Dans cette section, on présente quelques exemples de déplacements mesurés sur des barrages réels en béton, notamment les déplacements mesurés sur le barrage à voûte multiple Daniel Johnson (Canada), le barrage-poids Grande Dixence (Suisse) et le barrage-poids La Tuque (Canada). Les déplacements mesurés mettent en évidence des phénomènes irréversibles comme le fluage, le gonflement (RAG), etc.

• Barrage Daniel Johnson

Le barrage Daniel Johnson érigé en 1968, avec ses voûtes multiples et ses contreforts, est le plus imposant au monde. Le barrage a une hauteur de 214 m dont 165 m visible. Une vue du barrage est illustrée par la Figure 2.10. La Figure 2.11 illustre la relation charge-déplacement et l'évolution transitoire du déplacement pour le barrage. On observe (Figure 2.11) un déplacement important du barrage pour la période allant de 1968 à 1978; cette période correspond en effet à la période d'ajustement (fermeture progressive des fissures au niveau du roc de la fondation sous l'effet du poids du barrage, de la poussée hydrostatique et du poids de l'eau du réservoir, fermeture des joints de construction, le déplacement diminue et on observe une boucle quasi-stationnaire pour les déplacements. Ceci s'explique par le fait que l'on charge initialement lors du premier remplissage avec une rigidité K_L (présence de fissures,...) plus faible que la rigidité de déchargement K_U (fermeture des fissures, etc.).

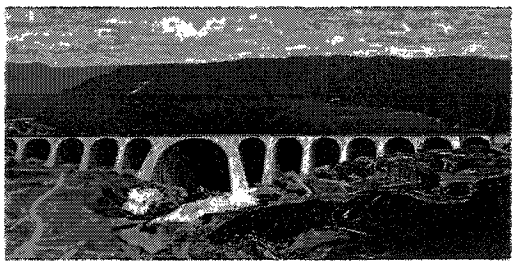


Figure 2.10 Barrage Daniel Johnson.

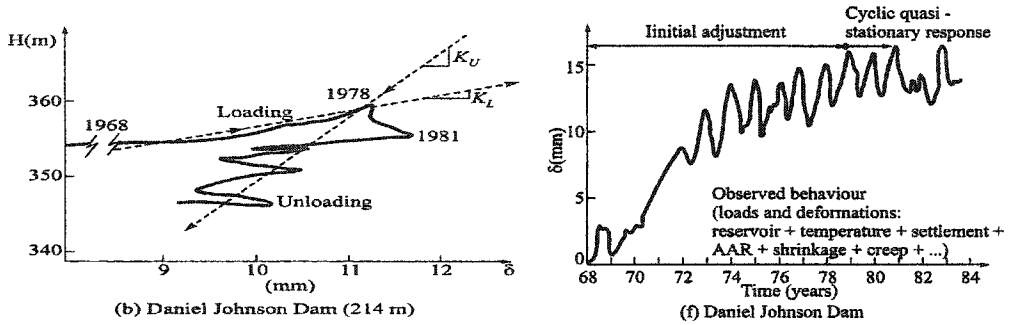


Figure 2.11 Déplacement du barrage Daniel Johnson (Léger et Tinawi 2002).

- **Barrage Grande Dixence**

Le barrage-poids Grande Dixence est à date le plus grand barrage-poids au monde avec une hauteur de 285 m et une longueur en crête de 695 m. Les Figures 2.12 et 2.13 illustrent une vue du barrage et une coupe longitudinale du barrage avec son système d'auscultation (pendules). La Figure 2.14 illustre l'hystérésis des déplacements mesurés par le pendule n° 36 (Figure 2.13) pour la période de 1971-1975 et 1976-1980. Ici on observe les déplacements après la période d'ajustement. La boucle est quasi-stationnaire ou légèrement non stationnaire. La boucle est causée par le marnage assez important dans cette zone. On a une montée du réservoir avec un barrage chaud, une vidange du réservoir avec un barrage froid. L'évolution transitoire de module d'élasticité, le tassement de la fondation et le fluage irréversible cumulatif sont les principales causes de la non stationnarité de la boucle.

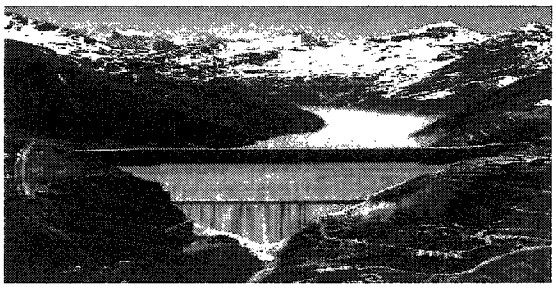


Figure 2.12 Barrage-poids Grande Dixence.

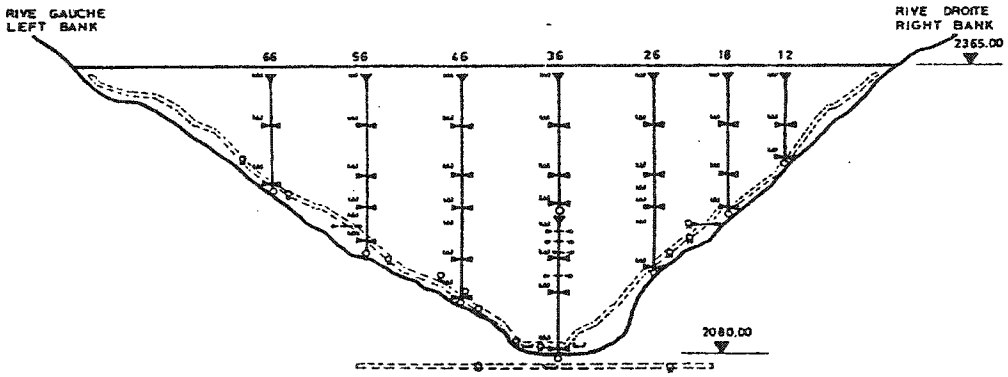


Figure 2.13 Grande-Dixence système d'auscultation du barrage.

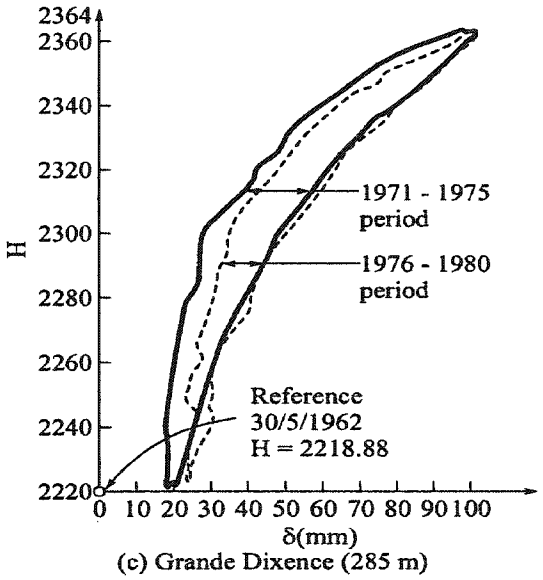


Figure 2.14 Déplacement du barrage-poids Grande Dixence (pendule n° 36)

(Léger et Tinawi 2002).

- **Barrage La Tuque**

Le barrage La Tuque est de type barrage-poids et est situé sur la rivière Saint-Maurice. Il a une hauteur de 40 m avec une longueur de 381 m, et a été mis en service en 1940. La Figure 2.15 illustre une vue d'ensemble du barrage. La Figure 2.16 illustre le déplacement amont-aval du barrage causé par la RAG.



Figure 2.15 Barrage-poids La Tuque.

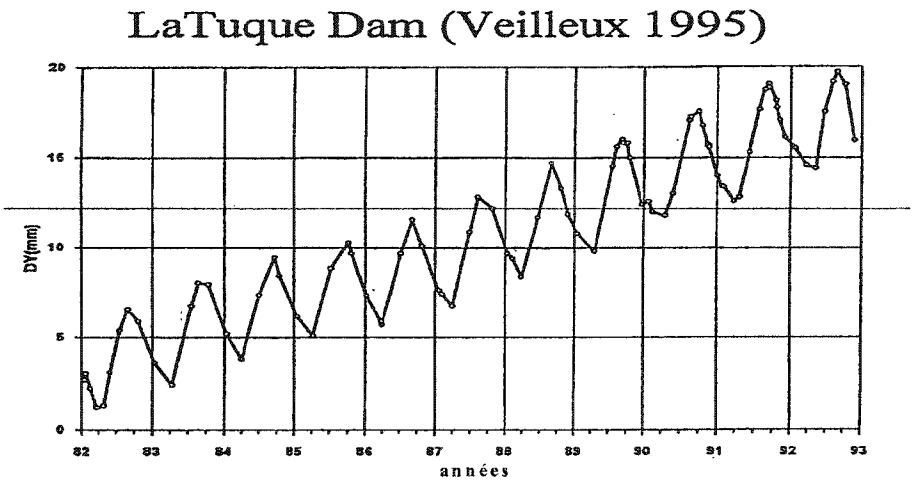
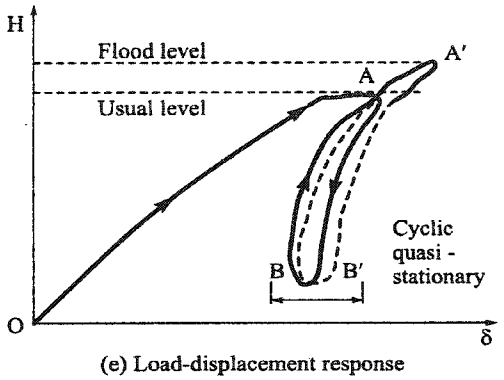


Figure 2.16 Déplacement amont-aval du barrage-poids La Tuque (Veilleux 1995).



(e) Load-displacement response

Figure 2.17 Exemple de réponse charge-déplacement (Léger et Tinawi 2002).

2.8. Modèle statistique de comportement d'un barrage

Le modèle statistique de comportement est jusqu'à présent le plus utilisé dans la surveillance en exploitation des barrages; l'établissement du modèle ne nécessite aucune connaissance préalable de la géométrie du barrage ni des propriétés rhéologiques des matériaux. Il permet de mettre en évidence l'évolution dans le temps du comportement du barrage. Pour établir ce modèle, il est nécessaire de disposer de séries chronologiques de données concernant les grandeurs "causes" (niveau d'eau, températures...) et des grandeurs "effets" (déplacements, débits...). Ces séries doivent être idéalement complètes et homogènes pour la période considérée.

Le modèle statistique décrit un phénomène dont la forme est admise à priori sur la base de l'expérience. On choisit pour cela des fonctions d'influence qui traduisent l'effet des variables prépondérantes (variables qui affectent le comportement du barrage). Les variables qui affectent en général le comportement d'un barrage en béton sont :

- le niveau du réservoir,
- la température du béton, influencée par celle de l'eau, de l'air, et des radiations solaires,
- le temps (âge de l'ouvrage).

Le modèle statistique est aussi utilisé comme un modèle prédictif de comportement qui se base sur le comportement passé de l'ouvrage. Le modèle statistique répond à la question : le barrage se comporte t'il toujours comme il le faisait dans le passé (Lombardi 1995). L'élaboration d'un tel modèle nécessite le choix d'une fonction d'influence pour chacune des variables prépondérantes apte à traduire le plus fidèlement son influence dans le phénomène analysé. Ces fonctions sont multipliées par des coefficients pour constituer une relation fonctionnelle après détermination de ceux-ci. Les coefficients sont calculés à partir d'une analyse statistique (généralement une analyse de régression). La forme générale utilisée est de type

[Guedes et Coelho 1985] :

$$P = \sum_{i=1}^{n} a_i f(x_i) \qquad [2.5]$$

Où

P = Prédiction du phénomène analysé.

$f(x_i)$; Fonction d'influence i associée aux variables prépondérantes.

a_i = Coefficient correspondant obtenu en minimisant la différence entre la valeur observée et la prédiction de l'indicateur de comportement.

La Figure 2.18 illustre les grandeurs causes et effets qui constituent les séries chronologiques nécessaires à l'élaboration d'un modèle statistique de déplacement d'un barrage en béton.

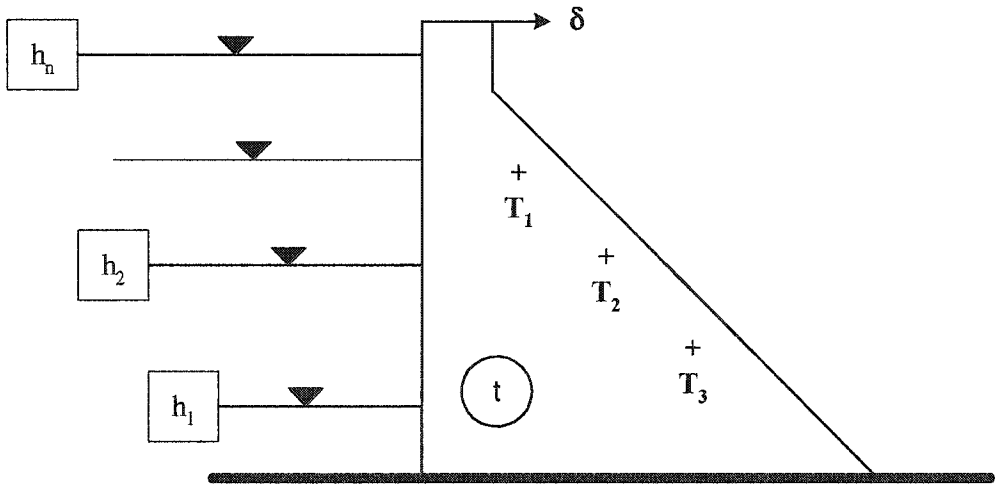


Figure 2.18 Grandeurs causes et effets pour l'élaboration du modèle statistique de déplacement (adapté des méthodes de Prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000).

La Figure 2.19 illustre une représentation schématique du concept de modèle statistique pour le calcul de déplacements d'un barrage. Le concept de modèle statistique de déplacement d'un barrage en béton est développé au chapitre 3.

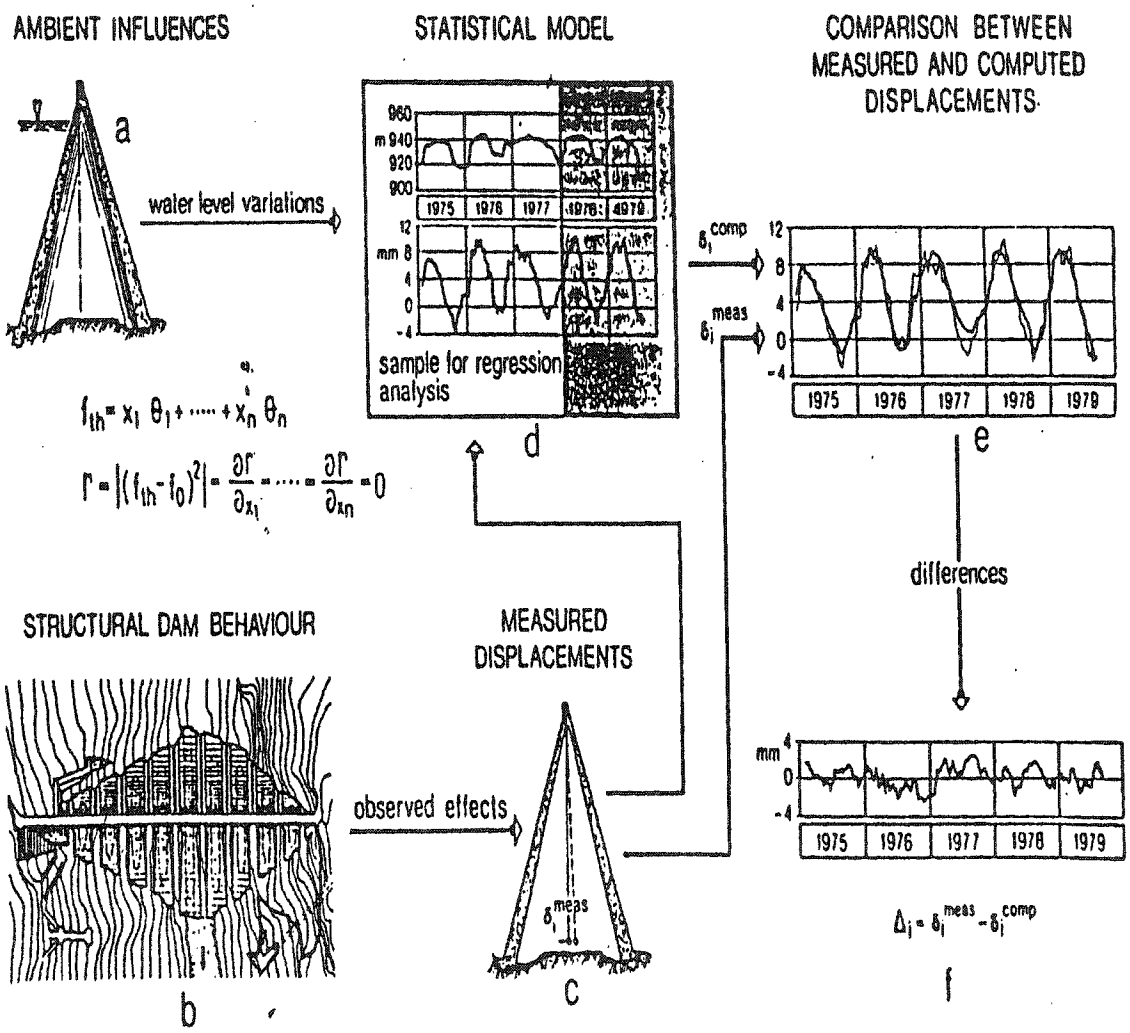


Figure 2.19 Représentation schématique du concept de modèle statistique de déplacement d'un barrage (Menga 1994).

2.9. Modèle déterministe de comportement d'un barrage

Le modèle déterministe de comportement d'un barrage est une représentation schématique du barrage et de sa fondation comme un solide de forme géométrique connue, doté de propriétés physiques et rhéologiques (E, G, ν, α...) et soumis à des actions extérieures (pressions hydrostatiques, variations thermiques, etc.). C'est le seul modèle de contrôle de sécurité possible lors de la première mise en eau et durant les premières années d'exploitation. Il permet d'anticiper le comportement du barrage sous l'action de charges exceptionnelles telles :

- niveau de la retenue extrêmement élevé ou bas,
- température exceptionnelle.

Il permet également de mettre en évidence les phénomènes irréversibles à long terme qui affectent le barrage. Le modèle déterministe répond à la question : le barrage se comporte t-il comme il doit le faire (Lombardi 1995).

Des exemples de modèles déterministes de comportement (modèles d'éléments finis pour le calcul des déplacements dus à un chargement hydrostatique et une variation uniforme de température entre les faces amont et aval du barrage) d'un barrage-poids sont illustrés par les Figures 2.20 et 2.21. Les concepts de modèles déterministes hydrostatiques, de températures et de fluage d'un barrage-poids sont développés respectivement au chapitre 5.

La Figure 2.22 illustre une représentation schématique du concept de modèle déterministe pour le calcul de déplacements d'un barrage. Le modèle déterministe (modèle d'éléments finis) du barrage Cahora-Bassa (Mozambique, Figure 2.23) et une comparaison entre les déplacements mesurés par le pendule central et le modèle déterministe sont illustrés par les Figures 2.24 et 2.25, respectivement.

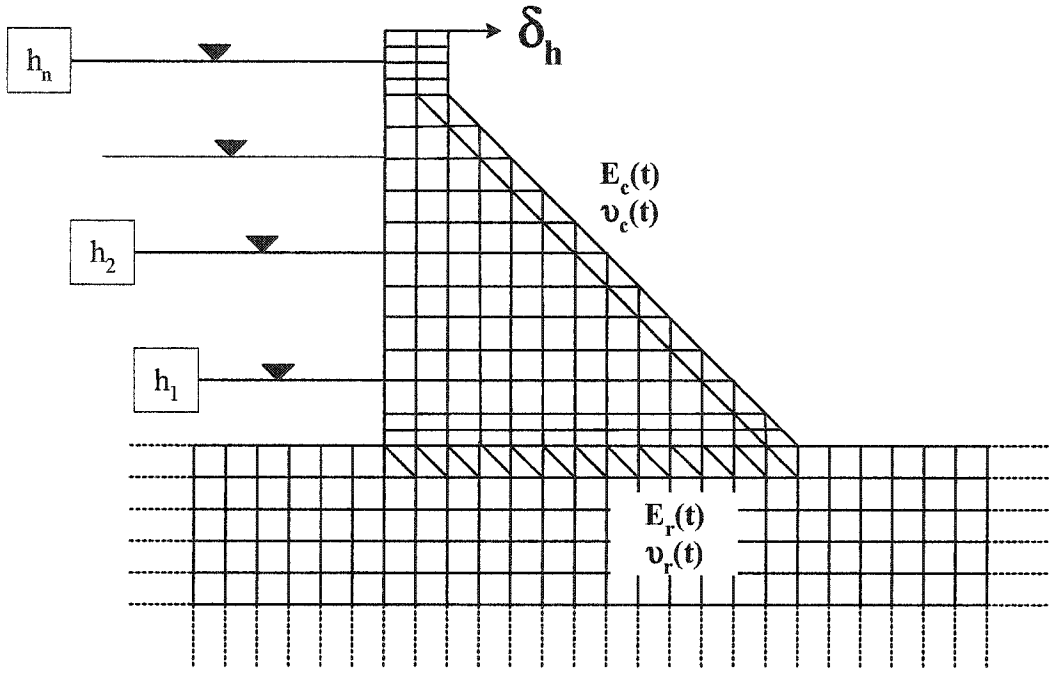


Figure 2.20 Charge hydrostatique.

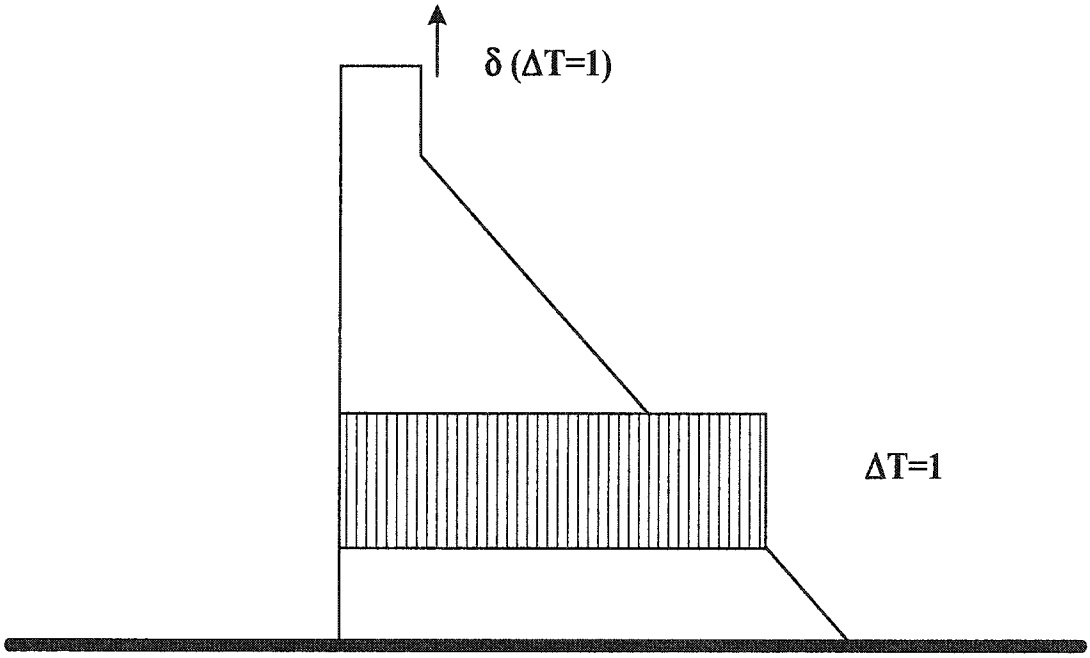


Figure 2.21 Variation uniforme de température ΔT.

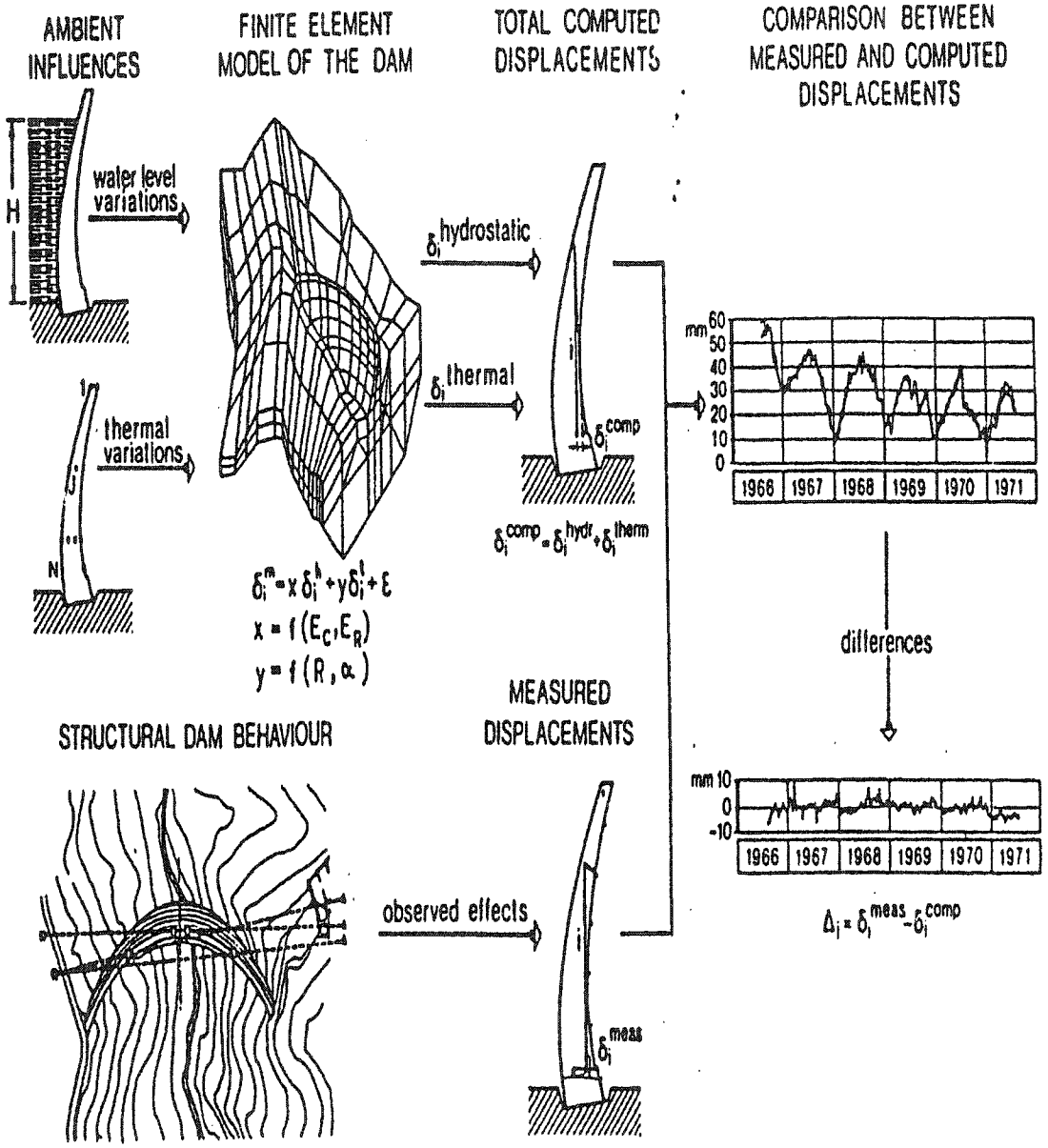


Figure 2.22 Représentation schématique du concept de modèle déterministe de déplacement d'un barrage (Menga 1994).

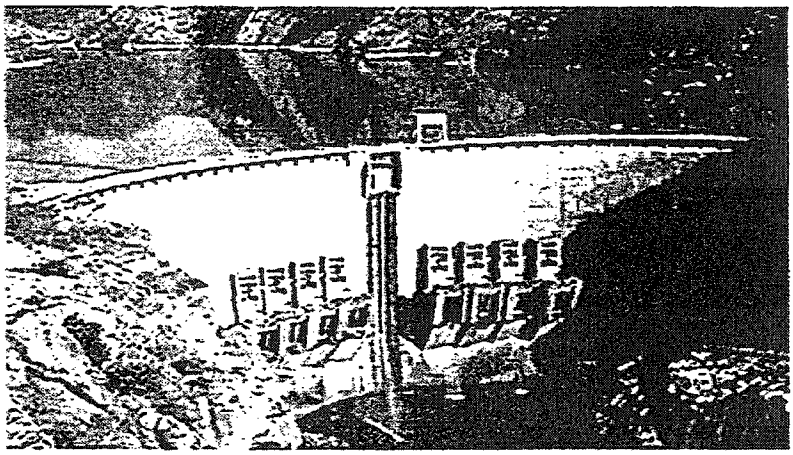


Figure 2.23 Vue aval du barrage Cahora-Bassa (adapté de Batista et al. 2002).

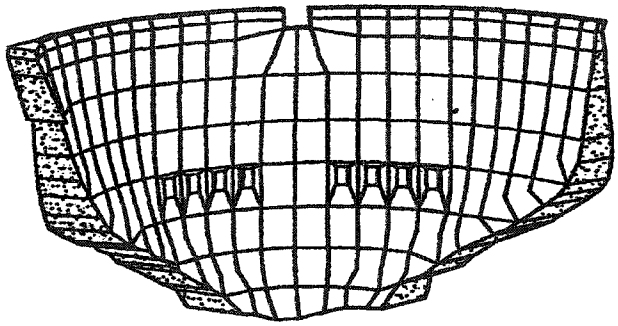


Figure 2.24 Maillage d'élément finis du barrage Cahora-Bassa (adapté de Batista et al. 2002).

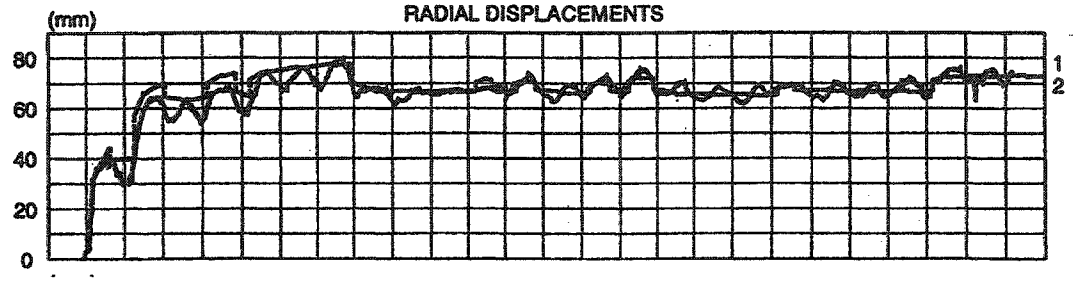


Figure 2.25 Déplacements mesurés par le pendules (1) et calculés (2) par le modèle d'éléments finis du barrage Cahora-Bassa (adapté de Batista et al. 2002).

CHAPITRE 3

TRAITEMENT STATISTIQUE DES MESURES DE DÉPLACEMENTS

3.1. Introduction

L'évaluation des déplacements d'un barrage en béton a pour objectifs; (a) d'établir la normalité de son comportement sur une période donnée, et (b) de fournir toutes les données nécessaires qui permettent d'expliquer les écarts pour un comportement jugé anormal. Ceci est réalisé en comparant les déplacements mesurés sur le barrage avec une référence. Cette référence peut-être constituée par le barrage lui-même; en effet la disposition de longues séries (chronologiques) plausibles des grandeurs "causes" et "effets" constitue une référence stable pour le barrage, à savoir son passé. Il devient ainsi possible de formaliser l'élaboration d'un modèle statistique (mathématique) de comportement, établi sur une longue période d'observation pour étayer une analyse statistique. L'évolution des déplacements du barrage en temps réel, voire même la simulation future des déplacements du barrage peut être étudiée à l'aide de ce modèle statistique de comportement, qui devient ainsi un modèle de référence pour le barrage.

Le présent chapitre traite dans un premier temps des techniques de traitement des données de déplacements, de réservoir, et de température entrant dans l'élaboration d'un modèle statistique de comportement. On aborde également l'utilisation des techniques de traitement de signaux (transformée rapide de Fourier (FFT), transformée de Laplace) pour identifier des relations entre les différents causes et effets, notamment le niveau de la retenue, la température et les déplacements. Par la suite, on présente la mise en œuvre du modèle statistique H.S.T (Hydrostatique, Saison, Temps), la technique de séparation des effets réversibles et irréversibles, la modélisation du fluage et phénomènes irréversibles, les indices de performances (écart

type, variance, coefficient de corrélation, et coefficient d'explication) du modèle statistique et le traitement statistique des données de déplacement (limites de plausibilité des mesures de déplacement). En dernier lieu on traite des logiciels pertinents à l'interprétation des données d'auscultation.

3.2. Traitement statistique des données (pré traitement, plausibilité)

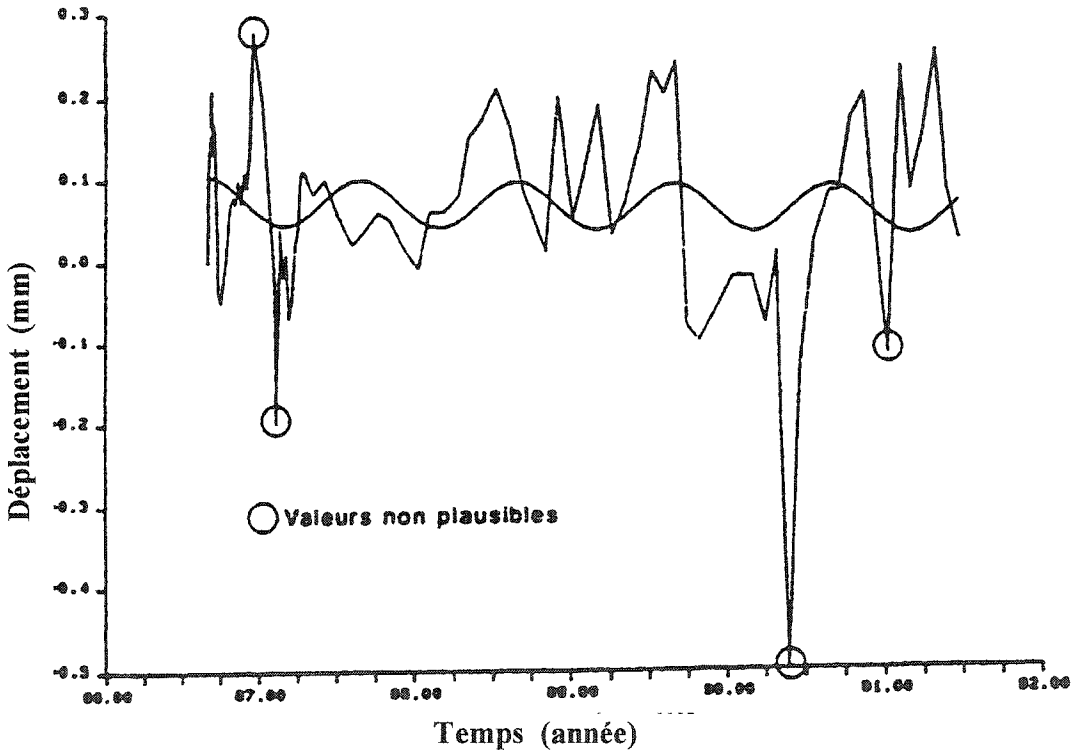
Les données d'auscultation (mesures de déplacements, températures, réservoir…) sont traitées pour identifier et éliminer les valeurs aberrantes (valeurs non plausibles) dues le plus souvent à un dérangement de l'appareil de mesures; une erreur de mesures; une erreur de transcription ou de transmission. L'objectif recherché est de retenir les mesures ne comportant aucune anomalie (mesures plausibles) pour l'élaboration de modèle statistique de comportement du barrage. À cet effet deux méthodes de traitement des mesures sont utilisées :

1. Une représentation graphique des mesures (déplacements, niveau de la retenue, températures,) en fonction du temps (séries chronologiques); ou une représentation des mesures en fonction du niveau de la retenue (diagrammes causes et effets) en vue de comparer les valeurs mesurées avec les valeurs précédentes incluant celles de la même période au cours des années précédentes; ce qui permet de juger la plausibilité d'une mesure (interprétation visuelle).

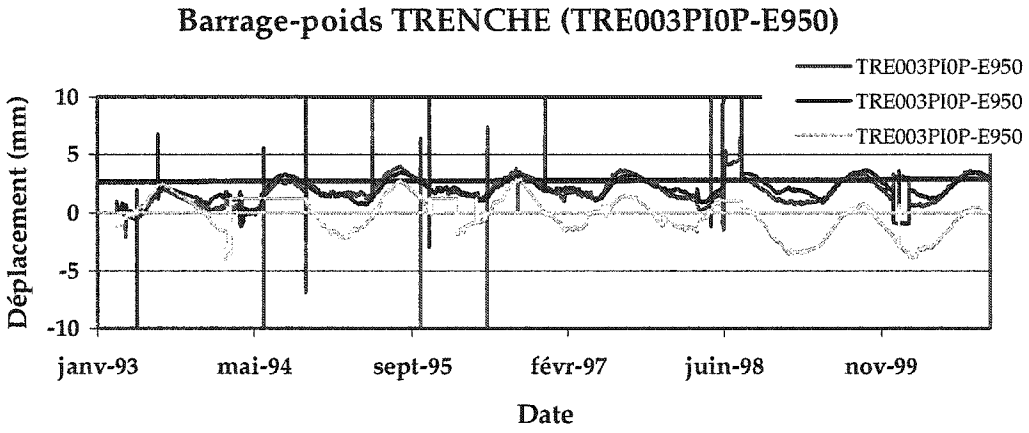
2. Une analyse statistique " simple" des mesures (régression simple ou multiple, moyennes, autocorrélation, écarts types); qui consiste à éliminer les valeurs de mesures associées à une limites jugée non plausible, car elle correspondrait par exemple à de grands dommages à l'ouvrage si elle avait effectivement eu lieu dans le passé (ex. mesures s'écartant de ± 5 écarts types des mesures).

La Figure 3.1 illustre :

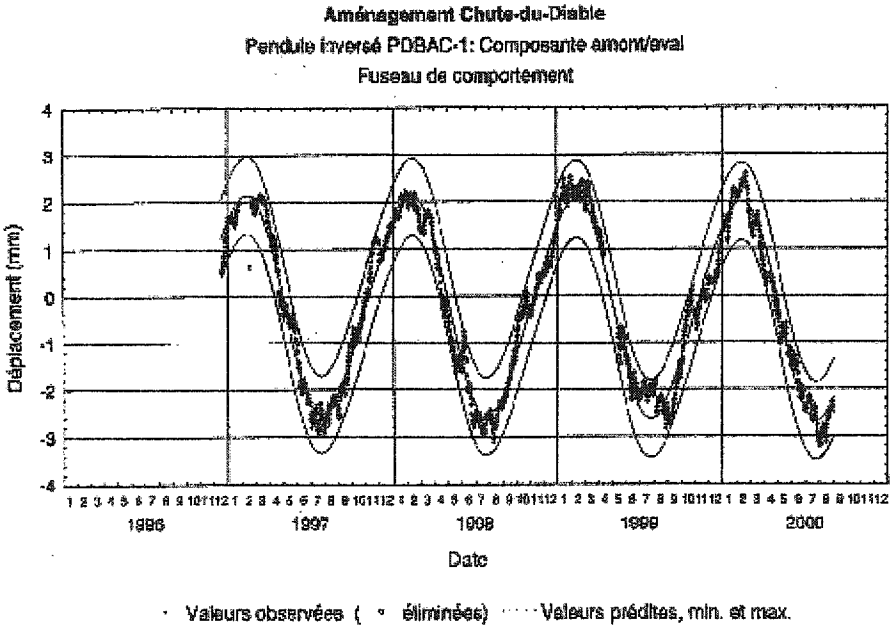
- (a) une série chronologique de déplacement d'un pendule où les valeurs aberrantes (valeurs non plausibles) non ni été éliminées, ni corrigées,
- (b) des valeurs non plausibles du pendule **TRE003PIOP-E950** à lecture automatique du barrage Trenche,
- (c) une série chronologique de déplacement d'un pendule où on a éliminé les valeurs non plausibles.



(a)



(b)

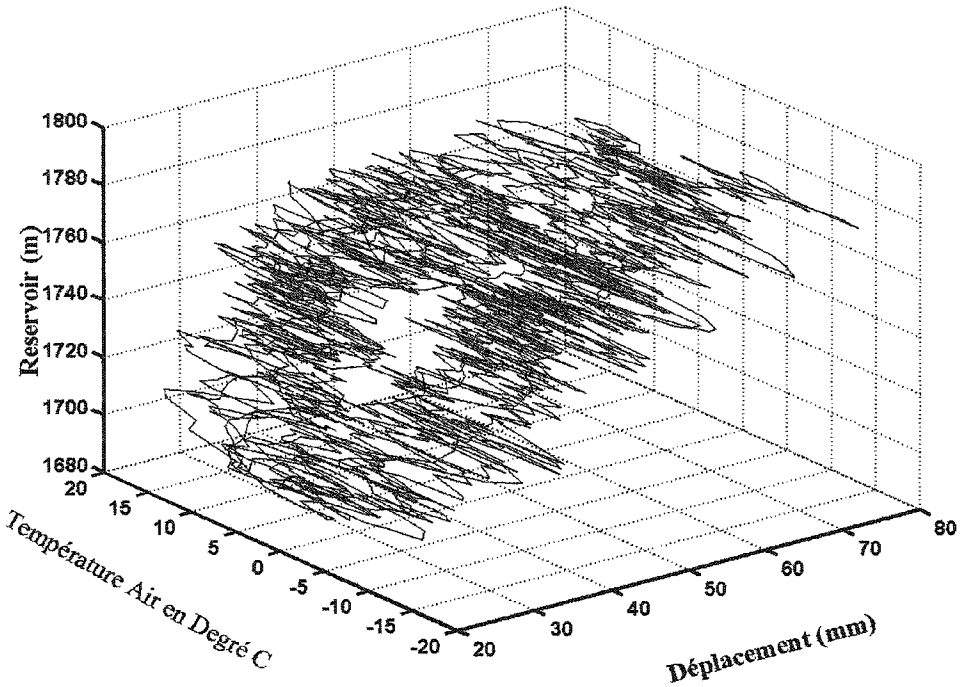


(c)

Figure 3.1 Exemples de mesures non plausibles.

- **(a) Lombardi** (1992). **(b) Pendule TRE003PIOP-E950,** (Aménagement Trenche Hydro Québec 2000). **(c) Pendule inversé PDBAC-1,** (Aménagement Chute-du-Diable Freknous, et al. 2001).

La Figure 3.2 illustre deux exemples de diagramme causes et effets.



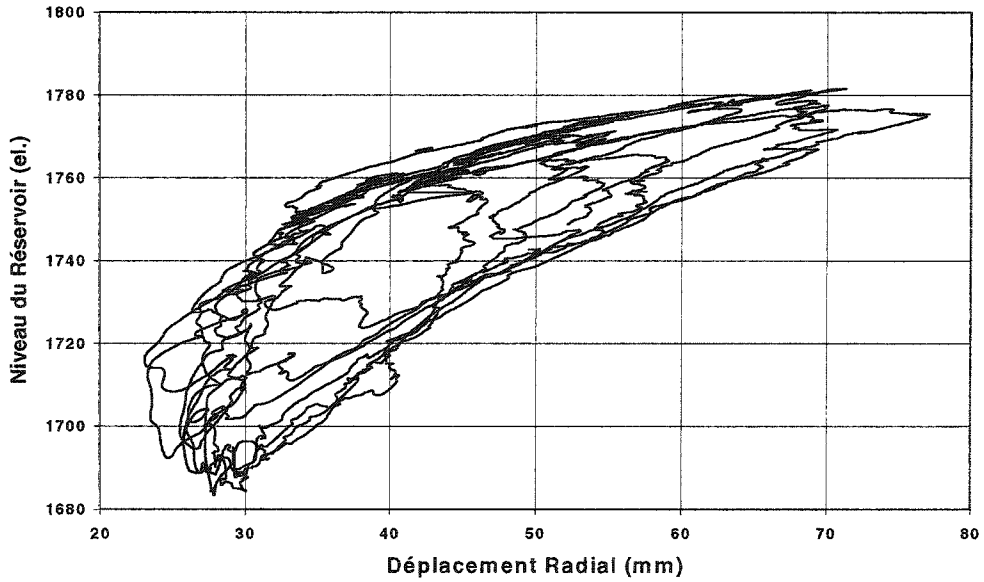


Figure 3.2 Causes et effets, barrage Schlegeis (voûte de 131m de haut) Autriche.

3.3. Techniques de traitement de signaux (FFT, Transformée de Laplace).

Un signal est la représentation physique de l'information qu'il transporte de sa source à son destinataire; il sert de vecteur à une information et constitue la manifestation physique d'une grandeur mesurable (force, température, déplacements, pression, etc.) (Francis 2000). L'un des objectifs fondamentaux du traitement du signal est de mettre en évidence les principales caractéristiques du signal (contenu fréquentiel, énergie, etc.), d'élaborer (incorporation des informations) ou d'interpréter (extraction des informations) le contenu du signal. Le traitement de signal est introduit dans le présent projet pour :

(a) Déterminer le contenu fréquentiel, la périodicité (phénomènes cycliques) des grandeurs "causes" (niveau de la retenue et températures) et "effets" (déplacements de pendules et déplacements modèle statistique) en utilisant la transformée de Fourier rapide (**FFT-Fast Fourier Transform**).

La transformée de Fourier permet de représenter un signal périodique **s (t)**, de période T_0 **(= 1/F_0)** sous la forme d'une somme de fonctions sinusoïdales et cosinusoïdales de fréquences ω_i exprimée en rad/sec (qui peut aussi être exprimée par f_i (Hz)) et multiple de la fréquence F_0, appelée fréquence fondamentale) Soit :

$$s(t) = a_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cos 2\pi n F_0 t + b_n \sin 2\pi n F_0 t) \qquad [3.1]$$

où a_n et b_n sont les coefficients de la série de Fourier. Ils sont calculés à partir des relations suivantes :

$$a_0 = \frac{1}{T_0} \int_0^{T_0} s(t)dt \qquad [3.2]$$

$$a_n = \frac{2}{T_0}\int_0^{T_0} s(t)\cos(2\pi n F_0 t)\,dt \qquad \text{pour } n \geq 1 \qquad [3.3]$$

$$b_n = \frac{2}{T_0}\int_0^{T_0} s(t)\sin(2\pi n F_0 t)\,dt \qquad \text{pour } n \geq 1 \qquad [3.4]$$

Dans le cadre de ce projet le logiciel **MATLAB 6.1** a été utilisé pour effectuer les calculs des coefficients.

(b) Déterminer l'angle de phase entre les séries temporelles décrivant les variations des paramètres suivants :

- la variation saisonnière de la température (T^0) et la variation du niveau du réservoir (**h**),

- la variation saisonnière de la température (T^0) et la variation du déplacement (δ),

- la variation du niveau du réservoir (**h**) et la variation du déplacement (δ).

L'angle de phase est donné par l'expression suivante :

$$\theta_n = \tan^{-1}\left[\frac{-b_n}{a_n}\right] \qquad [3.5]$$

Ceci permet d'identifier les phénomènes, en phases et déphasages. En effet lorsque les variations de température (T^0) et les variations du réservoir (**h**) sont en phases, il devient difficile de séparer leurs principaux effets sur le déplacement (δ) afin d'établir un lien de cause à effet.

Les Figures 3.3 et 3.4 illustrent le concept de deux signaux en phase, deux signaux déphasés et l'angle de phase d'un signal.

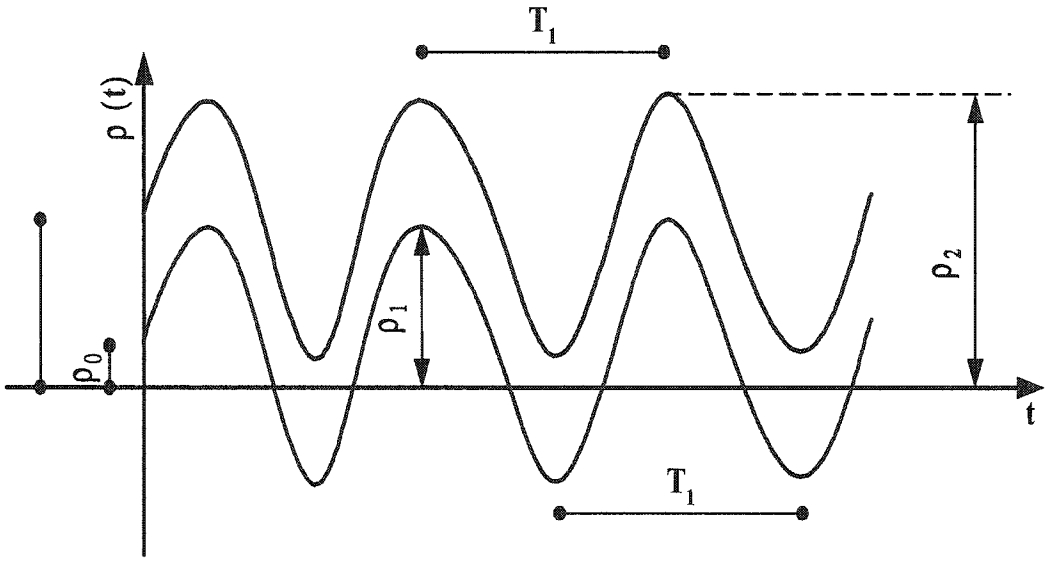


Figure 3.3 Exemple de signaux en phases.

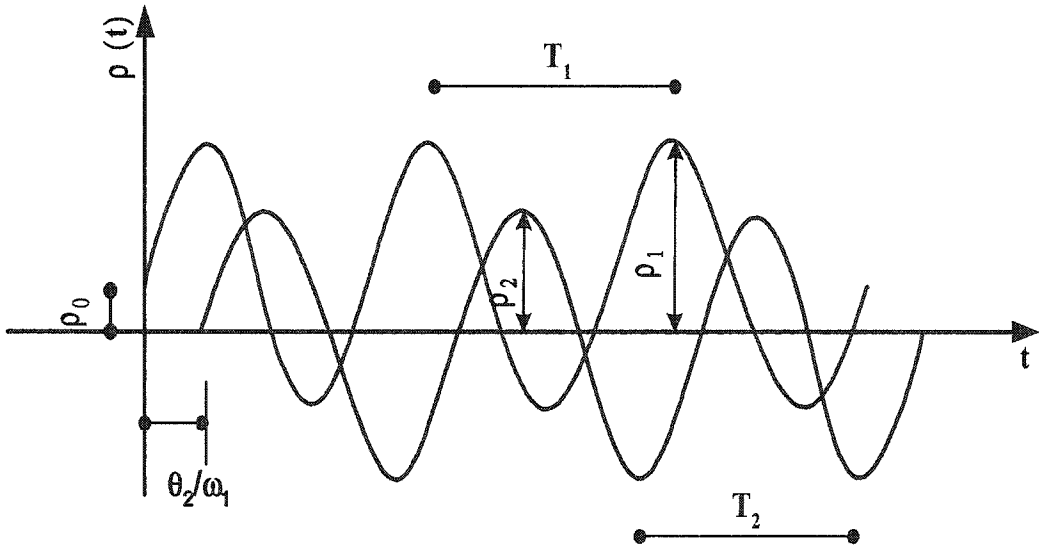


Figure 3.4 Exemple de signaux déphasés.

(c) Faire une Transformée de Fourier rapide (**FFT**) des résultats du modèle statistique (H.S.T.) de déplacement d'un barrage en béton.

La Figure 3.5 illustre le concept de traitement de signaux tel qu'appliqué pour l'interprétation des données d'auscultation des barrages en béton.

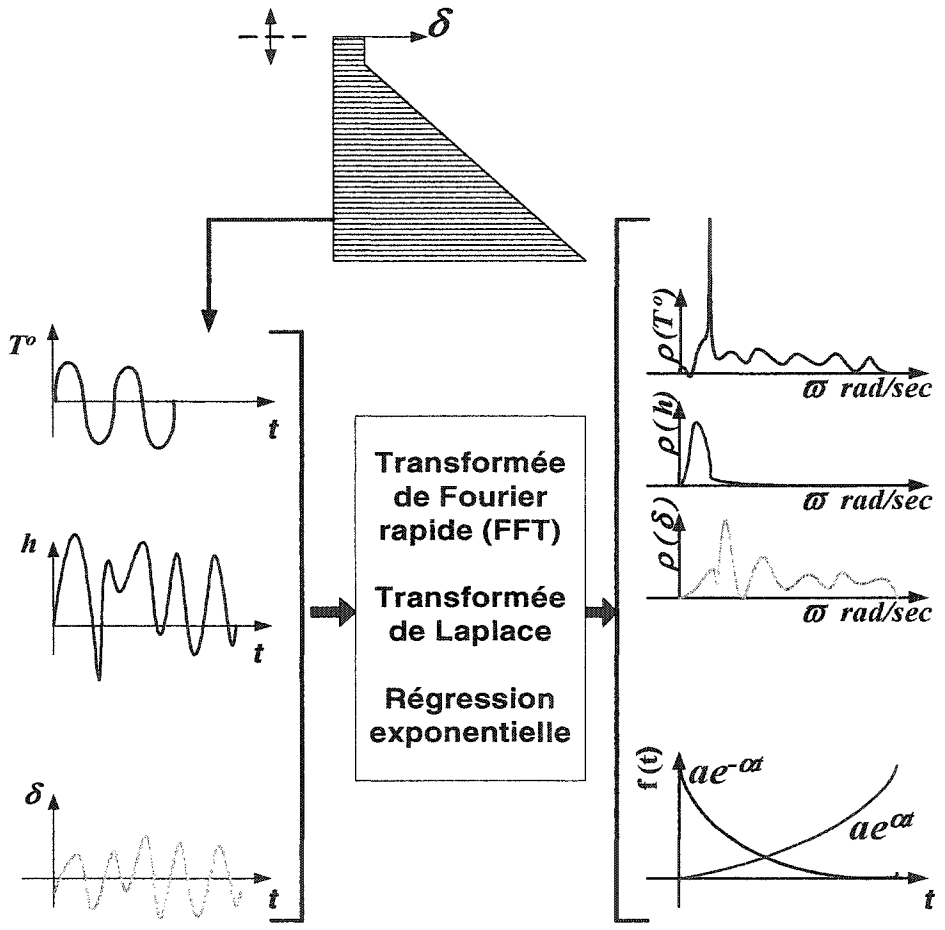


Figure 3.5 Concept de traitement de signaux.

Dans le présent projet, les signaux considérés sont des grandeurs variant en fonction du temps (représentation temporelle des signaux) et sont des signaux "certains" (ou déterministes), c'est à dire des signaux dont l'évolution en fonction du temps peut être décrite par un modèle mathématique.

Les exemples de traitement de signal (FFT) appliqué à la variation du réservoir (**h**), à la variation de la température de l'air ($\mathbf{T^0}$) et du déplacement amont-aval de la crête ($\boldsymbol{\delta}$) du barrage voûte Schlegeis d'une hauteur de 131m (Autriche) sont présentées au chapitre 4.

3.4. Modèle statistique H. S. T. (Hydrostatique, Saison, Temps).

La méthode H. S. T. (Hydrostatique, Saison, Temps) a été développée à l'origine par Électricité De France (EDF) en 1970 pour l'auscultation des barrages; elle consiste à établir des modèles de comportement "normal" et à s'y référer pour apprécier sans délai les nouvelles mesures. La méthode s'applique à tout instrument dont les mesures présentent des variations réversibles et des phénomènes évolutifs. Le comportement mécanique est supposé être linéaire-élastique. La méthode H.S.T. s'est avérée être un puissant outil pour l'interprétation des déplacements des barrages en béton.

Son principe consiste à ajuster aux mesures (ex. déplacements des pendules, tassement, pression interstitielle, ...) une fonction qui constitue un modèle numérique capable d'expliquer chacune des variations de nature différente. Le modèle s'écrit formellement en une somme de trois termes principaux additifs et plus ou moins indépendants :

$$F(h,s,t) = f_1(h) + f_2(s) + f_3(t) \qquad [3.6]$$

Le terme f_1 **(h)** correspond à l'effet de la charge hydrostatique présumé réversible, f_2 **(s)** correspond à la part due aux effets climatiques présumés réversibles, et f_3 **(t)** correspond à l'effet irréversible ou évolutif. On choisit, par la suite l'expression des fonctions f_1, f_2, et f_3 aptes à reproduire le plus judicieusement la part de chacun des effets dans le déplacement du barrage.

- **f1 (h)**

Un polynôme du 4ème degré de la cote amont h est choisi pour prédire les déplacements d'un point du barrage en béton dû à l'effet de la charge hydrostatique :

$$f_1(h) = C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 \qquad [3.7]$$

où :

- Ci sont des constantes,
- la variable h représente la valeur normalisée du creux du réservoir selon l'expression ci-dessous :

$$h = \frac{WL - WL_{min}}{WL_{max} - WL_{min}} \qquad [3.8]$$

où :

- WL_{max} et WL_{min} sont les niveaux d'eau maximum et minimum extrêmes attendus en conditions normales d'exploitation,
- WL est la valeur brute du niveau d'eau.

La Figure 3.6 illustre les fonctions de prédiction pour l'effet hydrostatique.

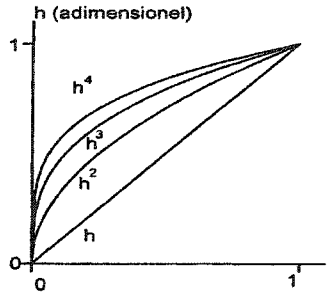


Figure 3.6 Fonction pour la prédiction de l'effet hydrostatique (adapté des méthodes de prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000).

- $f_2(s)$

La mesure de la température se heurte à quatre principales difficultés :

- la fiabilité des mesures,
- l'existence de gradients thermiques entre différents points du barrage,
- l'effet de pointe (ensoleillement local et/ou fugitif du barrage),
- la réponse différée du barrage due à l'inertie thermique du barrage.

Ainsi pour tenir compte de la contribution thermique aux déplacements réversibles d'un barrage en béton, on introduit une importante simplification. La variable température est assimilée à une variable saison s de période annuelle et définie comme un angle variant de 0^0 le 1er janvier à 360^0 le 31 décembre. L'effet thermique présumé réversible peut être alors représenté par une courbe saisonnière définie par :

$$f_s(s) = C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s \qquad [3.9]$$

où :

- Ci sont des constantes,
- s est variable de **0** à **360** degrés du 1er janvier au 31 décembre.

$$s = \frac{2\pi}{365} * j \quad [3.10]$$

Cette courbe saisonnière est définie par une sinusoïde de période annuelle (deux premiers termes) avec dissymétrie (3ème terme), et d'une sinusoïde de période semestrielle (4ème terme). La Figure 3.7 illustre les fonctions de prédiction pour l'effet saisonnier de température.

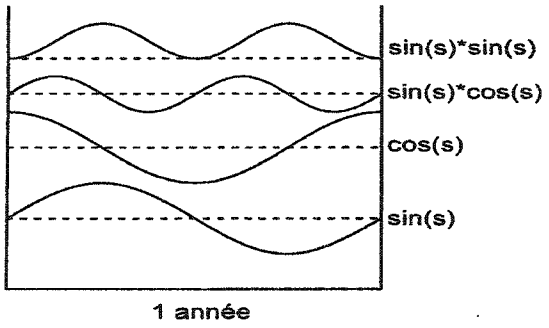


Figure 3.7 Fonction pour la prédiction de l'effet saisonnier (adapté des méthodes de prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000).

- **f3 (t)**

Une fonction de deux termes exponentiels de signes opposés représentant respectivement les évolutions amorties et accélérées et un terme linéaire représentant

les évolutions persistantes est admise pour la prédiction de l'évolution irréversible. En effet cette évolution peut avoir tendance à s'amortir (adaptation ou consolidation, fluage, etc.), à s'accélérer (dégradation; gonflement chimique) ou à persister; ces manifestations peuvent éventuellement se succéder dans le temps pour un barrage donné. Cet état de comportement est représenté par la fonction ci-dessous :

$$f_3(t) = C_9 e^{-t} + C_{10} e^{t} + C_{11} t \qquad [3.11]$$

où :

- Ci sont des constantes,
- t est le temps écoulé depuis une origine qui fixe le début présumé de l'effet irréversible. Il est exprimé en année, voire en temps normé ***(jour normalisé = jour temps / temps de référence (365 jours))***. La Figure 3.8 illustre les fonctions de prédiction pour l'effet irréversible.

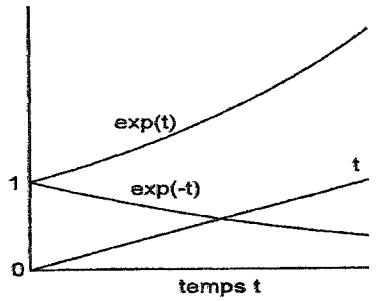


Figure 3.8 Fonction pour la prédiction de la composante irréversible (adapté des méthodes de prédiction du comportement des barrages du comité suisse des barrages 2000).

L'expression totale du modèle H. S. T. s'écrit donc :

$$\begin{aligned} F(h,s,t) = {} & C_0 \\ & + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 \\ & + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s \\ & + C_9 e^{-t} + C_{10} e^{t} + C_{11} t \end{aligned} \qquad [3.12]$$

La constante C_0 rend compte de l'arbitraire de l'échelle de mesure du phénomène. Lorsque la période de calibrage ne commence pas à la fin de la construction (plus particulièrement à la première mise en eau), la constante contient la partie irréversible de l'indicateur de comportement qui s'est établi jusque là.

Ainsi à toute observation y_i **(h, s, t)**, est associée une valeur calculée y_c **(h, s, t)** telle que :

$$y_i(h,s,t) = y_c(h,s,t) + \varepsilon_r \qquad \textbf{[3.13]}$$

où :

$$\begin{aligned} y_i(h,s,t) = {} & C_0 \\ & + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 \\ & + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s \\ & + C_9 e^{-t} + C_{10} e^{t} + C_{11} t \\ & + \varepsilon_r \end{aligned} \qquad \textbf{[3.14]}$$

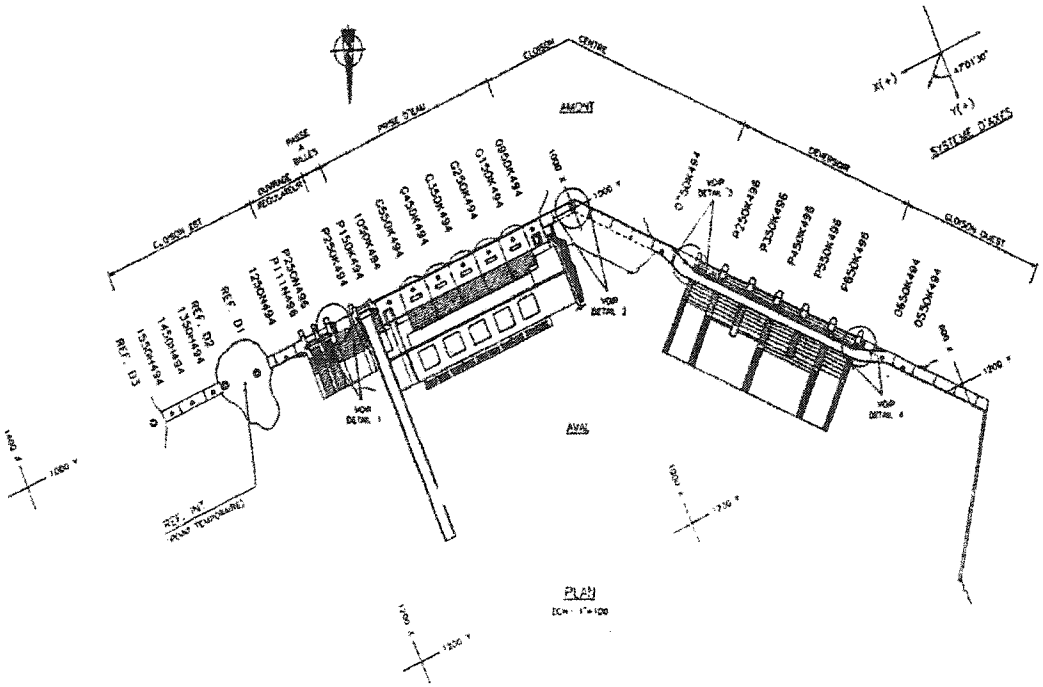
ε_r est le résidu, c'est-à-dire la différence entre la valeur mesurée (valeur brute) et celle calculée par le modèle ; il représente les erreurs ainsi que les effets de toutes les variations non prises en compte par le modèle (ex. pluviométrie).

La détermination des 12 coefficients Ci du modèle H. S. T. permettant la meilleure adaptation du modèle à l'ensemble des n mesures déjà enregistrées, se fait par ajustement statistique : régression linéaire multiple suivant la méthode des moindres carrés. Les valeurs des coefficients Ci qui minimisent la somme des carrés des erreurs sont retenues :

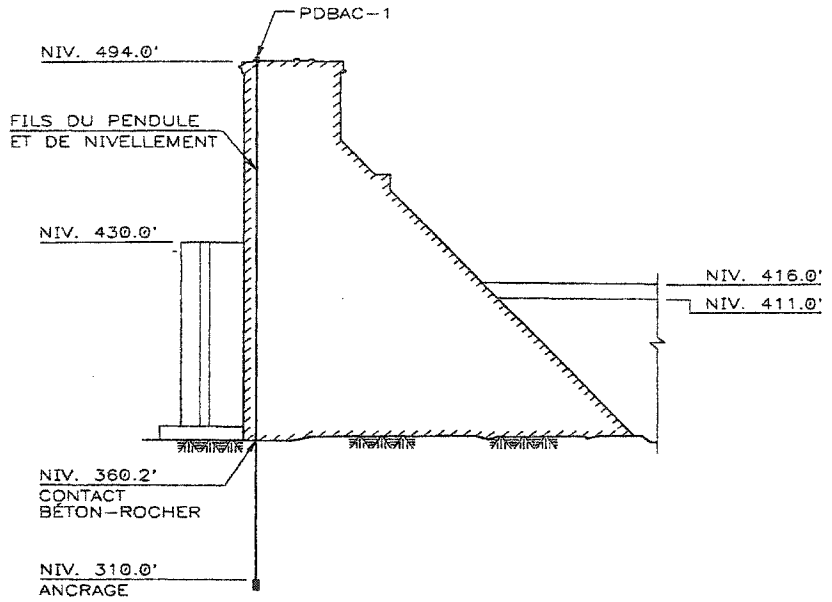
$$\sum_{1}^{n}\left[\quad y_i - C_0 - C_1 h - C_2 h^2 - \cdots\cdots\cdots - C_{11} t \quad\right]^2 = \sum_{1}^{n} \varepsilon_r^2 \qquad [3.15]$$

On obtient finalement les 12 coefficients par résolution d'un système linéaire de 12 équations se prêtant bien au calcul automatique. Dans le cas du présent projet le Logiciel **MATLAB 6.1** a été utilisé pour le calcul de ces coefficients, un exemple de calcul de coefficients de régression à l'aide du logiciel **MATLAB** est présenté au prochain chapitre. ***L'annexe 2*** contient la procédure **MATLAB** pour le calcul des coefficients.

La Figure 3.9 illustre une application de la méthode H.S.T à la composante verticale du pendule PDBAC-1 de l'aménagement Chute-du-Diable.



Titre (continue à la page suivante)



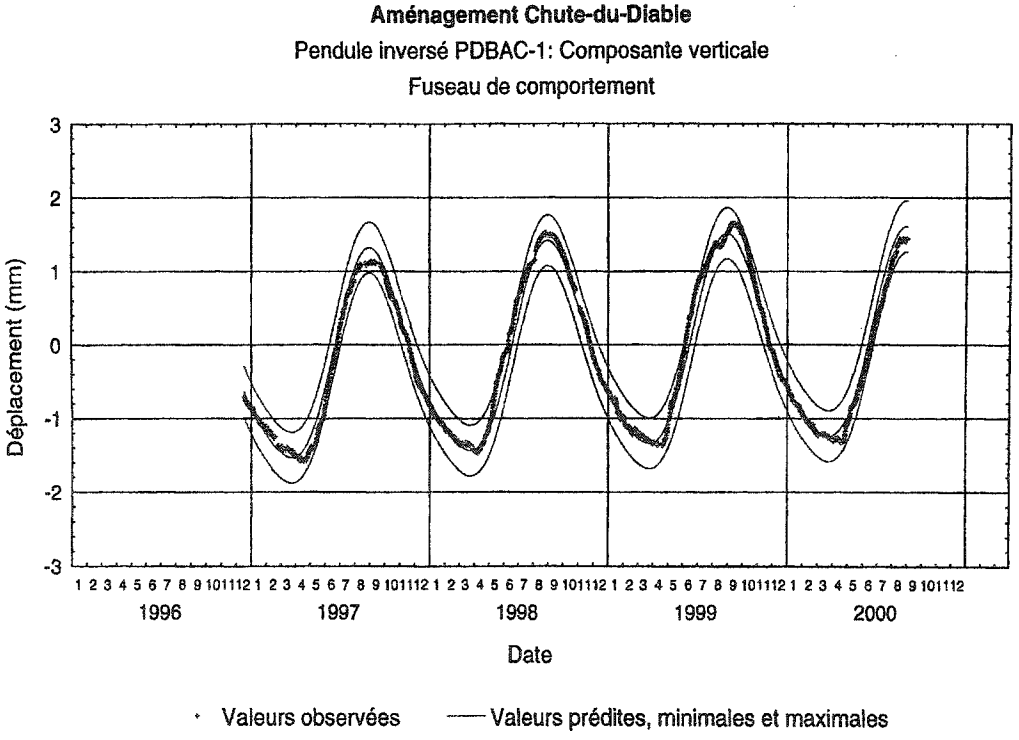


Figure 3.9 Exemple de modèle H.S.T, (Feknous et al. 2001).

3.5. Technique de séparation des effets réversibles des effets irréversibles

La méthode H. S. T. permet la séparation de la fonction globale du modèle en fonctions monovariables :

- hydrostatique ([**3.7**]),
- saisonnier de température ([**3.9**]),
- temps ([**3.11**]).

Ainsi on peut analyser et surtout quantifier indépendamment l'influence de chacun des trois effets considérés (hydrostatique, saison, temps) sur le phénomène étudié (ex. déplacement d'un point d'un barrage en béton).

La figure 3.10 illustre un exemple de variation de pression piézométrique d'un barrage due à chacun des trois effets.

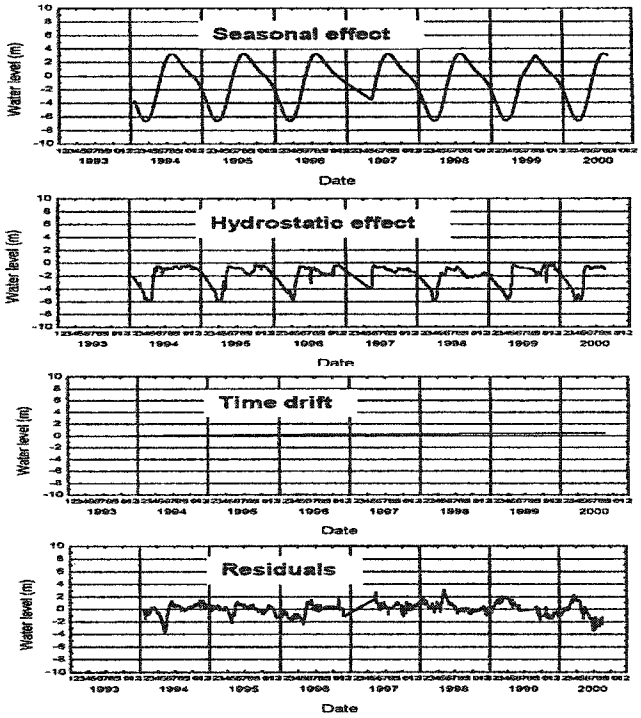


Figure 3.10 Séparation des effets; piézomètre PZP5V-1 du barrage Isle-Maligne (Feknous et al., 2001).

3.6. Modélisation du fluage

La présente section traite de la modélisation des effets du fluage dans les barrages en béton. Elle expose les principes utilisés pour la compréhension des analyses effectuées dans le cadre de ce mémoire; notamment pour la quantification de la part du fluage dans les déplacements d'un point donné du barrage. Elle présente le modèle constitutif du béton adopté et les expressions utilisées pour la prédiction de la composante différée des effets de fluage.

Le béton lorsque soumis à l'action prolongée d'une charge, le plus souvent constante dans le temps se déforme; ce comportement différé et non réversible appelé fluage est constaté sur les ouvrages en béton et peut être important pour les grands barrages en béton. Il devrait idéalement être pris en compte lors de l'interprétation des déplacements mesurés à l'aide des pendules. Lorsque la charge varie dans le temps (ex. marnage important), le fluage qui en résulte est obtenu par application du principe de superposition selon l'hypothèse de linéarité du fluage, qui suppose la proportionnalité entre les causes (contraintes) et les effets (déformations).

Le déplacement d'un barrage voûte causé par les effets "inélastiques" qui peuvent être attribués en majeure partie au fluage après l'ajustement du barrage et de sa fondation lors de la mise en eau est illustré à la Figure 3.12.

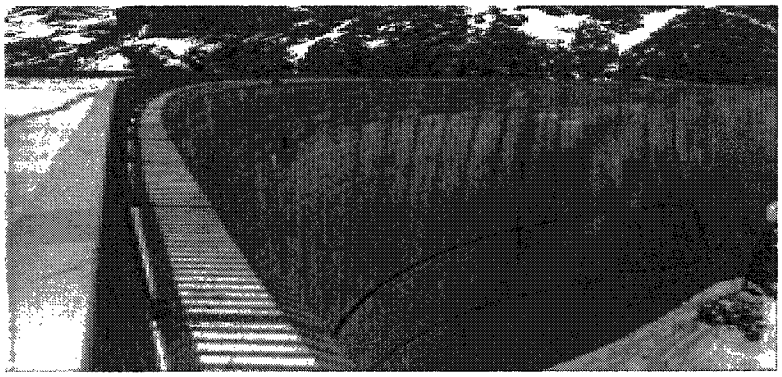


Figure 3.11 Barrage voûte de Mauvoisin (Suisse).

Deux modèles de fluage ont été utilisés pour reproduire à l'aide d'un modèle d'éléments finis les mesures in situ du barrage voûte Mauvoisin (250 m de haut) en Suisse (Weiland 1997). On remarque qu'un modèle de fluage empirique donne de bons résultats sur la plage des sept ans considérés. Par ailleurs, le modèle de fluage du CEB (Comité Européen du Béton) n'est adéquat que pour la période initiale de 4 ans.

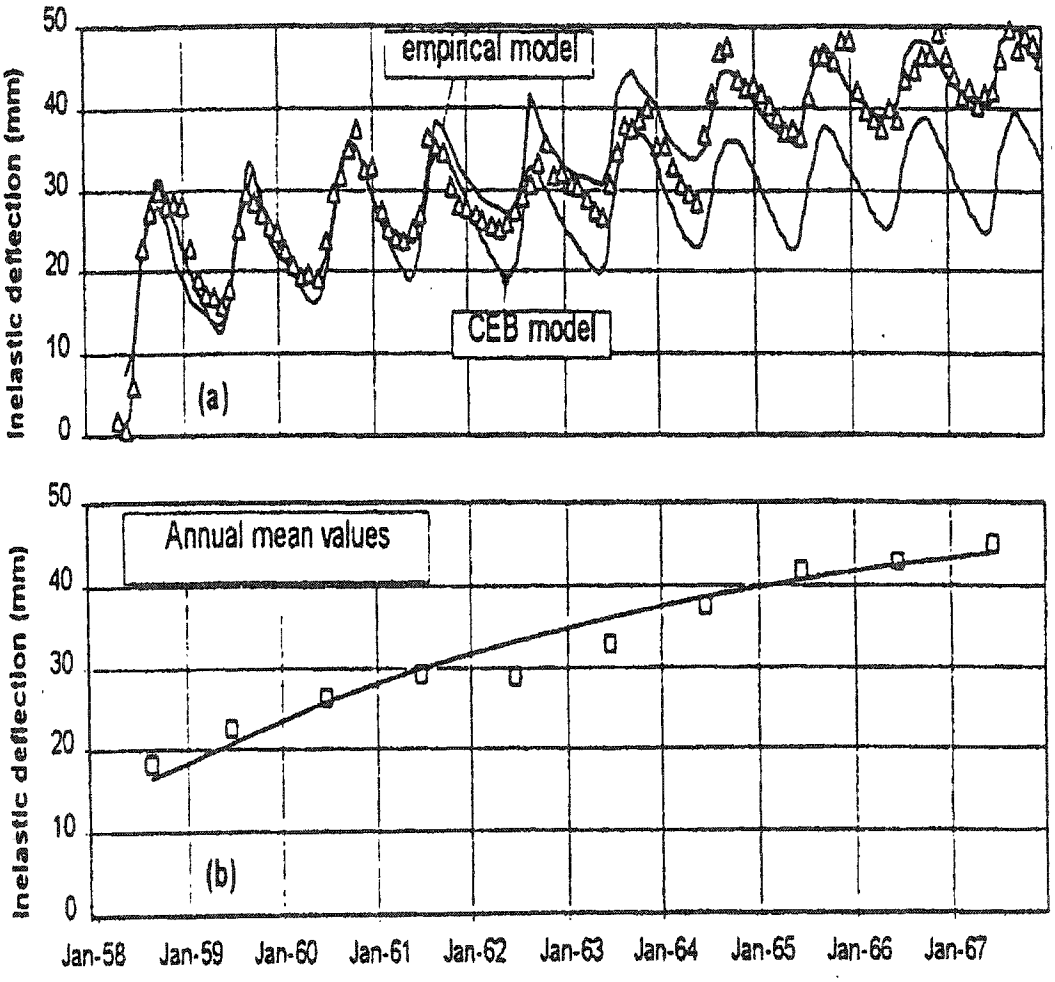


Figure 3.12 Fluage du barrage voûte de Mauvoisin (Suisse) (Weiland 1997).

La Figure **3.13** illustre le phénomène de fluage (charge constante σ_0)

$$\varepsilon_{cr} = \phi\, \varepsilon_0 \qquad [3.16]$$

où :

- ε_{cr} est la déformation due au fluage considérée égale au produit du coefficient de fluage ϕ (qui varie dans le temps) et de la déformation élastique ε_0,
- ϕ est le coefficient de fluage,
- ε_0 est la déformation élastique.

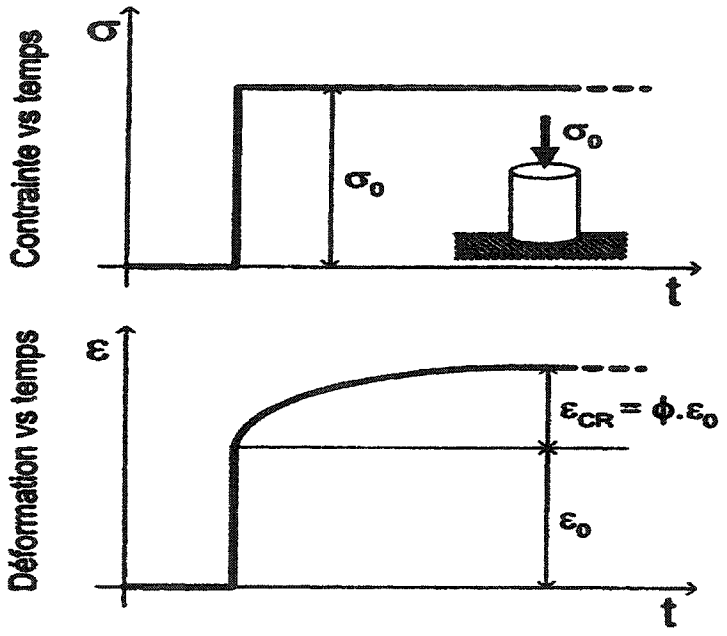


Figure 3.13 Fluage du béton sous charge constante dans le temps (adapté de Caron 2000).

Le principe de superposition des déformations due au fluage, qui s'applique lorsque la charge varie dans le temps est illustré par les Figures 3.14 et 3.15. On présente notamment :

- le cas d'un incrément de charge,
- d'un décrément de charge,
- d'une alternance d'incrément et de décrément de charge.

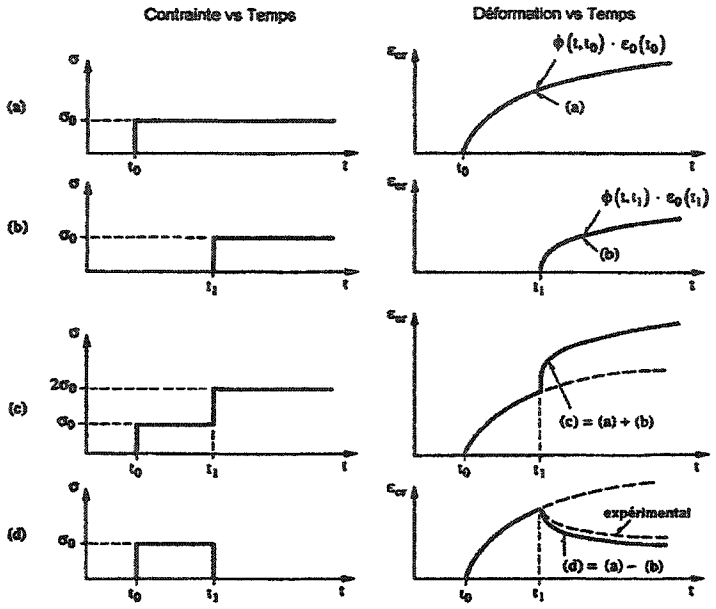


Figure 3.14 Principe de superposition des déformations de fluage (adapté de Favre et al., 1997).

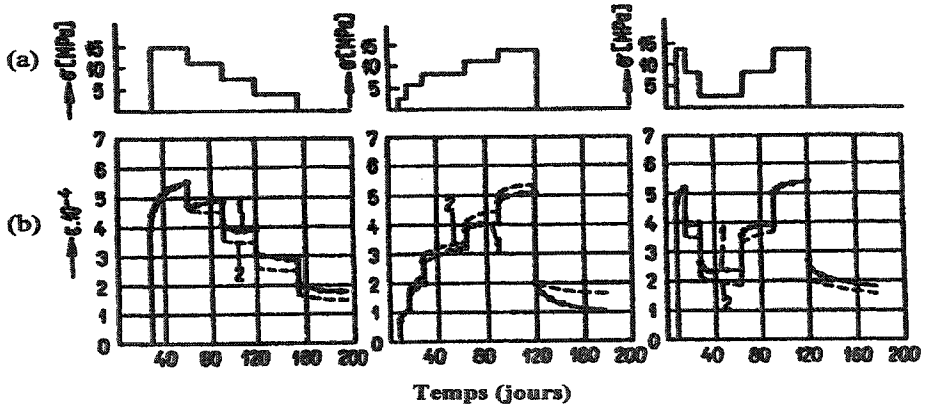


Figure 3.15 Principe de superposition, chargement et déchargement du béton : (a) historique de chargement (σ MPa); (b) historique des déformations , *1*-resultats de test; *2*- résultats obtenus à partir de solution basée sur le principe de superposition (adapté de Zdenek et al. 1988).

Plusieurs essais ont montré que les déformations différées de fluage ε_{cr} pouvaient être plusieurs fois supérieure à la déformation instantanée (élastique) du béton ε_0. Ainsi

pour déterminer les déplacements des grands barrages en béton résultant des déformations en tous points, il est nécessaire de tenir compte de l'importance des déformations dues au fluage.

• **Modèle constitutif du béton**

La méthode la plus simple pour considérer les effets du fluage (lors d'analyses linéaires élastiques) sur les déplacements, est l'utilisation du concept de module d'élasticité effectif $\mathbf{E_{eff}}$ ou soutenu $\mathbf{E_{sout}}$. Le module effectif permet d'évaluer les effets du fluage à un instant t quelconque. Le module soutenu, est utilisé lorsque l'on s'intéresse à la réponse finale de la structure; en effet il est évalué à partir d'essais où la contrainte est divisée par la déformation totale pour le temps où la charge est appliquée.

Des essais ont démontré (ACI, 1989) que le module d'élasticité soutenu est approximativement égal à la moitié du module instantané ($\mathbf{E_{inst}}$), évalué immédiatement après l'application de la charge, lors d'essai de laboratoire ($\mathbf{E_{sout} = 0.5\ E_{inst}}$). USACE (1994) mentionne que le module d'élasticité soutenu $\mathbf{E_{sout} \approx 0.66\ E_{inst}}$.

Le module d'élasticité effectif $\mathbf{E_{eff}}$ est donné par l'expression suivante :

$$\mathbf{E_{eff} = \frac{E_{inst}}{(1+\phi_{\infty})} \cong 0.5 E_{inst} \text{ à } 0.65 E_{inst};\ pour\ \phi_{\infty}\ variant\ de\ 1\ à\ 0.54} \qquad [3.17]$$

L'utilisation d'un module élastique effectif réduit rend la structure flexible et augmente les déplacements calculés en considérant de façon approximative l'effet du fluage.

Le concept de module d'élasticité effectif ou soutenu est illustré à la Figure 3.16.

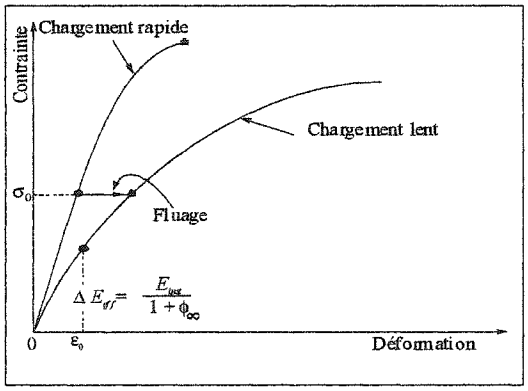


Figure 3.16 Concept de module d'élasticité effectif et soutenu du béton (adapté de Léger 2002).

On peut introduire une meilleure représentation du fluage en considérant une loi rhéologique viscoélastique appropriée.

Le fluage du béton a été introduit dans la présente analyse en utilisant le modèle rhéologique de Kelvin, qui représente le comportement visco-élastique du béton en substituant chacun des phénomènes en jeu par des éléments visqueux et élastique (ressort et amortisseur) agencés en parallèle. Le modèle de Kelvin est présenté à la Figure 3.17.

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma}{E_1}[1 - e^{(-t/T)}] \qquad [3.18]$$

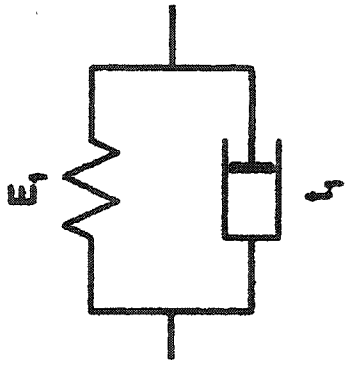


Figure 3.17 Modèle de Kelvin (adapté : Roux R, Notes de cours, Techniques du béton CIV6505, 2001).

Ce modèle est développé à partir de deux éléments de base :

- **solide de Hooke :**



$$\sigma_H = E_K \cdot \varepsilon \qquad [3.19]$$

- **fluide de Newton:**



$$\sigma_N = \frac{\dot{\varepsilon}}{t} = \eta \dot{\varepsilon} \qquad [3.20]$$

où :

- σ = Contrainte,
- ε = Déformation,
- $\dot{\varepsilon}$ = Taux de déformation,
- E_K = Rigidité du ressort,
- t = temps de délai de l'amortisseur,
- η = Viscosité de l'amortisseur.

Le coefficient de fluage du modèle de Kelvin est exprimé par la formule suivante :

$$\phi(t,t_0) = \phi_\infty (1 - e^{-\alpha t}) \qquad [3.21]$$

Les valeurs finales du coefficient de fluage ϕ_∞ et la constante α sont déterminées à partir d'essais de laboratoire.

Il existe plusieurs autres modèles de fluage, dont le modèle ***empirique*** présenté par ICOLD (1976) et ACI (1989), les modèles de ***régression*** (modèles basés sur la régression de données statistiques obtenues d'études expérimentales) CPCI (1982), ASTM (1984), CEB-FIB (1990), le modèle de Bazant et Osman (1976), etc. Les expressions utilisées pour ces différents modèles sont présentées ci-dessous.

• **Modèle empirique ICOLD (1976) et ACI (1989)**

Le modèle empirique permet de déterminer la valeur du fluage du béton à tout instant t (jours) :

$$(\varepsilon_{cp})_t = \frac{t^{\psi}}{d + t^{\psi}}(\varepsilon_{cp})_u \qquad [3.22]$$

où :

- $(\varepsilon_{cp})_u$ est le coefficient final de fluage (généralement : $1.30 \leq (\varepsilon_{cp})_u \leq 4.15$,
- ψ et d sont des constantes numériques.

La valeur de ψ varie normalement entre 0.4 et 0.8 alors que d varie entre 6 et 30 jours.

• **CPCI (1982)**

$$\phi(t,t_0) = 3.5k\left(1.58 - \frac{HR}{120}\right) t_0^{-0.118} \frac{(t-t_0)^{0.6}}{10+(t-t_0)^{0.6}} \qquad [3.23]$$

où :

- HR est l'humidité relative,
- K le facteur de surface exposée,
- t, temps écoulé depuis le chargement,
- t_0, âge au chargement.

• **ASTM (1984)**

$$\phi(t) = F(k).\ln(t+1) \qquad [3.24]$$

où :

- F (k) est le taux (pente de la droite de régression ε/σ vs log (t) d'un essai de fluage,
- ln, logarithme népérien,
- t, le temps écoulé depuis le chargement.

• CEB-FIB (1990)

$$\phi(t,t_0) = \phi_{HR} \cdot \beta(f_{cm}) \cdot \beta(t_0) \qquad [3.25]$$

où :

- ϕ_{HR} est le coefficient de fluage dû à l'humidité,
- β (f_{cm}), le facteur d'intensité,
- β (t_0), facteur de maturité,
- t, temps écoulé depuis le chargement,
- t_0, âge au chargement.

• Modèle de Bazant et Osman; Loi de Puissance Double applicable au fluage du béton (1976)

$$J(t,t_0) = \frac{1}{E_0} + \frac{\varphi}{E_0}(t_0^{-m} + \alpha)(t - t_0)^n \qquad [3.26]$$

où :

- J (t, t_0) est la fonction de fluage,
- m, n, α et φ sont des paramètres du matériau décrits par des techniques d'optimisation d'après des résultats d'essais,
- t l'âge du béton,

- t_0 âge du béton à la première mise en charge,
- E_0 le module d'élasticité pris égal à 1.5 le module d'élasticité (E) lors de la première mise en charge.

La valeur de α est suffisamment petite [Bazant et Osman 1976] qu'elle peut être prise égale à zéro. Les valeurs typiques suivantes peuvent être utilisées pour t et τ en jour : $m \approx 1/3$, $n \approx 1/8$ et $\alpha \approx 0.01$ [Bazant et Osman 1976]. Les paramètres du modèle de fluage du béton de quelques barrages sont donnés dans le tableau ci-dessous

Tableau 3.1 Paramètres du matériau pour la loi de puissance double de quelques barrages (Dungar, 1991).

	E_0 (GPa)	m	n	α	φ
Ross Dam	24.56	0.451	0.114	0.01	2.814
Dworshak Dam	43.03	0.353	0.058	0.0	13.518
Shasta Dam	41.52	0.701	0.099	0.032	17.46

- **Expressions pour l'effet de la composante différée (fluage)**

Pour tenir compte des effets du fluage, deux cas ont été considérés, le cas où la charge est constante dans le temps (réservoir constant) et le cas où la charge varie dans le temps (marnage important). Pour représenter l'effet du fluage pour ces cas de charge, une expression pour le calcul de la composante du déplacement pour chacun des cas a été adoptée :

a. Charge constante dans le temps

L'expression ci-dessous est adoptée pour représenter les effets du fluage dus à une charge constante dans le temps [Batista et al. 2002] :

$$f_3(t) = C_9 \log\left[(t - t_f) + \frac{1}{(t_p - t_f)}\right] \qquad [3.27]$$

où :

- t est le temps compté en jours,
- t_f est temps correspondant au premier remplissage,
- t_p est temps correspondant au début de la période d'analyse.

b. Charge variable dans le temps

L'expression ci-dessous est adoptée pour représenter les effets du fluage dus à une charge variable dans le temps [Batista et al. 2002] :

$$f_3(t) = C_9 \sum_{t_0}^{t} \phi(t, t_0) \cdot (h_0^4 + \Delta h^4) \qquad [3.28]$$

où :

- $\phi\ (t, t_0)$ est le coefficient de fluage au temps t pour une charge appliquée au temps t_0,
- Δh^4 représente l'incrément de l'effet hydrostatique à l'instant t, calculé à partir de $h_{i+1}^4 - h_i^4 = \Delta h^4$,
- h_0 représente le niveau du réservoir à l'instant t_0.

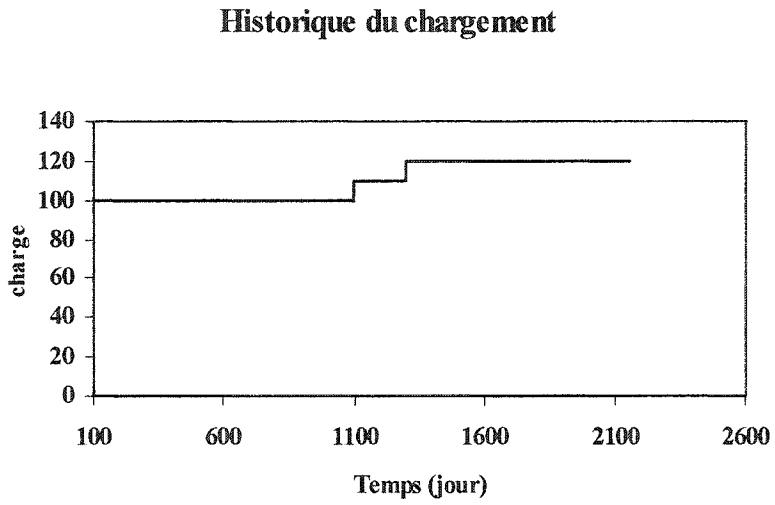
Pour tenir compte des déplacements dus aux effets du fluage les expressions **[3.27]** et **[3.28]**, respectivement pour le cas d'une charge constante et variable remplacent l'expression **[3.11]**. Le prochain chapitre traite un exemple d'application de calcul de déplacements causés par les effets différés de fluage pour le cas d'une charge variable

dans le temps pour un barrage voûte. L'équation **[3.28]** est utilisée pour la superposition des effets de fluage dus à la charge variable dans le temps.
Le principe de superposition des effets du fluage est illustré ci-dessous à l'aide d'un exemple développé dans le cadre de ce projet en chargeant un cylindre standard de béton. Les cas de charges suivant ont été étudiés :

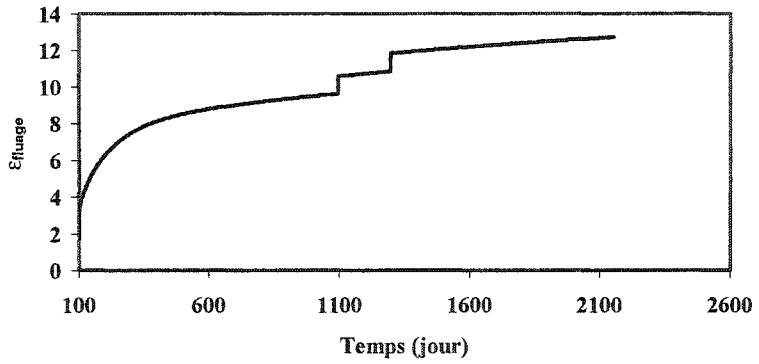
- (a) charge constante plus incrément ($h + \Delta h$),
- (b) charge constante plus décrément ($h - \Delta h$),
- (c) charge constante plus incrément et décrément ($h \pm \Delta h$).

Les détails de calcul sont présentés à ***l'annexe 3***. Le modèle modèle visco-élastique utilisé pour le calcul du coefficient de fluage $\phi(t, t_0)$ est le modèle de Kelvin.

Les Figures 3.18 illustrent le principe de superposition des effets du fluage d'un cylindre de béton pour les différents cas de charge énumérés ci-dessus.



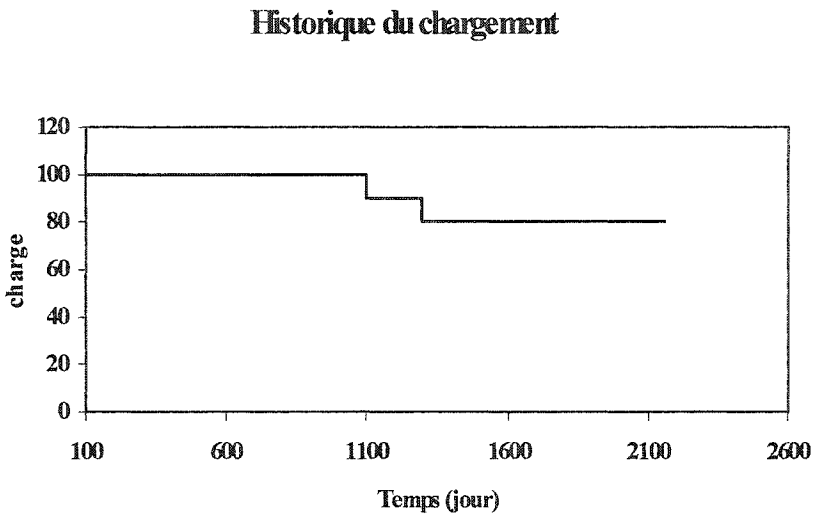
(a)



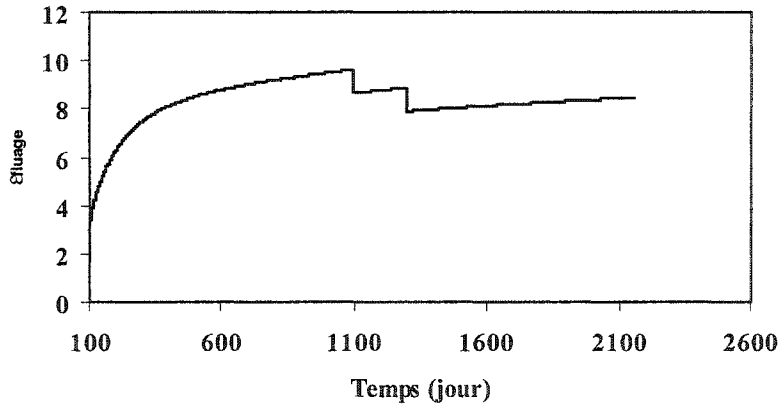
(b)

Figure 3.18 Principe de superposition de fluage

- **(a) Historique du chargement, (b) historique des déformations de fluage dues à une charge constante plus un incrément de charge (voir *annexe 3* pour les détails de calcul).**



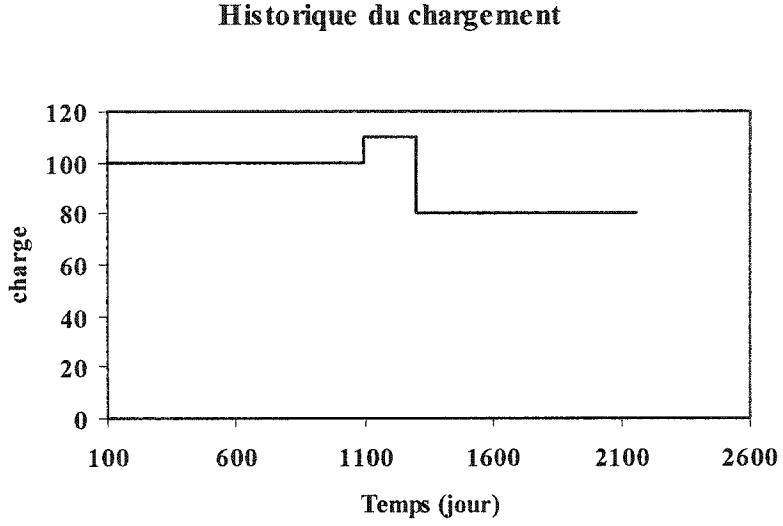
(a)



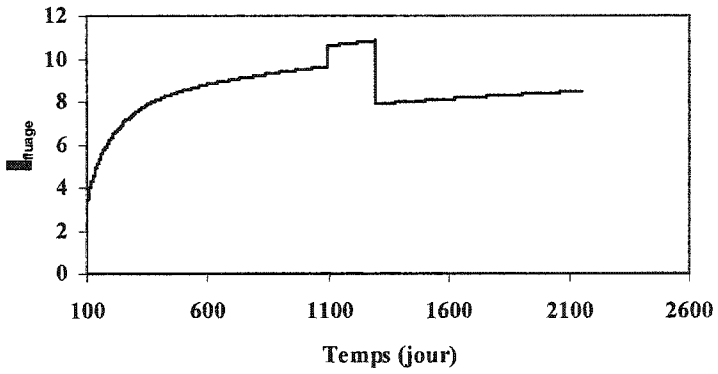
(b)

Figure 3.18b

- **(a) Historique du chargement, (b) historique des déformations de fluage dues à une charge constante plus un décrément de charge (voir *annexe 3* pour les détails de calcul).**



(a)



(b)

Figure 3.18c

- **(a) Historique du chargement, (b) historique des déformations de fluage dues à une charge constante plus incrément et décrément de charge (voir *annexe 3* pour les détails de calcul).**

3.7. Indices de performance

On peut utiliser soit le coefficient de corrélation multiple ***R*** (Feknous et al. 2001), le coefficient global de corrélation ***CgC*** ou le coefficient global d'explication ***CgE*** (Carrère et al. 2000) pour juger de la qualité du modèle H.S.T.

Le coefficient de corrélation multiple ***R*** détermine la capacité du modèle à décrire les variations des mesures autour de leurs valeurs moyennes et est donnée par :

$$\mathbf{R^2 = 1 - \frac{s_r^2}{S_b^2}} \qquad \textbf{[3.29]}$$

où :

- s_r est l'écart type des résidus ε,
- S_b l'écart type des mesures brutes (déplacements mesurés par le pendule).

Si $R^2 = 0$; le modèle est inadéquat.
Si $R^2 = 1$; le modèle détermine 100% de la variation des mesures.

Le coefficient global de corrélation ***CgC***, est aussi représentatif de la qualité du modèle H.S.T et est donné par (Carrère et al. 2000) :

$$\mathbf{CgC = \sqrt{1 - \left[\frac{V_a C}{V_a B}\right]^2}} \qquad \textbf{[3.30]}$$

où :

- **VaB,** est l'écart type des mesures brutes (**MB**),
- **VaC**, l'écart type des mesures corrigées (**MC**), obtenues en retranchant les effets présumés réversibles de la mesure brute (**MB**).

Ils caractérisent la variation des mesures brutes et corrigées autour de leurs valeurs moyennes.

Si **CgC = 0**, c'est-à-dire que **VaC = VaB**, le modèle est inadéquat.
Si **CgC = 1**, **VaC = 0** et **MC =0**, le modèle est adéquat.

Le coefficient global d'explication ***CgE*** est un indicateur plus parlant pour l'ingénieur. Il correspond à la part des variations de la mesure brute par rapport aux mesures calculées pouvant être expliquée par le modèle et est donné par :

$$\mathbf{CgE = 1 - \frac{V_a C}{V_a B}} \qquad \textbf{[3.31]}$$

3.8. Bande de dispersion des mesures

Une bande de dispersion (limites de plausibilité) de largeur ($\pm 2.5\sigma_r$) 5 écarts-types résiduels est établie pour juger toutes nouvelles mesures; afin de déterminer si le barrage se comporte comme on l'attend. En effet, la valeur y_i d'une mesure est « attendue » lorsque l'erreur (résidu) qui lui est associée est comprise entre $\pm 2.5\sigma_r$:

$$\mathbf{-2.5\,\sigma_r < \varepsilon_i < +2.5\,\sigma_r} \qquad \textbf{[3.32]}$$

Similairement la valeur y_i **est** « inattendue » lorsque l'équation **[3.32]** n'est pas satisfaite. Si le résidu d'une mesure est compris dans la bande ± 1 écart type résiduel, elle est jugée normale, par contre si le résidu est compris entre ± 1 et ±2.5 écarts types, elle est jugée admissible; au delà la mesure est détectée comme étant anormale (Carrère et al. 2000).

3.9. Logiciels pertinents à l'interprétation des données d'auscultation

Cette section présente quelques logiciels pertinents pour l'interprétation des données d'auscultation. Il s'agit de logiciels qui exécutent le traitement, l'analyse statistique, l'interprétation des données, et la présentation de rapports (sorties numériques et graphiques). En effet, plusieurs logiciels commerciaux effectuent ces différentes tâches, et parmi eux :

- **CONDOR II**

Condor II est un logiciel d'analyse statistique des mesures d'auscultation des barrages qui a été développé par **COYNE ET BELLIER (Société d'ingénieurs conseils)** et **INGEMA (Société Maghrébine d'Ingénierie)** pour Windows.

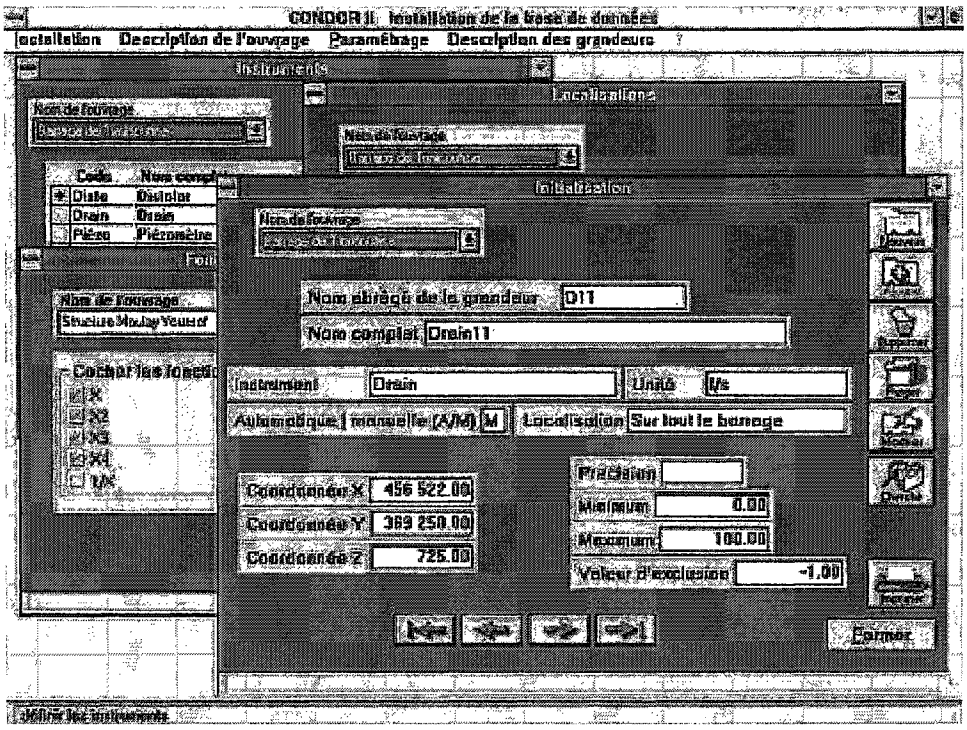


Figure 3.19 Fenêtre d'installation de la base de données (CONDOR II)

(http://www.ingema.co.ma/condor.htm).

Les mesures sont gérées dans une base de données qui comprend :

- La définition des ouvrages gérés.
- La définition des grandeurs (ou appareils) mesurées.
- Le paramétrage (types d'appareils, localisations, et fonctions à utiliser dans les modèles pour chaque type d'appareil).
- Les mesures.
- Les modèles.

CONDOR II dispose d'un éditeur des mesures qui permet de visualiser, saisir, sauvegarder, importer, exporter et imprimer les données. L'utilisateur possède la possibilité de créer lui même ses groupes de grandeurs à éditer en colonnes de l'éditeur. Il a aussi plusieurs critères pour filtrer les mesures à éditer (telle que la période par exemple). L'éditeur de données permet aussi d'effectuer des tests de validité sur la base des définitions des grandeurs (min-max par exemple). L'éditeur permet également d'importer et d'exporter les mesures au format ASCII.

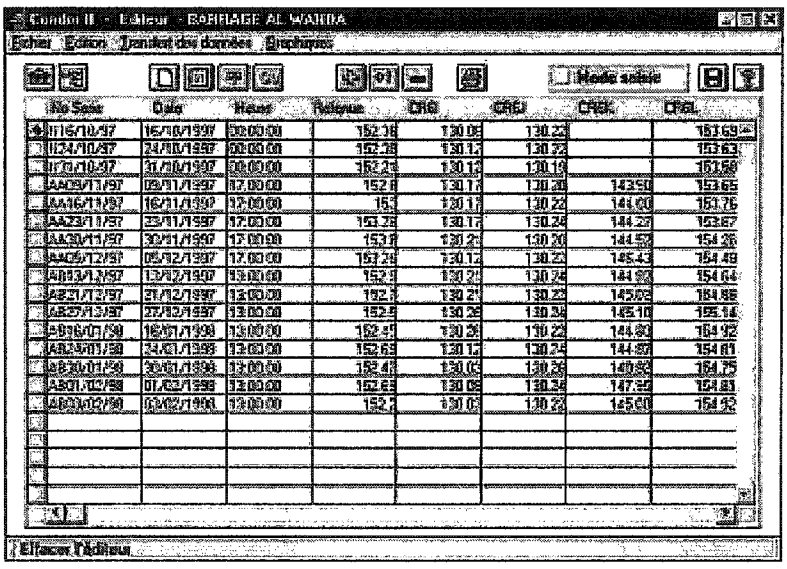


Figure 3.20 Fenêtre de l'éditeur des mesures (CONDOR II)

(http://www.ingema.co.ma/condor.htm).

L'outil d'analyse statistique de CONDOR II permet :

- de bâtir des modèles de comportement suivant la méthode H. S. T. : (Hydrostatique, Saison, Temps) spécifique aux ouvrages type barrage,
- la séparation des effets réversibles (cote de la retenue, température) des effets irréversibles (effet du temps (dérive)),
- l'utilisation des modèles calculés pour estimer la qualité de nouvelles mesures.

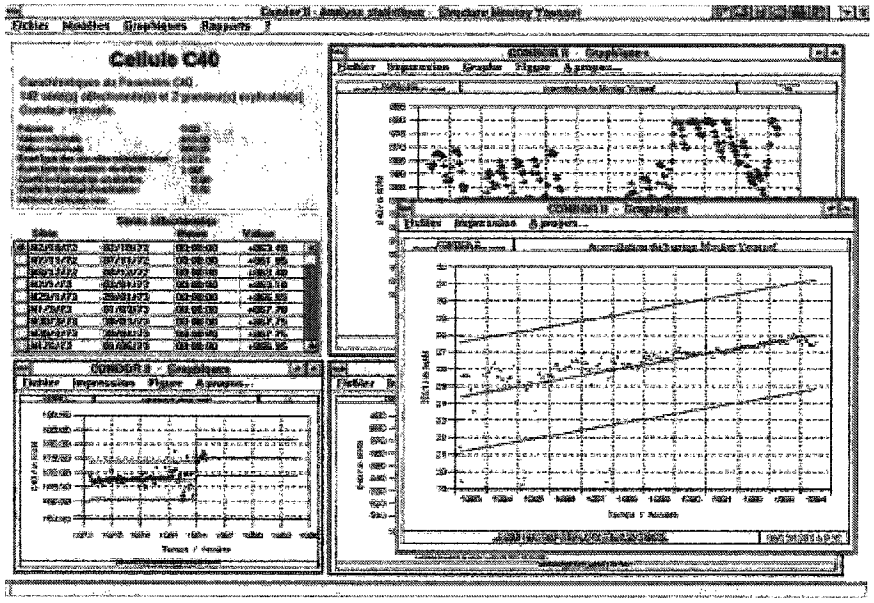


Figure 3.21 Exemples de sortie d'analyse statistique (CONDORII)

(http://www.ingema.co.ma/condor.htm).

En terme d'exploitation des données CONDOR II permet :

- Le diagnostic des mesures.
- La corrélation de deux grandeurs.
- La simulation entre deux situations réelles ou fictives.
- L'application d'un modèle pour les nouvelles mesures afin de vérifier leur validité.

• **MONITOR**

Le logiciel Monitor a été développé par **ISL** (Bureau d'ingénieurs-Conseils-France) pour l'auscultation des ouvrages de génie civil et plus particulièrement des barrages. Le logiciel, développé sous WINDOWS, permet :

- la constitution et la gestion de la base de données d'auscultation,
- la visualisation du système d'auscultation et des résultats des mesures,
- la modélisation statistique, permettant en particulier l'analyse à conditions constantes (correction des variations saisonnières et hydrostatiques, évaluation des effets irréversibles...),
- la surveillance, établissant une prévision de la mesure et l'intervalle de confiance associé.

Les fonctionnalités du logiciel MONITOR sont énumérées ci-dessous :

Base de données :

- localisation et caractéristiques des appareils,
- gestion des mesures,
- champs calculés,
- masque de saisie,
- édition de tableau.

Graphiques :

- graphique d'évolution,
- personnalisation et paramétrage,
- deux échelles d'ordonnées,
- mise à jour dynamique.

Vues :

- dessin de la structure,
- localisation des appareils,
- visualisation des mesures,
- animation,
- mise à jour dynamique.

Modélisation :

- modélisation à conditions constantes,
- séparation des effets réversibles et irréversibles.

Surveillance :

- surveillance par comparaison modèle-mesure,
- alerte en cas d'anomalie.

• **MIC**

Le logiciel MIC a été développé par **LOMBARDI SA** (Société d'Ingénieurs Conseils) et permet :

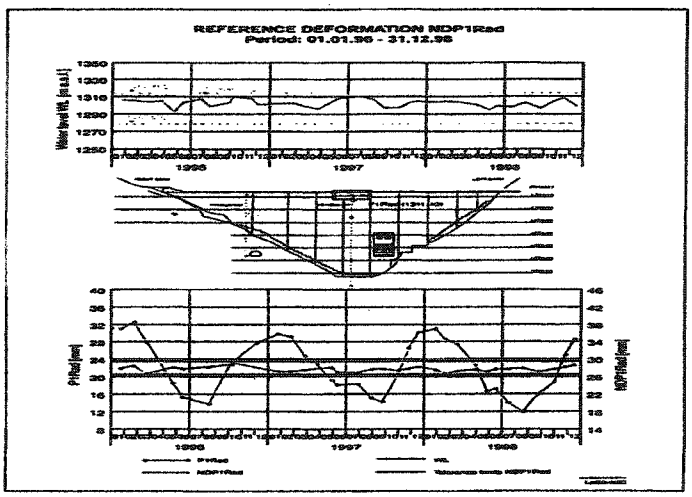


Figure 3.22 Exemple de sorties graphiques de MIC.

- la saisie de lectures manuelles et automatiques,
- le contrôle de plausibilité,
- l'analyse statistique et déterministe,
- la gestion des bases de données,
- la préparation de graphiques et rapports d'auscultation.

Un exemple de sorties graphiques de MIC est illustré à la Figure 3.22.

• **MATLAB**

MATLAB 6.1 est un logiciel "général" très puissant et très convivial, développé par **Mathworks, Inc, USA (2001).** Il dispose de plusieurs boîtes d'outils, dont la boîte d'outil statistique. Cette boîte d'outil statistique permet d'effectuer plusieurs analyses statistiques dont la régression linéaire multiple par la méthode des moindres carrés, qui est utilisée pour la détermination des coefficients de la méthode H.S.T. et la boîte d'outils de traitement de signaux qui permet qui permet de faire diverses opérations dont la Transformée de Fourier rapide (FFT). Il est interactif, intégré pour des calculs numériques, symboliques (Transformée de Laplace) et pour des visualisations scientifiques. MATLAB est un langage de programmation basé (principalement) sur des matrices

• **STATISTICA**

STATISTICA 6 est un logiciel spécialisé pour les analyses statistiques qui a été développé par la société **STATSOFT, Inc, USA (2001)**. Il dispose de plusieurs produits dont STATISTICA Base, qui comporte tous les outils graphiques de STATISTICA, les méthodes de régression multiple, le calcul des moyennes et écarts types, les corrélations, etc. Il est également possible de créer, d'exécuter, et d'appliquer des programmes STATISTICA Visual Basic. Le logiciel STATISTICA

peut être utilisé pour effectuer les calculs statistiques reliés au modèle H.S.T. et effectuer la représentation graphique de résultats.

3.10. Limites d'applications du modèle H.S.T.

La méthode H.S.T est un outil "puissant" pour l'interprétation des déplacements des barrages en béton, notamment en phase d'exploitation. Elle doit être périodiquement mise à jour (tous les 2, 4, ou 6 ans, Carrère et al. 2000) pour s'adapter progressivement au comportement du barrage. La méthode présente aussi certaines limites qui sont décrites ci dessous :

1. le modèle H.S.T ne tient pas compte de la dérive de l'instrument lui-même (mais habituellement les pendules sont stables dans le temps),

2. il ne tient pas compte non plus des autres sources de dérives telles :
   - le réchauffement de la planète,
   - le changement des conditions d'opérations (ex. marnage plus important à partir d'une certaine période),
   - dérive des conditions d'exploitation.

3. le modèle H.S.T n'est pas adapté pour les phénomènes discontinus (ex. tassement brusque de fondation, ouverture de fissure) qui donnent lieu à un "saut" dans les déplacements à modéliser,

4. inhabilité du modèle à représenter les comportements non linéaires,

5. difficulté dans la modélisation de la température :
   - effet différé entre l'application d'un champ de température et l'expansion ou contraction thermique du béton,

- modélisation plus explicite de la température (ex. fissuromètre afin d'effectuer une correction thermique); si on effectue une régression sur la température de chaque instrument, ceci est difficile à mettre en œuvre parce que la température est différente à chaque instrument.

CHAPITRE 4

APPLICATION DU MODÈLE STATISTIQUE AU BARRAGE VOUTE DE SCHLEGEIS

4.1. Introduction

Le présent chapitre a trait à l'application du modèle statistique H.S.T. au barrage voûte de Schlegeis d'une hauteur de 131m situé en Autriche. Dans un premier temps on donne une description du barrage et de son système d'auscultation (pendules, thermomètres,...). On y aborde tout d'abord le traitement des données d'auscultation (niveau de la retenue, températures, déplacements de pendule). On explore ensuite le rôle que peut jouer la transformée de Fourier rapide (FFT) dans le traitement des données exprimées sous formes de séries temporelles. Par la suite on aborde la mise en œuvre de modèles statistiques H.S.T. (Hydrostatique, Saison, Temps) et l'interprétation des résultats (indices de performance). En dernier lieu, on donne une synthèse-conclusion de l'application du modèle statistique H.S.T. au barrage voûte de Schlegeis.

Le barrage voûte Schlegeis (Autriche) a été utilisé au sixième atelier de l'ICOLD (2001) sur l'analyse numérique des barrages. L'un des objectifs de cet atelier, notamment le thème C (Interprétation of Measurement Results) était l'analyse du déplacement radial de la crête du barrage voûte Schlegeis (Autriche). Il s'agissait de déterminer les formules et paramètres régissant le déplacement radial de la crête du barrage de 1992 à 1998 en fonction du niveau de la retenue (réservoir) de la température et du temps, de prognostiquer les déplacements radiaux de la crête pour la période de 1999 à 2000. On visait également, à partir des formules et paramètres, séparer les effets de la charge hydrostatique et l'influence de la température; identifier

les parties élastiques, viscoélastiques et plastiques des déplacements radiaux observés de la crête. L'analyse pouvait être basée sur les résultats d'une analyse structurale du barrage à l'aide de modèles d'éléments finis (modèles déterministes), sur une analyse statistique (modèles statistiques) de lectures d'instruments (pendules, thermomètres, etc.) ou sur une combinaison d'analyses structurales et statistiques (modèles hybrides). Les données mises à la disposition des participants par le propriétaire du barrage pour cet atelier étaient les suivantes :

- les séries chronologiques du niveau de la retenue, de la température ambiante (température de l'air) et de la température du béton pour la période de 1992 à 2000 (voir Figure 4.4; trois thermomètres localisés à l'élévation h = 1750.65m (MH12) et trois thermomètres localisés à l'élévation 1677.15m (MH15)),
- la série chronologique du déplacement radial de la crête de 1992 à 1998,
- un modèle d'éléments finis 3D simplifié du barrage.

La Figure 4.1 illustre le contexte du thème C du sixième atelier de l'ICOLD (2001) sur l'analyse numérique des barrages. Pour ce projet on a obtenu les mesures réelles de pendule pour la période de 1999-2000. Ces données complémentaires nous ont permis de juger de la précision de différentes variantes de la méthode H.S.T. présentées à la section 4.6.

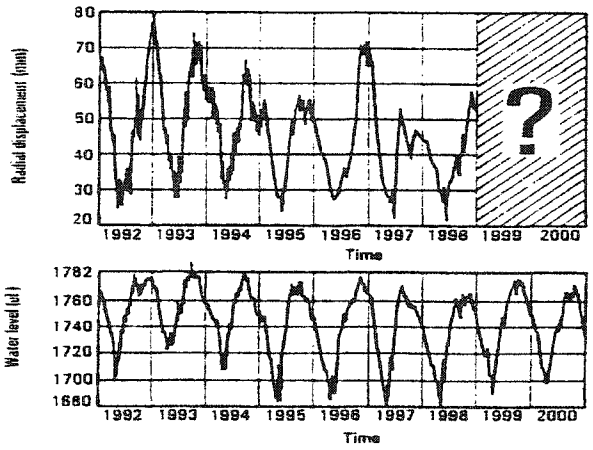


Figure 4.1 Contexte du thème C du 6ème atelier de l'ICOLD 2001 (adapté de Zenz et al. 2001).

4.2. Description du barrage

Le barrage voûte Schlegeis a été construit entre 1969 et 1971. Il a une hauteur de 131m avec une longueur en crête de 725m, soit un rapport longueur de la crête sur hauteur du barrage de 5.5. Il se compose de 43 blocs de 17m de largeur. Sa largeur en crête est de 9m et son épaisseur maximum à la base est de 34m. Les niveaux maximum et minimum d'eau en conditions normales d'exploitation sont respectivement 1782m et 1680m. Une vue du barrage et du réservoir est illustrée à la Figure 4.2; les Figures 4.3 et 4.4 illustrent elles, une coupe longitudinale et transversale du barrage Schlegeis.

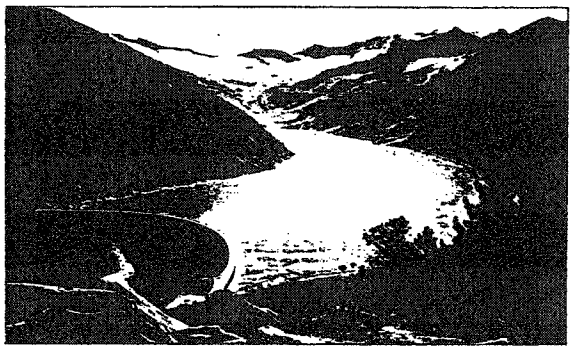


Figure 4.2 Vue du barrage Schlegeis et du réservoir (adapté de Zenz et al. 2001).

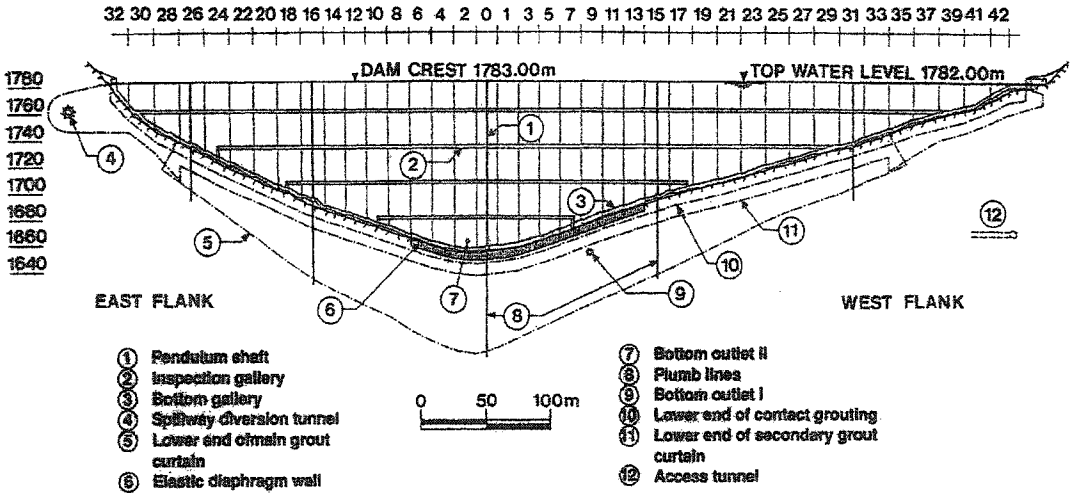


Figure 4.3 Coupe longitudinale du barrage voûte Schlegeis (adapté de Zenz et al. 2001).

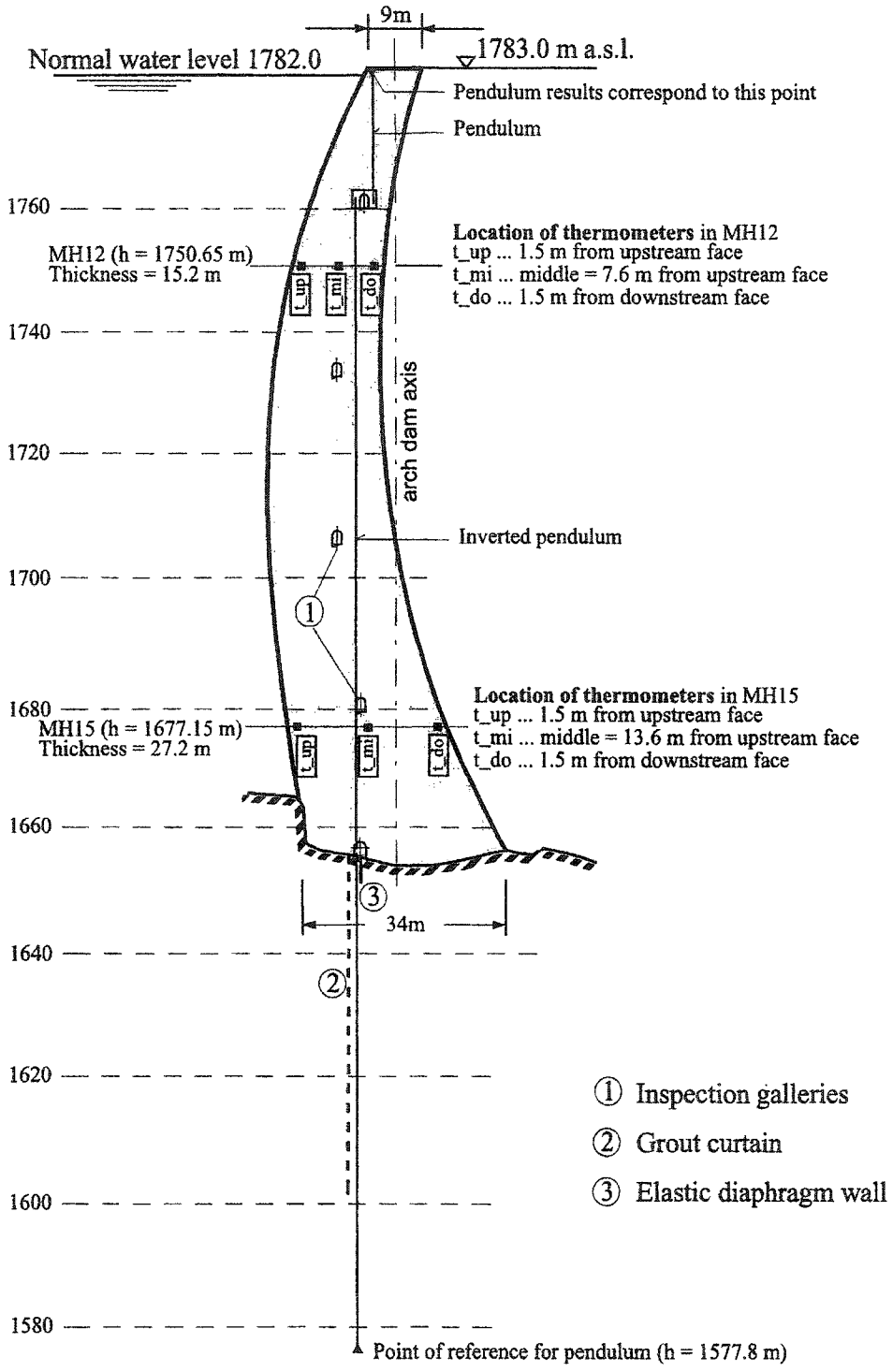


Figure 4.4 Coupe transversale du barrage voûte Schlegeis (adapté de Zenz et al. 2001).

Compte tenu de la grande envergure du barrage, les instruments de surveillance (pendules) sont localisés sur cinq axes (Figure 4.3). Dans ce chapitre, seul les pendules du bloc 0 sont considérés. Le déplacement radial de la crête du barrage (élévation 1783m) relativement au point de référence situé à 80 m au dessous de sa base (élévation 1577.8m) est à analyser (Figure 4.4). Le déplacement radial de la crête est mesuré chaque jour et à la même heure de 1992-1998. Le niveau d'eau est donné chaque jour pour la période de 1992 à 2000.

4.3. Présentation des données d'auscultation

Pour le traitement, la plausibilité des mesures d'auscultation a tout d'abord été étudiée, les données ont été représentées en séries temporelles (séries chronologiques) pour détecter et éliminer les valeurs erronées. Dans le cadre du barrage voûte Schlegeis ces représentations concernent le réservoir (niveau d'eau de la retenue), les températures (air et béton) et le déplacement radial de la crête. Les Figures 4.5, 4.6, 4.7 et 4.8 illustrent les différentes séries temporelles pour Schlegeis. Comme on peut le constater sur les graphiques ci-dessous, les données de réservoir, de température et de déplacement de pendule, ne comportent aucune anomalie (aucune valeur non plausible) et peuvent être utilisées pour l'élaboration du modèle statistique de comportement (H.S.T.)

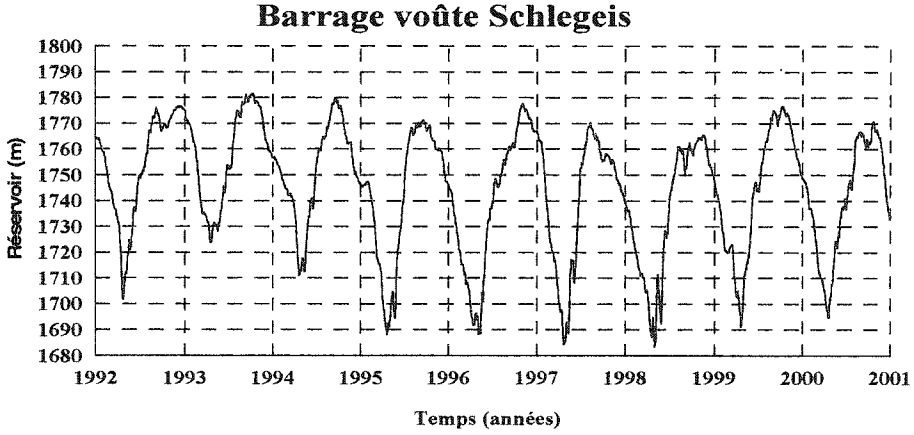


Figure 4.5 Réservoir (niveau d'eau de la retenue) vs temps.

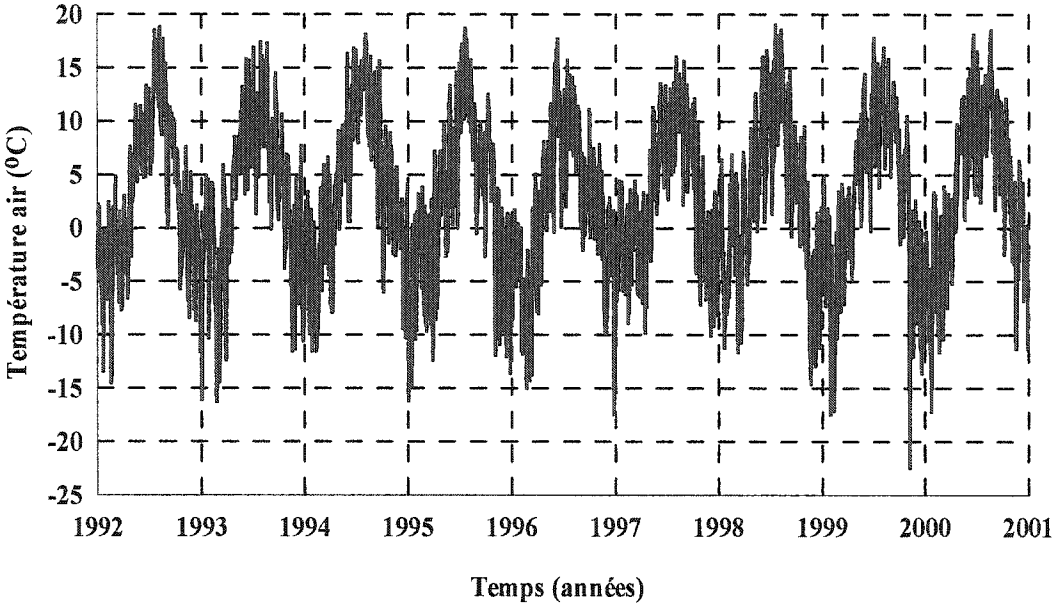


Figure 4.6 Température de l'air vs temps.

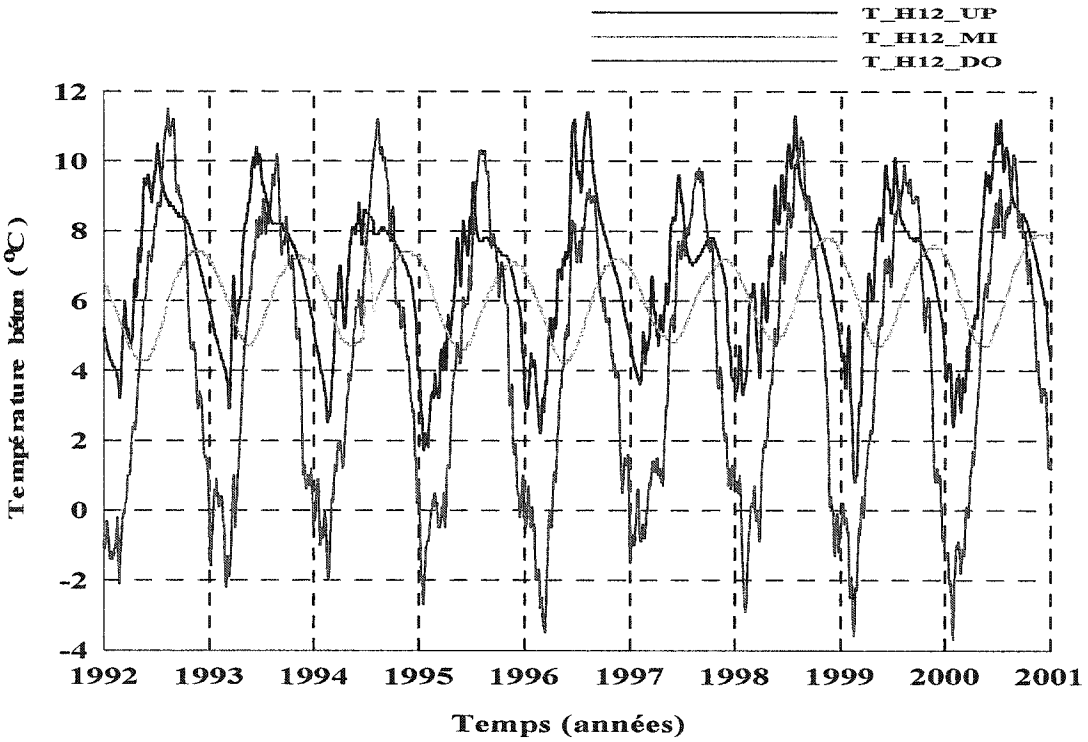


Figure 4.7 Températures du béton (élévation h = 1750.65m) vs temps.

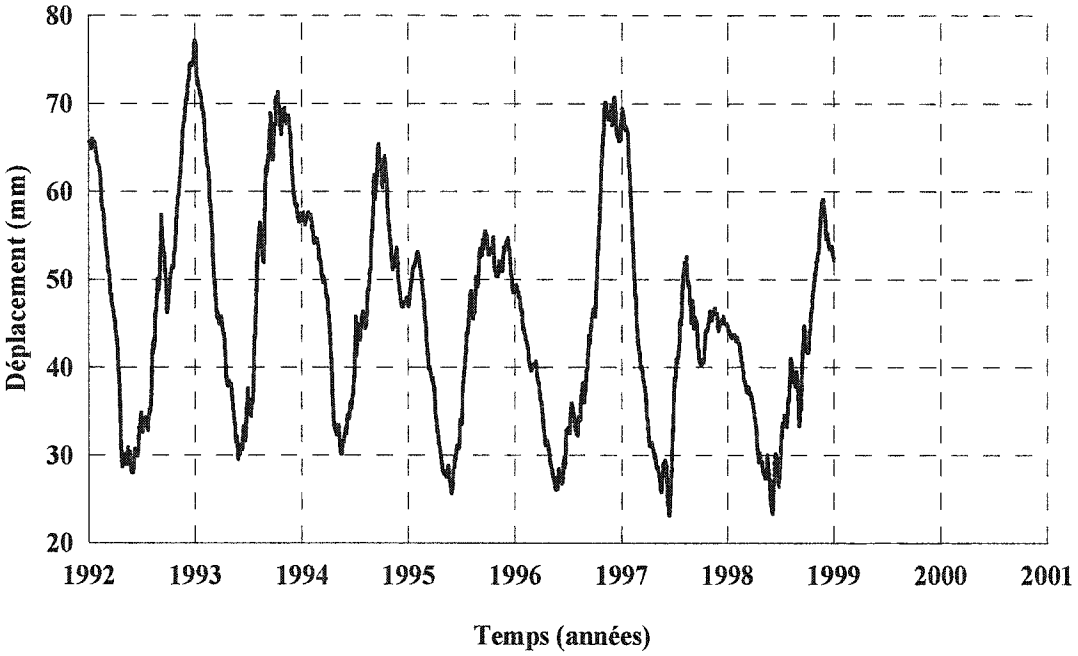
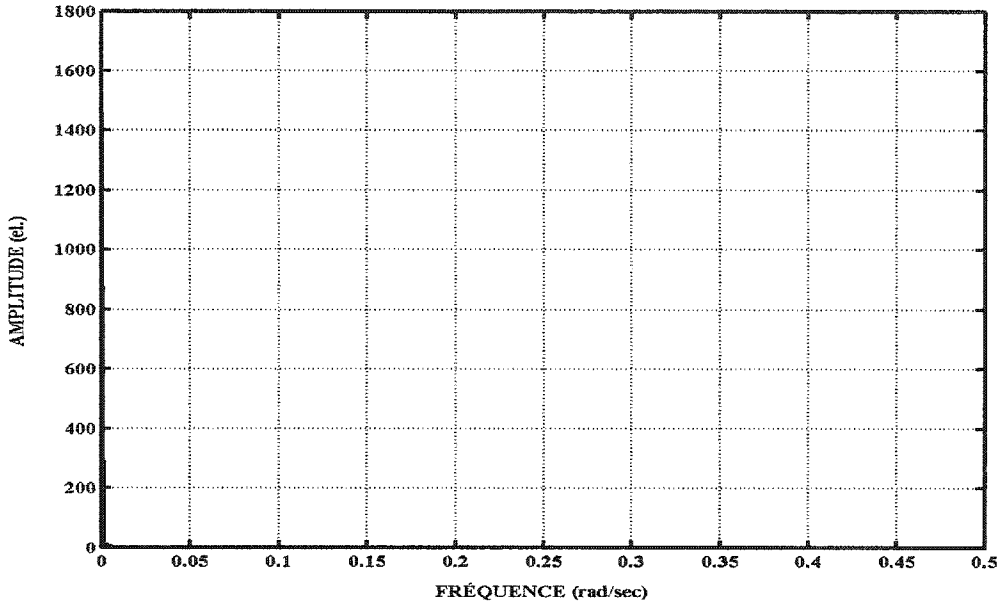


Figure 4.8 Déplacement radial de crête (pendule) vs temps.

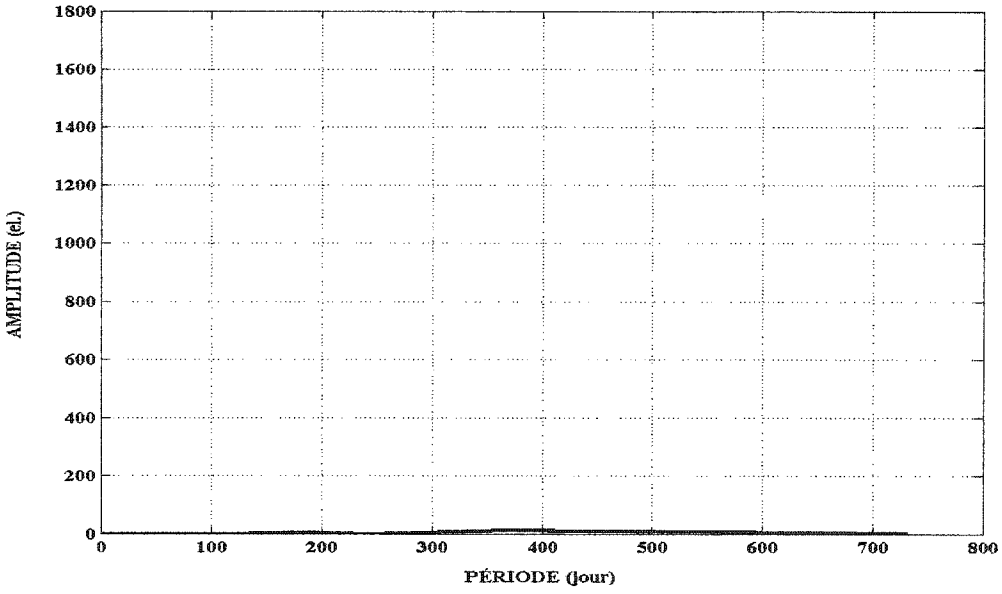
4.4. Rôle de la transformée de Fourier

Comme indiqué dans le chapitre précédent, le rôle de la transformée de Fourier est de déterminer l'amplitude, l'angle de phase, le contenu fréquentiel et la périodicité d'un signal temporel donné. La transformée rapide de Fourier est introduite dans le présent chapitre pour déterminer l'amplitude, le contenu fréquentiel et la périodicité de la variation du déplacement radial de la crête (Figure 4.8), de la variation de la température de l'air (Figure 4.6), du béton (Figure 4.7) et de la variation du niveau de la retenue (Figure 4.5) du barrage voûte Schlegeis. On veut mettre en évidence les phénomènes cycliques ou périodiques et les phénomènes en phases et déphasés. Les Figures 4.9, 4.10 et 4.11 illustrent quelques résultats graphiques de l'application de la transformée de Fourier à la variation des données d'auscultation (réservoir, température et déplacement) du barrage voûte de Schlegeis. On remarque (Figures 4.10 (b) et 4.11 (b)) que température de l'air et le déplacement radial de la crête sont

des phénomènes cycliques avec une périodicité annuelle (T = 365 jours). En effet la période d'un signal est la période correspondant à l'amplitude maximum.

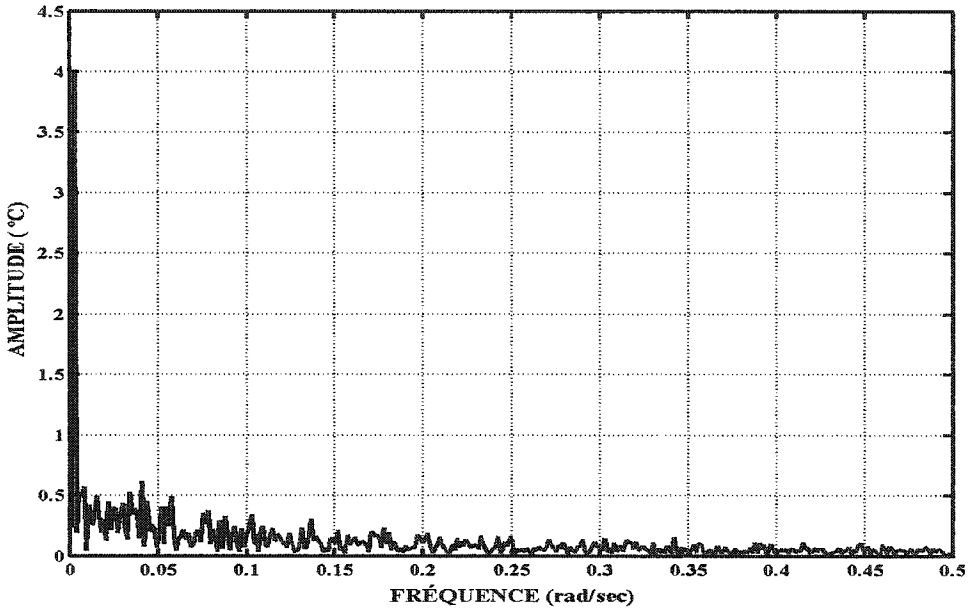


(a) Fréquence (rad/sec) vs amplitude (m).

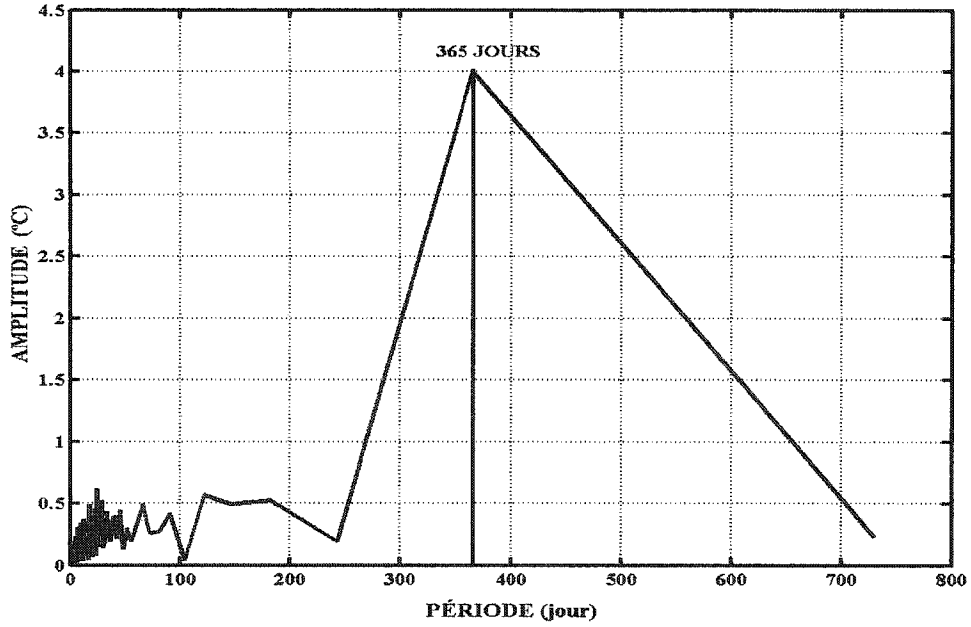


(b) Période (jours) vs amplitude (m).

Figure 4.9 Figure 4.5 FFT du réservoir (barrage voûte de Schlegeis).

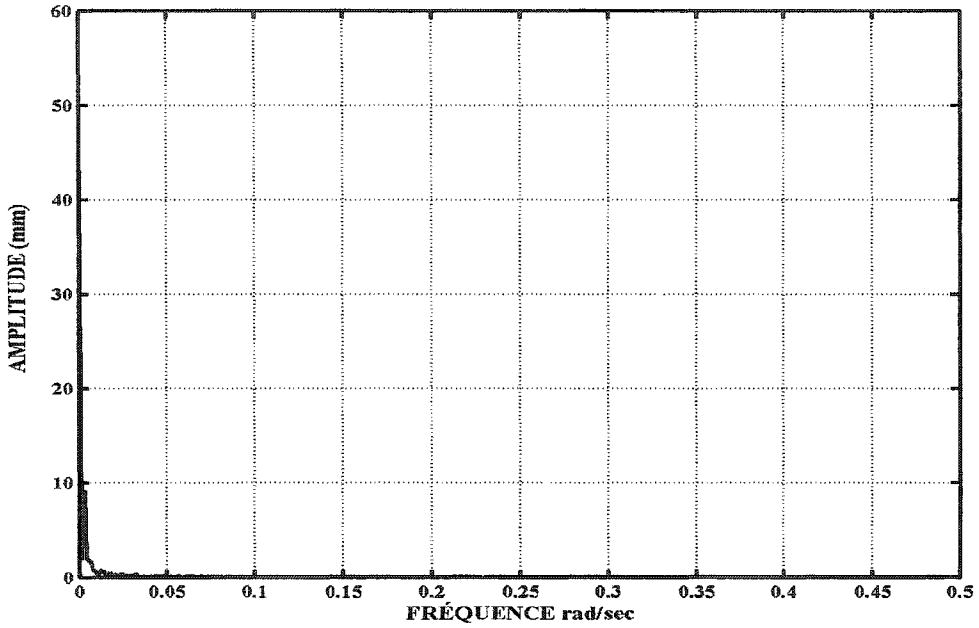


(a) Fréquence (rad/sec) vs amplitude (°C).

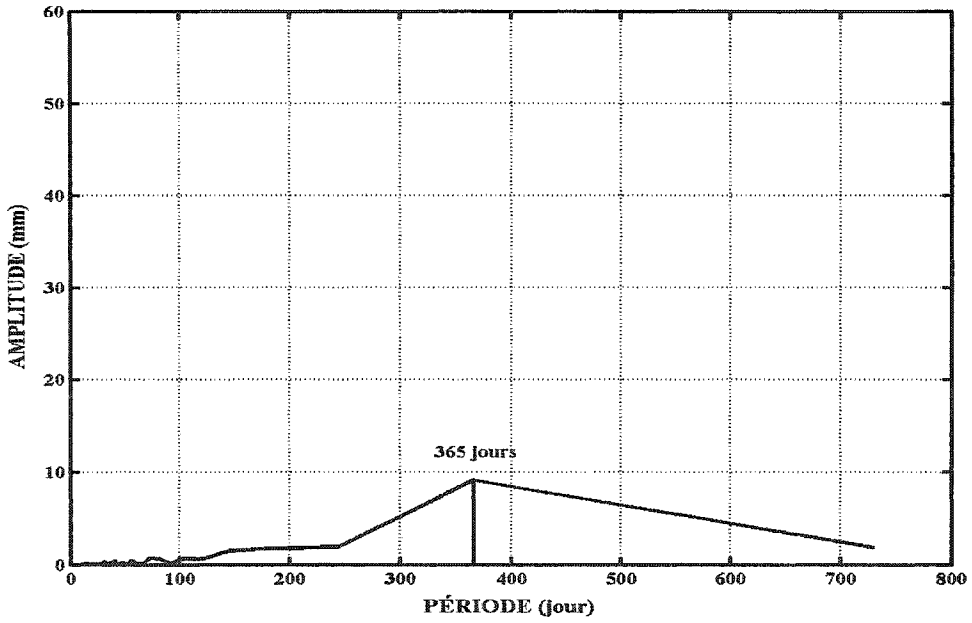


(b) Période (jours) vs amplitude (°C).

Figure 4.10 FFT de la température de l'air (barrage voûte de Schlegeis).



(a) Fréquence (rad/sec) vs amplitude (mm).



(b) Période (jours) vs amplitude (mm).

Figure 4.11 FFT du déplacement radial de la crête (barrage voûte de Schlegeis).

4.5. Synthèse des résultats de l'atelier

Dans cette section, on présente une synthèse des résultats de différents modèles H.S.T développés par certains bureaux d'ingénieurs conseils et universitaires dans le cadre du thème C (Interprétation des données d'auscultation du barrage voûte Schlegeis) du sixième atelier de l'ICOLD (2001). Les modèles considérés sont les suivants :

- **Modèle H.S.T. de Bonelli et al., (2001)**

L'effet hydrostatique H est donné par un polynôme du 4ème degré :

$$\mathbf{H(Z) = b_1 w + b_2 w^2 + b_3 w^3 + b_4 w^4} \qquad \mathbf{w(Z) = \frac{Z - Z_{min}}{Z_{max} - Z_{min}}} \qquad \textbf{[4.1]}$$

où :

Z_{max} et Z_{min} sont respectivement le niveau d'eau maximum et minimum en condition normale d'exploitation, Z=Z (t) le niveau d'eau à l'instant t, et $(b_{1..4})$ sont des constantes. L'effet saisonnier de température S est donné par :

$$\mathbf{S(t) = c_1 \sin(\omega t) + c_2 \cos(\omega t) + c_3 \sin^2(\omega t) + c_4 \sin(\omega t)\cos(\omega t),\ \ \omega = \frac{2š}{365}} \qquad \textbf{[4.2]}$$

où :

$š = \pi$, t est le temps en jours, $(c_{1..4})$ sont des constantes.

Le modèle néglige les effets irréversibles (effets du temps), et son expression au temps t_n est :

$$\mathbf{Y_n = c + H_n + S_n} \qquad \textbf{[4.3]}$$

où :

$\mathbf{Y_n = Y(t_n)}$, $\mathbf{H_n = H(Z(t_n))}$ et $\mathbf{S_n = S(t_n)}$

La Figure 4.12 illustre le déplacement radial de la crête du barrage voûte Schlegeis avec une comparaison entre les déplacements mesurés par le pendule et ceux calculés par le modèle H.S.T. On peut bien voir que les déplacements calculés par le modèle sont en bonne corrélation avec ceux mesurés par le pendule. Le coefficient de corrélation multiple du modèle est $R^2 = 0.99$.

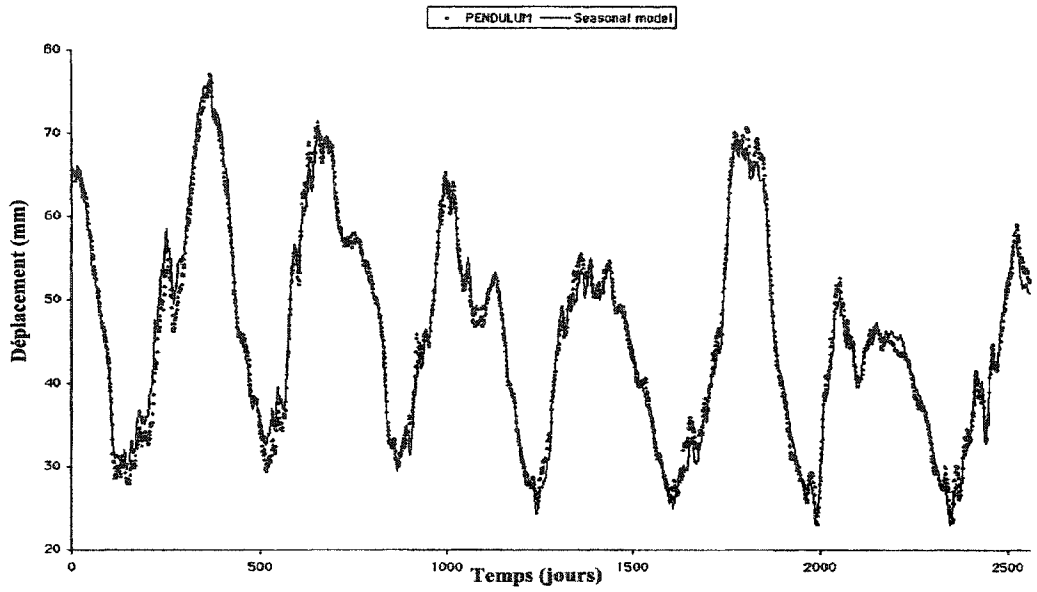


Figure 4.12 Déplacement radial de la crête, comparaison entre les déplacements mesurés par le pendule et le modèle H.S.T. (adapté de Bonelli et al. 2001).

- **Modèle H.S.T. de Carrère et al. (2001).**

Le modèle s'exprime comme une fonction du creux relatif Z, donné par :

$$Z = \frac{Z_{phe} - h}{H_{br}} \qquad [4.4]$$

où :

Z_{phe} est la cote des plus hautes eaux,

h, la cote de la retenue lors de la mesure courante,

H_{br}, la hauteur du barrage.

De la variable saison **s**, comptée de 0 au 1er janvier à 360 au 1er janvier suivant, du temps **t** en années à partir de la date initiale Dinit (correspondant ou non à la mise en eau).

Le modèle H.S.T est préparé avec la version expérimentale du logiciel CONDOR (CONDORpc), développé spécialement par Coyne et Bellier pour l'interprétation des données d'auscultation. L'expression totale du modèle automatiquement calculé par défaut par le logiciel s'écrit :

$$\begin{aligned} P(Z,s,t) = {} & \beta_0 \\ & + \beta_1 Z + \beta_2 Z^2 \\ & + \beta_3 \cos s + \beta_4 \sin(s) + \beta_5 \sin^2(s) + \beta_6 \sin(s) * \cos(s) \\ & + \beta_7 t + \beta_8 e^{-t} \end{aligned} \qquad [4.5]$$

où :

Z est le creux relatif (équation **[4.4]**), **s** la saison, comptée de 0 au 1er janvier à 360 au 1er janvier suivant, **t** le temps en année à partir de la date initiale Dinit (correspondant ou non à la mise en eau).

En considérant que les évolutions amorties (e^{-t}) sont insignifiantes vingt ans après la première mise en charge, l'expression du modèle s'écrit :

$$\begin{aligned} P(Z,s,t) = {} & \beta_0 \\ & + \beta_1 Z + \beta_2 Z^2 \\ & + \beta_3 \cos s + \beta_4 \sin(s) + \beta_5 \sin^2(s) + \beta_6 \sin(s) * \cos(s) \\ & + \beta_7 t \end{aligned} \qquad [4.6]$$

La Figure 4.13 illustre la comparaison entre les déplacements mesurés par le pendule et ceux calculés par le modèle H.S.T. (1992 à 1998), ces déplacements ont une bonne

corrélation R = 0.99. Elle illustre également les déplacements calculés par le modèle H.S.T. pour la période de 1999 à 2000.

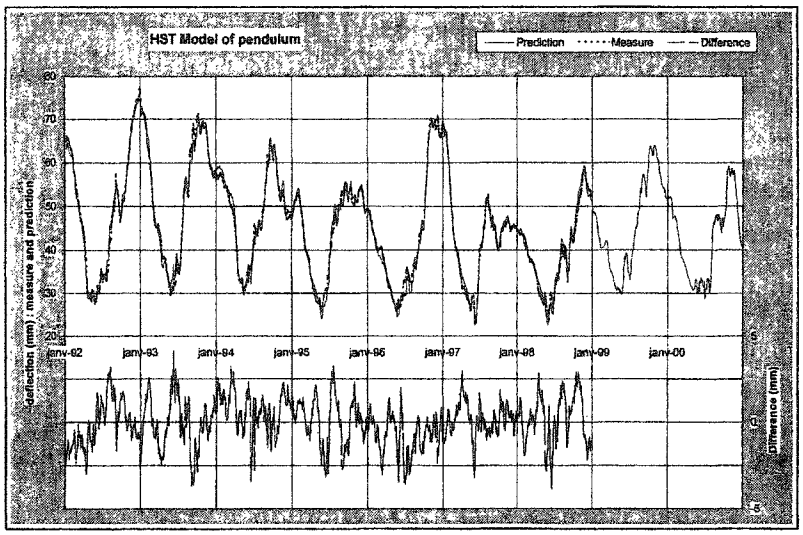


Figure 4.13 Comparaison entre déplacements mesurés et valeurs prédites par le modèle Statistique H.S.T. (adapté de Carrère et al. 2001).

- **Modèle H.S.T. de Popovici et al. 2001**

Le modèle statistique utilisé par Popovici et al. 2001 est celui de CONDOR, développé par Coyne et Bellier Co. L'expression du modèle H.S.T est :

$$y = d_1 + f_1(h) + f_2(t) + f_3(s) \qquad [4.7]$$

où :

$$f_1(h) = d_2\, h + d_3\, h^2 + d_4\, h^3 \qquad [4.8]$$

avec :

- h, le creux relatif du réservoir,
- $d_{2...4}$, sont les coefficients d'influence du modèle à déterminer à partir des données d'auscultation.

$$f_2(t) = d_5\, t + d_6\, e^{-t} \qquad [4.9]$$

où :

$$t = \frac{D_i - D_0}{365.25} \quad \text{(années)} \qquad [4.10]$$

avec :

- D_0, date de référence du modèle,
- D_i, date de l'enregistrement,
- $d_{5...6}$ sont les coefficients d'influence du modèle à déterminer à partir des données d'auscultation.

$$f_3(s) = d_7 \cos(s) + d_8 \sin(s) + d_9 \sin^2(s) + d_{10} \sin(s).\cos(s) \qquad [4.11]$$

où :

$$s = 2\pi\frac{D_i - D_0}{365.25} \quad \text{(rad)} \quad \text{ou} \quad s = 360\frac{D_i - D_0}{365.25} \quad \text{(degré)} \qquad [4.12]$$

avec :

- $d_{7...10}$ sont les coefficients d'influence du modèle à déterminer à partir des données d'auscultation.

La Figure 4.14 illustre la comparaison entre les valeurs mesurées par le pendule et celles calculées par le modèle H.S.T. pour la période du 1er janvier 1992 au 31 décembre 1998; les déplacements prognostiqués par le modèle pour la période du 1er janvier 1999 au 31 décembre 2000 et la contribution de chacun des effets (réservoir, effet saisonnier de température et effet du temps).

Le coefficient global de corrélation du modèle est R = 0.9943 (Popovici et al. 2001).

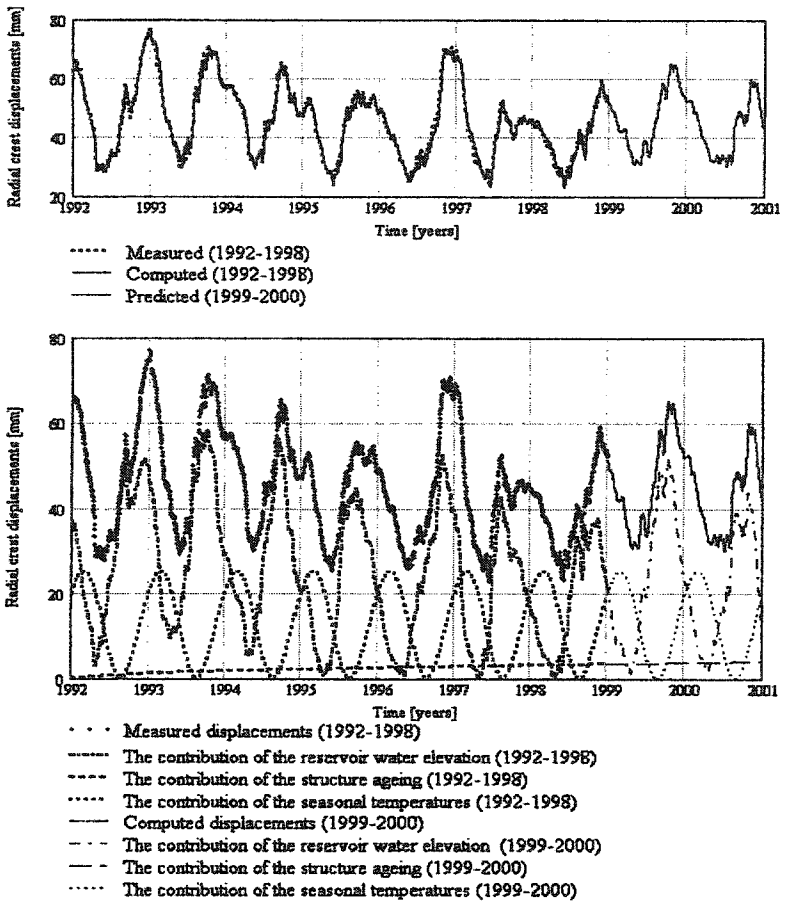


Figure 4.14 Déplacements radial de la crête du modèle statistique H.S.T. (adapté de Popovici et al. 2001).

- **Modèle H.S.T. deWeber, B. 2001**

L'expression du modèle s'écrit :

$$y = \beta_0 + \beta_1 h + \beta_2 h^2 + \beta_3 h^3 + \beta_4 h^4 + \beta_5 \sin s + \beta_6 \cos s + \beta_7 \sin 2s + \beta_8 \cos 2s + \beta_9 e^{-s} \quad [4.13]$$

où :

- h est le niveau d'eau de la retenue,

- $s = \frac{2\pi t}{365}$ [4.14]

est la variable temps normalisée pour une période d'une année.

La Figure 4.15 illustre les déplacements mesurés (pendule) et calculés (modèle H.S.T).

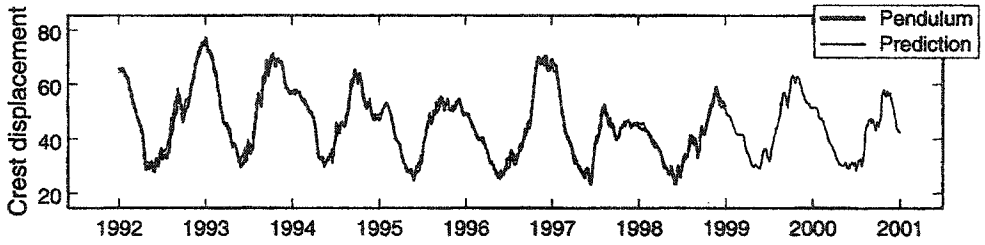


Figure 4.15 Comparaison entre déplacements mesurés et valeurs prédites par le modèle Statistique H.S.T. (adapté de Weber, B. 2001).

Le modèle donne une un coefficient globale de corrélation $R^2 = 0.98591$ (Weber, B. 2001).

D'autres modèles statistiques ont été développés lors de cet atelier; notamment les modèles prenant en compte individuellement la température de l'air, la température du béton et les modèles prenant en compte les températures de l'air et du béton (**Popovici et al. 2001**).

4.6. Mise en œuvre du modèle H-S-T

Pour la mise en œuvre du modèle H.S.T. dans le cadre de ce projet de maîtrise, différentes fonctions explicatives ont été utilisées, notamment en ce concerne les effets présumés irréversibles ou évolutifs. En effet, les manifestations de ces effets peuvent

éventuellement se succéder dans le temps pour un barrage donné. Les modèles suivants ont été mis en œuvre pour tenir compte de cette éventualité :

- (a) Modèle négligeant les effets du temps.

- (b) Modèle représentant seulement les évolutions persistantes. L'expression linéaire : $\mathbf{f_3(t) = C_9 t}$ remplace l'équation **[3.11]**

- (c) Modèle représentant les évolutions amorties et persistantes. L'expression composée d'un terme exponentiel négatif et d'un terme linéaire : $\mathbf{f_3(t) = C_9 e^{-t} + C_{10} t}$ remplace l'équation **[3.11]**

- (d) Modèle représentant les évolutions amorties, accélérées et persistantes **[3.11]**

Pour la mise en œuvre de chacun des modèles H.S.T., les données sont préparées sous forme d'un tableau dans lequel les colonnes de gauche à droite représentent :

- Observation;
- Date des mesures;
- Niveau du plan d'eau;
- Mesure (pendule) du déplacement radial de la crête du bloc 0;
- Niveau du plan d'eau normalisée **h**; (équation **[3.8]**)
- Jour saison;
- Jour trigonométrique **s** (équation **[3.10]**);
- Jour temps;
- Jour normalisé **t** (voir section **3.4**)

Le tableau 4.1 illustre la préparation de données de bases du barrage Schlegeis.

Tableau 4.1 Préparation des données de bases.

EXEMPLE-BARRAGE VOÛTE DE SCHLEGEIS (AUTRICHE) PÉRIODE D'OBSERVATION								
Remarque 1 : L'analyse statistique commence le 01/01/92. Remarque 2 : La période calibrage-ajustement statistique va jusqu'au 31/12/98.								
Observation	Date	Niveau d'eau (m)	Pendule (mm)	Niv.d'eau norm. h	jour saison	Jour trigon. s	jour temps	Jour norm. t
1	920101	1764,67	65,6	0,830098039	1	0	0	0
2	920102	1764,62	65,7	0,829607843	2	0,03442841	1	0,0027397
3	920103	1764,56	65,6	0,829019608	3	0,05164262	2	0,0054795
4	920104	1764,39	65,6	0,827352941	4	0,06885683	3	0,0082192
5	920105	1764,23	65,5	0,825784314	5	0,08607103	4	0,0109589
6	920106	1764,13	65,4	0,824803922	6	0,10328524	5	0,0136986
7	920107	1763,95	65,2	0,823039216	7	0,12049944	6	0,0164384
8	920108	1763,85	65,1	0,822058824	8	0,13771365	7	0,0191781
9	920109	1763,78	65,1	0,821372549	9	0,15492786	8	0,0219178
PÉRIODE DE CALIBRAGE-AJUSTEMENT								
10	920110	1763,81	64,9	0,821666667	10	0,17214206	9	0,0246575
2546	981220	1752,97	53,6	0,715392157	354	6,09382904	2545	6,9726027
2547	981221	1752,71	53,7	0,712843137	355	6,11104324	2546	6,9753425
2548	981222	1752,24	53,8	0,708235294	356	6,12825745	2547	6,9780822
2549	981223	1751,83	53,8	0,704215686	357	6,14547166	2548	6,9808219
2550	981224	1751,28	53,6	0,698823529	358	6,16268586	2549	6,9835616
2551	981225	1751	53,6	0,696078431	359	6,17990007	2550	6,9863014
2552	981226	1750,38	53,3	0,69	360	6,19711428	2551	6,9890411
2553	981227	1749,97	52,8	0,685980392	361	6,21432848	2552	6,9917808
2554	981228	1749,87	52,7	0,685	362	6,23154269	2553	6,9945205
2555	981229	1749,5	52,5	0,681372549	363	6,24875689	2554	6,9972603
2556	981230	1749,08	52,4	0,677254902	364	6,2659711	2555	7
2557	981231	1748,78	52,2	0,674313725	365	6,28318531	2556	7,0027397

Les valeurs normalisées des niveaux d'eau (creux h) et de la variable saison (jour trigonométrique s) sont obtenues selon les équations **[3.8]** et **[3.10]**. La normalisation de la variable t est faite selon la formulation décrite à la section **3.4**. Deux périodes sont à considérer; la période calibrage-ajustement et la période d'extrapolation.

4.6.1. Période de calibrage

La période de calibrage est l'étape de la mise en œuvre du modèle statistique de comportement (H.S.T.) où toutes les valeurs des paramètres libres (coefficients de régression, dans le cas où l'on utiliserait une régression linéaire multiple), sont

déterminées afin d'ajuster le plus près possible le modèle au comportement observé (ex. déplacement radial de la crête du barrage voûte Schlegeis). La période d'observation dont les mesures servent au calibrage dépend :

- (a) du nombre de paramètres (coefficients) à fixer,
- (b) du nombre de mesures par an,
- (c) de la qualité (plausibilité) des mesures.

En général, il est utilisé 4 à 5 fois plus de mesures qu'il n'y a de paramètres à fixer (ex. avec 10 à 12 paramètres à fixer et une mesure par mois, une durée de 4 à 5 ans est convenable). On peut cependant retenir quelques cycles supplémentaires pour la vérification de la pertinence ("qualité") du modèle (Comité Suisse des Barrages 2000). Pour le présent exemple, la période d'observation pour la calibration des modèles H.S.T. s'étend du 1er janvier 1992 au 31 décembre 1998, soit un total de 2557 mesures (tableau 4.1); ces mesures sont utilisées pour la calibration (calcul des coefficients) des différents modèles H.S.T. développés dans ce chapitre. Après cette phase de calibration, la qualité des modèles H.S.T. est déterminée en utilisant les indices de performance, voir section 3.7.

4.6.2. Période d'extrapolation

Une fois le modèle H.S.T. mis en place, il peut par extrapolation être utilisé, soit pour estimer la qualité de nouvelles mesures (surveillance par comparaison modèle-mesure, alertes en cas d'anomalie) ou pour la prédiction du comportement du barrage pour des conditions de réservoir et de températures n'ont vécues par celui-ci. Pour le présent exemple, le modèle statistique H.S.T. est utilisé pour prognostiquer le déplacement radial de la crête du barrage voûte Schlegeis du 1er janvier 1999 au 31 décembre 2000.

Les données ayant été normalisées, on passe à la résolution de l'approche statistique (régression multiple par la méthode des moindres carrés) pour déterminer les valeurs des paramètres libres (coefficients de régression). Le Tableau 4.2 illustre un exemple de préparation de données pour la régression linéaire multiple.

Tableau 4.2 Données pour la régression linéaire multiple.

DONNÉES POUR LA RÉGRESSION LINÉAIRE MULTIPLE										
y	$X_1 = h$	$X_2 = h^2$	$X_3 = h^3$	$X_4 = h^4$	$X_5 = \cos s$	$X_6 = \sin s$	$X_7 = \sin^2 s$	$X_8 = \sin s \cos s$	$X_9 = e^{-t}$	$X_{10} = t$
65,6	0,83010	0,68906	0,57199	0,47481	1,00000	0,00000	0,00000	0,00000	1,00000	0,00000
65,7	0,82961	0,68825	0,57098	0,47369	0,99941	0,03442	0,00118	0,03440	0,99726	0,00274
65,6	0,82902	0,68727	0,56976	0,47234	0,99867	0,05162	0,00266	0,05155	0,99454	0,00548
65,6	0,82735	0,68451	0,56633	0,46856	0,99763	0,06880	0,00473	0,06864	0,99181	0,00822
65,5	0,82578	0,68192	0,56312	0,46501	0,99630	0,08596	0,00739	0,08565	0,98910	0,01096
65,4	0,82480	0,68030	0,56112	0,46281	0,99467	0,10310	0,01063	0,10255	0,98639	0,01370
65,2	0,82304	0,67739	0,55752	0,45886	0,99275	0,12021	0,01445	0,11934	0,98370	0,01644
65,1	0,82206	0,67578	0,55553	0,45668	0,99053	0,13728	0,01885	0,13598	0,98100	0,01918
65,1	0,82137	0,67465	0,55414	0,45516	0,98802	0,15431	0,02381	0,15246	0,97832	0,02192
...										
53,8	0,70422	0,49592	0,34923	0,24594	0,99053	-0,13728	0,01885	-0,13598	0,00093	6,98082
53,6	0,69882	0,48835	0,34127	0,23849	0,99275	-0,12021	0,01445	-0,11934	0,00093	6,98356
53,6	0,69608	0,48453	0,33727	0,23476	0,99467	-0,10310	0,01063	-0,10255	0,00092	6,98630
53,3	0,69000	0,47610	0,32851	0,22667	0,99630	-0,08596	0,00739	-0,08565	0,00092	6,98904
52,8	0,68598	0,47057	0,32280	0,22144	0,99763	-0,06880	0,00473	-0,06864	0,00092	6,99178
52,7	0,68500	0,46922	0,32142	0,22017	0,99867	-0,05162	0,00266	-0,05155	0,00092	6,99452
52,5	0,68137	0,46427	0,31634	0,21555	0,99941	-0,03442	0,00118	-0,03440	0,00091	6,99726
52,4	0,67725	0,45867	0,31064	0,21038	0,99985	-0,01721	0,00030	-0,01721	0,00091	7,00000
52,2	0,67431	0,45470	0,30661	0,20675	1,00000	0,00000	0,00000	0,00000	0,00091	7,00274

Le logiciel MATLAB 6.1 a été utilisé dans le cadre de ce projet pour déterminer les valeurs des coefficients de régression dans chacun des modèles H.S.T (voir annexe 2). Les expressions de chacun des modèles énumérées ci-dessus ainsi que les valeurs obtenues pour les coefficients de régression sont présentés ci-dessous :

- **Modèle négligeant les effets du temps (modèle a)**

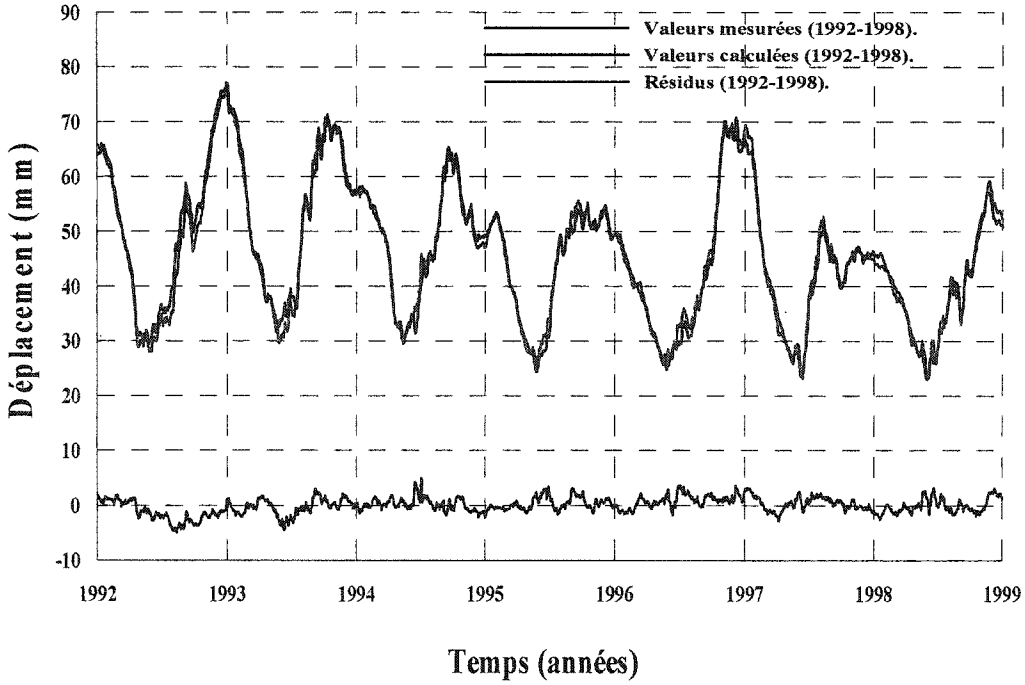
En considérant que les effets du temps (effets présumés irréversibles) sont négligeables vingt ans après la première mise en eau du barrage, le modèle H.S.T. s'écrit :

$$\begin{aligned} F(h,s,t) = {} & C_0 \\ & + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 \\ & + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s \end{aligned} \qquad [4.15]$$

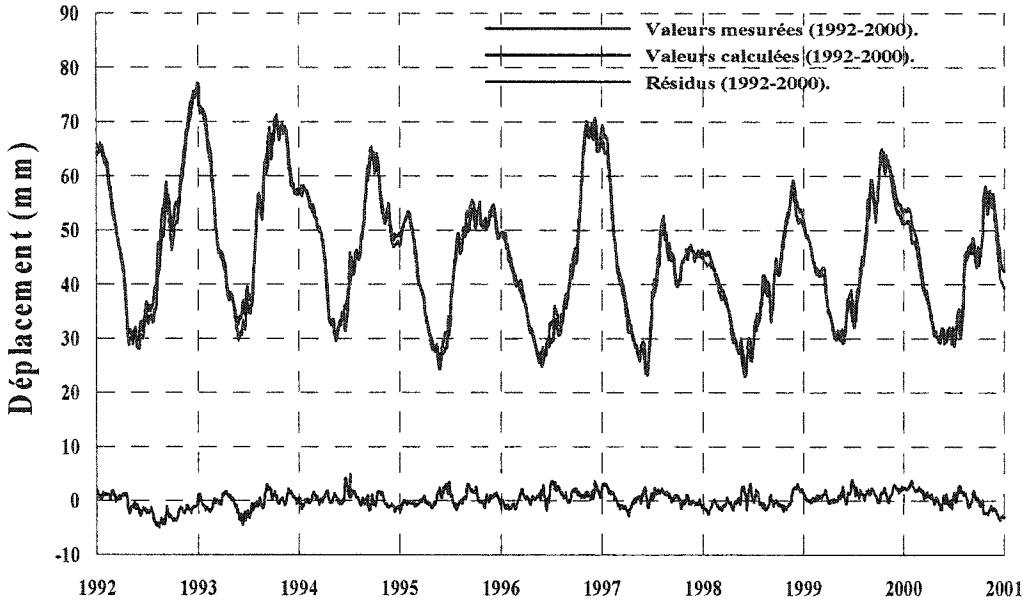
Les valeurs des coefficients de régression sont données au tableau 4.3; la Figure 4.16 illustre respectivement les périodes de calibrage-ajustement et la période calibrage-ajustement/période extrapolation.

Tableau 4.3 Valeurs des coefficients de régression du modèle a.

C_0	24.6481
C_1	-6.7989
C_2	64.3276
C_3	-52.3131
C_4	48.1616
C_5	7.6052
C_6	8.7296
C_7	0.4036
C_8	-0.0496



(a) Période de calibrage-ajustement (modèle a).



(b) Périodes de calibrage-ajustement et d'extrapolation (modèle a).

Figure 4.16 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle a).

- **Modèle représentant seulement les évolutions persistantes (modèle b)**

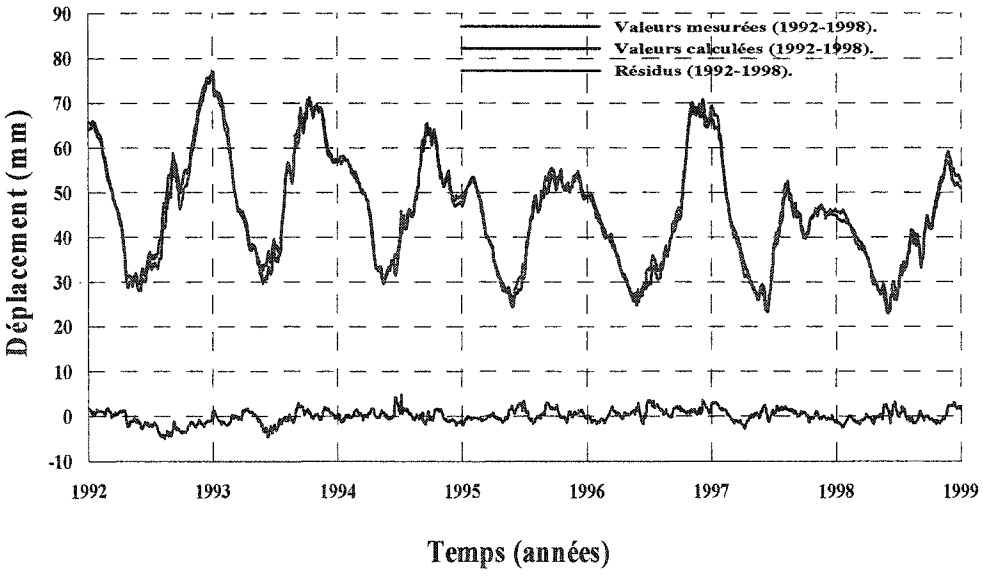
En considérant seulement les évolutions persistantes du déplacement dans le temps, le modèle H.S.T. s'écrit :

$$\begin{aligned} F(h,s,t) = {} & C_0 \\ & + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 \\ & + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s \\ & + C_9 t \end{aligned} \qquad [4.16]$$

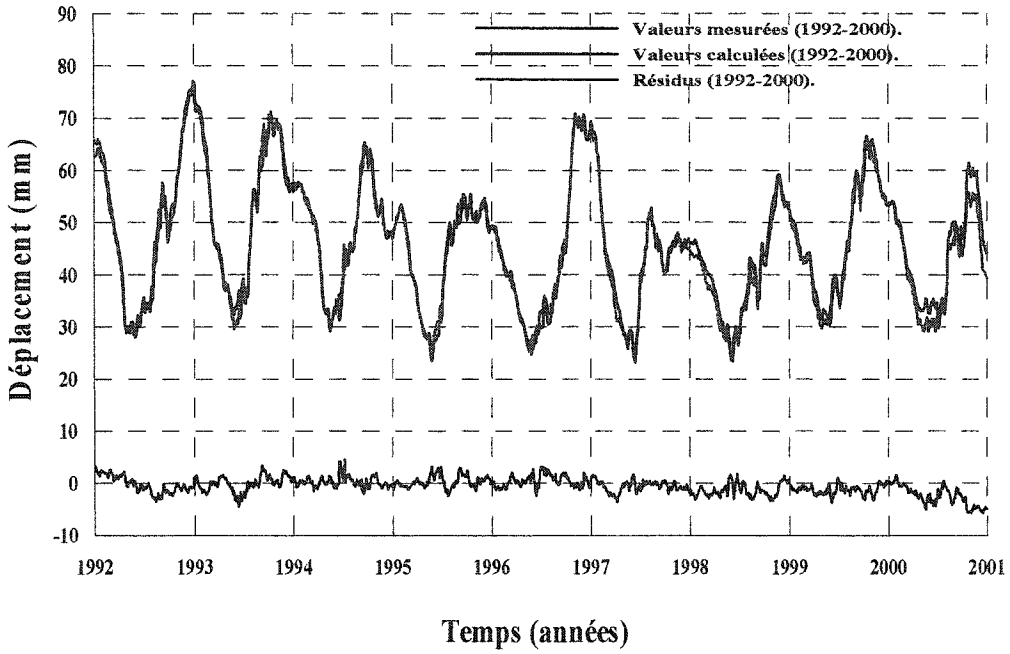
Les valeurs des coefficients de régression sont données au tableau 4.4; la Figure 4.17 illustre respectivement les périodes de calibrage-ajustement et la période calibrage-ajustement/période extrapolation.

Tableau 4.4 Valeurs des coefficients de régression du modèle b.

C_0	19.4454
C_1	-4.1853
C_2	69.8963
C_3	-56.6566
C_4	49.7602
C_5	7.1314
C_6	10.492
C_7	0.8783
C_8	-0.8148
C_9	0.5611



(a) Période de calibrage-ajustement (modèle b).



(b) Périodes de calibrage-ajustement et d'extrapolation (modèle b).

Figure 4.17 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle b).

- **Modèle représentant les évolutions amorties et persistantes (modèle c)**

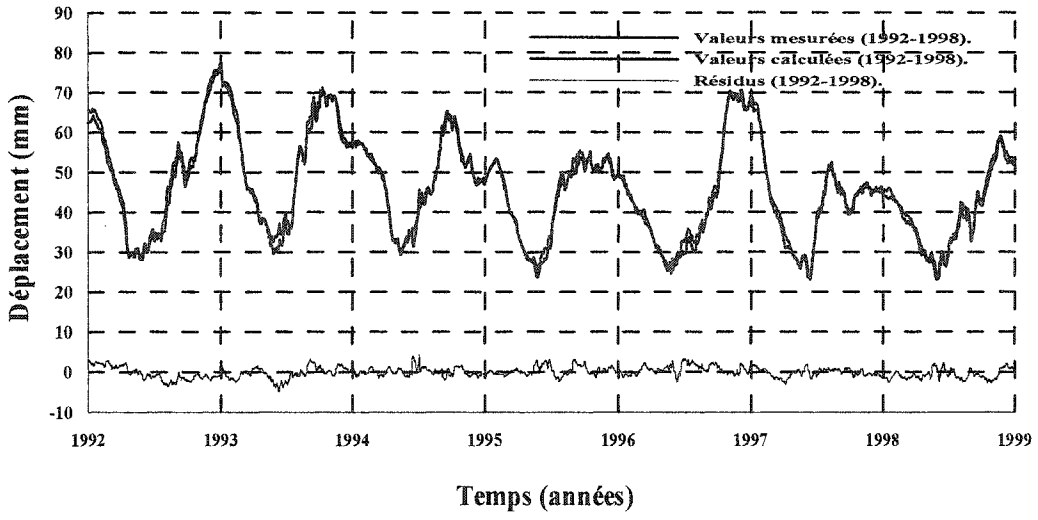
Lorsque l'on considère les évolutions amorties et persistantes du déplacement dans le temps, le modèle H.S.T. s'écrit :

$$\begin{aligned} F(h,s,t) = {} & C_0 \\ & + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 \\ & + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s \\ & + C_9 e^{-t} + C_{10} t \end{aligned} \qquad [4.17]$$

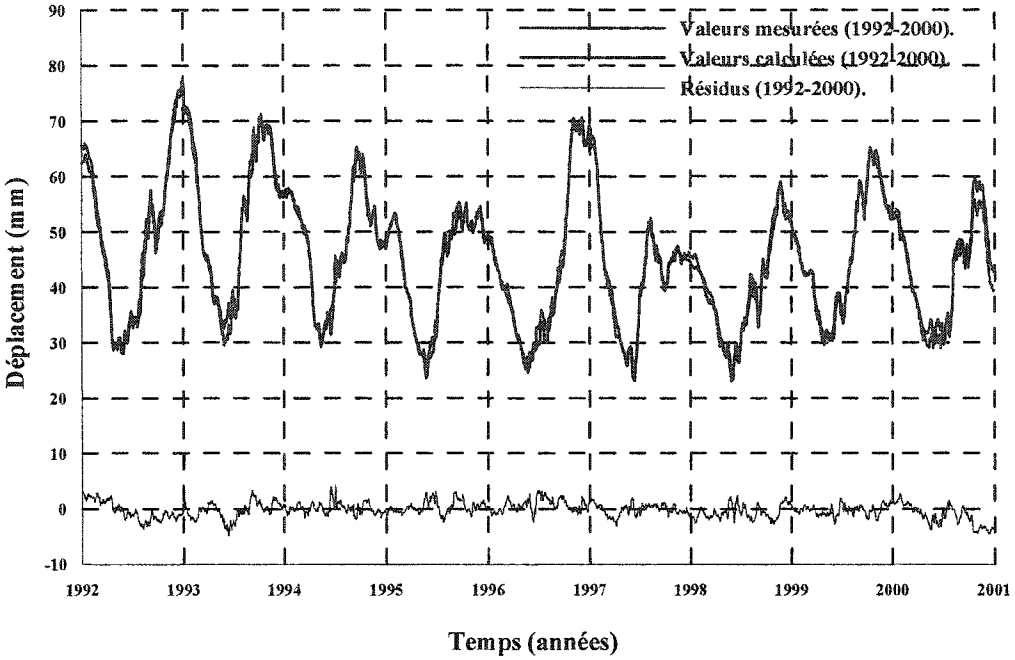
Les valeurs des coefficients de régression sont données au tableau 4.5; la Figure 4.18 illustre respectivement les périodes de calibrage-ajustement et la période calibrage-ajustement/période extrapolation.

Tableau 4.5 Valeurs des coefficients de régression du modèle c.

C_0	20.6488
C_1	-5.0775
C_2	70.1309
C_3	-54.5073
C_4	47.8612
C_5	7.1354
C_6	10.4352
C_7	0.6518
C_8	-0.9616
C_9	-1.1462
C_{10}	0.309



(a) Période de calibrage-ajustement (modèle c).



(b) Périodes de calibrage-ajustement et d'extrapolation (modèle c).

Figure 4.18 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle c).

• Modèle représentant les évolutions amorties, accélérées et persistantes (modèle d)

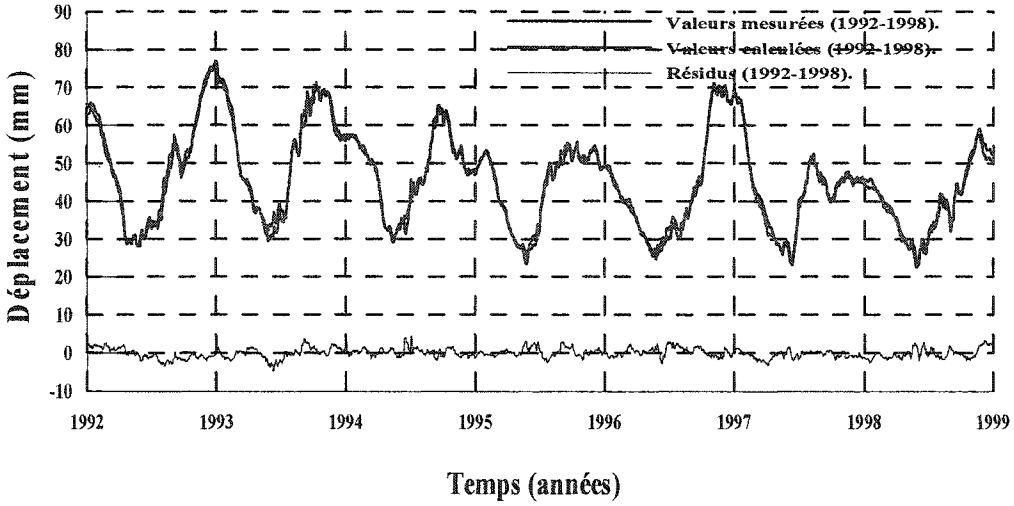
Lorsque l'on considère en même temps les évolutions amorties, accélérées et persistantes, le modèle H.S.T. s'écrit :

$$\begin{aligned} F(h,s,t) = {} & C_0 \\ & + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 \\ & + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s \\ & + C_9 e^{-t} + C_{10} e^{t} + C_{11} t \end{aligned} \qquad [3.18]$$

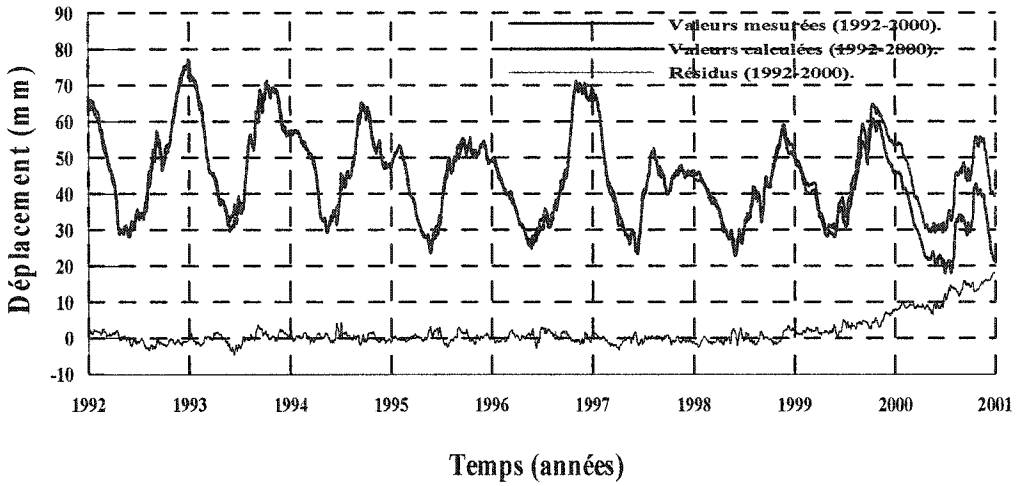
Les valeurs des coefficients de régression sont données au tableau 4.6; la Figure 4.19 illustre respectivement les périodes de calibrage-ajustement et la période calibrage-ajustement/période extrapolation.

Tableau 4.6 Valeurs des coefficients de régression du modèle d.

C_0	18.5854
C_1	-7.4891
C_2	82.4452
C_3	-70.4066
C_4	54.6057
C_5	7.0601
C_6	10.6286
C_7	0.7887
C_8	-1.2238
C_9	0.9044
C_{10}	-0.003
C_{11}	0.8121



(a) Période de calibrage-ajustement (modèle d).



(b) Périodes de calibrage-ajustement et d'extrapolation (modèle d).

Figure 4.19 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle d).

4.7. Modèle de Fluage (modèle e)

Le barrage voûte Schlegeis présente un marnage important (Figure 4.5). L'expression **[3.28]** est utilisée pour tenir compte, des effets du fluage dus à cette variation du niveau de la retenue (charge) dans le temps. Le modèle H.S.T., considérant le fluage comme effet du temps s'écrit :

$$\begin{aligned} F(h,s,t) = {} & C_0 \\ & + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 \\ & + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s \\ & + C_9 \sum_{t_0}^{t} \phi(t,t_0) \cdot (h_0^4 + \Delta h_{t_0}^4) \end{aligned} \qquad \textbf{[4.18]}$$

Dans cet exemple les valeurs finales des coefficients ϕ_∞ et α caractérisant le fluage **[3.21]** ont été prises respectivement égales à **1.0** et **0.01** de façon empirique. La Figure 4.20 illustre la variation du coefficient de fluage **[3.21]** dans le temps

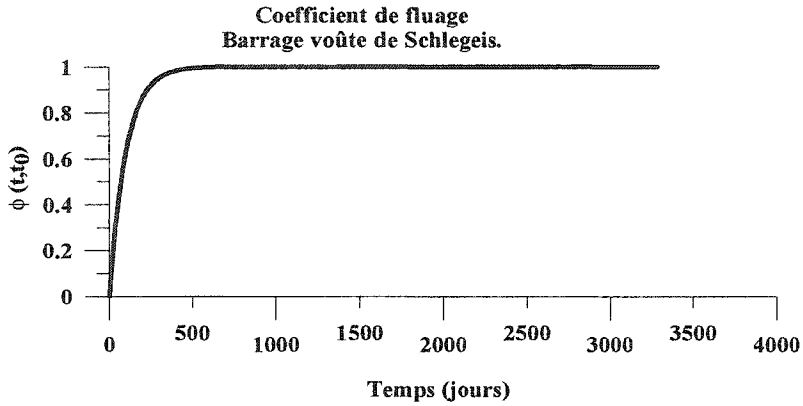
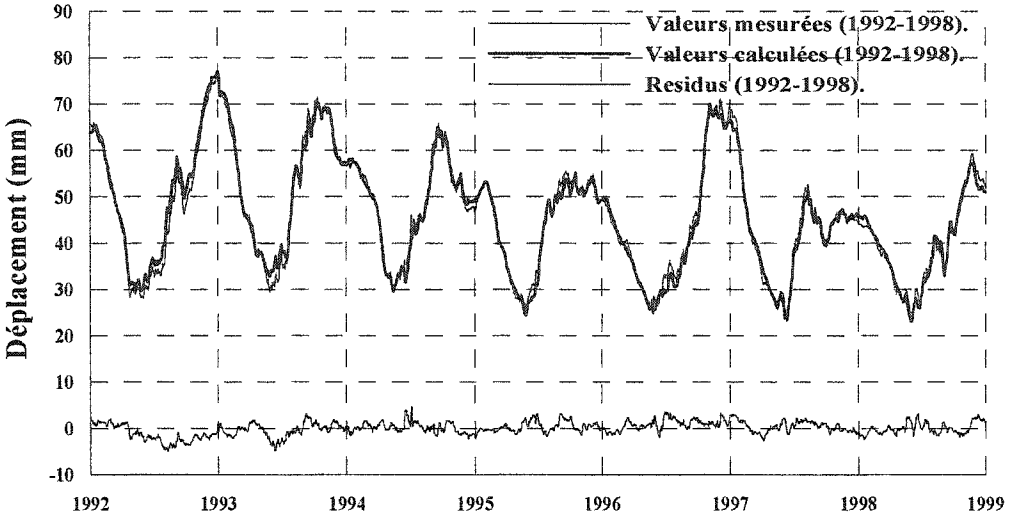


Figure 4.20 Coefficient de fluage vs temps (jours).

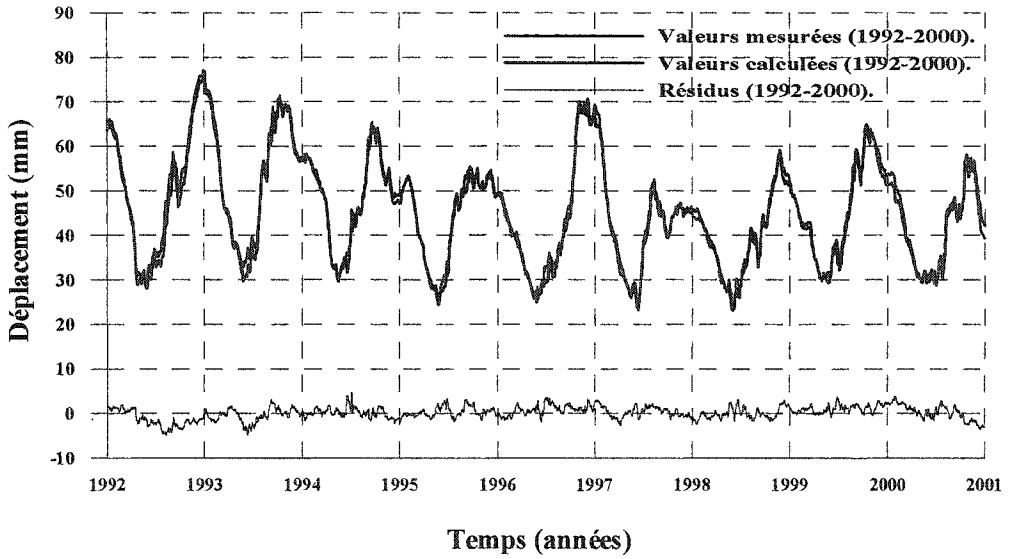
Les valeurs des coefficients de régression sont données dans le tableau 4.7. La Figure 4.21 illustre respectivement les périodes de calibrage-ajustement et la période calibrage-ajustement/période extrapolation.

Tableau 4.7 Valeurs des coefficients de régression du modèle e (fluage).

C_0	24.4100
C_1	-5.5212
C_2	59.0940
C_3	-42.7638
C_4	42.0931
C_5	7.5383
C_6	8.8803
C_7	0.2220
C_8	-0.3425
C_9	0.9001



(a) Période de calibrage-ajustement (modèle e).



(b) Périodes de calibrage-ajustement et d'extrapolation (modèle e).

Figure 4.21 Comparaison entre déplacements mesurés par le pendule et valeurs calculées par le modèle Statistique H.S.T. (modèle e : fluage).

4.8. Interprétation des résultats (indices de performance)

Le coefficient de corrélation multiple *R* **[3.29]**, le coefficient global de corrélation ***CgC*** **[3.30]** et le coefficient global d'explication ***CgE*** **[3.31]** sont utilisés pour juger de la qualité des différents modèles H.S.T. Les valeurs de ces coefficients pour chacun des modèles sont présentées au tableau 4.8.

Tableau 4.8 Comparaison des modèles H.S.T. (Schlegeis).

	R	CgC	CgE
modèle a.	**0.9921**	**0.9921**	**0.8748**
modèle b.	**0.9911**	**0.9911**	**0.8668**
modèle c.	**0.9911**	**0.9911**	**0.8671**
modèle d.	**0.9423**	**0.9423**	**0.6652**
modèle e.	**0.9921**	**0.9921**	**0.8748**

Modèle négligeant les effets du temps (modèle a) :

$$C_0 + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s$$

Modèle représentant seulement les évolutions persistantes (modèle b) :

$$C_0 + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s + C_9 t$$

Modèle représentant les évolutions amorties et persistantes (modèle c) :

$$C_0 + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s + C_9 e^{-t} + C_{10} t$$

Modèle représentant les évolutions amorties, accélérées et persistantes (modèle d) :

$$C_0 + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s + C_9 e^{-t} + C_{10} e^{t} + C_{11} t$$

Modèle de Fluage (modèle e) :

$$C_0 + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s + C_9 \sum_{t_0}^{t} \phi(t, t_0) \cdot (h_0^4 + \Delta h_{t_0}^4)$$

Dans le tableau 4.9, on présente les résultats obtenus pour le déplacement radial de la crête à la date du 31 décembre 2000 avec les différents modèles considérés dans le présent projet. On retrouve également dans le même tableau, le déplacement de la crête du barrage (élévation 1783m) relativement au point de référence situé à 80 m au dessous de sa base (élévation 1577.8m) obtenu à l'aide du pendule (Figure 4.4), la différence et le pourcentage d'erreur entre le déplacement mesuré et ceux obtenus à l'aide des modèles utilisés. Le déplacement radial de la crête du barrage le 31 décembre 2000 du modèle de fluage (***modèle e***) est de 42.35 mm, ce qui correspond à une différence de déplacement de 2.95 mm et un pourcentage d'erreur de 7.49 % par rapport au déplacement mesuré par le pendule (39.4 mm) à la même date. Ce résultat ayant été obtenu en considérant pour ϕ et α des valeurs empiriques, serait très significatif si ces valeurs avaient été obtenues à partir d'essais de laboratoires. Par contre le ***modèle a*** et le ***modèle c***, qui sont fonctions des seules variables **h** (niveau d'eau du réservoir) **s** (jour saison) et **t** (temps), donnent des résultats très voisins de celui mesuré par le pendule, soient 42.44 mm et 42.91 mm, ce qui correspond respectivement à des différences de déplacements de 3.04 mm et 3.51 mm et à des pourcentages d'erreurs de 7.72 % et 8.91 % par rapport au déplacement mesuré par le pendule. D'autre part, le ***modèle a*** ne tient pas compte des effets du temps (ex. fluage). Ces effets sont cependant pris en compte dans le ***modèle c***. Le résultat obtenu avec ce modèle permet de constater dans le présent calcul que les effets du temps (ex. fluage) pour la période à l'étude ne sont pas prépondérantes.

La séparation des effets hydrostatiques, saisonniers de température et du temps (ex. fluage) et le fuseau de plausibilité ($y_c \pm 2.5\sigma_r$) ont été établis pour le ***modèle c*** et le ***modèle e***. Les résultats obtenus sont présentés respectivement aux Figures 4.22, 4.23, 4.24 et 4.25. Le ***modèle a*** et le ***modèle c*** sont plus "faciles" à mettre en œuvre du point de vue pratique. Quant au modèle de fluage, il donnerait de résultats " fiables" dans la pratique si on pouvait obtenir les valeurs de ϕ et α à partir d'essais de laboratoire représentatifs de l'état du béton dans le barrage.

Tableau 4.9 Comparaisons des déplacements des modèles versus mesure du pendule le 31 décembre 2000.

	DY (mm) Calculé	DY (mm) Pendule (mesuré)	ΔDY	ΔDY (%)
Modèle a.	42.44	39.4	3.04	7.72
Modèle b.	44.21	39.4	4.81	12.21
Modèle c.	42.91	39.4	3.51	8.91
Modèle d.	21.19	39.4	-18.21	-46.22
Modèle e.	42.35	39.4	2.95	7.49

La Figure 4.26 illustre les diagrammes causes (chargements) et effets (déplacements) du barrage. Toute mesure qui se situe à l'intérieure du fuseau de plausibilité (Figures 4.24 et 4.25) peut être considérée comme plausible. Cependant une mesure se situant hors de ce fuseau de plausibilité est considérée comme non plausible et constitue une alerte, des investigations doivent être entreprises pour identifier les causes possibles de la mesure et donner si nécessaire une alarme pour assurer la sécurité et l'intégrité du barrage ou des populations situées à l'aval du barrage.

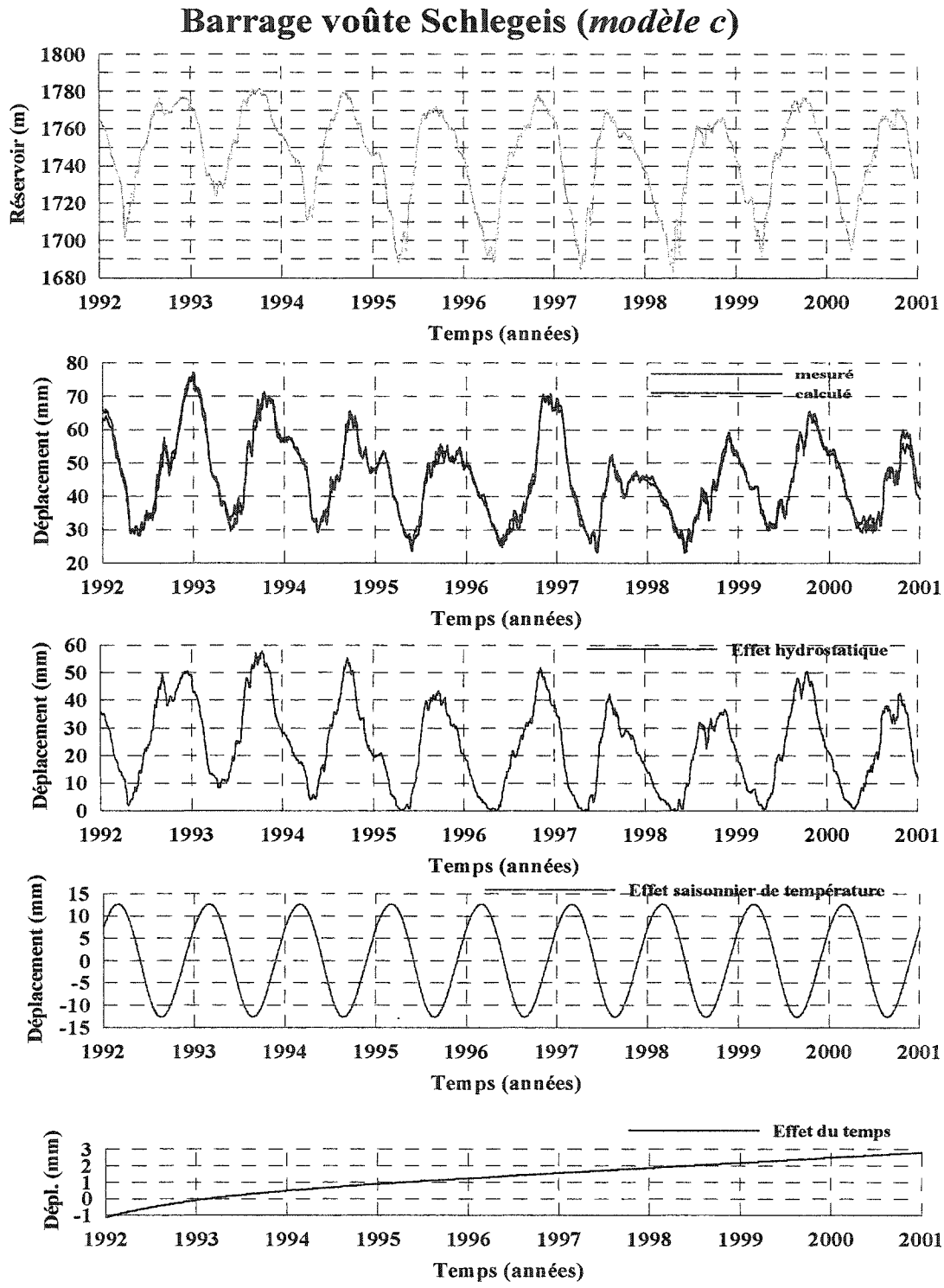


Figure 4.22 *Modèle c* : Séparation des effets présumés réversibles et irréversibles.

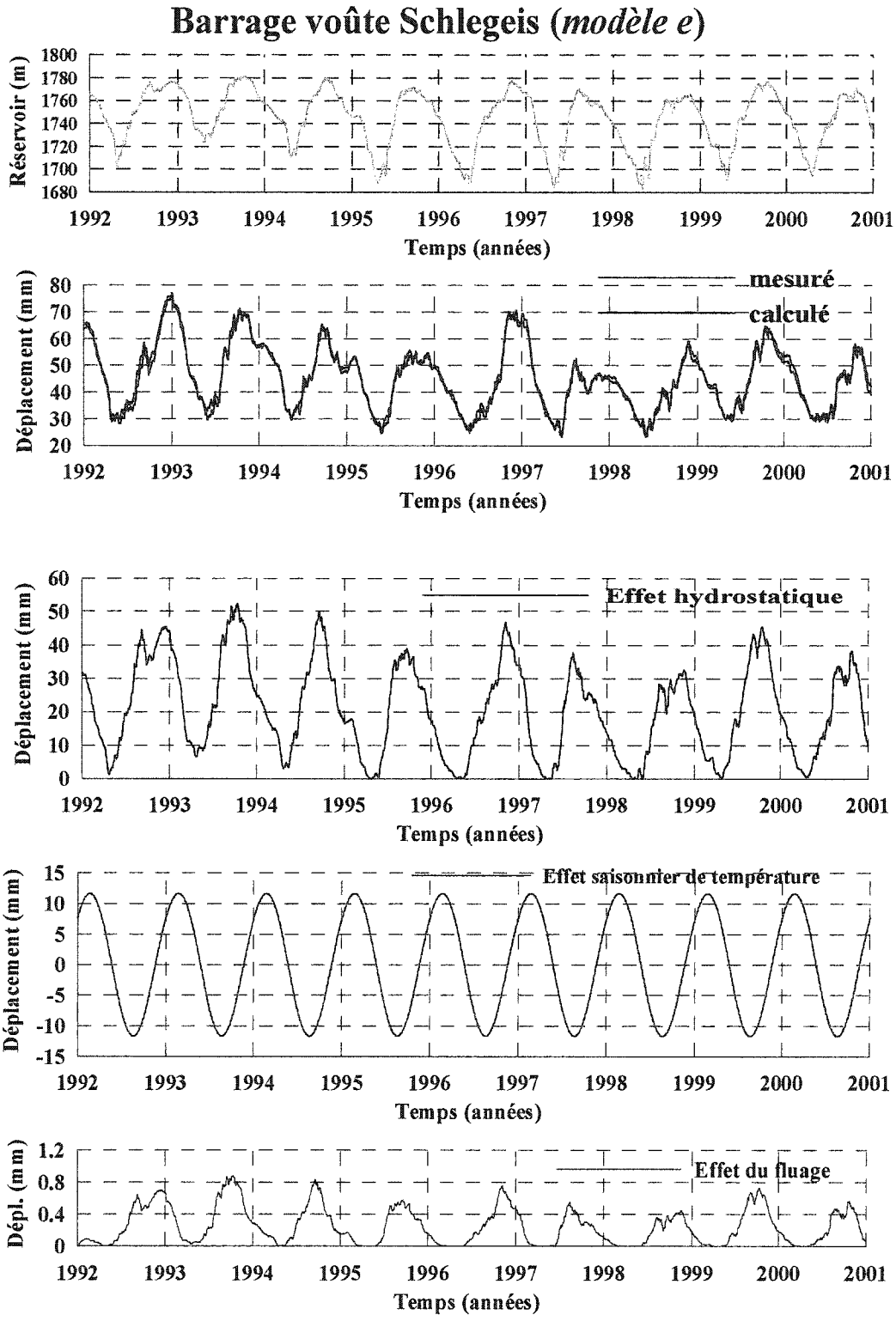


Figure 4.23 *Modèle e* : Séparation des effets présumés réversibles et irréversibles.

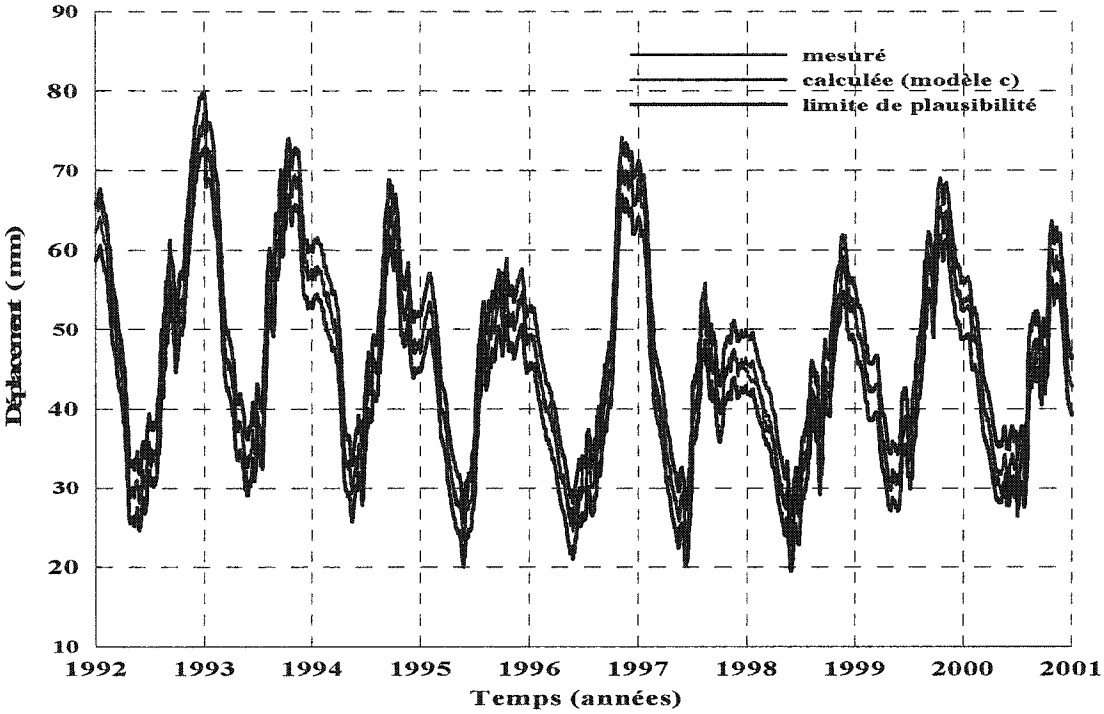


Figure 4.24 Fuseau de plausibilité des déplacements (*modèle c*).

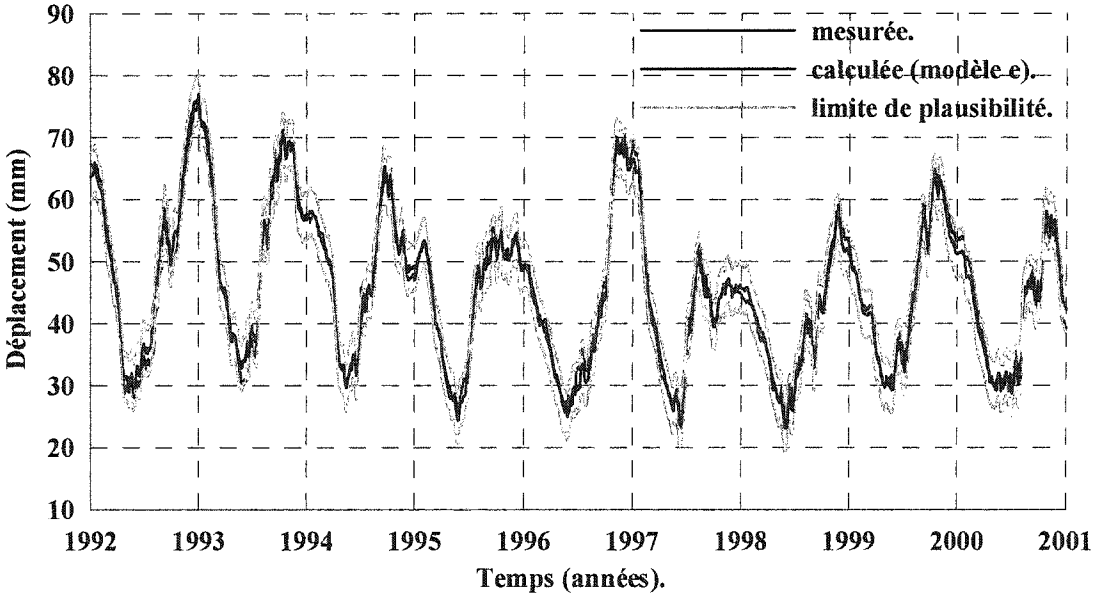
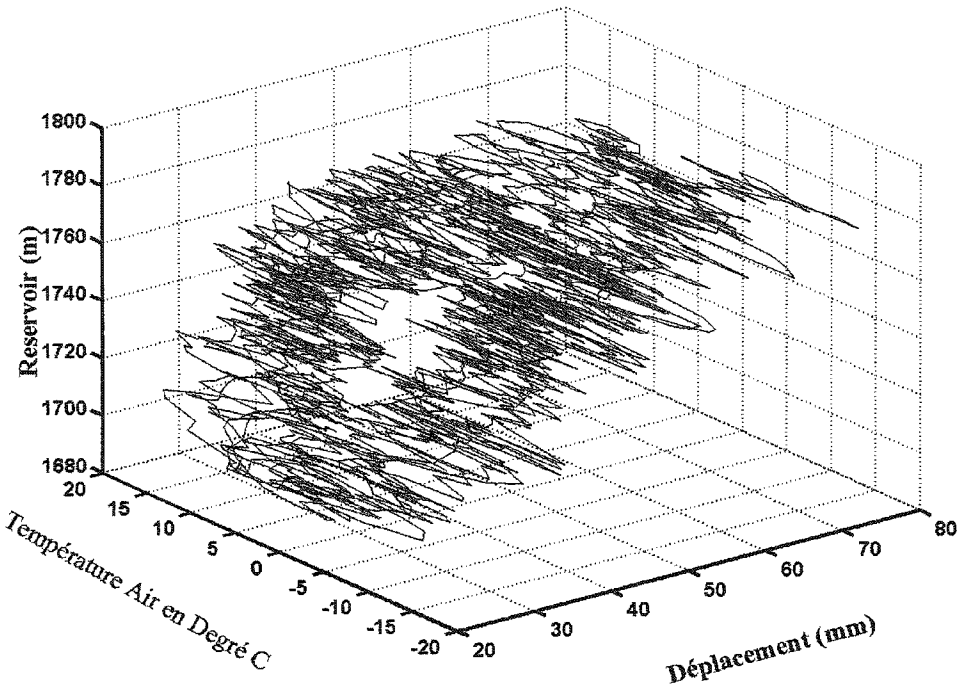


Figure 4.25 Fuseau de plausibilité des déplacements (*modèle e*).



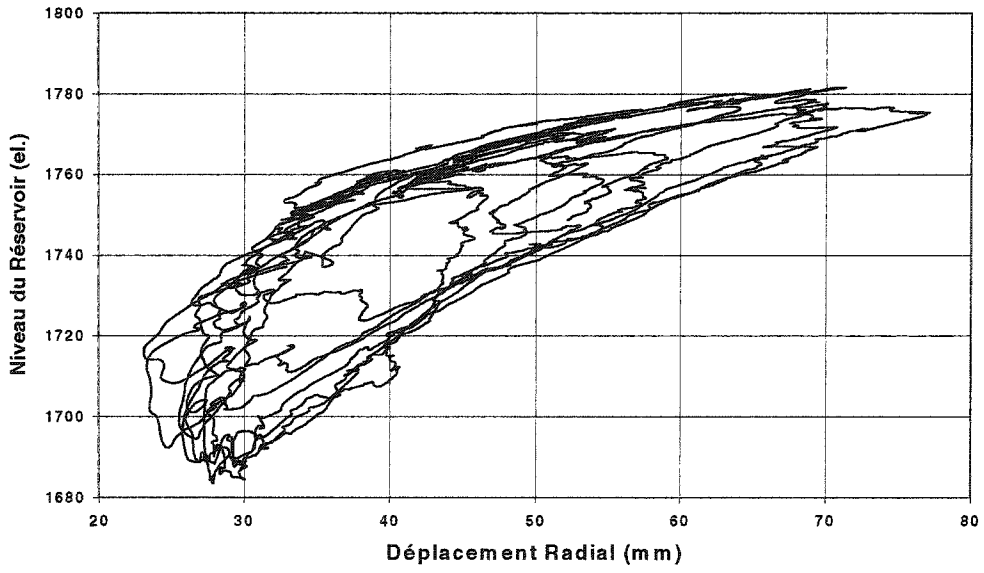


Figure 4.26 Causes et effets, barrage Schlegeis Autriche.

4.9. Synthèse Conclusion

Le modèle H.S.T. ne fait usage d'aucune mesure de températures (air, béton,...), seuls les niveaux d'eau de la retenue et les déplacements mesurés par un pendule sont requis. Le modèle assume que les conditions de température du barrage demeurent les mêmes chaque année à la même date. Malgré le fait que le modèle néglige l'évolution de la température d'année en année, il donne de bons coefficients de corrélation (**R = 0.99** pour toutes les variantes du modèle H.S.T. utilisées dans ce chapitre, sauf pour le ***modèle d***). On remarque à partir du ***modèle e*** (modèle de fluage), que les déplacements causés par le fluage sont très faibles dans le cas du barrage Schlegeis (selon le coefficient de fluage présenté) et peuvent à la limite être négligés. Le ***modèle d*** prenant en compte les évolutions amorties, accélérées et persistantes donne un déplacement deux fois plus faible à la date du 31 décembre 2000 (**21.19 mm**) que ceux obtenus avec les autres modèles développés dans le présent chapitre (***modèles a, b, c*** et ***e***), (une moyenne de **42.96 mm**), phénomène dû à une compensation des déplacements associés aux évolutions amorties et accélérées. Une connaissance globale du comportement thermomécanique du barrage en béton, notamment la présence ou non d'évolutions amorties (ex. fluage), accélérées (ex. gonflements) ou d'autres phénomènes linéaires est nécessaire pour un choix judicieux des fonctions explicatives pour ce qui est des effets présumées irréversibles ou évolutifs. Le modèle doit être mis à jour, dépendamment de l'apparition de nouveaux phénomènes (ex. RAG). Le modèle statistique H.S.T. de déplacement d'un barrage en béton donne des résultats généralement fiables et est très utilisé dans la pratique pour le suivi de comportement des barrages en béton. Cependant, on doit également associer une bonne compréhension des phénomènes physiques en causes lors de l'interprétation des résultats calculés à partir d'une approche purement statistique telle que la méthode H.S.T.

CHAPITRE 5

MODÉLISATION DES EFFETS THERMOMÉCANIQUES

5.1. Introduction

Ce chapitre traite du déplacement des barrages en béton, notamment celui des barrages-poids, causé par les variations saisonnières de température. On présente, dans un premier temps, les mécanismes de transfert de chaleur (conduction, convection, radiations, etc.), les différentes charges thermiques qui peuvent affecter un corps et le processus du transfert de chaleur entre le béton constituant le barrage et les conditions environnantes (air, réservoir, fondation). Dans un second temps, on présente l'équation générale de transmission de chaleur au sein d'un massif de béton (ex. barrage); les différents modes de transfert de chaleur qui doivent être considérés lors de l'évaluation de la réponse thermique d'un barrage en béton ainsi que des règles admises pour en tenir compte. Par la suite, on traite du comportement thermique saisonnier des barrages (contraintes et déformations thermiques, déplacements), des informations requises pour effectuer une analyse de transfert de chaleur (températures de l'eau, de l'air et du béton, radiations solaires, convection, etc.) et des équations d'équilibre thermique en régimes transitoire et permanent. On y développe également, une solution analytique des équations de transfert de chaleur selon la formulation de Stucky A. et Derron M.H (1957) (logiciel TADAM : Temperature Analysis for Dam, développé par Leclerc et al., 2003) pour le calcul des champs de température (gradient), c'est-à-dire la détermination de l'évolution transitoire de la distribution spatiale de la température le long d'une section donnée du barrage. On procède, ensuite à une validation des champs de température calculés avec TADAM (formulation analytique) d'une part sur un cas simple (mur de béton dont les deux faces sont soumises à des variations sinusoïdales de températures) et d'autre part sur le barrage-poids La Tuque en

calculant des champs de température à l'aide d'un modèle thermique 2D par éléments finis du barrage qui à été légèrement modifié par rapport à celui que nous a transmis M. Roberge (2002) d'Hydro-Québec. Ensuite, une décomposition du champ de température (gradient) en la somme d'un gradient uniforme équivalent à la température moyenne (T_m), un gradient linéaire correspondant à la différence de température équivalente linéaire (T_d) et un gradient correspondant à la différence de température non linéaire (T_n) est effectuée (TADAM) selon la formulation de Serafim et Bofang (1987) pour le calcul des déplacements et des contraintes causés par les variations saisonnières de température. Finalement, on présente des applications de calculs thermiques pour les barrage-poids La Tuque et Chute-du-Diable, afin d'évaluer les déplacements induits par les variations saisonnières de température en utilisant les modèles suivants :

- (a) Un modèle de poutre 2D (La Tuque et Chute-du-Diable),
- (b) Un modèle 2D d'éléments finis (La Tuque),

Ces solutions numériques, basées sur la théorie de poutre et la méthode des éléments finis sont obtenues à l'aide des logiciels commerciaux d'analyse de structures SAP2000 et ANSYS. Après ces calculs des déplacements à partir des modèles ci-dessus, on compare les valeurs calculées à partir du modèle de poutre 2D par rapport à celles du modèle d'éléments finis 2D. On présente également finalement l'effet combiné du réservoir et de la température, pour comparer le modèle statistique et déterministe du barrage-poids Chute-du-Diable.

5.2. Mécanismes de transfert de chaleur

Le transfert de chaleur est l'énergie en transit causée par une différence de température (Incropera et Dewitt, 1996). Ce transfert d'énergie s'effectue de la région chaude vers la région froide. Il existe trois modes fondamentaux de transfert de chaleur (Incropera et Dewitt, 1981) :

(i) Conduction

Le transfert de chaleur par conduction a lieu lorsqu'il y a échange de chaleur dans un milieu solide ou liquide où il existe un gradient de température.

(ii) Convection

Le transfert de chaleur par convection a lieu lorsqu'il a échange de chaleur entre une surface et un fluide en mouvement, lorsqu'ils sont à des températures différentes.

(iii) Radiation thermique

La radiation est le transfert d'énergie entre deux surfaces sous forme d'ondes électromagnétiques, lorsque celles-ci sont à des températures différentes.

La Figure 5.1 illustre les différents modes de transfert de chaleur.

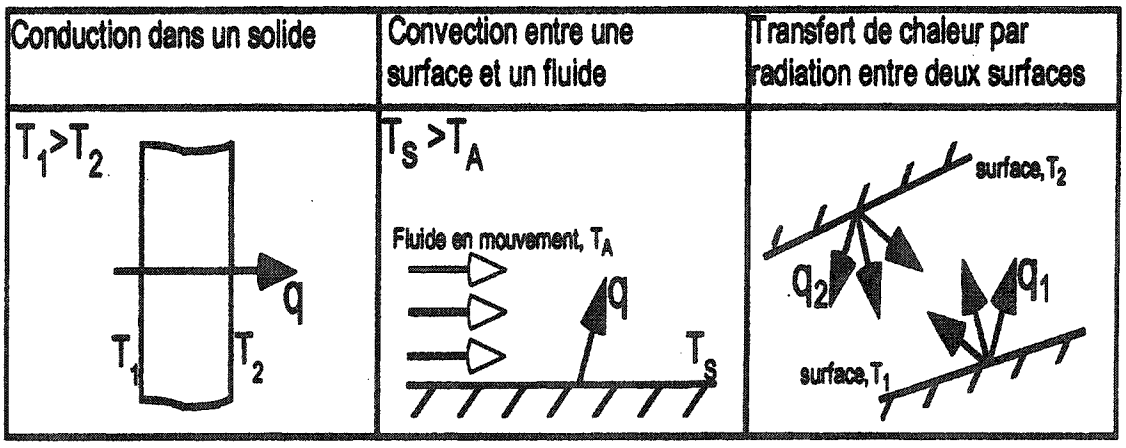


Figure 5.1 Mécanisme de transfert de chaleur (adapté de Roberge et al., 2002).

Différentes charges thermiques peuvent affecter un corps : la chaleur interne générée par le béton jeune due à la chaleur d'hydratation, la chaleur transférée par radiation

thermique et par convection sur les surfaces frontières ainsi que la chaleur absorbée due à la radiation solaire. La température peut également être imposée sur une partie de la surface solide. Dans le cas où aucune température n'est imposée et qu'aucun transfert de chaleur n'est présent sur une surface, celle-ci est considérée adiabatique (Roberge et al. 2002).

La Figure 5.2 illustre le concept d'un solide soumis à différentes conditions de charges thermiques. La Figure 5.3 quant à elle, illustre le processus de transfert de chaleur pour un barrage en béton. Les principaux effets thermiques qui affectent les barrages en béton sont de deux natures : (a) l'augmentation de la température du béton suite à la réaction chimique d'hydratation du ciment et (b) les variations saisonnières de la température du béton durci avec la température ambiante (Léger et al., 1999).

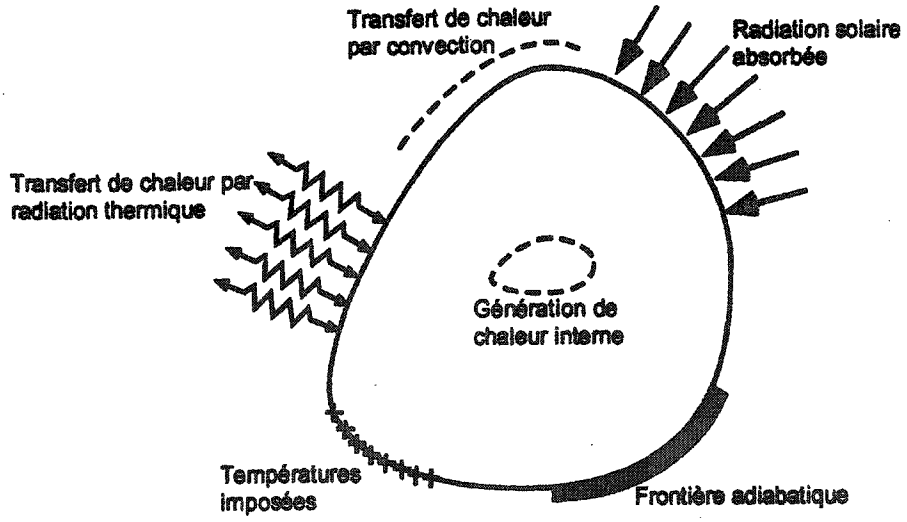


Figure 5.2 Solide soumis à différentes conditions de charges thermiques (adapté de Roberge et al., 2002).

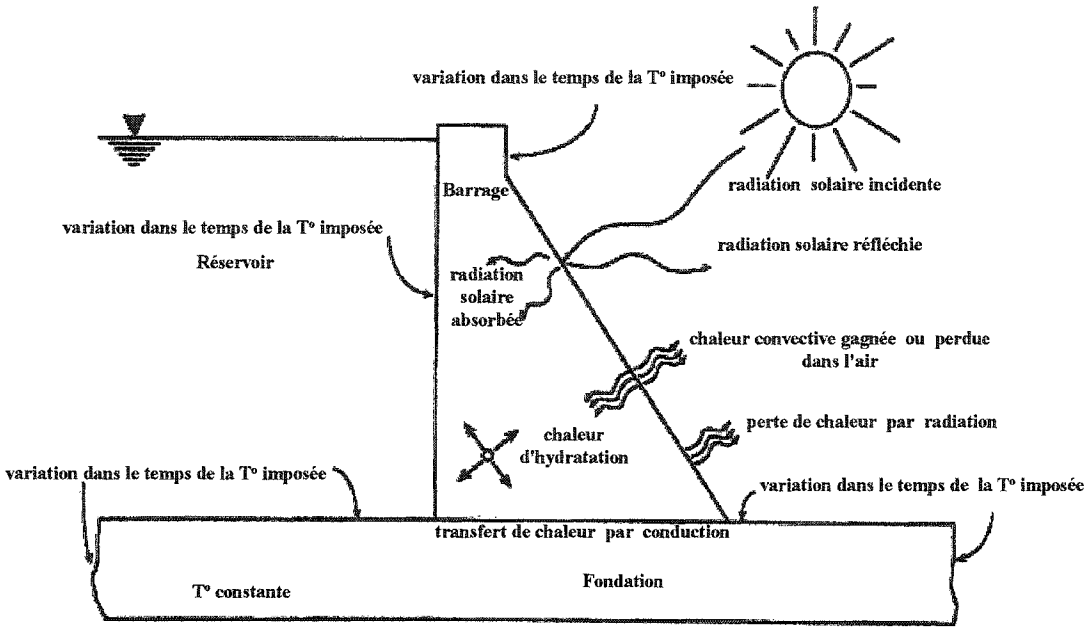


Figure 5.3 Processus de transfert de chaleur pour un barrage en béton (adapté de Léger et Veilleux 1995).

5.2.1. Équation générale de transfert de chaleur

La transmission de la chaleur au sein d'un massif obéit à l'équation générale de Fourier (Incropera et DeWitt, 1981) :

$$\rho.c\frac{\partial T}{\partial t}=\left(k_x\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+k_y\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+k_z\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right)+Q \qquad [5.1]$$

où :

T : température en °C, en un point donné et à un instant donné;

t : temps;

x, y, z : coordonnées cartésiennes du point considéré;

$\mathbf{k_x}$, $\mathbf{k_y}$, $\mathbf{k_z}$: conductivité thermique (W/m-°C) selon les directions x, y, z;

c : chaleur spécifique (J/kg-°C);

ρ : masse volumique (kg/m^3);

Q : quantité de chaleur interne générée ou dissipée par unité de volume (W/m^3).

La conductivité thermique (**k**) quantifie la facilité qu'a un matériau à transmettre la chaleur. Elle se définit comme étant le flux de chaleur transmis à travers une unité d'aire de matériau pour un gradient thermique unitaire. Les principaux facteurs affectant cette propriété sont : la teneur en eau du béton, le type de granulat, les proportions des constituants, le type de ciment et la température du béton (Roberge et al., 2002).

La chaleur spécifique (**c**) est la quantité de chaleur (énergie) qui élève de 1 °C la température de 1g de substance (chaleur spécifique du béton : environ 912 (joules/kg°C)).

Pour un matériau isotrope, la conductivité thermique est indépendante de la direction considérée ($\mathbf{k_x} = \mathbf{k_y} = \mathbf{k_z} = \mathbf{k}$), et en considérant qu'il n'y a pas d'émission de chaleur interne (Q = 0) l'équation **[5.1]** s'écrit :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \qquad \textbf{[5.2]}$$

où :

λ est le coefficient de diffusivité thermique du matériau ($\lambda = \frac{\mathbf{k}}{\rho \mathbf{c}}$; m^2/s ou m^2/h ou encore m^2/jour). Il mesure la facilité (vitesse) avec laquelle une variation de température prend place dans le matériau (ex. $\lambda_{béton}$ = 0.004m^2/h). L'intensité et la variation de la température dans le temps dépendent des caractéristiques **k, c, ρ** et des

conditions frontières. Les transferts de chaleur dus à la ***convection*** et à la ***radiation thermique*** influencent également la température à l'intérieur d'un corps.

Dans le cadre de ce projet de maîtrise, on traite le cas du transfert de chaleur en une dimension (x); ***l'équation [5.3] est l'équation d'équilibre thermique en une dimension (1D)*** :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) \qquad [5.3]$$

5.2.2. Transfert de chaleur par convection

Le transfert de chaleur dû à la convection, résultant de la différence de température entre les surfaces du barrage en béton et l'air ambiant est donné par la loi de refroidissement de Newton "Newton's law of Cooling", (Incropera et DeWitt, 1981) :

$$q_c = h_c (T_s - T_A) \qquad [5.4]$$

où :

q_c : transfert de chaleur dû à la convection (W/m^2);

h_c : coefficient de convection (W/m^2-°C);

T_s : température à la surface (°C);

T_A : température de l'air (°C).

- Si la valeur de q_c est positive ($q_c > 0$), il y a perte de chaleur du béton par rapport à l'air ambiant (*hiver*).
- Si la valeur de q_c est négative ($q_c < 0$) il y a gain de chaleur pour le béton (*été*).

La Figure 5.4 illustre les concepts de base du transfert de chaleur par convection pour un barrage en béton lors de la phase de construction (chaleur d'hydratation) et en

condition normales d'exploitation. On y illustre, la perte et le gain de chaleur du béton par rapport à l'air ambiant.

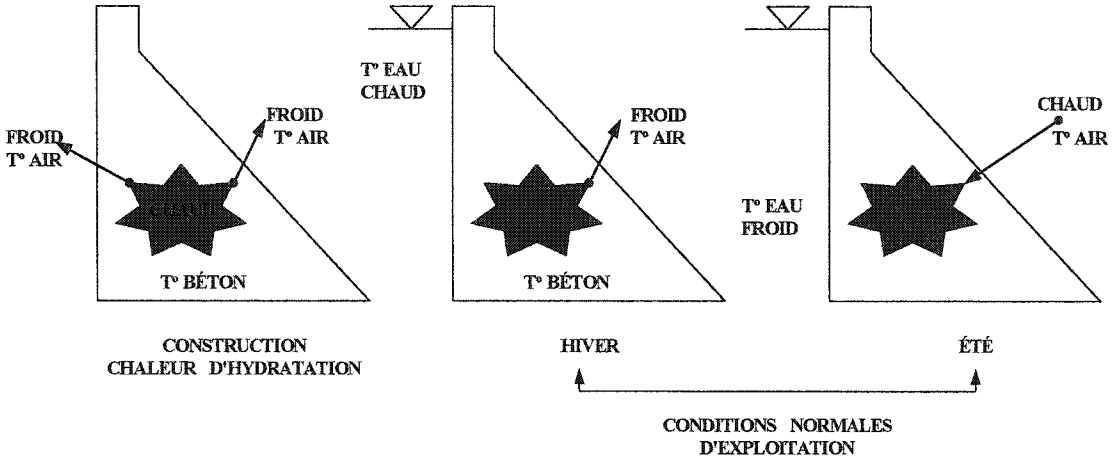


Figure 5.4 Concepts de base du transfert de chaleur (adapté de Léger 2001).

Le coefficient de convection h_c est fonction de la vitesse du vent w (m / s). Il peut être exprimé approximativement par (Falkner et al., 1985) :

$$h_c = 4.0w + 5.6 \qquad \text{pour } w \leq 5 \text{ m/s}$$

$$h_c = 7.15w^{0.78} \qquad \text{pour } w > 5 \text{ m/s} \qquad \textbf{[5.5]}$$

Kreith et Kreider (1981) donnent :

$$h_c = 3.8w + 5.7 \qquad \textbf{[5.6]}$$

La Figure 5.5 illustre les valeurs du coefficient de convection (h_c) en fonction de la vitesse du vent selon les relations **[5.5]** et **[5.6]**.

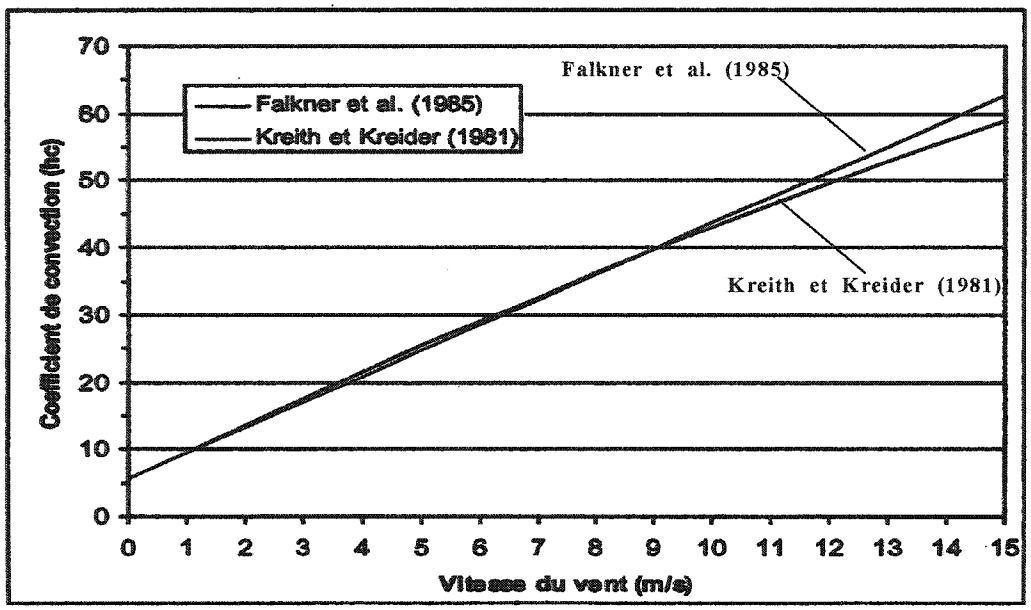


Figure 5.5 Coefficient de convection (hc) en fonction de la vitesse du vent (w)

(adapté de Roberge et al., 2002).

Dans le présent projet de maîtrise, l'effet du transfert de chaleur dû à la convection entre la surface du barrage et l'air ambiant est pris en compte en remplaçant le flux d'énergie q_c par une épaisseur fictive de béton t_c (m) qui a le même effet que la convection et le calcul thermique est effectué avec une section effective t_E (Léger 2001) :

$$t_c = \frac{k_B}{h_c} \qquad [5.7]$$

où :

k_B : conductivité thermique du béton (W/m-°C);

h_c : coefficient de convection (W/m^2-°C).

$$t_E = t_B + t_C \qquad [5.8]$$

avec :

t_c : épaisseur fictive du béton (m);

t_B : épaisseur de la section considérée du barrage (m).

Lorsque le coefficient de convection h_c est élevé, l'épaisseur fictive t_c est faible alors la température à la surface du barrage est sensiblement égale à la température de l'air ambiant ("fluide" ambiant); de même la température du béton est sensiblement égale à la température de l'eau (Léger 2001).

5.2.3. Transfert de chaleur par radiation thermique

La quantité de chaleur absorbée ou émise par radiation thermique entre une surface el le milieu avoisinant (Figure 5.6) est donnée par (Incropera et DeWitt, 1981) :

$$q_r = \varepsilon_e \cdot C_S \left(T_S^4 - T_A^4 \right) \qquad \textbf{[5.9]}$$

où :

q_r : flux de chaleur transmit par radiation thermique (W/m^2);

ε_e : coefficient d'émission de la surface (il représente la quantité d'énergie irradiée par un corps (béton) par rapport à celle émise par le "corps noirs ($\varepsilon_e = 1$)" à la même température);

C_S : constante de Stephan-Boltzmann (5.669×10^{-8} $W/m^2\text{-}K^4$).

Sous forme quasi-linéaire l'équation **[5.9]** s'écrit (Mirambell et Aguado, 1989; Elbadry et Ghali, 1983) :

$$q_r = h_r \left(T_S - T_A \right) \qquad \textbf{[5.10]}$$

où :

h_r : coefficient de radiation ($W/m^2\text{-}^oC$);

avec :

$$h_r = \varepsilon_e \cdot C_S (T_A^2 + T_S^2)(T_A + T_S) \qquad [5.11]$$

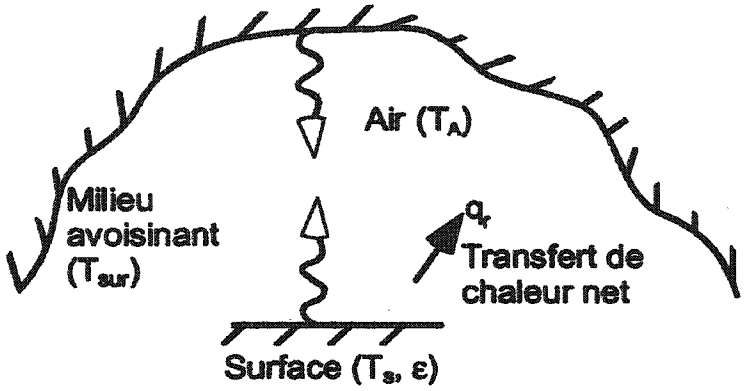


Figure 5.6 Échange de chaleur par radiation thermique entre une surface et un milieu avoisinant (adapté de Roberge et al., 2002).

De même, les effets de la radiation thermique peuvent être pris en compte à partir d'un coefficient global de transmission de chaleur (h_e) au contact air-béton (Léger et al., 1993a) :

$$h_e = h_c + h_r \qquad [5.12]$$

où :

h_c : coefficient de convection (W/m^2-°C);

h_r : coefficient de radiation (W/m^2-°C).

5.2.4. Transfert de chaleur par radiation solaire

L'énergie solaire non réfléchie, absorbée par le barrage est donnée par (Elbadry et Ghali, 1983) :

$$Q_S = a_s \cdot I_t \qquad [5.13]$$

où :

a_s : coefficient d'absorption des radiations solaires (représente la fraction de I_t absorbée par les surfaces de la structure);

I_t : quantité totale d'énergie qui atteint les surfaces (W/m^2).

Selon Stucky et Derron (1957), il est possible de tenir compte de l'influence de la radiation solaire si le flux de chaleur absorbé par radiation solaire est connu en majorant la température de l'air d'une valeur correspondant à ΔT_S :

$$\Delta T_S = \frac{q_S}{h_c + h_r} \qquad [5.14]$$

où :

q_S : quantité de chaleur absorbée par radiation solaire (W/m^2);

h_c : coefficient de convection (W/m^2-°C);

h_r : coefficient de radiation (W/m^2-°C).

Selon ces auteurs la valeur de ΔT_S est inférieure à 5°C. Léger et al. (1993b) indiquent que les radiations solaires augmentent la température de la surface de 3 à 5°C.

Dans le présent projet de maîtrise, l'effet des radiations solaires est pris en compte de manière approximative en augmentant la température ambiante de l'air d'une valeur ΔT_S pouvant varier de 3°C à 5°C; Léger et al., (1993b).

5.2.5. Transfert de chaleur par conduction

Le transfert de chaleur dans le cas du problème de conduction unidimensionnelle est gouverné par la loi de Fourier pour la conduction "Fourier's Law of Conduction" :

$$q = -k\frac{\partial T}{\partial x} \qquad [5.15]$$

où :

q : flux de chaleur par unité de surface (W/m^2);

k : conductivité thermique ($W/m\text{-}^{\circ}C$);

T : température ($^{\circ}C$);

x : espace.

Le signe moins dans l'équation **[5.15]** indique que le flux de chaleur est dans la direction opposée à l'augmentation de la température.

5.3. Comportement thermique saisonnier des barrages en béton

Les effets thermiques qui affectent les barrages sont principalement :

1. la réaction chimique d'hydratation du ciment (phase de construction);
2. les variations saisonnières de températures (phase d'exploitation).

Dans le présent projet de maîtrise, on traite essentiellement de l'effet des variations saisonnières de température sur les barrages en béton. Les variations saisonnières de températures provoquent des états de contraintes et de déformations thermiques qui sont à l'origine des déplacements thermiques saisonniers observés dans les barrages en béton. De même, ces états de contraintes et de déformations contribuent à la détérioration des faces exposées du barrage, à la diminution de la résistance et de la rigidité du barrage.

Il s'agit, principalement de calculer les déplacements induits par les variations saisonnières de température. Pour cela, il est tout d'abord nécessaire de déterminer le champ de température (gradient) auquel est soumis le barrage pour différentes sections données (distribution de la température dans le barrage). Le champ de température est obtenu à partir d'une analyse de transfert de chaleur dans le barrage. Le logiciel TADAM, développé par Leclerc M. et al., (2003) et décrit à la section 5.7 du présent chapitre est utilisé pour déterminer le champ de température (gradient) pour une section donnée du barrage. Les informations requises pour effectuer cette analyse de transfert de chaleur, notamment en régime transitoire mais périodique (prise en compte de l'évolution temporelle de la distribution spatiale des champs de température) sont (Léger et al., 1999) :

1. les données climatiques décrivant les variations de la température de l'air, des radiations solaires, de la vitesse du vent et du couvert de neige;
2. la distribution spatiale et l'évolution temporelles des températures dans le réservoir et dans la fondation;
3. les propriétés thermiques des matériaux constituant le système barrage-fondation-réservoir.

On peut également effectuer une analyse de transfert de chaleur en régime permanent (la température en tout point du barrage demeure constante, c'est-à-dire qu'il n'y a pas de variation de la température dans le temps) en appliquant aux frontières du modèle des températures constantes (Léger et al., 1999). On présente dans la section 5.4 les équations d'équilibre thermique en régime transitoire et permanent pour le cas de conduction unidimensionnelle dans la direction x.

La Figure 5.7 présente une méthodologie possible d'analyse de transfert de chaleur pour la détermination des températures saisonnières et des contraintes thermiques dans les barrages en béton.

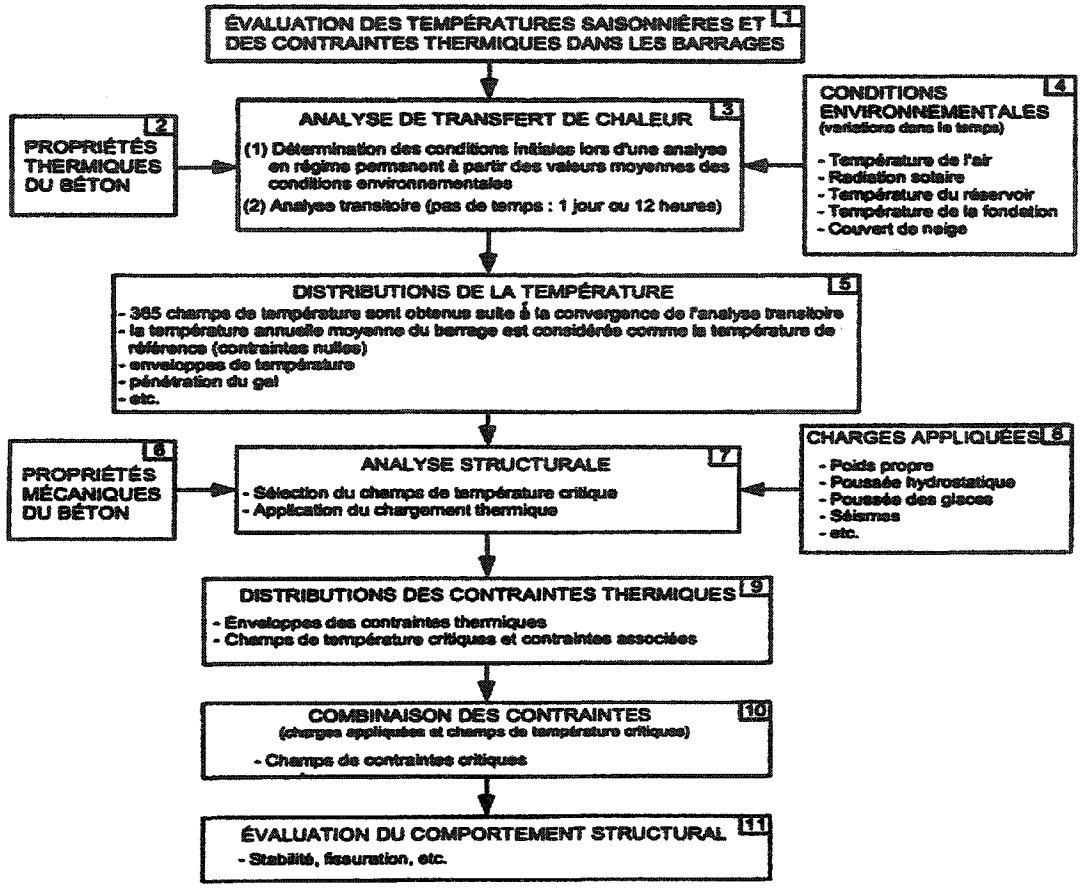


Figure 5.7 Évaluation des températures saisonnières et des contraintes thermiques dans les barrages en béton (Léger et al., 1993; Paul et Tarbox, 1991).

■ Données climatiques

Elles sont utilisées pour déterminer le flux de chaleur le long du périmètre du barrage (barrage-réservoir, barrage-fondation, barrage-air).

• Température de l'air

On doit disposer de la température de l'air ambiant idéalement pour quelques années pour ensuite tracer la courbe des moyennes journalières ou mensuelles pour une année typique (365 jours) (Roberge et al., 2002). À défaut de ces renseignements, on peut se

baser sur les statistiques pour des endroits analogues ou utiliser une fonction sinusoïdale approximative, tel que mentionné par Léger et al., (1993a).

Dans le présent projet de maîtrise, les barrages-poids des aménagements La Tuque (situé sur la rivière Saint-Maurice et appartenant à Hydro-Québec) et Chute-du-Diable (situé sur la rivière Saguenay et appartenant à l'Alcan) sont utilisés pour l'application de l'analyse de transfert de chaleur afin de déterminer les déplacements causés par les variations saisonnières de température.

Pour le barrage-poids Chute-du-Diable, on dispose de la température de l'air pour la période allant du 01/12/1996 au 01/09/2000 (Figure.5.8). À partir de ces données, la moyenne journalière des températures observées pour chaque journée de l'année au cours de cette période a été calculée. La Figure 5.9 illustre la courbe des températures moyennes journalières observées au barrage Chute-du-Diable au cours de la période allant du 01/12/1996 au 01/09/2000 pour une année typique.

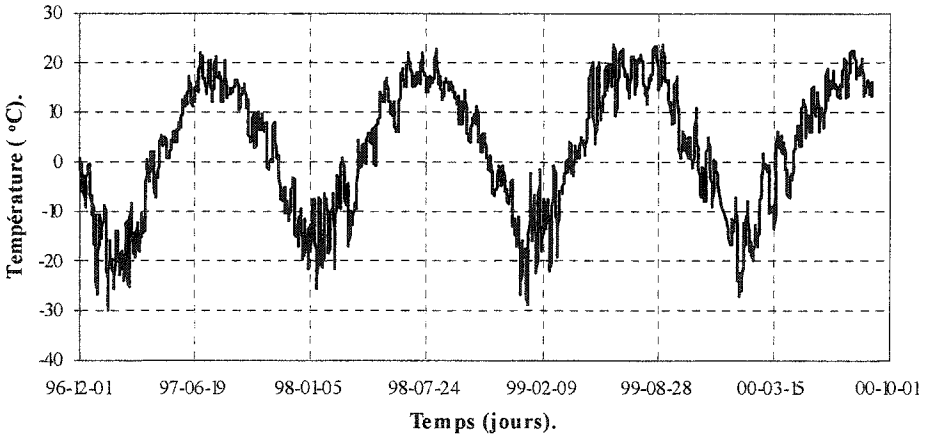


Figure 5.8 Température de l'air ambiant à l'aménagement Chute-du-Diable.

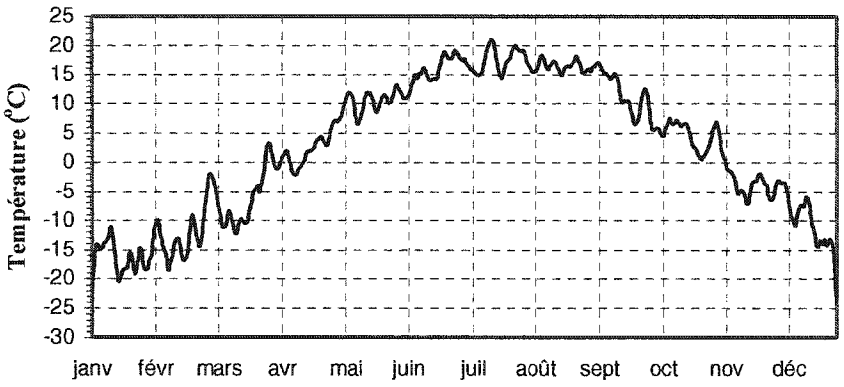


Figure 5.9 Température moyenne journalière de l'air pour Chute-du-Diable pour une année typique.

- **Radiations solaires**

Les radiations solaires ont été prises en compte dans l'analyse de transfert de chaleur pour le barrage Chute-du-Diable de manière approximative en majorant d'une température ΔT_S égale à 3 °C (***annexe 4***) la courbe de température de l'air ambiant (Figure 5.10). Pour les analyses de transfert de chaleur présentées à la section 5.8, *la courbe représentant la température moyenne augmentée de 3°C sera utilisée.*

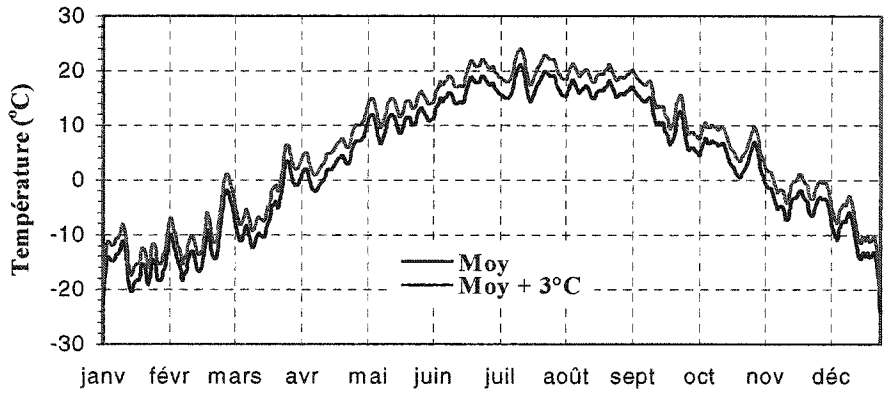


Figure 5.10 Température moyenne journalière de l'air ambiant majorée de 3 °C pour inclure l'effet des radiations solaires en fonctions du temps (jours).

■ **Température de l'eau (réservoir)**

La température de l'eau des réservoirs est un paramètre rarement mesuré. En effet, la température du réservoir dépend de sa forme géométrique, des conditions environnementales affectant sa surface (vent, température et couvert de glace), de l'apport d'eau et des conditions d'opération. Elle est également fonction de la profondeur et des cycles de température de l'air (Léger et al., 1995). D'autre part la température à la face amont du barrage peut être prise égale à la température de l'eau du réservoir et l'erreur commise avec cette hypothèse est faible (Léger et al., 1993a). Deux types de profils de température sont généralement utilisés (Léger et al., 1995) :

- (a) profil correspondant à un réservoir avec un faible apport d'eau par rapport à son volume total;
- (b) profil correspondant à un réservoir pour lequel l'apport d'eau est important comparativement au volume total.

La Figure 5.11 illustre des profils typiques de température généralement utilisés pour un réservoir.

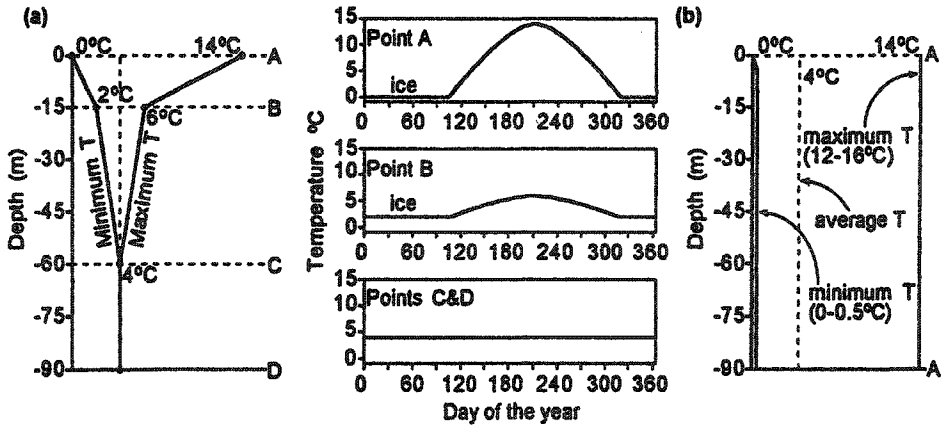


Figure 5.11 Profils de température du réservoir :
(a) Réservoir avec un faible apport d'eau;
(b) Réservoir avec apport d'eau important (adapté de Léger et al., 1995).

On considère que le couvert de glace à la surface du réservoir est présent du 15 novembre au 15 avril. Durant cette période, on fait l'hypothèse que la glace agit comme isolant et qu'il n'y a pas de fluctuation importante de la température de l'eau du réservoir. Par contre, entre le 15 avril et le 15 novembre, les conditions de surface amènent une variation de température de l'eau du réservoir. Cette variation suit une représentation sinusoïdale dans le temps (Figure 5.11-(a)).

Dans l'analyse de transfert de chaleur pour le barrage Chute-du-Diable présentée à la section 5.8, vue qu'on ne dispose pas de température de l'eau du réservoir; la température de l'eau du réservoir du barrage Chute-à-Caron situé tout près du barrage de chute-du-Diable et soumis approximativement aux mêmes conditions d'exploitation (courant d'eau causé par l'exploitation d'une centrale) a été utilisée comme température de calcul. La Figure 5.12 illustre la variation dans le temps de la température de l'eau du réservoir et de l'air à l'aménagement Chute-à-Caron pour une section de 15 m de haut. La température de l'eau a été mesurée par trois thermistances (CCCTE14S-1, CCCTE14S-2, CCCTE14S-1) situées à l'amont respectivement au niveaux 59.00m, 62.50m et 65.00m. Les températures enregistrées peuvent être assimilées à une demie courbe sinusoïdale avec une température minimale de 0°C et une température maximale de 20°C. Ces valeurs ont été utilisées comme température de calcul pour la détermination du champ de température le long des sections du barrage.

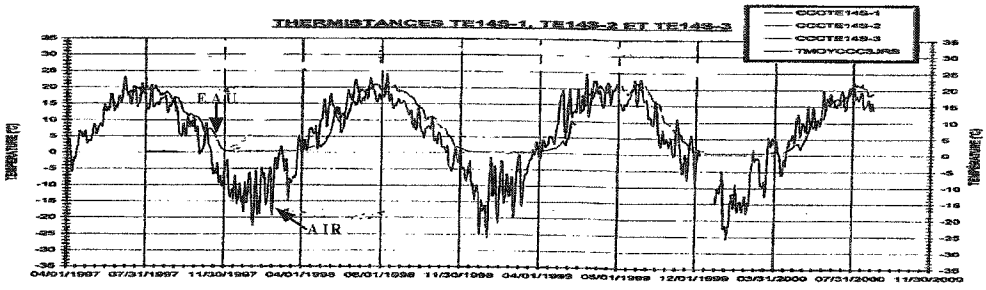


Figure 5.12 Variation dans le temps de la température de l'eau du réservoir et de l'air à l'aménagement Chute-à-Caron.

■ Température de la fondation

L'influence des variations saisonnières de l'air ambiant sur la température de la fondation est significative jusqu'à une profondeur d'environ 10 m (ASHRAE, 1982). En dessous de cette profondeur, la température augmente sous l'effet du gradient géothermique; qui correspond à une augmentation de 3°C par 100 m de profondeur. La Figure 5.13 illustre une distribution typique de la température dans la fondation en fonction de la profondeur. La fondation n'est pas toujours prise en compte dans un modèle d'analyse transitoire de transfert de chaleur. En effet, le fait de ne pas inclure la fondation dans l'analyse n'a pas d'incidence importante sur la réponse thermique du système loin du contact barrage-fondation (Léger et al., 1993b). Les mesures de températures dans le sol pour certains sites peuvent être fournies par Environnement Canada. Dans le présent projet, pour les modèles de poutre des barrages-poids La Tuque et Chute-du-Diable, une simplification a été introduite au niveau de la frontière barrage-fondation. Une condition adiabatique, c'est-à-dire sans gain ou perte de chaleur, le long des frontières externes du modèle de la fondation incluant le contact barrage fondation a été admise (modèle de poutre), par contre pour le modèle d'éléments finis 2D du barrage-poids La Tuque, le contact barrage-fondation est exclue de la condition de frontière adiabatique (Figure 5.14).

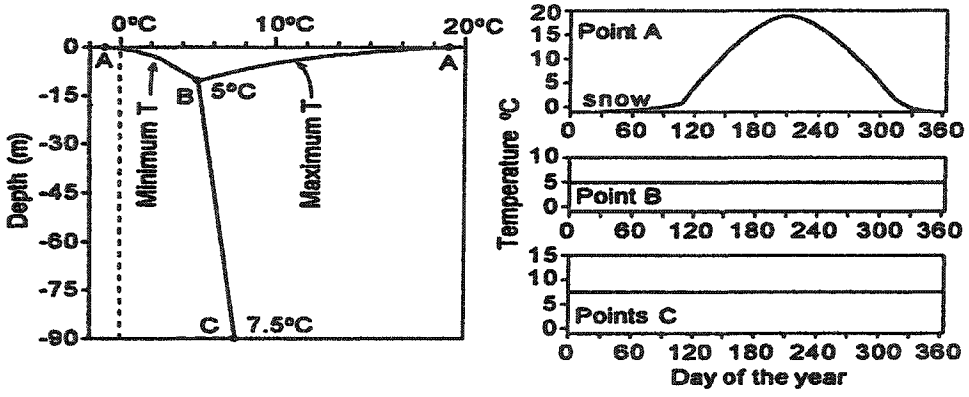


Figure 5.13 Profils de température de la Fondation (adapté de Léger et al., 1995).

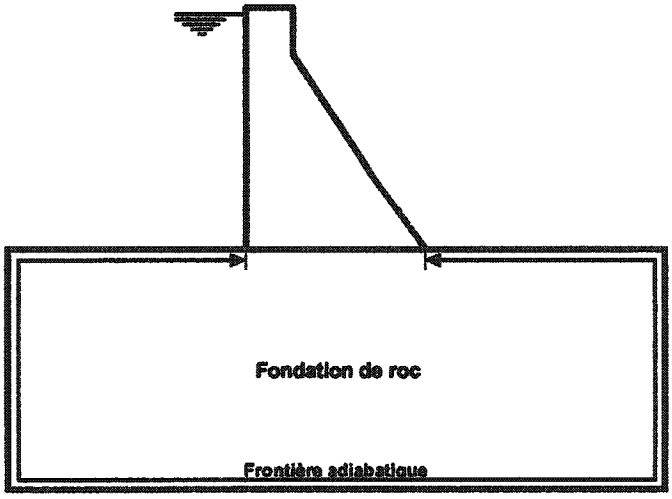


Figure 5.14 Fondation du barrage (adapté de Roberge et al., 2002).

■ **Température de référence**

La température de référence est celle où il n'existe aucune contrainte dans le béton. Elle intervient directement dans le calcul des contraintes thermiques. Une hypothèse raisonnable pour les vieux ouvrages est d'utiliser la température annuelle moyenne du béton. Le choix de cette température de référence est très délicat puisque la valeur choisie aura une influence directe sur les contraintes thermiques. Une valeur de **4°C** paraît être une valeur satisfaisante pour les barrage en béton situés approximativement aux latitudes au Québec (Roberge et al., 2002).

■ **Propriétés thermomécaniques du béton**

Le Tableau 5.1 présente les principales caractéristiques du béton utilisées pour une analyse thermique ainsi qu'un aperçu de l'ordre de grandeur des valeurs de ces propriétés. Dans le présent projet de maîtrise, les propriétés thermomécaniques utilisées pour le barrage Chute-du-Diable, sont ceux du barrage Chute-à-Caron (Fintel

1974, Venturelli et Léger 1992). Les valeurs des différents coefficients et paramètres sont données au tableau 5.2.

Tableau 5.1 Propriétés mécaniques et thermiques du béton (adapté de Roberge et al., 2002).

Propriétés mécaniques	***Valeurs typiques***
Module élastique, E (MPa) [1]	19000 à 38000 (28 jours) 26000 à 47000 (1 an)
Masse volumique, ρ (kg/m^3) [1]	2300 à 2500
Coefficient de Poisson, ν [1]	0,16 à 0,20
Propriétés thermiques	
Conductivité thermique, k (W/m-°C) [1]	1,87 à 3,86
Chaleur spécifique, c (J/kg-°C) [1]	870 à 1079
Coefficient d'expansion thermique, α (10^{-6}/°C) [1]	7,2 à 12,5
Coefficient de convection, h_c (W/m^2-°C) [2]	10,8 à 36,2
Coefficient de radiation, h_r (W/m^2-°C) [3]	4,0 à 5,5
Coefficient d'absorption des radiations solaires, *a* [3]	0,5 à 0,65
Coefficient d'émission, ε [3]	0,65 à 0,90

[1] ACI Manual of Concrete Practice (1989) - valeurs pour différents barrages existants

[2] pour une vitesse du vent comprise entre 1,3 et 8 m/s (Stucky et Derron, 1957)

[3] Léger et al. (1993a)

Tableau 5.2 Propriétés thermomécaniques adoptées pour Chute-du-Diable.

	Béton	Fondation
Conductivité thermique, k (kJ/j-m-°C)	165.3	235
Chaleur spécifique, c (kJ/kg-°C)	1.0	0.96
Masse volumique, ρ (kg/m^3)	2296	2600
Coefficient d'absorption des radiations solaires, a	0.6	N/A
Coefficient de convection (Béton-air), h_c (kJ/j-m^2-°C)	2195	N/A
Coefficient de convection (Béton-eau), h_c (kJ/j-m^2-°C)	60135	N/A
Coefficient d'expansion thermique, α (mm/mm/°C)	8x10^{-6}	8.1x10^{-6}
Module élastique, E (Mpa)	25000	50000
Coefficient de poisson, υ	0.15	0.3
Coefficient de fluage	0.65	0.0

5.4. Équation d'équilibre thermique

L'équation **[5.3]** présentée à la section 5.2.1 est l'équation d'équilibre thermique pour le cas de conduction unidimensionnelle dans la direction x :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) \qquad \textbf{[5.3]}$$

La solution de l'équation [5.3] peut être obtenue soit :

- en régime transitoire si la température T varie dans le temps et dans l'espace;
- ou en régime permanent si la température T ne varie pas dans le temps.

Cook et al., (1989) donnent la formulation de l'équation matricielle du processus de transfert de chaleur :

- **Régime transitoire**

$$[C]\{\dot{T}_{(t)}\} + [K]\{T_{(t)}\} = \{Q_{(t)}\} \qquad \textbf{[5.16]}$$

où :

[C] : capacité thermique (fonction de **c** et ρ);

[K] : conductivité thermique;

$\{\dot{T}_{(t)}\}$: variation de la température dans le temps;

$\{T_{(t)}\}$: température;

$\{Q_{(t)}\}$: flux d'énergie (chaleur).

• **Régime permanent**

$$[K]\{T\} = \{Q\} \qquad [5.17]$$

où :

[K] : matrice de conductivité;

{T} : température;

{Q} : flux d'énergie (chaleur).

La solution des équations de transfert de chaleur est présentée à la section 5.5.

5.5. Solution des équations de transfert de chaleur

La solution des équations d'équilibre de transfert de chaleur pour déterminer la distribution de température (champ de température) dans une structure (barrage), afin de déterminer les déplacements et les contraintes affectant cette structure peut être obtenue soit, en utilisant une approche analytique (Stucky et Derron, 1957) ou une méthode numérique, comme la méthode des éléments finis ou la méthode des différences finies. Dans cette étude, on se limite à la solution analytique selon Stucky et Derron (1957) et la méthode des éléments finis.

5.5.1. Solution analytique (Stucky et Derron 1957)

Stucky et Derron (1957) donnent la solution de l'équation générale de transfert de chaleur à l'intérieur d'un mur plan d'épaisseur **L** et de surface infinie, dont les faces subissent une variation sinusoïdale de température (Figure 5.15). Les températures des faces du mur oscillent en phase, autour de leurs valeurs moyennes $\overline{T}_o$ et $\overline{T}_L$ avec des amplitudes A_o et A_L respectivement.

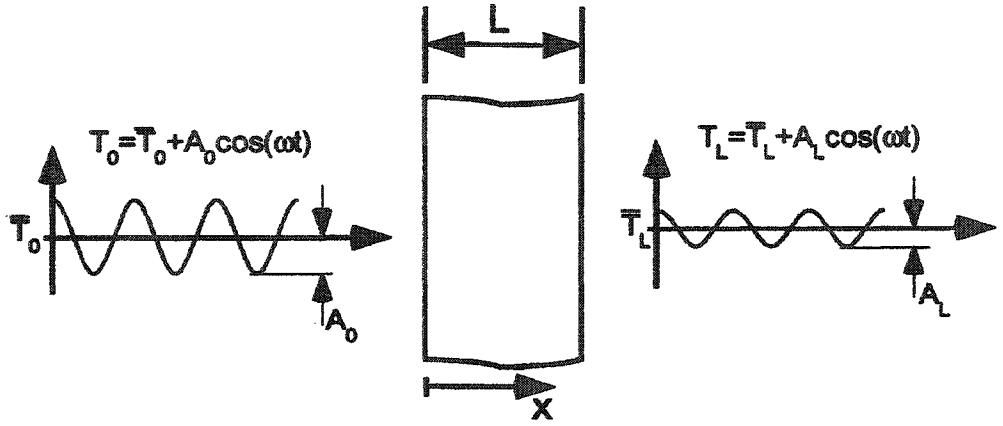


Figure 5.15 Mur de béton dont les deux faces sont soumises à des variations sinusoïdales de température (Roberge et al., 2002).

Les températures à chaque instant t sur le parement par rapport auquel se mesurent les distances des points du mur (parement origine) et sur l'autre parement sont données par les expressions ci-dessous :

$$T_o = \bar{T}_o + A_o \cos \omega t \qquad [5.18]$$

$$T_L = \bar{T}_L + A_L \cos \omega t \qquad [5.19]$$

Pour le cas d'un barrage, le parement amont est généralement soumis à la variation de la température de l'eau du réservoir (sauf dans la zone de marnage) et le parement aval à celle de l'air. Ces variations de température sont quasi périodiques. Les deux principales périodes sont données par la variation journalière entre la température maximale le jour vers midi et la température minimale la nuit vers minuit (période de 24h) et saisonnières (période de 1 an = 8760 h). En considérant comme parement origine le parement amont du barrage, les équations **[5.18]** **[5.19]** peuvent similairement être écrites comme suit :

$$T_e = \overline{T}_e + A_e \cos \omega t \qquad [5.20]$$

$$T_a = \overline{T}_a + A_a \cos \omega t \qquad [5.21]$$

où :

$\overline{T}_e$: température moyenne de l'eau;

$\overline{T}_a$: température moyenne de l'air;

A_e : amplitude de la température de l'eau.

A_a : amplitude de la température de l'air;

Le ratio d'amplitude r, est défini comme :

$$r = \frac{A_a}{A_e} \qquad [5.22]$$

La température T en un point quelconque situé à une distance x du parement origine est donnée à chaque instant t par la formule :

$$T(x,t) = \sqrt{\phi^2 + \psi^2} \cdot \cos\left(\omega t - \arctan\frac{\psi}{\phi}\right) + \overline{T}_e + (\overline{T}_a - \overline{T}_e)\frac{x}{L} \qquad [5.23]$$

où :

$$\phi = A_e \cdot (\cos\mu x \cosh\mu x + B \cdot \cos\mu x \sinh\mu x + C \cdot \sin\mu x \cosh\mu x) \qquad [5.24]$$

et

$$\psi = A_e \cdot (-\sin\mu x \sinh\mu x - B \cdot \sin\mu x \cosh\mu x + C \cdot \cos\mu x \sinh\mu x) \qquad [5.25]$$

Les constantes B et C sont données par :

$$B = \sinh \mu L \cdot \frac{n \cdot \cos \mu L - \cosh \mu L}{\cosh^2 \mu L - \cos^2 \mu L} \qquad [5.26]$$

et

$$C = \sin \mu L \cdot \frac{n \cdot \cosh \mu L - \cos \mu L}{\cosh^2 \mu L - \cos^2 \mu L} \qquad [5.27]$$

où :

$$\mu = \sqrt{\frac{\pi}{\lambda \tau}} \qquad [5.28]$$

avec :

λ le coefficient de diffusivité du béton en m^2/h,

τ la période des oscillations de la température en heures ($\tau = 2\pi/\omega$).

On peut ainsi, à partir de l'équation **[5.23]** déterminer l'évolution transitoire de la température le long d'une section donnée du barrage de longueur L. Ces calculs sont effectués dans le présent projet à l'aide du logiciel TADAM développé par Leclerc et al., 2003. On donne une description du logiciel TADAM à la section 5.7 du présent chapitre.

5.5.2. Méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis est un outil efficace pour déterminer la distribution de température dans un barrage soumis à différentes conditions frontières (température de l'air, celles du réservoir et de la fondation, les radiations solaires et la présence d'un couvert de neige en période hivernale). Elle permet d'effectuer une analyse en régime

transitoire ou en régime permanent; une analyse thermique linéaire ou non linéaire (tenant compte rigoureusement des effets des radiations solaires). En effet, différentes sources de non linéarité peuvent être rencontrés lors d'une analyse thermique d'un barrage en béton : propriétés variables du béton selon la température, fissuration du béton, gonflement ou rétrécissement du béton dû à différents phénomènes physico-chimiques (fluage, retrait, réaction alcalis granulats), etc. (Roberge et al. 2002). Ces sources de non linéarité sont éliminées pour simplifier les analyses en admettant, que les paramètres α, c, k, et h_r qui varient en fonction de la température sont constants lors des analyses. Dans cette étude, on effectue une analyse linéaire transitoire périodique d'un modèle 2D du barrage-poids La Tuque, en appliquant au modèle des conditions frontières de températures. Pour la représentation d'un problème bi-dimensionnel (2D), la méthode des éléments finis permet deux hypothèses différentes, soit en utilisant l'hypothèse de contraintes planaires, soit en utilisant l'hypothèse de déformations planaires. Pour une structure 2D de faible épaisseur par rapport aux autres dimensions et chargée dans son plan, les conditions de contraintes planaires sont les plus représentatives; ceci représente le cas de monolithes indépendants les uns des autres et séparés par des joints de constructions verticaux actifs. Dans ce cas, la contrainte perpendiculaire au plan est considérée nulle. Par contre, dans le cas où les monolithes ont un comportement solidaire, l'hypothèse de déformations planaires est plus représentative, car la contrainte normale au plan n'est pas nulle. D'après des études réalisées par Léger et al., (1993b), la modélisation numérique selon l'hypothèse des déformations planaires donne des contraintes thermiques maximale en traction de 25% supérieure à celle obtenue selon l'hypothèse des contraintes planaires. De même Veilleux (1992) a démontré que les contraintes évaluées selon l'hypothèse des déformations planaires sont jusqu'à 19% supérieures à celles obtenues selon l'hypothèse des contraintes planaires. Dans cette étude l'hypothèse de contraintes planaires est adoptée. La Figure 5.16 illustre schématiquement les différents paramètres qui interviennent dans les analyses numériques du comportement thermique des barrages en béton.

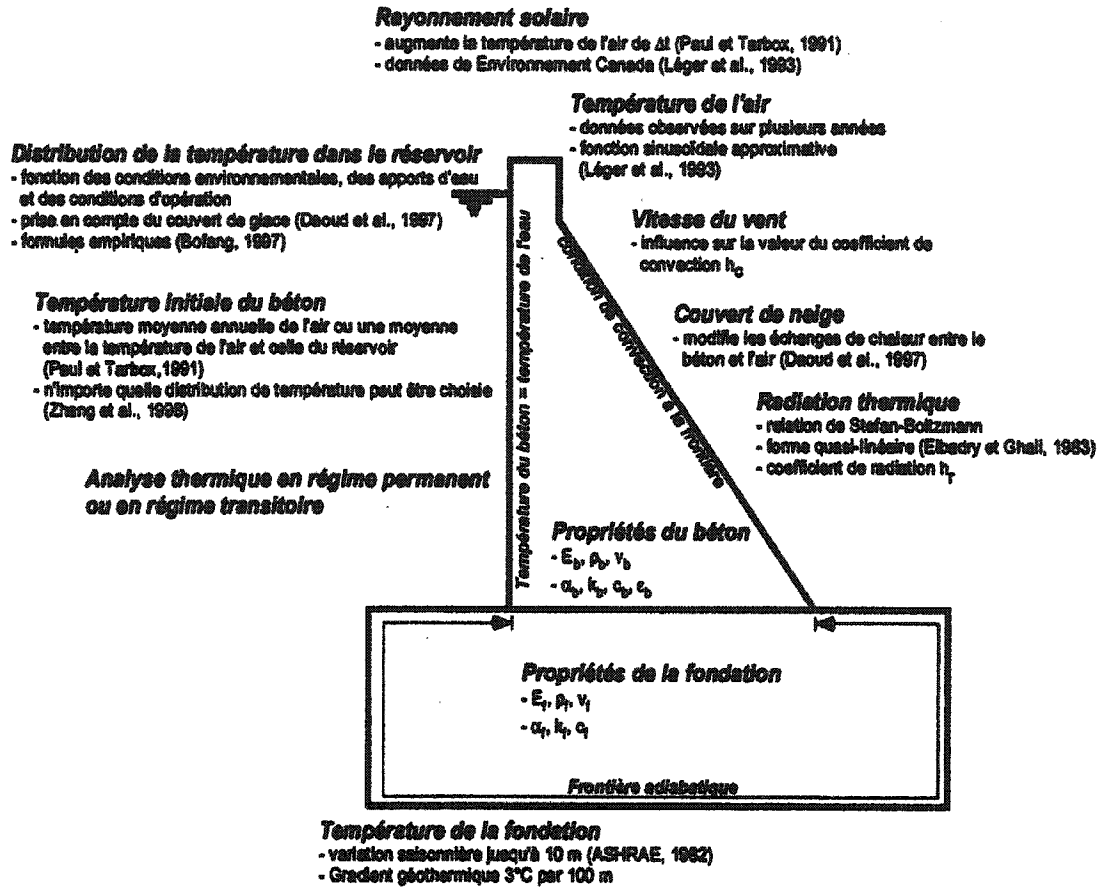


Figure 5.16 Analyse numérique du comportement thermique des barrages en béton

(tiré de Roberge et al., 2002).

5.5.3. Champs de température

Pour calculer les déplacements causés par les variations saisonnières de température en un point donné du barrage, on doit tout d'abord calculer le champ de température (gradient) auquel est soumis le barrage étudié, en utilisant soit la solution analytique (TADAM) développée à partir de celle de Stucky et Derron, (1957) ou en utilisant une solution numérique selon la méthodes des éléments finis (ANSYS). Il s'agit de calculer l'évolution transitoire de la température le long de différentes sections

considérées pour le barrage. Pour un barrage la distribution spatiale réelle de la température pour une section donnée est non linéaire. Dans la section suivante, on présente, comment on peut décomposer cette distribution de température non linéaire. La Figure 5.17 illustre une distribution réelle de température d'été et d'hiver le long d'une section de barrage.

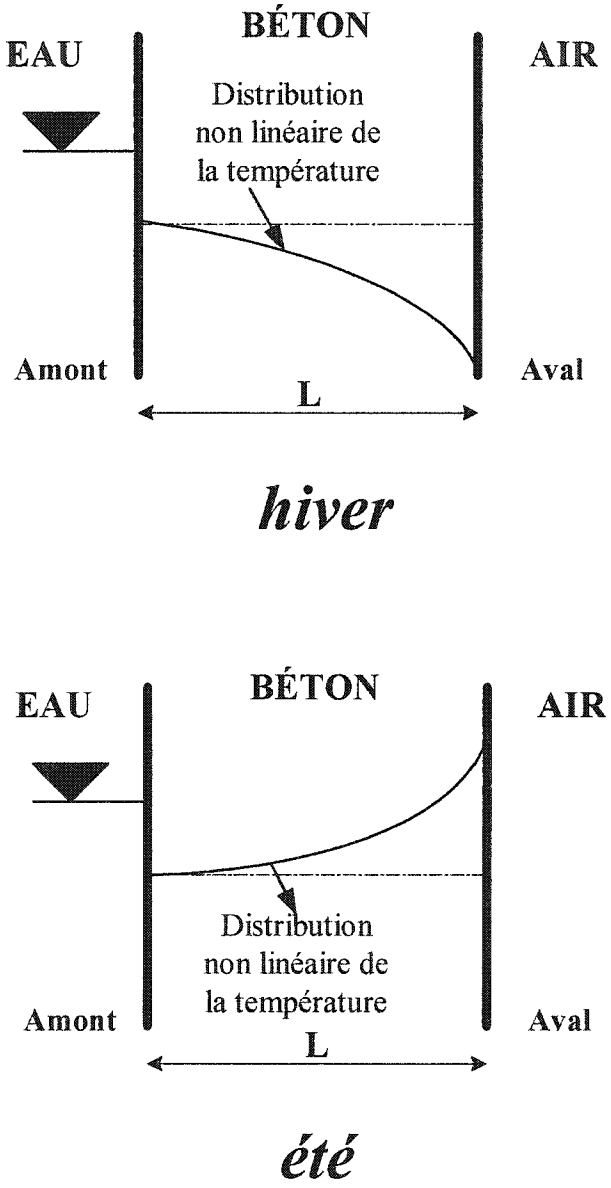


Figure 5.17 Distribution non linéaire de température le long d'une section.

5.6. Comportement thermique d'une section

5.6.1 Décomposition des gradients de température

Le champ de température (gradient) pour une section donnée du barrage peut être décomposé en trois parties (solution analytique selon Serafim et Bofang, 1987); un gradient de température uniforme équivalent à la température moyenne T_m, un gradient linéaire de température correspondant à la différence de température équivalente linéaire T_d et un gradient correspondant à la différence de température non linéaire T_n. Ces gradients sont déterminés à partir des équations suivantes :

$$T_m = \frac{1}{L} \int_{-L/2}^{L/2} T(x)\, dx \qquad [5.29]$$

$$T_d = \frac{12}{L^2} \int_{-L/2}^{L/2} T(x)\, x\, dx \qquad [5.30]$$

$$T_n = T(x) - T_m - T_d \frac{x}{L} \qquad [5.31]$$

où :

L = largeur de la section du barrage,

T_m = température moyenne du barrage,

T_d = différence de température équivalente linéaire,

T_n = différence de température non linéaire.

Dans le présent projet de maîtrise, cette décomposition du champ de température est obtenue à l'aide du logiciel TADAM. Ces gradients de température ainsi établis serviront, à la résolution des solutions numériques selon la théorie de poutre pour le

calcul des déplacements et des contraintes causés par les variations saisonnières de température. La résolution d'un champ de température est illustrée à la Figure 5.18.

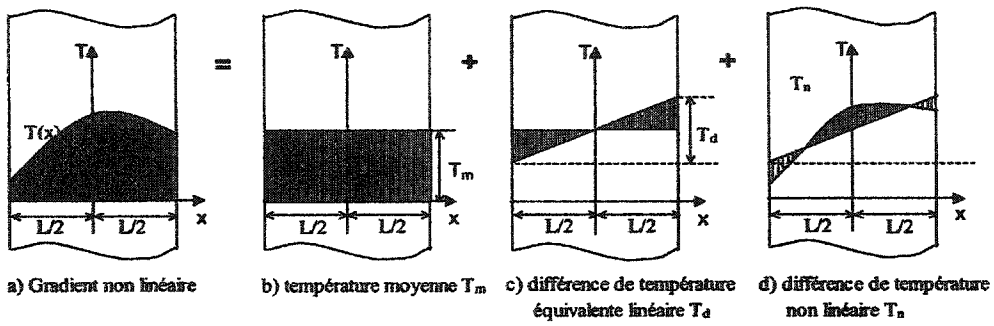


Figure 5.18 d'un champ de température non linéaire (adapté de Serafim et Bofang, 1987).

5.6.2. Calcul des contraintes

Les contraintes causées par la différence de température non linéaire T_n est donnée par l'équation suivante :

$$\sigma = \frac{E\alpha\Delta T}{1-\nu} \qquad [5.32]$$

avec $\Delta T = T_n - T_{réf.}$

où :

E = module d'élasticité,

α = coefficient d'expansion thermique du béton,

ν = coefficient de Poisson (si $\nu = 0$ (contraintes planaires)),

T_n = température non linéaire.

$T_{réf.}$ = température de référence du béton (contrainte nulle)

La température non linéaire "auto-équilibrée" (équation **[5.31]**) ne produit pas de force nette axiale, de moment ou un déplacement de la section du barrage, généralement seul

T_m et T_d sont prises en compte lors du design d'un barrage bien que T_n soit une cause importante des fissurations superficielles du barrage (Serafim et Bofang, 1987). Les déplacements sont obtenus en utilisant la température moyenne T_m (équation **[5.29]**) et la différence de température équivalente linéaire T_d (équation **[5.30]**), calculées à partir du gradient de température T(x, t). Les contraintes sont obtenues à partir de l'équation **[5.32]** en soustrayant la température de référence du béton du barrage (température correspondant à l'état de zéro contrainte pour le barrage) de la différence de température non linéaire T_n (**[5.31]**).

5.6.3. Calcul des déplacements

Les déplacements des barrages causés par les variations saisonnières de température sont calculés à l'aide de logiciel d'analyse de structures SAP 2000, en utilisant des éléments de poutre (théorie de poutre) et des éléments finis à l'aide du logiciel ANSYS. Pour les éléments de poutre le barrage est divisé en un nombre fini d'éléments de sections différentes suivant la hauteur du barrage. Les gradient T_m et T_d sont évalués pour chacun des éléments (logiciel TADAM); ces gradients de température sont les seules conditions de chargement pour l'analyse. En effet, pour une section donnée et à un temps donné, on superpose les gradient T_m et T_d calculés par TADAM pour constituer un gradient de température linéaire. On soustrait de ce nouveau gradient linéaire de température la température de référence du béton (zéro contrainte et zéro déplacement thermique) pour ensuite le décomposer en température uniforme (déformation axiale) et en température linéaire (déformation de flexion). Des exemples de calcul de déplacements thermiques pour le barrage-poids rive gauche de l'aménagement La Tuque (modèle de poutre 2D et modèles d'éléments finis 2D) et le barrage-poids de l'aménagement Chute-du-Diable (modèle de poutre) sont présentés respectivement à la section **5.8** et **5.9**.

5.7. Logiciel TADAM

5.7.1. Description

Le logiciel TADAM a été développé par Leclerc et al, 2003. Il permet, le calcul (régime transitoire pour une période d'une année (8760 heures) avec un pas de temps d'une heure) de l'évolution transitoire de la distribution spatiale de la température le long d'une section donnée de longueur L selon la solution analytique (Stucky et Derron, 1957) présentée à la section 5.5.1 du présent chapitre. Il permet également, la décomposition du champ de température (gradient) selon la formulation de Serafim et Bofang, (1987) en trois parties; un gradient de température uniforme T_m correspondant à la température moyenne, un gradient linéaire de température T_d et un gradient correspondant à la différence de température non linéaire T_n et le calcul des contraintes causées par la différence de température non linéaire T_n.

Dans la formulation de Stucky et Derron (1957), les deux faces du barrage (amont et aval) sont soumises à une variation sinusoïdale de température de période annuelle. Ces deux signaux sont en phase avec une phase nulle à l'instant t = 0 (équations **[5.20] [5.21]**). En considérant la présence du couvert de glace (15 novembre au 15 avril) à la surface du réservoir (période sans fluctuation de température) et la variation des conditions de surface suivant une courbe sinusoïdale dans le temps (15 avril au 15 novembre) pour l'eau du réservoir, on obtient un signal qui n'est pas une harmonique (Figure 5.11a). Alors dans TADAM, on fait une transformée de Fourier de la fonction f(t) représentant cette variation de la température de l'eau. Cette même opération est faite sur la température de l'air, et la formulation de Stucky et Derron est appliquée en considérant les signaux de même fréquences après voir effectuer la transformée de Fourier sur la variation de la température de l'eau et de l'air. Finalement, le principe de superposition (analyse linéaire) est appliqué pour calculer l'évolution transitoire de la

distribution spatiale de la température pour une section donnée du barrage. Une série de validation du logiciel est présentée aux sections 5.7.2 et 5.7.3. La Figure 5.19 illustre des fenêtres du logiciel TADAM (entrées et sorties graphiques).

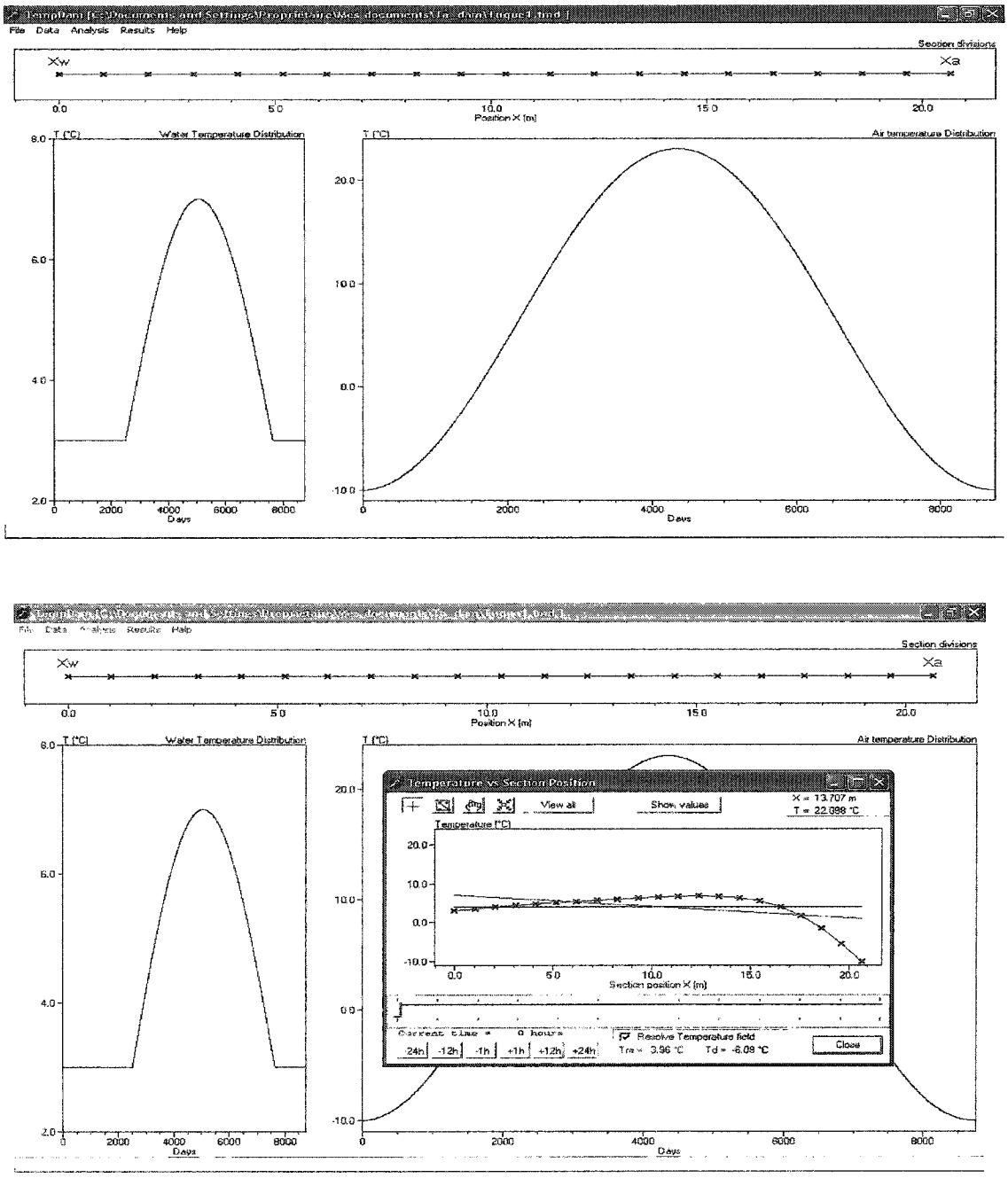


Figure 5.19 Exemples de fenêtres du logiciel TADAM (Leclerc et al., 2003).

5.7.2. Validation sur un cas simple

Le cas considéré est un mur de béton d'épaisseur L dont les deux faces sont soumises à des variations sinusoïdales de température (voir Figure 5.15). Les calculs ont été faits pour deux épaisseurs différentes du mur, notamment pour L = 10m et L = 20m. Le calcul des champs de température (gradient) ainsi que leurs décompositions en gradients de température uniforme, linéaire et non linéaire sont effectués à l'aide du logiciel TADAM dans un premier temps et les résultats obtenus sont validés à l'aide de chiffriers EXCEL. Les données du problème étudié sont les suivantes :

- chaleur spécifique du béton $c = 912$ J/kg - °C
- masse volumique du béton $\rho = 2400$ kg/m^3
- coefficient de conductivité thermique $k = 2.62$ W/m - °C
- coefficient de diffusivité $\lambda = 0.0043$ m^2/h
- période des oscillations de la température en heures $\tau = 8760$ h
- coefficient μ **[5.28]** $\mu = 0.2885$ m^{-1}
- amplitude de la température à l'origine du mur $\mathbf{A}_o = 10$ °C
- amplitude de la température à L de l'origine du mur $\mathbf{A}_L = 2$ °C
- température moyenne à l'origine du mur $\overline{\mathbf{T}}_o = 20$ °C
- température moyenne à L de l'origine du mur $\overline{\mathbf{T}}_L = 28$ °C

Les champs de températures calculés (TADAM et EXCEL) pour les épaisseurs L = 10m et L = 20m du mur, à l'instant t = 0 sont illustrées à la Figure 5.20. Comme on peut le constater, il y a une très bonne corrélation entre les résultats obtenus à l'aide de TADAM et ceux du chiffrier EXCEl. Les champs de température obtenus sont les mêmes pour les deux cas considérés (L = 10m et L = 20m). La Figure 5.21, quant à elle illustre la décomposition du champ de température obtenue à partir de TADAM et

le chiffrier EXCEL pour une épaisseur L = 10m du mur. Les résultats obtenus, pour la décomposition du champ de température non linéaire sont les mêmes pour deux Logiciels, T_m = 26.411 °C (TADAM) et T_m = 26.411 °C (EXCEL); T_d = 0.724 °C (TADAM) et T_d = 0.723 °C (EXCEL); T_n (x = -5) =3.95 °C (TADAM) et T_n (x = -5) = 3.95 °C; T_n (x = +5) =3.227 °C (TADAM) et T_n (x = +5) = 3.277 °C.

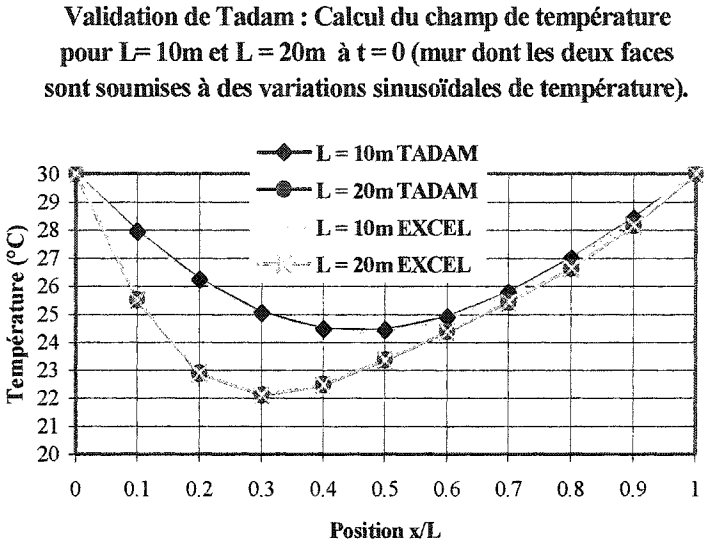
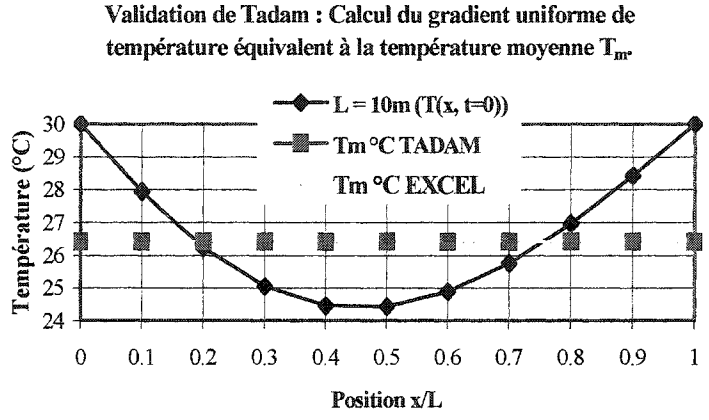
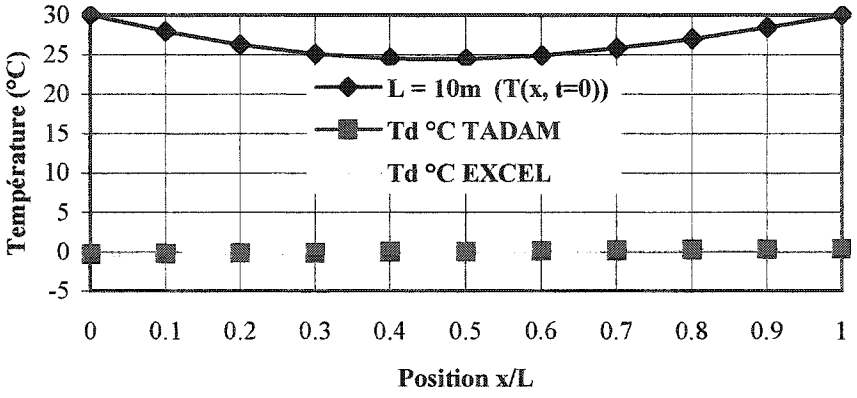


Figure 5.20 Validation du calcul de champs de température à l'intérieur d'un mur d'épaisseur L, à l'aide du logiciel TADAM.



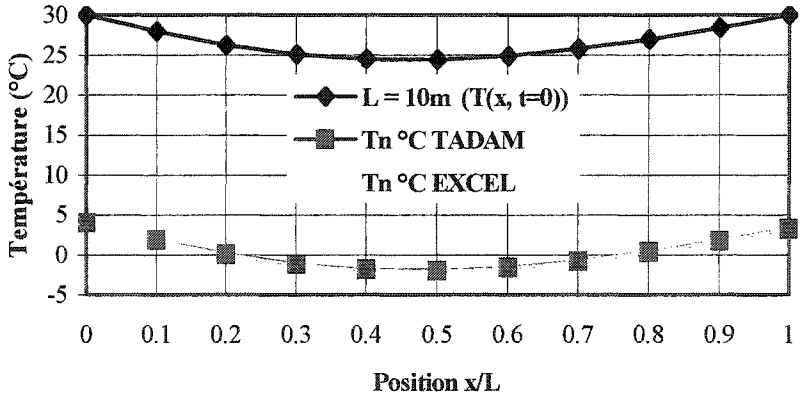
(a)

Validation de Tadam : Calcul du gradient correspondant à la différence de température équivalente linéaire T_d.



(b)

Validation de Tadam : Calcul du gradient correspondant à la différence de température non linéaire T_n.



(c)

Figure 5.21 Validation de la résolution d'un gradient de température non linéaire par le logiciel TADAM : (a) gradient uniforme Tm, (b) gradient linéaire Td, (c) gradient non linéaire Tn.

5.7.3. Validation sur le barrage-poids La Tuque

Il s'agit principalement dans cette section de valider les champs de température calculés avec le logiciel TADAM, le 1er janvier et le 1er juillet pour deux sections transversales situées aux élévations 145.67 et 136.463 m avec des longueurs respectives de 12.865 et 6.7294 m du barrage-poids rive gauche de La Tuque (Figure 5.22) à partir des résultats d'éléments finis obtenus à l'aide du logiciel ANSYS et d'un modèle adapté de Roberge 2002.

La section considérée du barrage-poids rive gauche de La Tuque à une hauteur de 30.48 m à l'amont, une largeur en crête de 6.10 m et mesure 22.14 m à la base. Le parement aval du barrage est formé, d'un parement vertical entre les niveaux 152.70 et 146.61 m, d'un parement incliné 8 dans 12 entre les niveaux 131.37 et 146.61 m et d'un parement incliné 9 dans 12 entre la base du barrage et le niveau 131.37 m. Le niveau de la retenue amont varie peu et se situe à l'élévation 151.79 m.

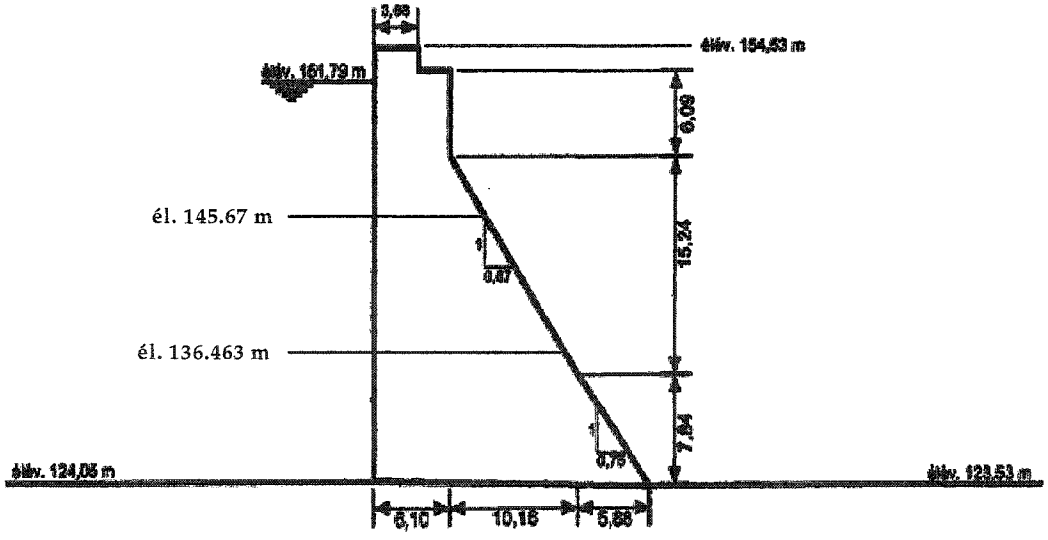


Figure 5.22 La Tuque barrage-poids rive gauche (adapté de Roberge et al., 2002).

Les propriétés thermomécaniques du béton utilisées pour les analyses sont :

- chaleur spécifique du béton $c = 900$ J/kg - °C;
- coefficient d'expansion thermique $\alpha = 10 \times 10^{-6}$ kg/m$^{3;}$
- coefficient de conductivité thermique $k = 2.78$ W/m -°C;
- coefficient de diffusivité $\lambda = 0.0045$ m^2/h;
- masse volumique du béton $\rho = 2450$ kg/m^3;
- module d'élasticité $E = 24500$ MPa;
- module d'élasticité soutenu $E_{sout} = 12250$ MPa;
- coefficient de Poisson $\nu = 0.15$

Les propriétés thermiques et mécaniques de la fondation sont :

- chaleur spécifique du béton $c = 900$ J/kg - °C;
- coefficient d'expansion thermique $\alpha = 10 \times 10^{-6}$ kg/m$^{3;}$
- coefficient de conductivité thermique $k = 2.50$ W/m -°C;
- coefficient de Poisson $\nu = 0.24$;
- masse volumique de la fondation $\rho = 2650$ kg/m^3;
- module d'élasticité $E = 27500$-48000 Mpa.

Les conditions frontières, barrage-réservoir (température de l'eau du réservoir) et barrage-air (température ambiante de l'air augmentée de 5 °C (radiations solaires)) sont définis pour chacune des sections transversales considérées. Une hypothèse de frontière adiabatique excluant le contact barrage-fondation est faite à la frontière barrage-fondation et les phénomènes de convection et de radiation thermique ne sont pas pris en compte (modèle éléments finis 2D) dans le présent problème de validation. Pour la température de l'eau du réservoir, la distribution de la température considérée est celle utilisée par Veilleux (1992) et illustrer par la Figure 5.23. Le réservoir est divisé en quatre niveaux où la température est considérée uniforme. La Figure 5.24 illustre la température du réservoir au cours de l'année selon les quatre niveaux considérés.

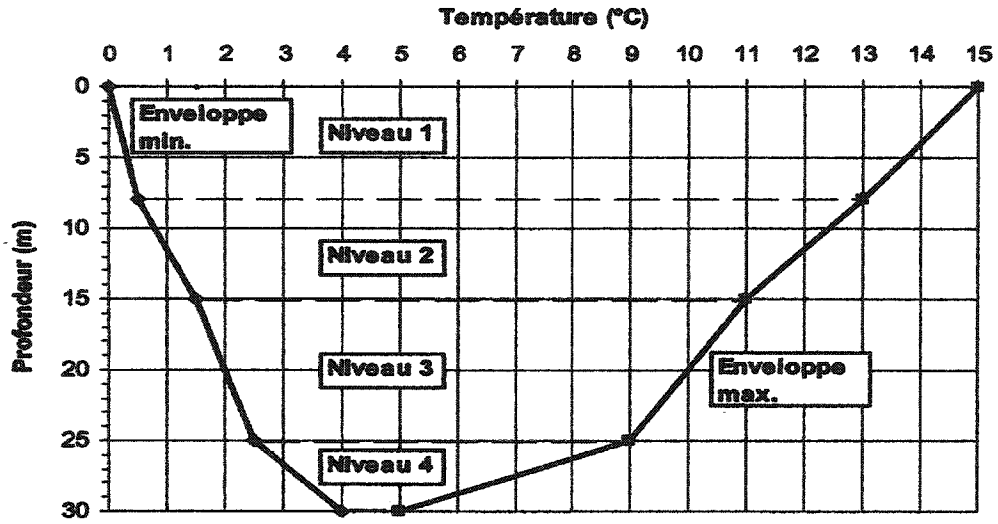


Figure 5.23 Distribution de la température dans le réservoir (Roberge et al., 2002).

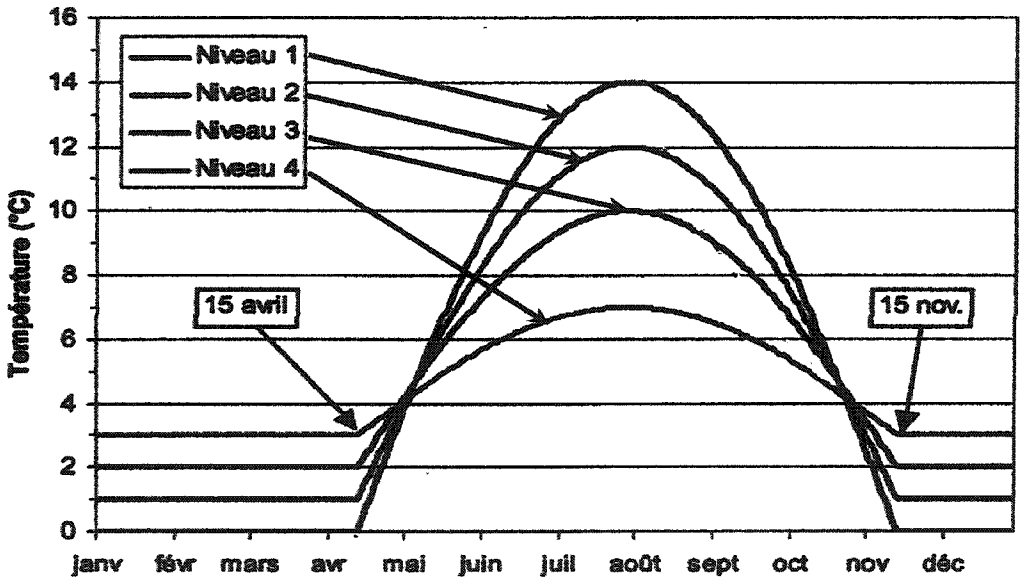


Figure 5.24 Température du réservoir au cours de l'année selon les quatre niveaux considérés (adapté de Roberge et al., 2002).

Les sections transversales des élévations 145.67 et 136.463 m, par rapport au niveau de la retenue amont (élévation 151.79 m) se situent respectivement à une profondeur de 6.12 et 15.327 m, ce qui correspond aux niveaux 1 et 3 sur les Figures 5.23 et 5.24.

La validation du champ de température pour la section de l'élévation 136.463 m a été faite en considérant le niveau 2 (Roberge 2002). Pour ce qui est de la température de l'air au niveau des deux sections transversales, une approximation sinusoïdale adoptée de Tarbox (1977) est utilisée pour approximer la température ambiante de l'air augmentée de 5 °C (radiations solaires) pour une année typique. L'expression de la fonction sinusoïdale adoptée de Tarbox (1977) est la suivante :

$$T_a(t) = \overline{A} + A\sin\left(\frac{2\pi t}{\tau} - \pi/2\right) = \overline{A} + A\sin(\omega t - \pi/2) \quad \text{avec } \omega = \frac{2\pi}{\tau} \qquad [5.33]$$

où :

$$A = 0.5\left(\left|T_{max} - T_{mean}\right| + \left|T_{min} - T_{mean}\right|\right) \qquad [5.34]$$

avec :

A = amplitude (°C);

$\overline{A}$ = constante correspondant à la valeur moyenne;

t = temps (jours ou heures);

τ = période du signal, τ = 365 jours = 8760 heures;

T_{max} = maximum des moyennes de température mensuelle (°C);

T_{min} = maximum des moyennes de température mensuelle (°C);

T_{mean} = moyenne de température annuelle (°C).

Les constantes T_{max}, T_{min}, T_{mean} et A ont été calculées à partir des températures moyennes mensuelles en considérant une année typique. Les valeurs suivantes sont considérées pour les constantes : T_{max} = 23 °C, T_{min} = -10 °C et T_{mean} = $\overline{A}$ = 6.5 °C. Pour TADAM, les valeurs suivantes sont considérées pour les constantes; A_0 = 6.5 °C (valeur moyenne), A_1 = 16.5 °C (amplitude) et d_2 = 2190 h (décalage). La Figure 5.25 illustre l'approximation sinusoïdale adoptée pour la température de l'air majorée de 5 °C pour le barrage La Tuque.

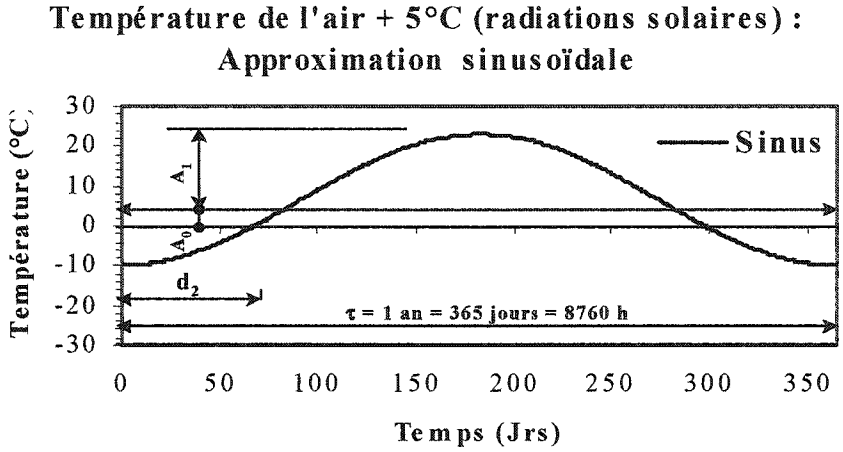


Figure 5.25 Approximation sinusoïdale de la température ambiante de l'air augmentée de 5 °C.

L'équation **[5.33]** s'écrit donc :

$$T_a(t) = 6.5 + 16.5 \sin(\omega t - \pi/2) \quad \text{avec} \quad \omega = \frac{2\pi}{8760} = \frac{2\pi}{365} \qquad [5.35]$$

avec :

t = temps en heure (h).

À partir des conditions frontières (barrage–réservoir et barrage-air) définies ci-dessus, les champs de température ont été calculés pour les deux sections transversales (élévations 145.67 et 136.463 m) avec TADAM et les résultats obtenus ont été comparés avec ceux d'analyse thermique transitoire par éléments finis calculés avec ANSYS. Ces résultats sont présentés aux Tableaux 5.3 et 5.4, les Figures 5.26 et 5.27 illustrent la distribution spatiale du champ de température le 1er janvier et le 1er juillet pour les élévations 145.67 et 136.463 m. On remarque que les résultats obtenus avec les deux logiciels sont pratiquement identiques.

TADAM			ANSYS		
BPRG_La Tuque			BPRG_La Tuque		
Élévation 145.67 m			Élévation 145.67 m		
Longueur de la section L = 6.7294 m			Longueur de la section L = 6.7294 m		
Distance Face amont (m)	Temp. °C janv.01	Temp. °C juil.01	Distance Face amont (m)	Temp. °C janv.01	Temp. °C juil.01
0	0	12.577	0	0	12.57
0.673	0.447	11.155	0.67294	0.4420	11.154
1.346	0.768	10.219	1.3459	0.7638	10.219
2.019	0.847	9.842	2.0188	0.8560	9.8272
2.692	0.583	10.065	2.6918	0.6186	10.022
3.365	-0.103	10.906	3.3647	-0.0261	10.818
4.038	-1.257	12.356	4.0376	-1.1380	12.223
4.711	-2.888	14.38	4.7106	-2.7551	14.237
5.384	-4.959	16.912	5.3835	-4.8805	16.836
6.056	-7.38	19.84	6.0565	-7.4390	19.923
6.729	-9.996	23	6.7294	-10	22.985

Tableau 5.3 Valeurs du champ de température (él. 145.67 m, L = 6.729 m).

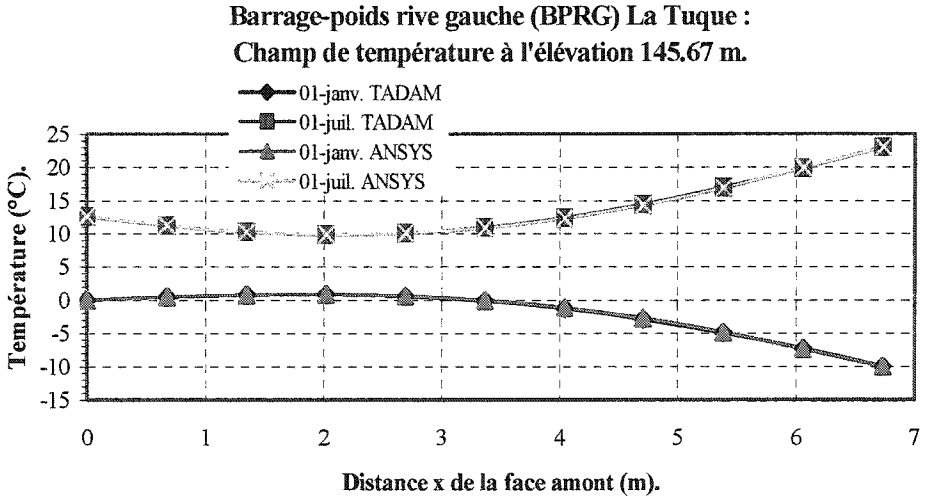


Figure 5.26 Distribution de la température le 1er janvier et le 1er juillet (TADAM et ANSYS) à l'élévation 145.67 m.

TADAM			ANSYS		
BPRG_La Tuque			BPRG_La Tuque		
Élévation 136.463			Élévation 136.464		
Longueur de la section L = 12.865 m			Longueur de la section L = 12.865 m		
Distance Face amon (m)t	Temp. °C janv.01	Temp. °C juil.01	Distance Face amont (m)	Temp. °C janv.01	Temp. °C juil.01
0	1	10.882	0	1	10.88
1.072	2.756	8.003	0.765	1.7716	9.5408
2.144	4.361	5.93	1.865	3.5151	6.8973
3.216	5.684	4.606	2.965	4.8200	5.3703
4.288	6.621	3.931	4.065	5.7014	4.6220
5.36	7.088	3.832	5.165	6.0508	4.5821
6.433	7.003	4.29	6.265	5.8000	5.1937
7.505	6.269	5.36	7.365	4.8940	6.4495
8.577	4.768	7.15	8.465	3.2856	8.3783
9.649	2.383	9.792	9.565	0.9415	11.022
10.721	-0.954	13.377	10.665	-2.1321	14.397
11.793	-5.183	17.872	11.765	-5.8529	18.448
12.865	-9.996	23	12.865	-10	22.985

Tableau 5.4 Valeurs du champ de température (él. 136.46 m, L = 12.865 m).

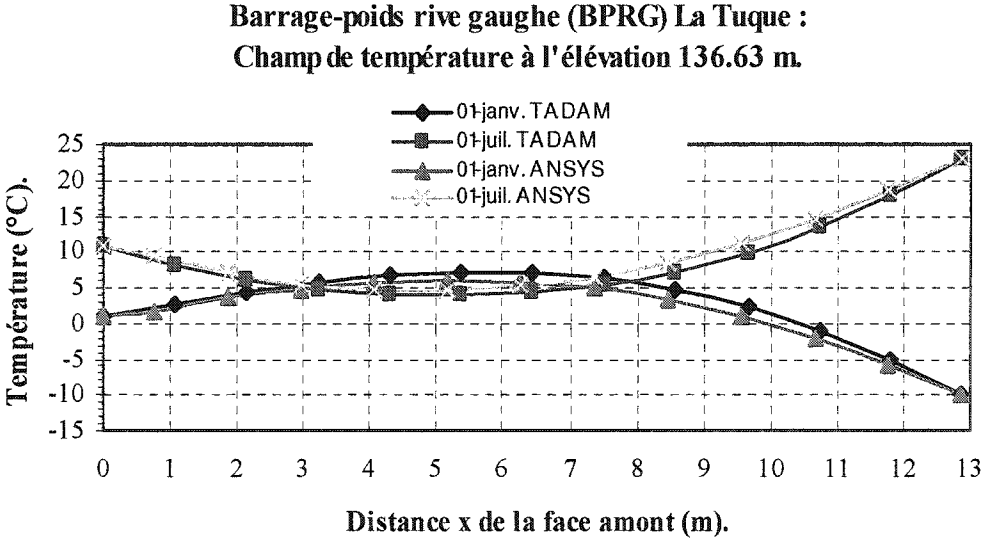


Figure 5.27 Distribution de la température le 1er janvier et le 1er juillet (TADAM et ANSYS) à l'élévation 136.63 m.

Les Figures 5.28 et 5.29 illustrent respectivement la distribution de la température dans la section considérée du barrage-poids rive gauche La Tuque pour le 1er janvier (hiver) et le 1er juillet (été).

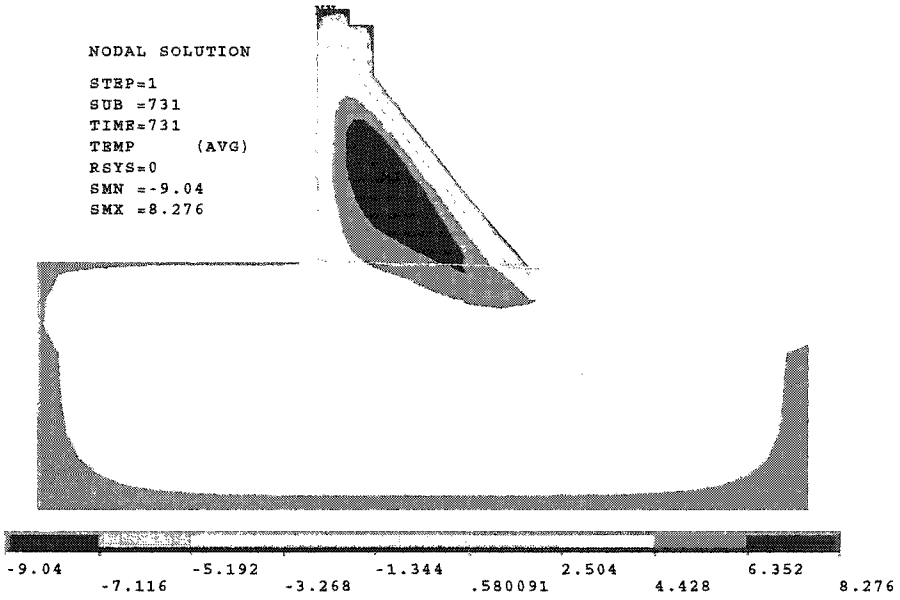


Figure 5.28 Distribution de la température le 1er janvier.

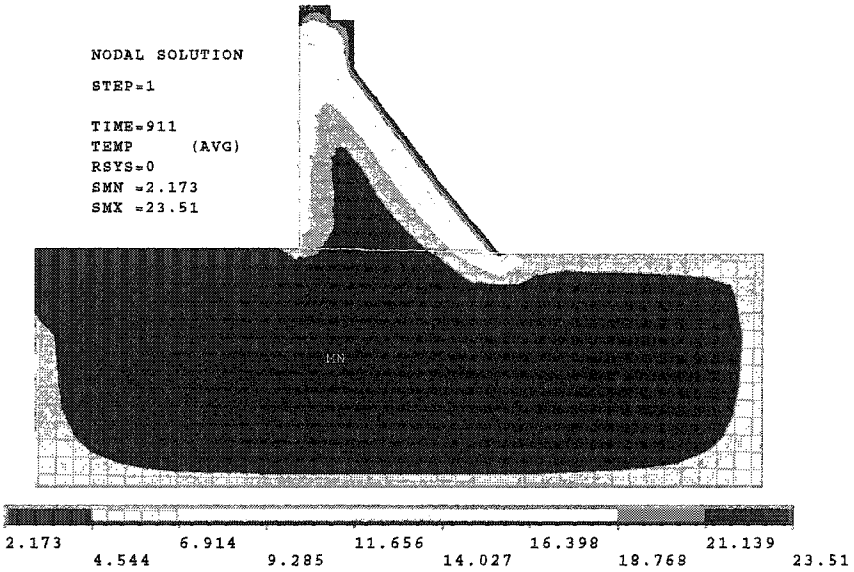


Figure 5.29 Distribution de la température le 1er juillet.

5.8. Application au barrage-poids La Tuque

Dans cette section, on calcule le déplacement amont-aval et vertical de la crête (él. 154.53 m, Figure 5.32) ainsi que le déplacement amont-aval et vertical au point de changement d'angle (él. 146.61 m, Figure 5.32) du barrage-poids rive gauche (BPRG) La Tuque causé par les variations saisonnières de température en utilisant des éléments de poutres 2D (Figure 5.30). Les déplacements obtenus avec les éléments de poutres (SAP 2000) sont par la suite comparés avec ceux obtenus à l'aide d'éléments finis 2D (ANSYS). Le modèle d'éléments finis 2D utilisé pour le calcul des déplacements est illustré à la Figure 5.35. Les déplacements sont calculés pour une année typique (modèle de poutre) en considérant douze déplacements correspondant aux déplacements calculés au 1er de chaque mois de l'année. Le modèle de poutres utilisé est le modèle incliné (Figure 5.31).

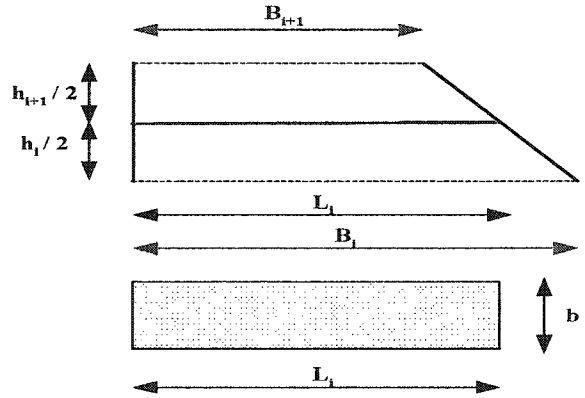


Figure 5.30 Élément de poutre.

Les propriétés de section (Aires, Aires de cisaillement et Inerties) des poutres à inerties variables ont été calculées comme suit (Figure 5.30) :

Largeur moyenne : $L = (B_i + B_{i+1})/2$

Aire de la section : $A = 1\ m \times L = 1000\ mm \times L$

Aire effective en cisaillement : $AS = (5/6) \times A$

Inertie: $I = (1000\ mm \times L^2)/12$

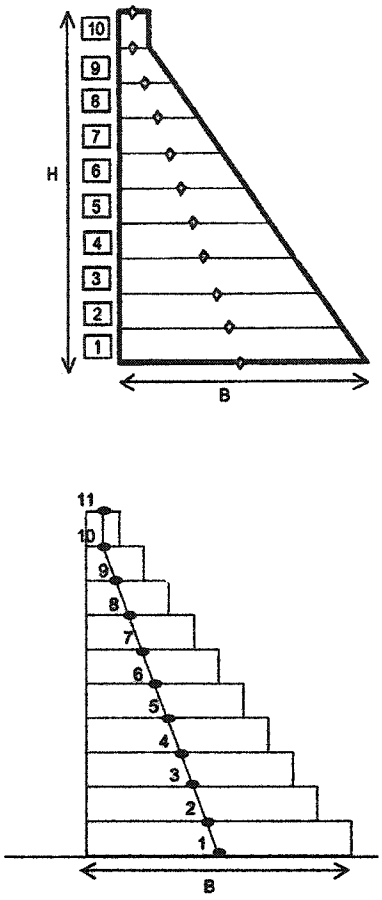


Figure 5.31 Modèle incliné de poutre (adapté de Côté 2001).

5.8.1. Modèle de poutre 2D

La section considérée du barrage est celle décrite à la section 5.7.3 du présent chapitre et illustrée et à la Figure 5.22. La section est divisée en onze éléments de poutres à inerties variables (Figure 5.32). Les conditions frontières, barrage-réservoir (Figures 5.23 et 5.24) et barrage-air (Figure 5.25) sont définis pour chacun des éléments de poutre. Une hypothèse de frontière adiabatique est faite à la frontière barrage-fondation et les phénomènes de convection et de radiation thermique ne sont pas pris en compte dans le présent calcul. Les conditions frontières ayant été définies pour chaque élément de poutre de longueur L_i.

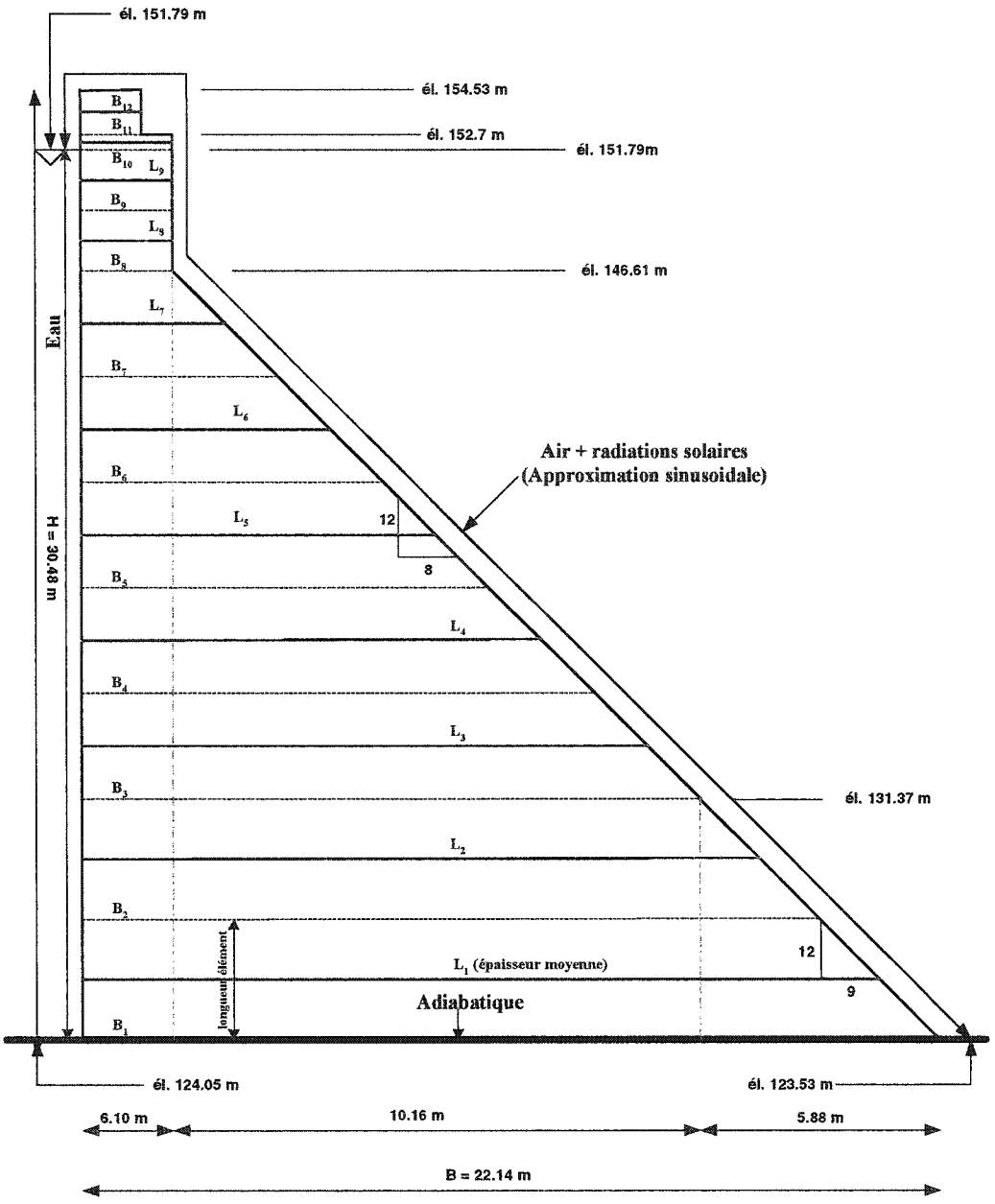


Figure 5.32 Modèle de poutre du barrage.

On détermine l'évolution transitoire du champ de température pour chacun des éléments de poutre ainsi que sa décomposition en gradient de température uniforme T_m, linéaire T_d et non linéaire T_n à l'aide du logiciel TADAM. Les déplacements sont par la suite calculés en considérant seulement les gradients uniforme T_m et linéaire T_d

de température ainsi que la température de référence $T_{réf}$ (état de zéro contrainte). Le logiciel SAP 2000 a été utilisé pour calculer les douze déplacements. Les fichiers d'entrée sont présentés à ***l'annexe 5***. Les douze déplacements calculés à l'aide de SAP 2000 sont donnés dans le tableau 5.5 et illustrer par la Figure 5.33 et 5.34.

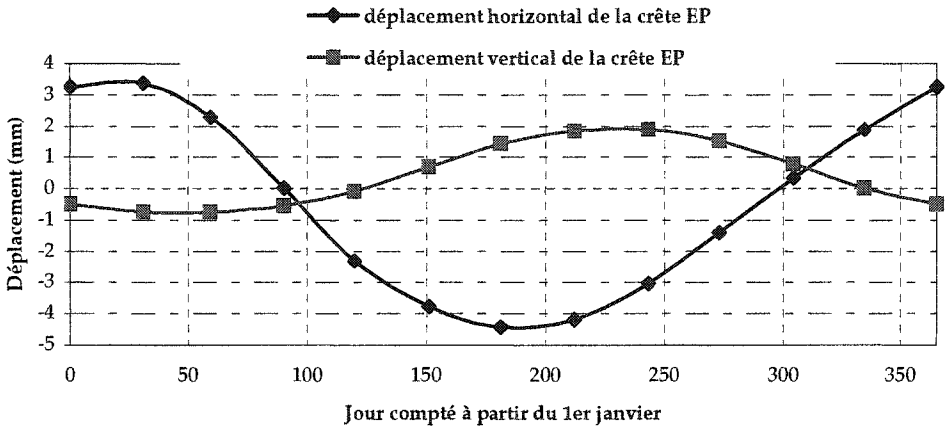


Figure 5.33 Déplacement amont-aval et vertical de la crête.

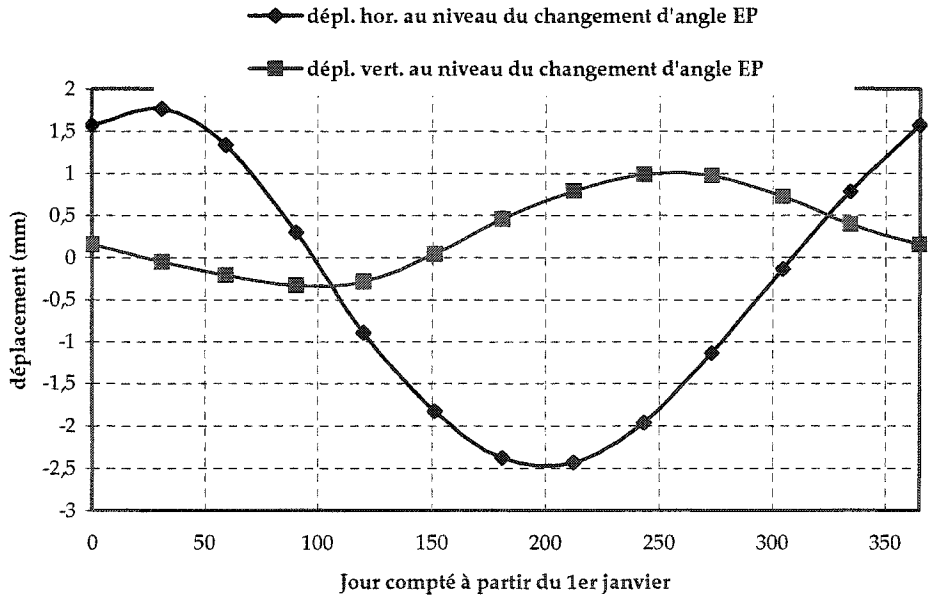


Figure 5.34 Déplacement amont-aval et vertical au niveau du changement d'angle.

Pour le modèle de poutre 2D, une hypothèse de fondation fixe ou flexible n'a pas d'incidence sur le déplacement causé par les variations saisonnières de température. En effet, les calculs effectués à l'aide du logiciel SAP 2000 pour déterminer le déplacement causé par les variations saisonnières de température en crête du barrage-poids La Tuque pour le 1er janvier, en considérant respectivement une fondation fixe et une fondation flexible (***annexe 6***) donnent le même déplacement pour la crête (sommet) du barrage, soient 3.2505 mm (amont-aval) et –0.4996 mm (vertical). Pour le modèle de poutre 2D, le déplacement amont-aval dû à la différence de température linéaire $\mathbf{T_d}$ est contrôlé essentiellement par la courbure de la section (β) et le déplacement vertical (axial) causé la température uniforme $\mathbf{T_m}$ est contrôlé par l'allongement ou le raccourcissement de la section (ε_S). Les expressions de la courbure et de allongement ou du raccourcissement axial sont données (Léger 2000-Analyse des structures) par :

- flexion

$$\beta = \frac{\mathbf{M}}{\mathbf{EI}} = \alpha(\Delta T_B - \Delta T_H)/h_S \qquad \textbf{[5.36]}$$

- axial

$$\varepsilon_S = \frac{\mathbf{P}}{\mathbf{EA}} = \alpha \Delta T_C \qquad \textbf{[5.37]}$$

où :

α = coefficient d'expansion thermique

ΔT_C = variation de température au centroïde de la section

ΔT_B = variation de la température dans les fibres du bas

ΔT_H = variation de la température dans les fibres du haut

h_S = profondeur de la section

Analytiquement, les déplacements réels peuvent être déterminés en appliquant le principe du travail virtuel. Les déplacements horizontal et vertical sont calculés à partir des équations suivantes (Léger 2000-Analyse des structures) :

- horizontal (flexion)

$$D_H = \int_0^L m\left(\frac{M}{EI}dx\right) = \int_0^L m\beta dx = \beta \int_0^L m\,dx \qquad [5.38]$$

- vertical (axial)

$$D_V = \int_0^L p\left(\frac{P}{EA}dx\right) = \int_0^L p\varepsilon_S\,dx = \varepsilon_S \int_0^L p\,dx \qquad [5.39]$$

avec :

m = moment crée par une charge virtuelle unitaire placé à l'endroit où le déplacement est calculé sur une structure virtuelle.

p = effort axial crée par une charge virtuelle unitaire placé à l'endroit où le déplacement est calculé sur une structure virtuelle.

5.8.2. Éléments finis 2D

Le modèle d'éléments finis 2D (Figure 5.35) de la section du barrage-poids rive gauche La Tuque est utilisée pour calculer les déplacements amont-aval et verticaux de la crête (él. 154,53 m, Figure 5.32) et au niveau du changement d'angle (él. 146.61 m, Figure 5.32) causés par les variations saisonnières de température. Les résultats obtenus avec les éléments finis 2D (ANSYS) seront par la suite, comparés à ceux obtenus avec les éléments de poutre 2D (SAP 2000). Différentes hypothèses seront formulées afin d'expliquer les petites différences entre les déplacements obtenus en utilisant des éléments finis 2D et les éléments de poutres 2D pour le barrage-poids rive gauche La Tuque.

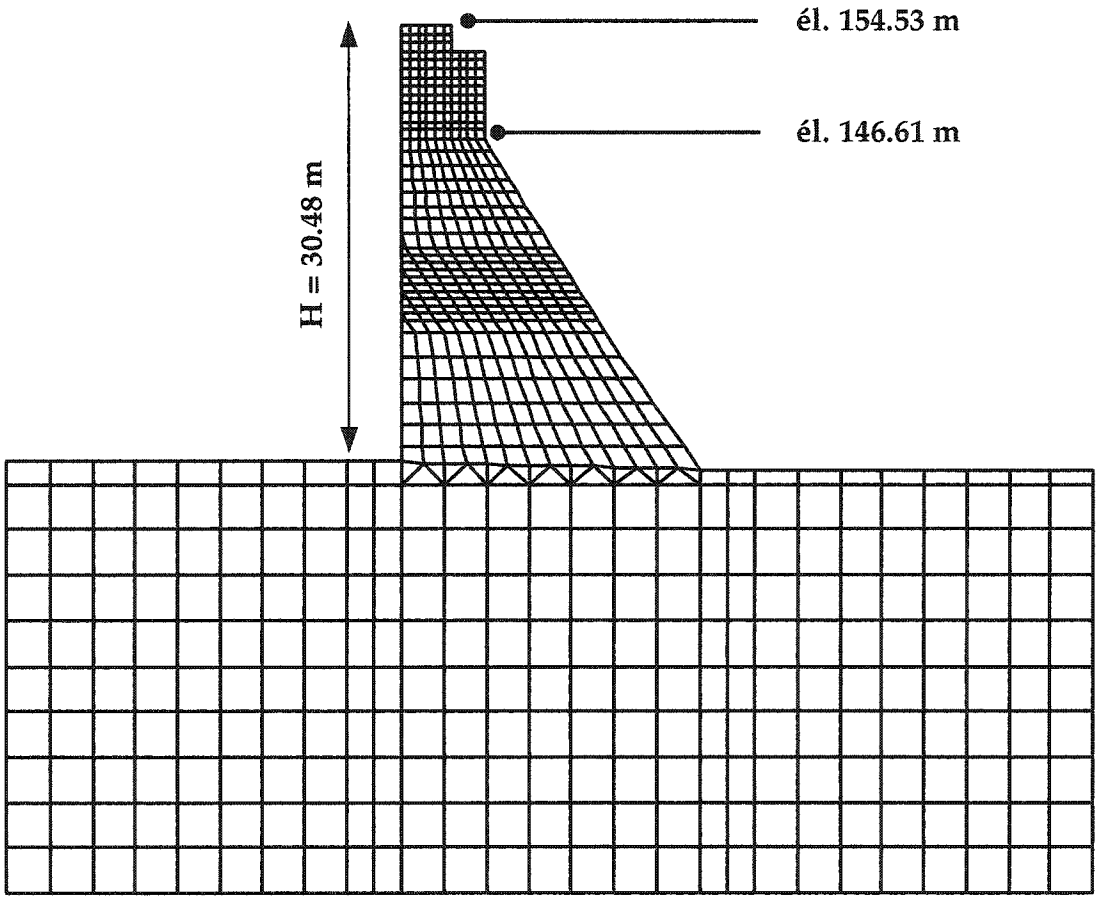


Figure 5.35 Maillage d'éléments finis (adapté de Roberge 2002).

La section considérée du barrage a été décrite à la section 5.7.3 du présent chapitre. Le maillage étudié (Figure 5.35) est formé de 783 nœuds ainsi que de 703 éléments. Le maillage est formé de quadrilatères : rectangle, carré, trapèze. Pour les analyses de transfert de chaleur, le modèle est formé d'éléments plans à quatre nœuds ayant un seul degré de liberté par nœud soit la température. Les analyses thermiques de transfert de chaleur ont été faites en considérant les conditions frontières décrites à la section 5.7.3. La température extérieure utilisée est l'approximation sinusoïdale (Figure 5.25), qui correspond à la température de l'air ambiant augmentée de 5 °C pour tenir compte du rayonnement solaire. La distribution de température considérée pour l'eau du réservoir est celle utilisée par Veilleux (1992) et illustrée par la Figure 5.23. Le réservoir est divisé en quatre niveaux où la température est considérée uniforme (Figure 5.24). Les effets de convection et de radiations thermiques ne sont pas pris en compte dans la présente analyse. Pour comparer les résultats obtenus avec les éléments de poutres 2D, une hypothèse de contrainte planaire a été faite. De même pour comparer les déplacements obtenus avec les deux types d'éléments (éléments de poutre et éléments finis), une hypothèse de fondation fixe est adoptée pour le modèle d'éléments finis comme pour le modèle de poutre (section 5.8.1), ce qui permet d'obtenir, pour les deux modèles des déplacements absolus par rapport à la fondation (fixe). Pour le modèle d'éléments finis, un coefficient de diffusivité élevé est considéré afin de ne permettre aucun transfert de chaleur au niveau de la fondation. L'analyse thermique de transfert de chaleur est fait en régime transitoire sur une période de trois (3) ans avec un pas de temps de un (1) jour. Les résultats sont obtenus pour la troisième année où le régime permanant est atteint. Les Figures 5.36 et 5.37 illustrent respectivement la distribution de la température dans le modèle d'éléments finis 2D pour le 1er janvier et le 1er juillet. Le 1er janvier (Hiver) la température maximale au centre du barrage atteint plus de 7 °C alors que la température extérieure est de – 10 °C. Contrairement, le 1er juillet (Été), la température au centre (3.108 °C) du barrage est plus froide que la paroi aval (22.985 °C). On peut remarquer que la température au cœur du barrage varie peu au cours de l'année.

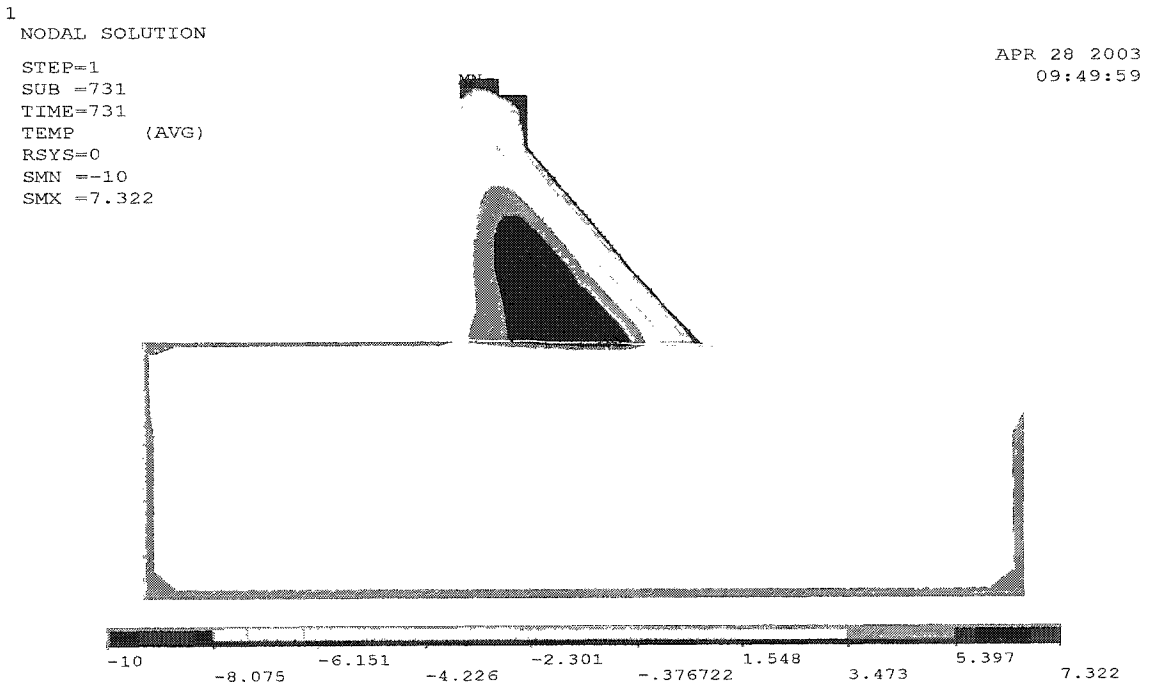


Figure 5.36 Distribution de la température le 1er janvier.

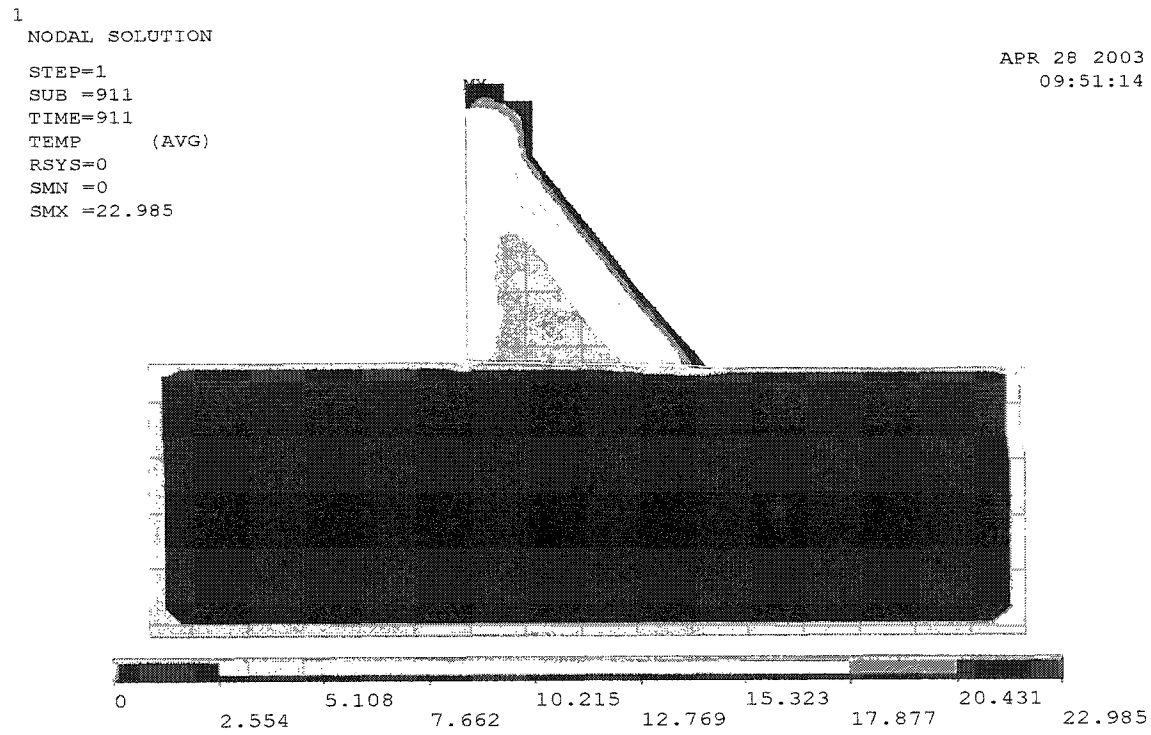


Figure 5.37 Distribution de la température le 1er juillet.

Les Figures 5.38 et 5.39 illustrent les déplacements du barrage-poids rive gauche La Tuque le 1er janvier (Hiver) et le 1er juillet (Été) pour le modèle d'éléments finis (ANSYS). On remarque, qu'en hiver le barrage se déplacement vers l'aval par contre en été, il se déplace vers l'amont. Ceci dépend essentiellement de la direction de la courbure de la section (β, **[5.36]**).

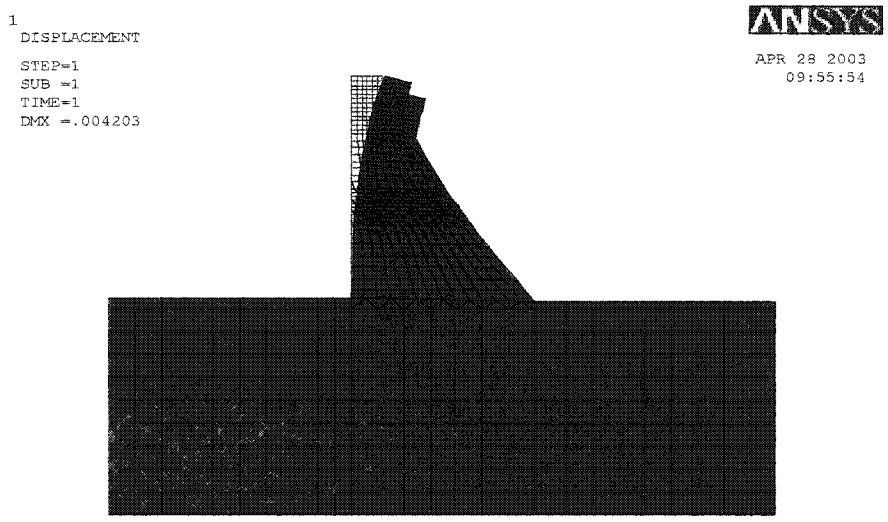


Figure 5.38 Déplacement du barrage-poids La Tuque le 1er janvier.

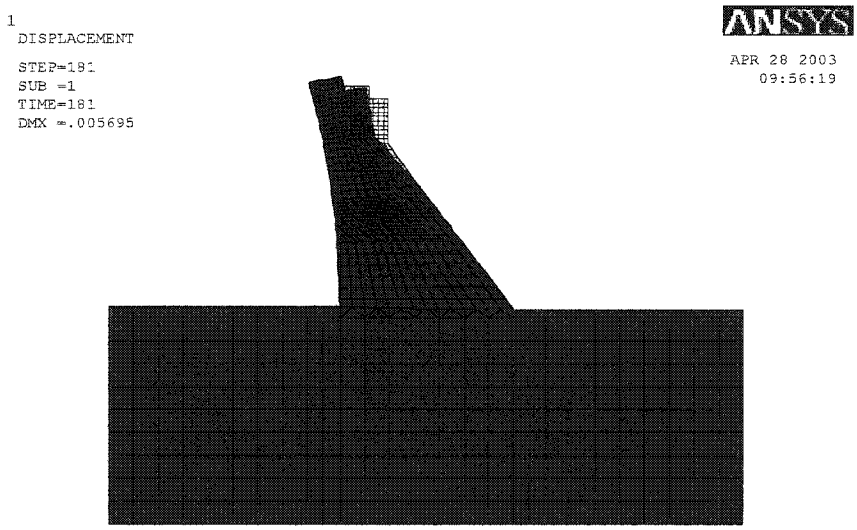


Figure 5.39 Déplacement du barrage-poids La Tuque le 1er juillet.

Pendant l'hiver les fibres amont du barrage s'allongent puisqu'elles sont soumises à une augmentation de température (réservoir chaud) et les fibres aval se raccourcissent (air frais). Pendant l'été le phénomène inverse se produit, c'est à dire les fibres de la face aval s'allongent puisqu'elles sont soumises à une augmentation de température (température de l'air ambiant augmentée du rayonnement solaire) alors que les fibres amont se raccourcissent. Ce qui fait qu'en hiver le barrage se déplace vers l'aval et vers l'amont en été (Figure 5.40).

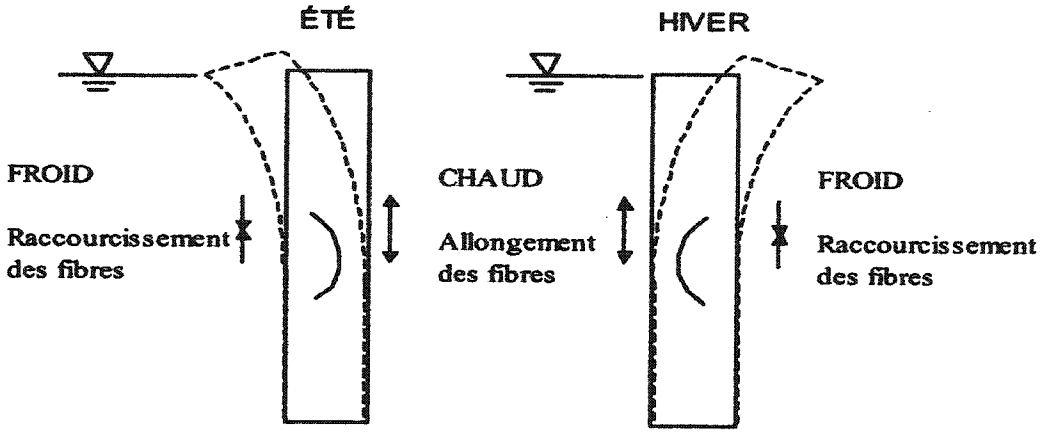


Figure 5.40 Déplacement d'un barrage selon la température saisonnière (Côté 2001).

Le déplacement du barrage causé par les variations saisonnières de température a été calculé le 1er de chaque mois pour la troisième année (régime permanent). Les déplacements obtenus (éléments finis) sont comparés avec ceux d'éléments de poutre 2D. Les Figures 5.41 et 5.42 illustrent les déplacements obtenus pour la crête (élévation 154.53 m) et au niveau du changement d'angle (élévation 146.61 m) du barrage. Les Tableaux 5.5, 5.6, 5.7, et 5.8 donnent les valeurs obtenues pour les déplacements ainsi que la comparaison des déplacements des deux modèles. On peut bien remarquer que les déplacements obtenus pour les deux modèles sont très semblables malgré une légère différence entre les valeurs. Les déplacements étant exprimer en mm ces différences ne sont pas trop significatives.

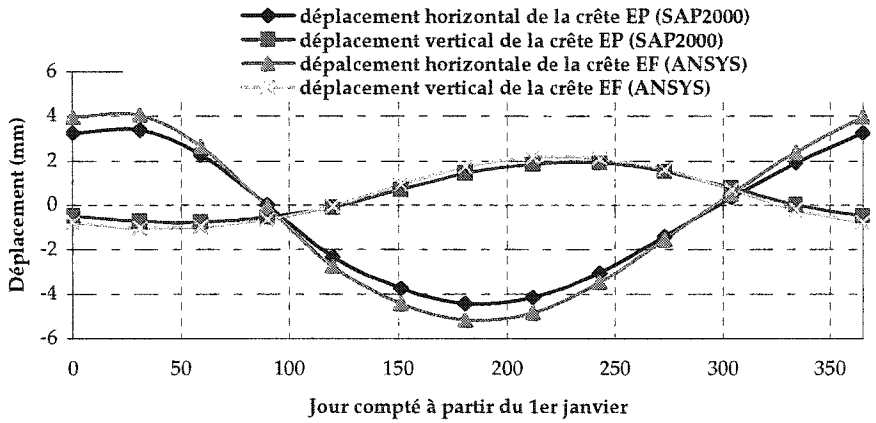


Figure 5.41 Déplacements a l'élévation.154.53 m; comparaisons ANSYS/SAP2000

Tableau 5.5 Déplacement amont-aval DY (mm) de la crête; comparaisons entre les résultats d'éléments finis (ANSYS) et les éléments de poutres (SAP2000).

Temps (Jrs)	ANSYS DY (mm)	SAP 2000 DY (mm)	Différence ΔDY (mm)	Différence %
0	3.9653	3.2505	0.7148	18.03
31	4.0285	3.3697	0.6588	16.35
59	2.6568	2.2734	0.3834	14.43
90	-0.0812	0.0054	-0.0866	106.65*
120	2.7671	-2.3128	-0.4543	16.42
151	-4.4469	-3.7762	-0.6707	15.08
181	-5.1900	-4.4442	-0.7458	14.37
212	-4.8570	-4.1846	-0.6724	13.84
243	-3.4872	-3.0464	-0.4409	12.64
273	-1.5482	-1.4125	-0.1356	8.76
304	0.4877	0.3217	0.1660	34.04
334	2.3659	1.88755	0.4903	20.73
365	3.9653	3.2505	0.7148	18.03

* Statistique près de zéro, pas très significative.

Tableau 5.6 Déplacement vertical DZ (mm) de la crête; comparaisons entre les résultats d'éléments finis (ANSYS) et les éléments de poutres (SAP2000).

Temps (Jrs)	ANSYS	SAP 2000	Différence	Différence
	DZ (mm)	DZ (mm)	ΔDZ (mm)	%
0	-0.7866	-0.4996	-0.2869	36.48
31	-1.0338	-0.7469	-0.2869	27.75
59	-0.9769	-0.7520	-0.2249	23.03
90	-0.6493	-0.5488	-0.1005	15.47
120	-0.0428	-0.1028	0.0560	-140.18*
151	0.8866	0.6752	0.2114	23.85
181	1.6822	1.4052	0.2770	16.46
212	2.1431	1.8395	0.3036	14.17
243	2.1036	1.8800	0.2236	10.63
273	1.5889	1.5044	0.8448	5.32
304	0.6877	0.7715	-0.0838	-12.19
334	-0.2151	-0.0039	-0.2112	98.19*
365	-0.7866	-0.4996	-0.2869	36.48

*Statistique près de zéro, pas très significative.

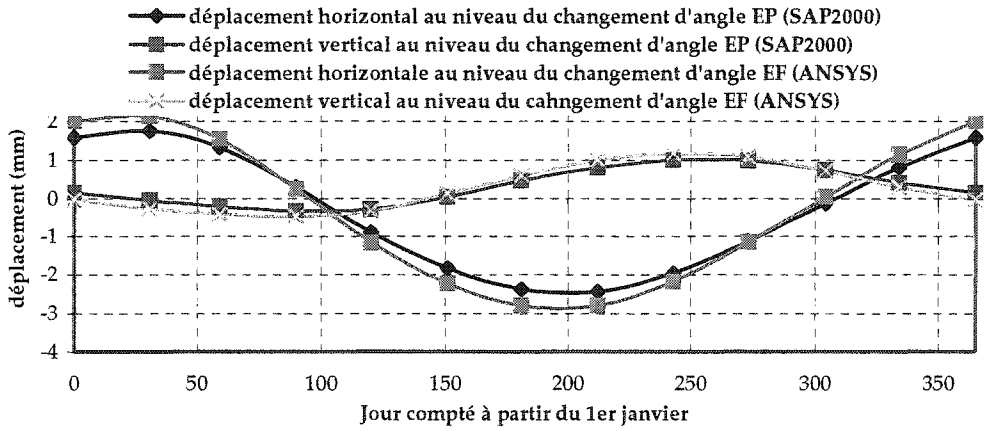


Figure 5.42 Déplacements à l'élévation146.61 m; comparaisons ANSYS/SAP2000.

Tableau 5.7 Déplacement amont-aval DY (mm) au changement d'angle; comparaisons entre les résultats d'éléments finis (ANSYS) et les éléments de poutres (SAP2000).

Temps (Jrs)	ANSYS	SAP 2000	Différence	Différence
	DY (mm)	DY (mm)	ΔDY (mm)	%
0	2.0086	1.5732	0.4354	21.68
31	2.1400	1.7624	0.3776	17.64
59	1.5407	1.3327	0.2080	13.50
90	0.2383	0.2965	-0.0582	-24.43
120	-1.1697	-0.8926	-0.2771	23.69
151	-2.2332	-1.8287	-0.4045	18.11
181	-2.8126	-2.33819	-0.4306	15.31
212	-2.8012	-2.4334	-0.3678	13.13
243	-2.1726	-1.9646	-0.2080	9.57
273	-1.1466	-1.1360	-0.0106	0.92
304	0.0376	-0.1392	0.1768	470.24*
334	1.1290	0.7867	0.3423	30.32
365	2.0086	1.5732	0.4354	21.68

* Statistique près de zéro, pas très significative.

Tableau 5.8 Déplacement vertical DZ (mm) au changement d'angle; comparaisons entre les résultats d'éléments finis (ANSYS) et les éléments de poutres (SAP2000).

Temps (Jrs)	ANSYS	SAP 2000	Différence	Différence
	DZ (mm)	DZ (mm)	ΔDZ (mm)	%
0	-0.0292	0.1521	-0.1813	620.95*
31	-0.2701	-0.0563	-0.2138	79.15
59	-0.4142	-0.2124	-0.2018	48.73

90	-0.4747	-0.3312	-0.1434	30.22
120	-0.3309	-0.2912	-0.0397	12.00
151	0.1137	0.03684	0.0768	67.59
181	0.5949	0.4515	0.1407	23.66
212	0.9891	0.7889	0.2002	20.24
243	1.1646	0.9875	0.1771	15.20
273	1.0716	0.9698	0.1018	9.50
304	0.7129	0.7235	-0.0106	-1.48
334	0.2814	0.3877	-0.1063	-37.77
365	-0.0292	0.1521	-0.1813	620.95*

* Statistique près de zéro, pas très significative.

En général selon les Figures 5.41 et 5.42 et les Tableaux 5.5 à 5.8. On peut conclure que le modèle de poutre peut être utilisé pour une première bonne approximation des déplacements causés par les variations saisonnières de température pour un barrage-poids calculées par éléments finis. Cependant on remarque parfois des écarts importants entre les résultats d'éléments finis et ceux du modèle de poutre tout particulièrement lorsque les déplacements calculés par éléments finis sont proches de zéro. Les différences entre les deux types de modèles (poutres et éléments finis) ne sont alors pas significatives.

5.9. Application au barrage-poids Chute-du-Diable

Le modèle de poutre 2D est appliqué à la section du barrage-poids Chute-du-Diable appartenant à la société Alcan (Figure 5.43) pour déterminer le déplacement amont-aval de la crête causé par les variations saisonnières de température. La section est instrumentée à l'aide d'un pendule inversé (PDBAC-1). Les niveaux altimétriques du réservoir, les déplacements de la crête et les températures de l'air pour la période du 17 décembre 1996 au 1er septembre 2000 ont été mis à notre disposition. La section du barrage est divisée en treize éléments de poutres 2D à inerties variables (Figure 5.44). Les éléments 1 à 10 ont une hauteur de 3320 mm, les éléments 11 et 12 ont chacun une hauteur de 2800 mm et l'élément 13 une hauteur de 2000 mm. Les conditions frontières, barrage-réservoir et barrage-air (Figure 5.46) sont définis pour chacun des éléments de poutre. Une hypothèse de frontière adiabatique est faite à la frontière barrage-fondation. Les propriétés thermomécaniques utilisées pour le béton et la fondation sont données au Tableau 5.2.

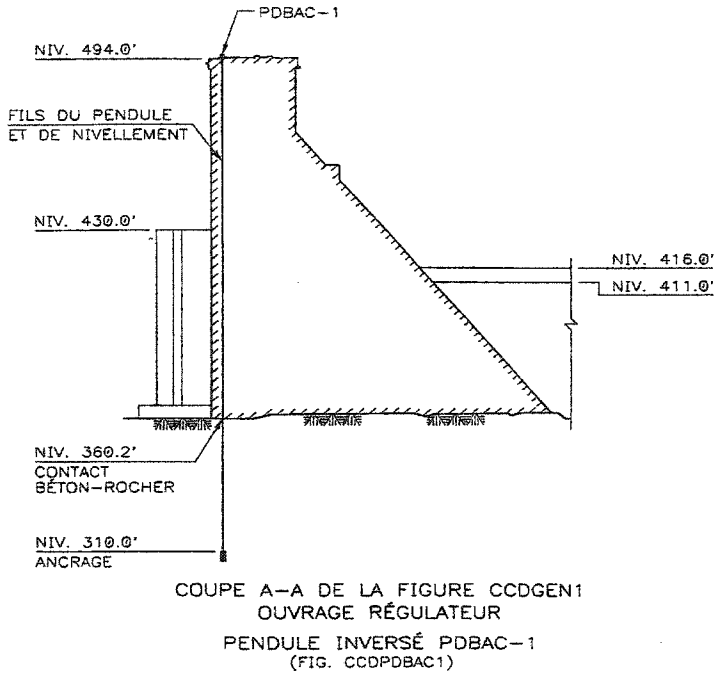


Figure 5.43 Section Transversale du barrage-poids Chute-du-Diable.

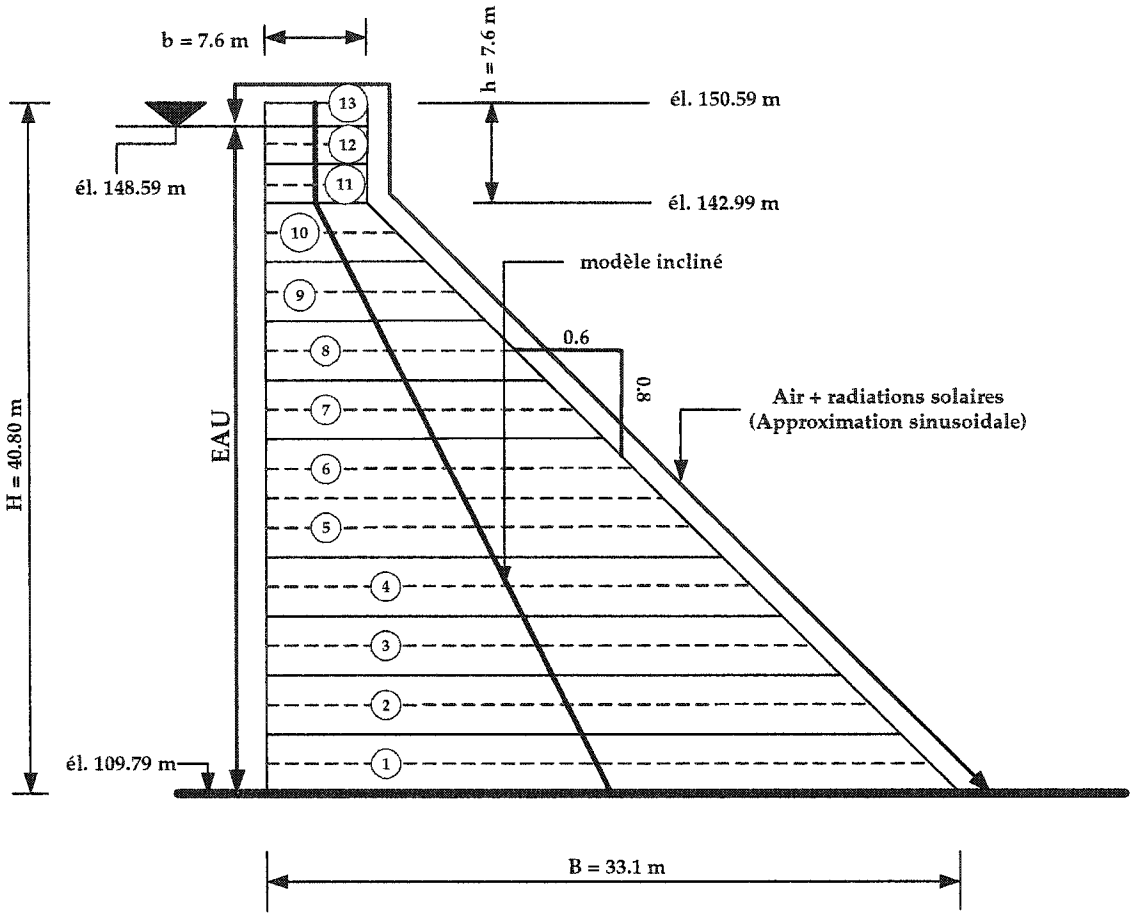


Figure 5.44 Modèle de poutre du barrage-poids Chute-du-Diable.

Les phénomènes de convection thermique sont pris en compte en introduisant une épaisseur fictive de béton qui à le même effet que la convection et qui est donnée par :

$$t_c = \frac{k_B}{h_c} \qquad [5.7]$$

où :

k_B : conductivité thermique du béton (W/m-°C);

h_c : coefficient de convection (W/m^2-°C).

Le coefficient de convection (h_c) est fonction de la vitesse du vent (w). La vitesse du vent dans la localité de Arvida (Québec) avec une latitude de 48°26'N, une longitude de 071°10'O et une élévation de 102 m en altitude à été choisie pour déterminer la vitesse du vent au niveau du barrage-poids Chute-du-Diable (Figure 5.45). La face aval du barrage est orientée sud-est (SE) et la vitesse moyenne annuelle du vent dans cette direction est de **16.3 Km/h**, soit **4.53 m/s**. La relation [5.6] a été utilisée pour calculer la valeur du coefficient de convection (h_c) à partir de la vitesse du vent (w). Pour le barrage-poids Chute-du-Diable, la conductivité thermique (k_B) du béton et le coefficient de convection (h_c) ont été pris égale à $\mathbf{k_B}$ = **45.83 W/m-°C** et $\mathbf{h_c}$ = **22.91W/m^2-°C**. Ce qui donne une épaisseur fictive de **2.00 m**.

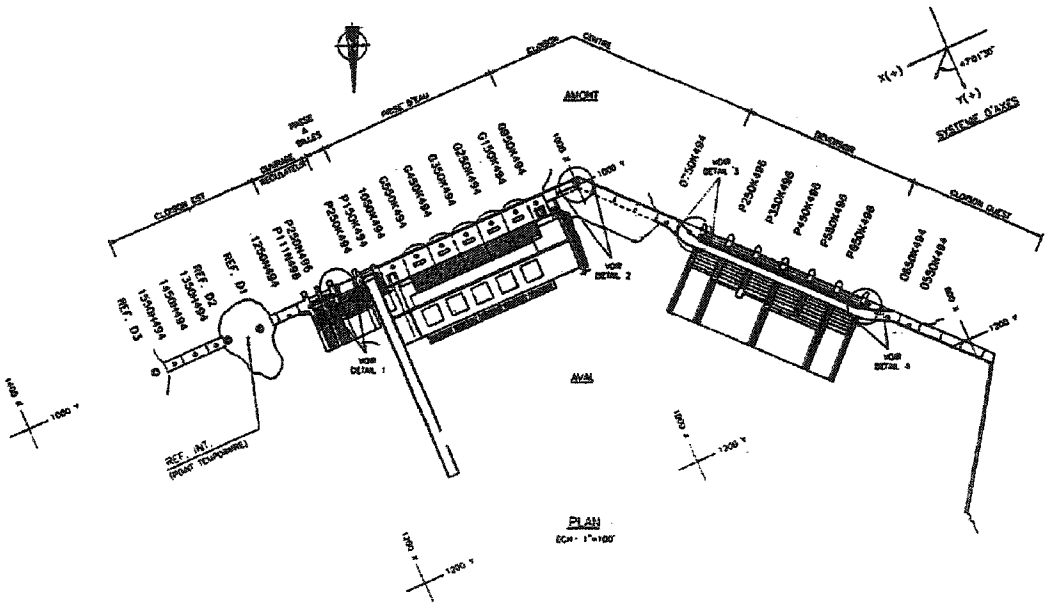


Figure 5.45 Aménagement Chute-du-Diable.

Le calcul thermique est alors effectué avec une section effective t_E (Léger 2001) :

$$t_E = t_B + t_C \qquad [5.8]$$

avec :

t_c : épaisseur fictive du béton (m);

t_B : épaisseur de la section considérée du barrage (m).

L'approximation sinusoïdale **[5.33]** (section 5.7.3) adoptée de Tarbox (1977) est utilisée pour approximer la température ambiante de l'air mesurée sur le site augmentée de 3 °C (radiations solaires (***annexe 4***)) pour une année typique. La Figure 5.46 illustre les conditions frontières barrage-air.

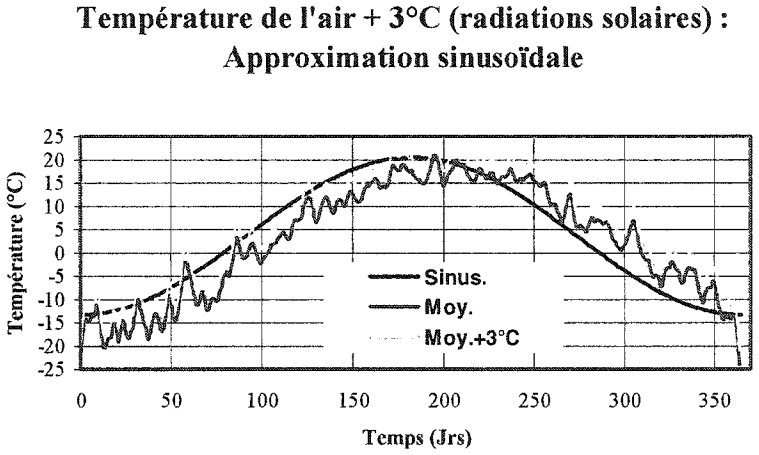


Figure 5.46 Température de l'air ambiant plus radiation solaire (Chute-du-Diable).

Les constantes T_{max}, T_{min}, T_{mean} et A ont été calculées à partir des températures moyennes mensuelles en considérant une année typique. Les valeurs suivantes sont considérées pour les constantes : T_{max} = 20.48 °C, T_{min} = -13.34 °C et T_{mean} = 3.57 °C. Pour TADAM (Figure 5.47), les valeurs suivantes sont considérées pour les constantes; A_0 = 3.57 °C (valeur moyenne), A_1 = 16.91 °C (amplitude) et d_2 = 2190 h (décalage). L'équation **[5.33]** s'écrit :

$$T_a(t) = 3.57 + 16.91 \sin(\omega t - \pi/2) \quad \text{avec} \quad \omega = \frac{2\pi}{8760} = \frac{2\pi}{365} \qquad [5.40]$$

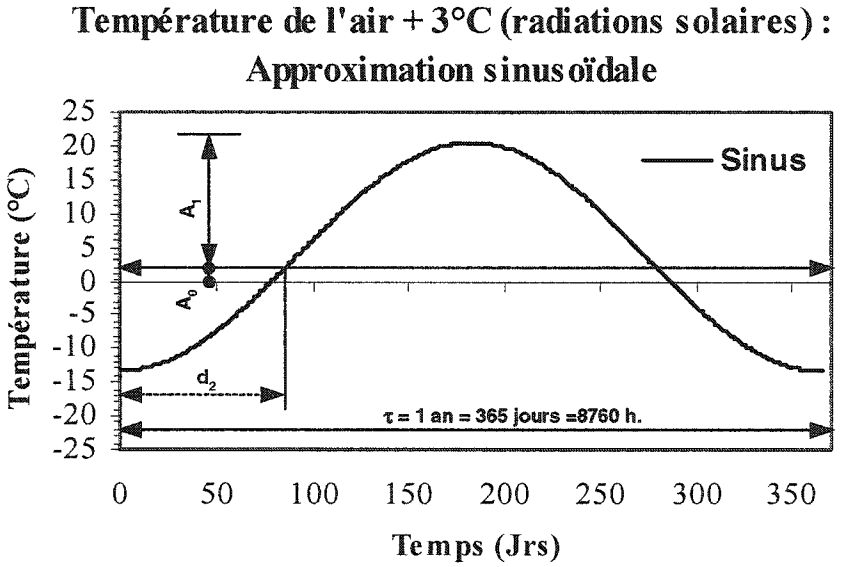


Figure 5.47 Approximation sinusoïdale de la température extérieure.

Les conditions frontières ayant été définies pour chacun des treize éléments de poutre de longueur L_i. On détermine l'évolution transitoire du champ de température pour chacun des éléments de poutre ainsi que sa décomposition en gradient de température uniforme T_m, linéaire T_d et non linéaire T_n à l'aide du logiciel TADAM. Les déplacements sont par la suite calculés en considérant seulement les gradients uniforme T_m et linéaire T_d de température ainsi que la température de référence $T_{réf}$ = 4 °C (état de zéro contrainte). Le logiciel SAP2000 a été utilisé pour calculer les douze déplacements. Les fichiers d'entrée sont présentés à ***l'annexe 7***. Les douze déplacements calculés à l'aide de SAP2000 sont donnés dans le Tableau 5.9 et illustrés à la Figure 5.48. Ces déplacements seront par la suite comparés et calibrés à partir de résultats du modèle statistique H.S.T. (Hydrostatique-Saison-Temps) appliqué aux mesures réelles du pendule en considérant, les effets thermiques obtenus suite à la séparation des effets hydrostatiques, thermiques saisonniers et du temps (section 5.11).

Tableau 5.9 Valeurs du déplacement en crête du barrage calculé par SAP2000 (Chute-du-Diable).

Date	Déplacement (mm)
0	2.836
31	3.012
59	2.507
90	1.274
120	-0.004
151	-0.540
181	-0.616
212	-0.284
243	0.3353
273	1.057
304	1.627
334	2.116
365	2.836

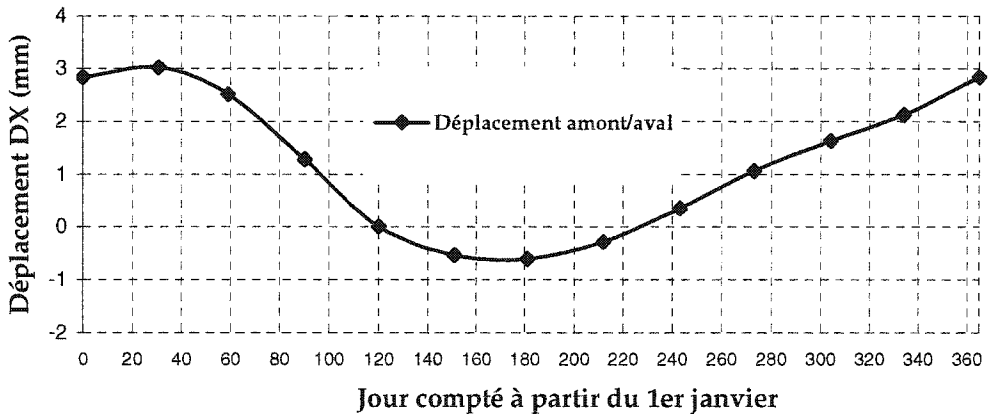


Figure 5.48 Déplacement thermique de la crête du barrage-poids Chute-du-Diable calculé par TADAM plus SAP2000.

5.10. Effet combiné réservoir et température

Il s'agit dans cette section, de calculer les déplacements amont-aval du barrage-poids Chute-du-Diable (Figure 5.43) causés essentiellement par l'effet combiné des chargements hydrostatique (poussée du réservoir) et thermique (variations saisonnières de température) en utilisant des éléments de poutres 2D. Les déplacements sont calculés à l'aide du logiciel SAP 2000. Le modèle utilisé est celui décrit à la section précédente (Figure 5.44), en considérant cette fois ci, quatorze éléments (prise en compte de la fluctuation du réservoir) et une fondation flexible au lieu d'une fondation fixe. En effet, une hypothèse de fondation fixe diminue les déplacements en crête du barrage sous l'effet du chargement hydrostatique alors qu'une une hypothèse de fondation flexible donne des déplacements en crête en fonction de la rigidité de la fondation. La flexibilité de la fondation est prise en compte en introduisant dans le modèle déterministe (modèle de poutre 2D) de calcul, les constantes de rigidité de ressorts (Hambly 1991) suivantes :

- *Rigidité verticale* $$K_v = \frac{2.5 G_r A^{0.5}}{(1-\nu)} \quad [5.41]$$
- *Rigidité horizontale* $$K_H = 2 G_r (1+\nu) A^{0.5} \quad [5.42]$$
- *Rigidité rotationnelle* $$K_{rot} = \frac{2.5 G_r Z}{(1-\nu)} \quad [5.43]$$

avec : $$G_r = \frac{E_r}{2(1+\nu)} \quad [5.44]$$

où :

G_r = module de cisaillement du roc de la fondation,

E_r = module d'élasticité du roc de la fondation,

ν = coefficient de Poisson du roc de la fondation,

A = aire de la fondation ($A = b \times d$, b = 1000 mm (épaisseur unitaire) et d = 33100 mm)

Z= module de section de la fondation ($Z = (b \times d^2)/6$).

En considérant le Tableau 5.2 (propriétés thermomécaniques adoptées pour Chute-du-Diable), on a pour le roc de la fondation :

- module d'élasticité $\mathbf{E_r} = 50000$ Mpa $= 50$ kN/ mm^2,
- coefficient de Poisson $\upsilon = 0.3$.

Les constantes de rigidité des ressorts, pour $\mathbf{A} = (1000)\ (33100) = 331 \times 10^5$ mm^2, $\mathbf{Z} = (1000) \times (33100)^2 / 6 = 182.6 \times 10^9$ mm^3 et $\mathbf{G_r} = (50/ (2\ (1+0.3))) = 19.23$ kN/ mm^2 sont :

- $K_H = 287.651 \times 10^3$ kN/ mm,
- $K_V = 395.126 \times 10^3$ kN/ mm,
- $K_{rot} = 1.254 \times 10^{13}$ kN.mm.

Comme pour la température, la charge hydrostatique est appliquée sur chaque élément de poutre du modèle en fonction du niveau d'eau dans la retenue. La pression hydrostatique est donnée par l'équation suivante :

$$\mathbf{P_H = h \cdot \gamma_w \cdot d} \qquad \textbf{[5.45]}$$

où :

P_H = pression hydrostatique

h = hauteur d'eau au dessus du point considéré

d = largeur unitaire = 1 m = 1000 mm

γ_w = poids volumique de l'eau = 9.81 kN/m^3

Pour l'effet de la charge hydrostatique, les calculs sont faits avec les niveaux de réservoir pour l'année 1999 en considérant le niveau du réservoir le 1er de chaque mois de l'année (Tableau 5.10). Le réservoir fluctue (Figure 5.49) très peu au cours de cette année, sa valeur moyenne est de 148.41 m, les niveaux maximum et minimum sont de 148.51 m et 147.10 m.

Tableau 5.10 Niveaux altimétriques du réservoir pour l'année 1999.

Date	Niveau altimétrique du réservoir (m)
1er janvier	148.45
1er février	148.46
1er mars	148.46
1er avril	148.37
1er mai	148.46
1er juin	148.46
1er juillet	148.23
1er août	148.46
1er septembre	148.26
1er octobre	148.24
1er novembre	148.46
1er décembre	148.51

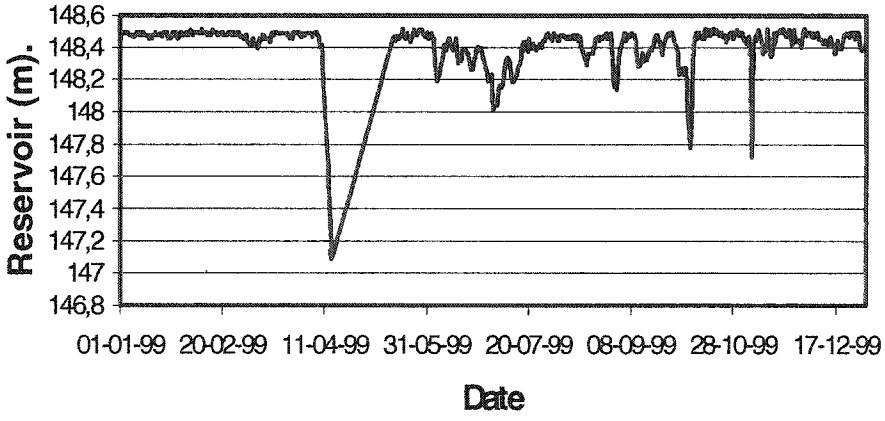


Figure 5.49 Élévation altimétrique du réservoir Chute-du-Diable.

Le fond du réservoir étant à l'élévation 109.79 m, les hauteurs (h) d'eau suivantes (Tableau 5.11) sont utilisées pour le calcul de l'effet hydrostatique :

Tableau 5.11 Hauteur d'eau (h) le 1er de chaque mois de l'année 1999.

Date	Hauteur d'eau (m)
1er janvier	38.66
1er février	38.67
1er mars	38.67
1er avril	38.58
1er mai	38.67
1er juin	38.67
1er juillet	38.44
1er août	38.67
1er septembre	38.47
1er octobre	38.45
1er novembre	38.67
1er décembre	38.72

On calcule tout d'abord le déplacement de référence pour la poussée hydrostatique, ceci pour tenir compte du zéro (référence) lors du l'installation du pendule. En effet, la poussée hydrostatique était déjà là lors de l'installation du pendule ce qui fait qu'on a des déplacements (relatifs) hydrostatiques seulement pour des variations de niveau par rapport à une référence (origine). Cette référence est prise égale 38.8 m (élévation 148.59 m) dans le présent calcul. Les fichiers d'entrée pour le calcul des déplacements absolus dus à l'effet hydrostatique et les déplacements thermiques le 1er de chaque mois de l'année 1999 sont présentés à ***l'annexe 8***. On calcule par la suite les déplacements relatifs de l'effet hydrostatique par rapport à la référence en utilisant l'expression suivante :

$$\Delta_{\text{rélatif}} = \Delta_{\text{absolu}} - \Delta_{\text{référence}} \qquad [5.46]$$

Le déplacement de référence pour l'effet hydrostatique obtenu avec la hauteur d'eau h = 38.8 m est de 1.748 m. Le Tableau 5.12 présente les douze déplacements relatifs pour l'effet hydrostatique, les déplacements des effets thermiques et de l'effet combiné du réservoir et de la température. La Figure 5.50 illustre quant à elle les déplacements thermiques, hydrostatiques et les déplacements de l'effet combiné du réservoir et de la température. Ces déplacements seront par la suite comparés à ceux obtenus avec le modèle statistique H.S.T. (Hydrostatique-Saison-Temps) en considérant, le déplacement total calculé par le modèle H.S.T., et les effets hydrostatiques et thermiques obtenus suite à la séparation des effets hydrostatiques et thermiques saisonniers (section 5.11).

Tableau 5.12 Valeurs des déplacements en crête du barrage SAP2000.

Date	Déplacements relatifs (mm)	Déplacements thermiques (mm)	Déplacements effet combiné (mm)
0	-0.0259	2.836	2.8101
31	-0.0241	3.012	2.9879
59	-0.0241	2.507	2.4831
90	-0.0404	1.274	1.2334
120	-0.0241	-0.004	-0.0281
151	-0.0241	-0.540	-0.5639
181	-0.0654	-0.616	-0.6817
212	-0.0241	-0.284	-0.3084
243	-0.0601	0.3353	0.2929
273	-0.0636	1.057	0.9934
304	-0.0241	1.627	1.6034
334	-0.0150	2.116	2.1006
365	-0.0259	2.836	2.8101

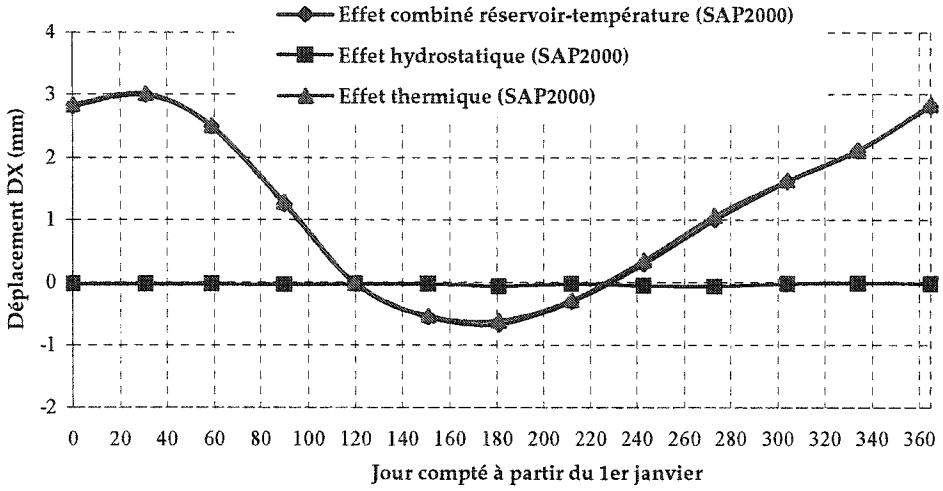


Figure 5.50 Déplacements du barrage-poids Chute-du-Diable calculés par TADAM et SAP2000 sous l'effet de la charge hydrostatique et thermique.

5.11. Comparaisons modèle statistique et déterministe

Dans la présente section, on applique le modèle statistique H.S.T. (Hydrostatique-Saison-Temps) au barrage-poids Chute-du-Diable (Figures 5.43 et 5.45) pour déterminer le déplacement amont-aval de la crête du barrage. Ce déplacement calculé par le modèle statistique est ensuite comparé à celui obtenu à partir du modèle déterministe (5.10) qui considère l'effet combiné réservoir-température. Pour l'élaboration du modèle statistique (H.S.T.) de déplacement du barrage, la composante amont-aval du pendule inversé PDBAC-1 (PDBAC_1Y) est considérée. L'analyse statistique commence le 1er janvier 1997 et la période d'ajustement statistique va jusqu'au 31 décembre 1998 et la période d'extrapolation va jusqu'au 31 décembre 1999. Les niveaux maximum et minimum du réservoir en condition d'exploitation normale sont respectivement de 172.24 m et 165.36 m. On effectue deux lectures du pendule PDBAC-1 par jour, soit une lecture à midi et une autre lecture à minuit. Le modèle statistique considéré est le modèle b (modèle considérant seulement les évolutions persistantes (linéaire) du déplacement dans le temps) :

$$F(h,s,t) = C_0 + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s + C_9 t \quad [5.47]$$

où :

- Ci sont des constantes,
- h représente la valeur normalisée du creux du réservoir,
- s est variable de **0** à **360** degrés du 1er janvier au 31 décembre,
- t est le temps écoulé depuis une origine qui fixe le début présumé de l'effet irréversible.

Les valeurs des coefficients de régression C_i sont données au Tableau 5.11. La Figure 5.51 illustre la période de calibrage-ajustement. La valeur du coefficient de corrélation multiple R est de 0.98.

Tableau 5.13 Valeurs des coefficients de régression.

C_0	-0.3713
C_1	-5.9528
C_2	18.7857
C_3	-21.5562
C_4	8.7631
C_5	1.8958
C_6	1.3092
C_7	0.5612
C_8	0.0053
C_9	-0.0654

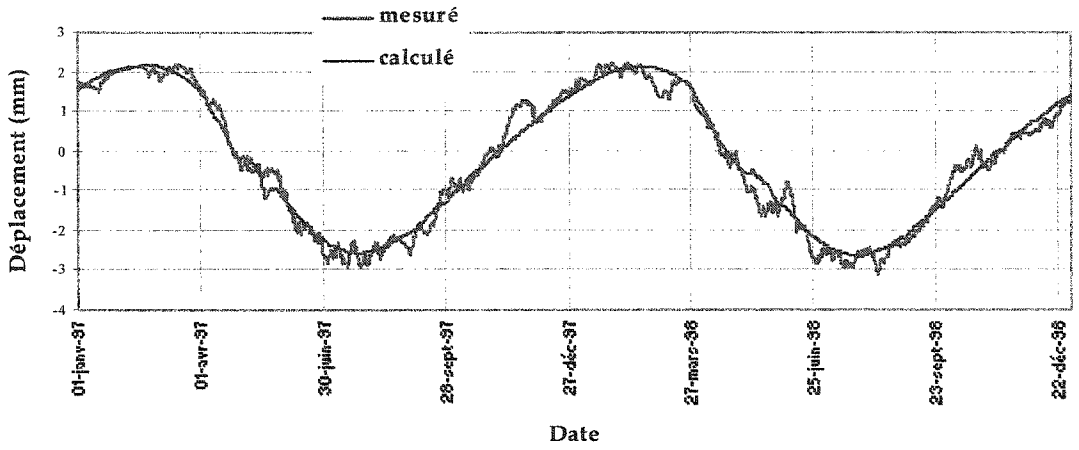


Figure 5.51 Pendule inversé PDBAC-1 : Composante amont/aval. Période de calibrage /ajustement.

La période d'extrapolation ainsi que le fuseau de plausibilité ($y_c \pm 2.5\sigma_r$) des mesures sont illustrés à la Figure 5.52. La séparation des effets hydrostatiques et thermiques saisonniers est illustrée à la Figure 5.53. Les Figures 5.54 et 5.55 illustrent quant à elles, les comparaisons des déplacements amont-aval obtenus pour la crête.

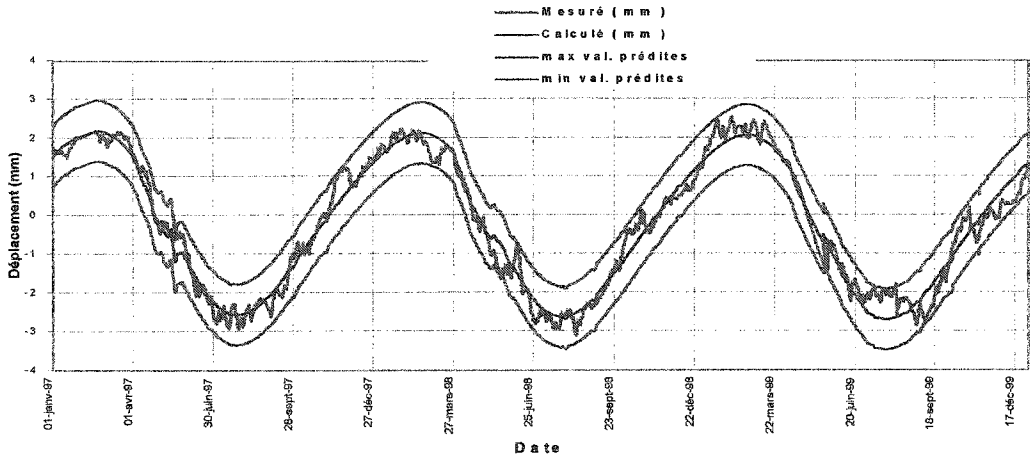


Figure 5.52 Pendule inversé PDBAC-1 : Composante amont/aval. Période d'extrapolation; Fuseau de plausibilité.

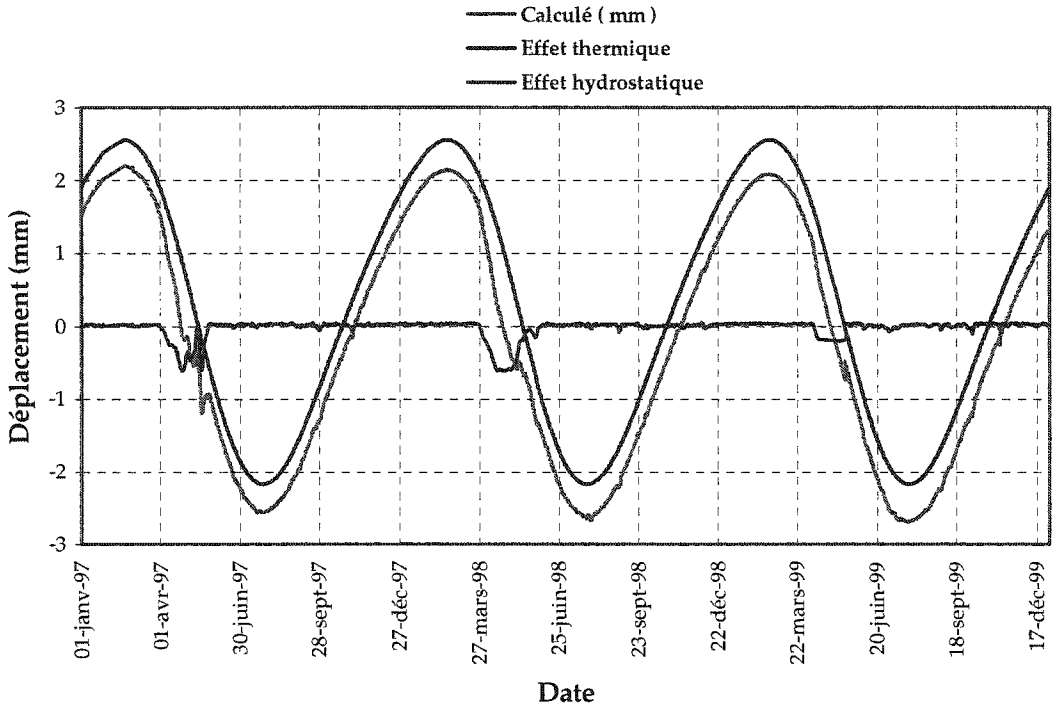


Figure 5.53 Pendule inversé PDBAC-1 : Composante amont/aval. Séparation des effets hydrostatiques et thermiques (modèle H.S.T.).

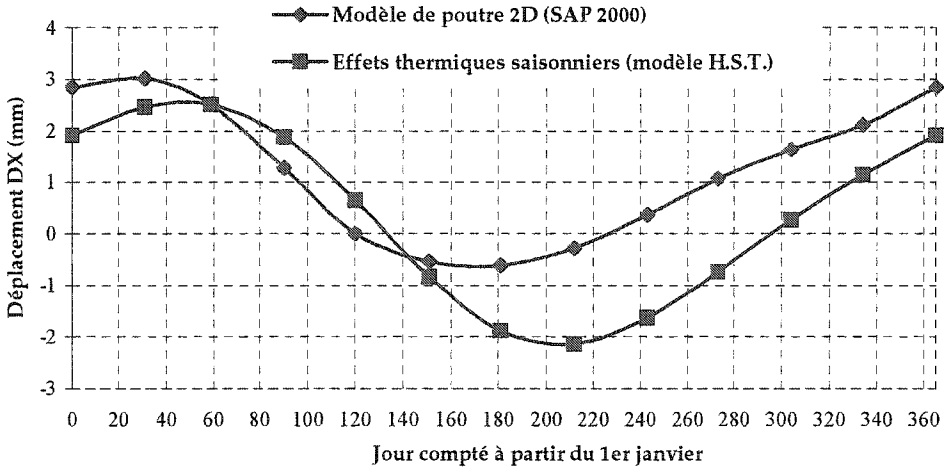


Figure 5.54 Comparaisons du déplacement thermique amont/aval de la crête.

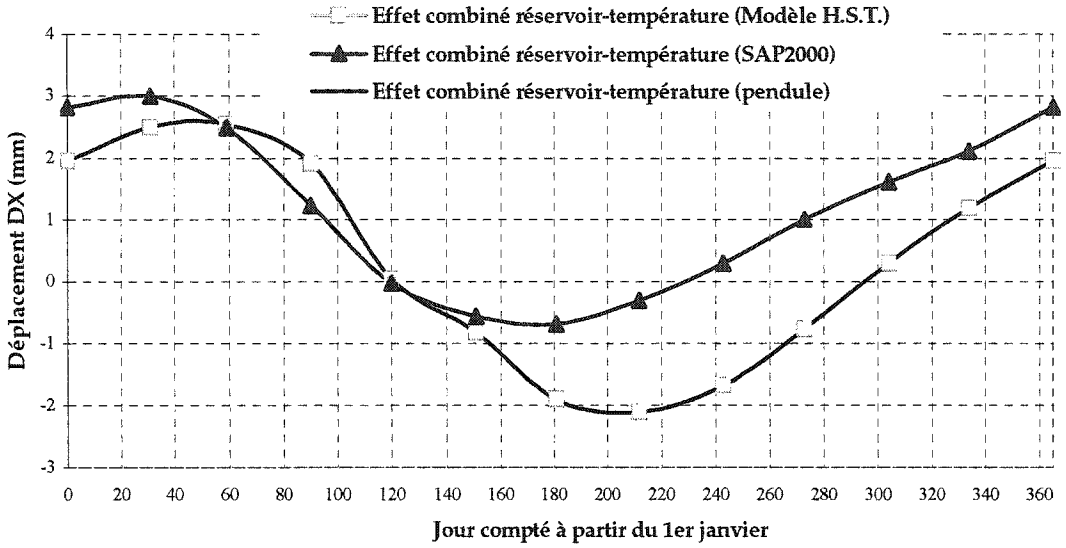


Figure 5.55 Comparaisons du déplacement (effet combiné) amont/aval de la crête.

En comparant, les résultats obtenus avec les deux modèles (modèle statistique H.S.T. (Hydrostatique-Saison-Temps) et le modèle déterministe 2D (modèle de poutre)) pour le déplacement thermique de la crête du barrage-poids Chute-du-Diable, on peut remarquer (Figure 5.54) que les déplacements obtenus avec les deux modèles sont déphasés et d'amplitudes différentes. Cependant, on a une plage de variation "acceptable" pour les déplacements obtenus avec les deux modèles pour la période du 1er janvier au 1er juin. Après cette période, le modèle de poutre 2D donne des déplacements qui sont nettement inférieurs à ceux obtenus avec le modèle statistique H.S.T., qui par contre ont une bonne corrélation avec les déplacements mesurés par le pendule PDBAC-1Y. Les déplacements causés par l'effet hydrostatique étant à la limite négligeables (Figure 5.50), seuls les déplacements causés par les variations saisonnières de température contrôlent le déplacement de la crête du barrage (Figure 5.55). Les déplacements du modèle de poutre sont faibles en été, ces faibles déplacements peuvent être attribué aux hypothèses faites sur les températures de l'eau du réservoir et de l'air notamment au niveau de la prise en compte des effets de

radiations solaires pour cette période. On procède à une calibration de ces chargements à la section 5.12 du présent chapitre.

Les déplacements mesurés sur un barrage sont principalement fonction de ses propriétés thermomécaniques intrinsèques (module d'élasticité (E), coefficient de Poisson (υ), coefficient d'expansion thermique, etc.) et des charges hydrostatiques et thermiques. La rigidité d'un élément est proportionnelle à son module d'élasticité E et le déplacement est inversement proportionnel à la rigidité. Alors un module d'élasticité faible (petit) rend la structure moins rigide et provoque un déplacement plus important. D'autre part les déplacements causés par les variations saisonnières de température sont directement proportionnels au coefficient d'expansion thermique (α). Pour l'effet de la charge hydrostatique, une hypothèse de fondation flexible pour le modèle de poutre 2D a pour effet d'augmenter les déplacements en crête. En effet, les propriétés thermomécaniques utilisées pour le barrage sont celles du barrage-poids Chute-à-Caron. Ainsi, la différence entre les déplacements obtenus avec le modèle de poutre 2D et le modèle statistique H.S.T. pourrait être expliquée par les hypothèses faites sur les propriétés thermomécaniques du barrage et de la fondation (flexible) d'une part et d'autre part sur les hypothèses faites sur les températures de l'eau du réservoir et de l'air (radiations solaires), mais également des ajustements du comportement structural 2D versus 3D. Cependant, les résultats de la Figure 5.55 montrent une concordance acceptable entre les mesures du pendule et le modèle déterministe lors de la période hivernale. On peut donc en déduire que le paramètre α et les chargements thermiques par temps froid (présence d'un couvert de glace) sont acceptables sans considération d'effets 3D non pris en compte par le modèle déterministe. Il reste donc à améliorer les hypothèses de modélisation des conditions thermiques estivales.

5.12. Extrapolation pour des cas de température non vécus par l'ouvrage

Dans cette section, on procède dans un premier temps à une calibration des déplacements causés par les variations saisonnières de température (Figure 5.54) du barrage-poids Chute-du-Diable. Par la suite, on calcule les déplacements thermiques pour deux scénarios de la température de l'air non vécus par l'ouvrage à savoir : (1) les températures minimales extrêmes et (2) les températures maximales extrêmes pour déterminer la réponse structurale.

La calibration des déplacements est faite en augmentant la température de l'air ambiant de 2 °C par l'intermédiaire de l'effet de radiations solaires qui passe de 3 °C à 5 °C et en diminuant la température de l'eau du réservoir de 5°C (20 °C à 15 °C) pour la période de juillet à décembre. Cette hypothèse a pour effet d'augmenter la température (air) à la face aval du barrage et de diminuer la température (eau) à la face amont, ainsi on augmente les déplacements vers l'amont. En effet, les fibres de la face aval s'allongent puisqu'elles sont soumises à une augmentation de température (température de l'air ambiant augmentée du rayonnement solaire) alors que les fibres amont se raccourcissent.

La Figure 5.56 illustre les déplacements thermiques calibrés et non calibrés obtenus avec le modèle de poutre 2D ainsi que le déplacement thermique obtenu avec le modèle H.S.T. La Figure 5.57 quant à elle, illustre les déplacements thermiques causés par l'effet combiné du réservoir et de la température du modèle de poutre 2D en considérant cette fois les déplacements thermiques calibrés et les déplacements de l'effet combiné du réservoir et de la température obtenus à partir du modèle statistique H.S.T. On peut voir que les déplacements mesurés (H.S.T.) et calculés (SAP2000) sont très comparables.

Les données de température de l'air utilisées pour l'extrapolation sont tirées du volume 2 de la série " Normales Climatiques Canadiennes", 1951-1980; notamment les tableaux 5 (Température maximale extrême) et 6 (Température minimale extrême). Les températures considérées constituent une enveloppe des moyennes mensuelles qui sont obtenues à partir de moyennes quotidiennes. On a donc, douze valeurs de température pour une année.

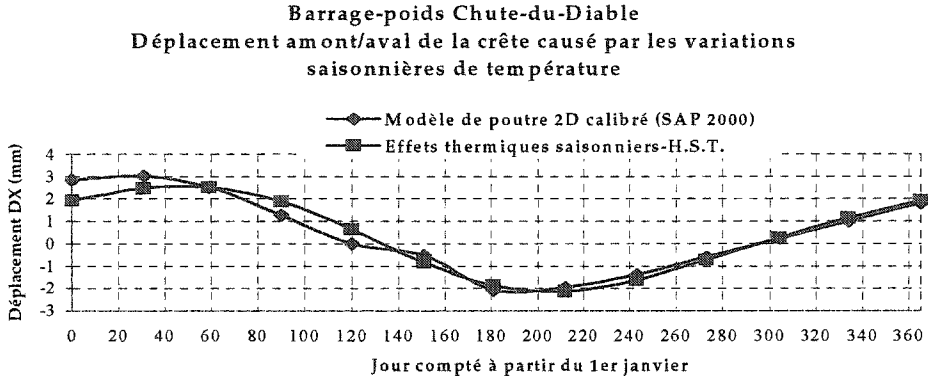


Figure 5.56 Comparaisons des déplacements thermiques calibrés (SAP2000) avec ceux obtenus à partir du modèle statistique H.S.T.

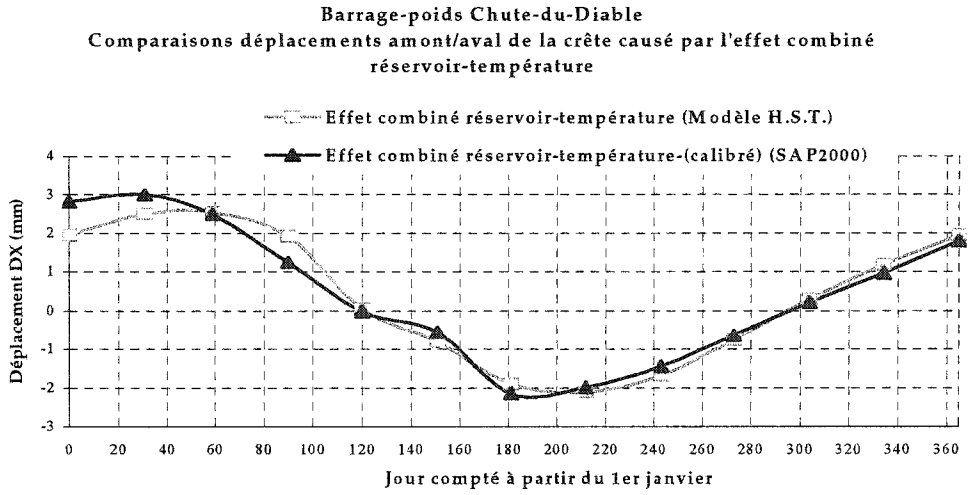


Figure 5.57 Comparaisons des déplacements sous l'effet combiné du réservoir et de la température (calibré) avec ceux obtenus à partir du modèle statistique H.S.T.

Les températures maximales et minimales extrêmes pour Chute-du-Diable sont données au Tableau 5.14. Les conditions frontières barrage-air pour les deux cas sont présentées aux les Figures 5.58 et 5.59.

Tableau 5.14 Chute-du-Diable : Températures maximales extrêmes et températures minimales extrêmes augmentées de l'effet des radiations solaires.

Temps *h*	Température maximale extrême *°C*	années	Température maximale extrême + radiations solaires (5 °C) *°C*	Température minimale extrême *°C*	années	Température minimale extrême + radiations solaires (5 °C) *°C*
0	7.2	1924	12.2	-48.3	1923	-43.3
745	10	1924	15	-46.1	1924	-41.1
1417	13.3	1926	18.3	-37.8	1926	-32.8
2161	22.8	1924	27.8	-30	1924	-25
2881	31.1	1923	36.1	-11.1	1924	-6.1
3625	33.3	1925	38.3	-1.1	1923	3.9
4345	36.7	1926	41.7	3.3	1926	8.3
5089	33.3	1925	38.3	1.1	1925	6.1
5833	30	1925	35	-5	1926	0
6553	23.9	1925	28.9	-11.1	1923	-6.1
7297	16.7	1926	21.7	-25	1926	-20
8017	11.1	1926	16.1	-41.7	1926	-36.7
8760	7.2	1924	12.2	-48.3	1923	43.3

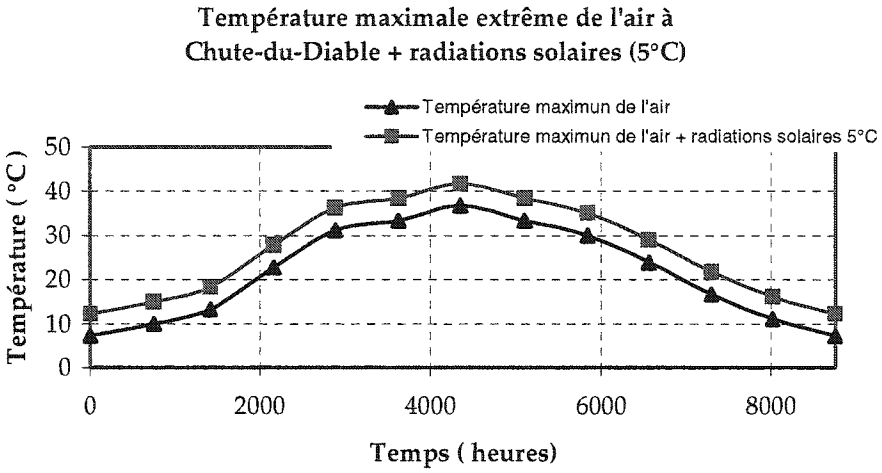


Figure 5.58 Chute-du-Diable : Températures maximales extrêmes de l'air augmentées de l'effet des radiations solaires

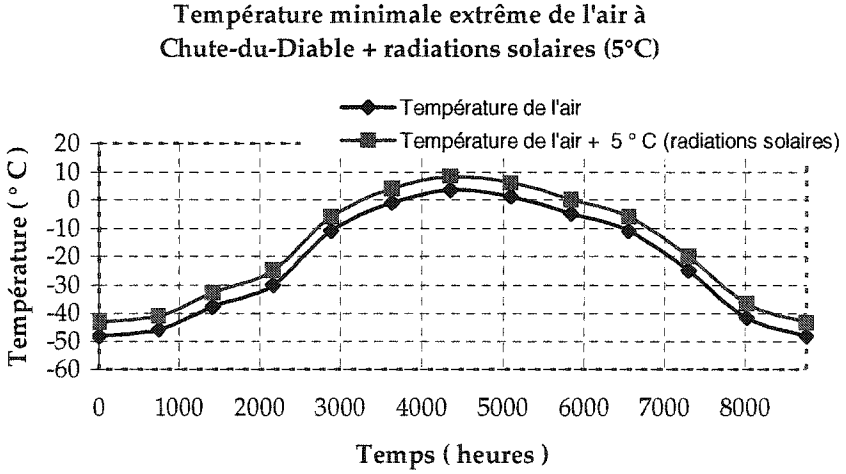


Figure 5.59 Chute-du-Diable : Températures minimales extrêmes de l'air augmentées de l'effet des radiations solaires

Pour le cas de la température minimale extrême, les conditions frontières barrage-réservoir sont définies comme suit : (1) la température de l'eau est prise égale à 0 °C pendant l'hiver, (2) on maintient le même écart de température (7.45 °C) entre la température de l'air augmentée de 5 °C pour les effets de radiations solaires et la température de l'eau qui a prévalu lors de l'étape de calibration du modèle de poutre 2D du barrage pour le calcul des déplacements thermiques en été. Ce qui correspond à 8.3 °C pour la température maximale de l'air et 0.85°C pour la température maximale de l'eau en été.

Pour le cas de la température maximale extrême puisque la température de l'air en hiver est supérieure à 0 °C, on adopte la même hypothèse pour la température de l'eau que celle ci-dessus (2). La Figure 5.60 illustre les valeurs adoptées pour la température de l'eau.

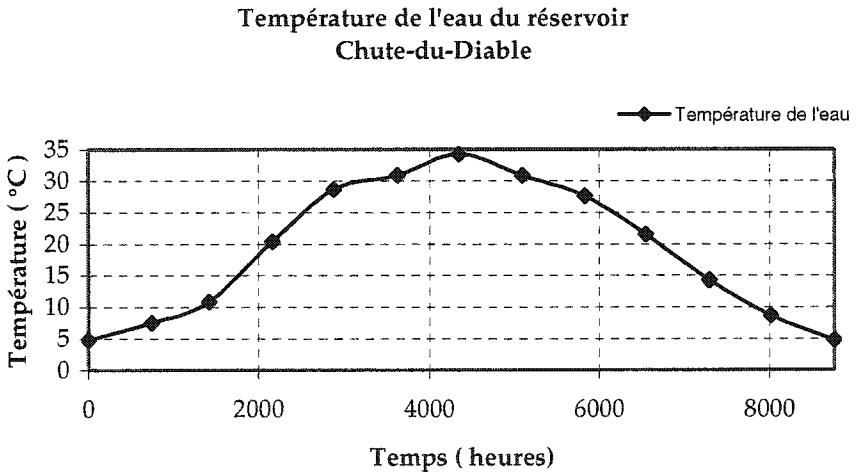


Figure 5.60 Chute-du-Diable : Températures de l'eau (Températures maximales extrêmes).

Le modèle utilisé est celui décrit à la section 5.9. Les conditions frontières ayant été définies pour chacun des treize éléments de poutre de longueur L_i. On détermine l'évolution transitoire du champ de température pour chacun des éléments de poutre

ainsi que sa décomposition en gradient de température uniforme T_m, linéaire T_d et non linéaire T_n à l'aide du logiciel TADAM. Les déplacements sont par la suite calculés en considérant seulement les gradients uniforme T_m et linéaire T_d de température ainsi que la température de référence $T_{réf}$ = 4 °C (état de zéro contrainte). Le logiciel SAP2000 a été utilisé pour calculer les douze déplacements. Les fichiers d'entrée sont présentés à ***l'annexe 9***. Les douze déplacements calculés à l'aide de SAP2000 sont donnés dans le Tableau 5.15 et illustrés à la Figure 5.61.

Tableau 5.15 Valeurs des déplacements en crête du barrage pour des conditions de températures maximales et minimales extrêmes non vécues par l'ouvrage (TADAM et SAP2000).

Date (jour)	Déplacements (mm) causés par T°maximales extrêmes	Déplacements (mm) causés par T°minimales extrêmes
0	-4.4709	11.0169
31	-4.4724	11.6985
59	-5.0070	11.1881
90	-6.1590	9.5135
120	-7.1600	7.2260
151	-7.0041	4.8343
181	-6.4292	3.094
212	-5.6644	2.4297
243	-4.9686	2.9418
273	-4.58375	4.5722
304	-4.6558	6.9152
334	-4.7954	9.2214
365	-4.4709	11.0169

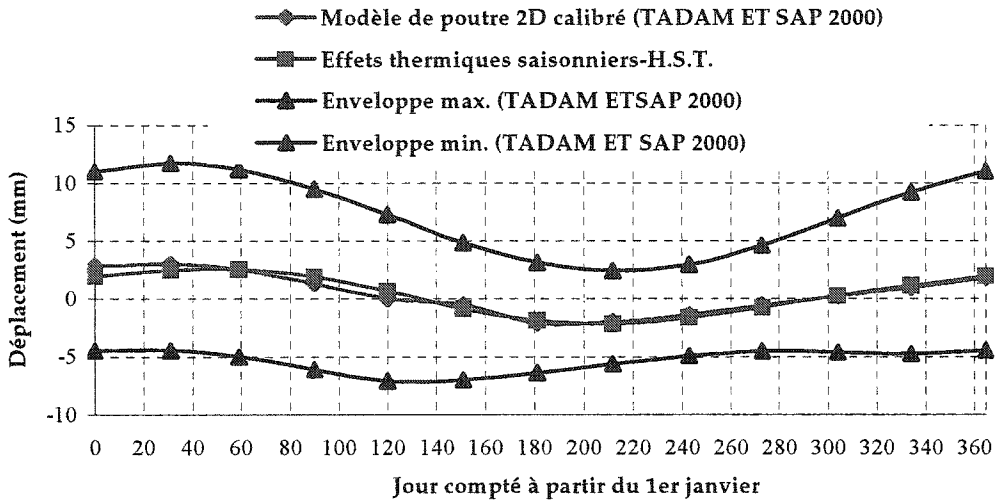


Figure 5.61 Enveloppes des seuils d'alarmes pour les déplacements thermiques en crête (TADAM et SAP2000) Chute-du-Diable (année typique).

On constate (Figure 5.61) que les déplacements d'origine thermique peuvent varier de façon très importante si on considère une enveloppe des valeurs maximales et minimales extrêmes de températures qui se sont déjà produites au site mais qui n'ont pas fait partie de l'élaboration du modèle statistique H.S.T. établi sur une base calibration de 3 années (1997-1999). L'extrapolation du modèle H.S.T. pour des situations non vécues par l'ouvrage soulève de nombreuses questions quant à la fiabilité des résultats calculés. On peut extrapoler avec beaucoup plus de confiance les résultats issus d'un modèle déterministe calibré sur une période d'observation limitée (3 ans) pour des situations non vécues par l'ouvrage. Il semble que l'amplitude du fuseau de plausibilité ($\approx$ 15 mm) en hiver soit plus large que l'amplitude du fuseau enveloppe de plausibilité en été ($\approx$ 7.5 mm).

5.13. Synthèses et conclusions

Suite aux différentes études menées tout le long de ce chapitre, on peut tirer les conclusions suivantes :

(1). L'approche originale développée dans le domaine des fréquences par notre groupe de recherche et mise en œuvre dans le logiciel TADAM (Temperatures Analysis for Dams-Leclerc et al. 2003) pour le calcul transitoire des champs de température pour des historiques de températures périodiques mais non harmoniques appliquées aux parois amont et aval d'une section transversale de barrage donne de bons résultats, notamment par rapport aux résultats d'éléments finis 2D obtenus avec le logiciel ANSYS pour les champs de température aux élévations 145.67 m et 136.463 m du barrage-poids rive gauche La Tuque (Figures 5.26 et 5.27) le 1er janvier (hiver) et le 1er juillet (été).

(2). La décomposition du champ de température en gradients uniforme ($\mathbf{T_m}$), linéaire ($\mathbf{T_d}$) et non linéaire ($\mathbf{T_n}$) obtenus avec TADAM sont mêmes que ceux obtenus par un chiffrier électronique EXCEL (Figure 5.21) utilisant la même formulation que TADAM (Serafim et Bofang, 1987).

(3). Un modèle de poutre 2D a été appliqué à une section que l'on a supposé se comporter en état de contraintes planaires du barrage-poids rive gauche La Tuque pour le calcul des déplacements thermiques horizontal et vertical de la crête (él. 154.53 m, Figure 5.32) et au niveau du changement d'angle (él. 146.61 m, Figure 5.32). Le modèle de poutre 2D donne des résultats (SAP2000) très comparables (Figures 5.41 et 5.42) voir mêmes identiques à ceux obtenus par le modèle d'éléments finis 2D (ANSYS).

(4).Pour le modèle de poutre 2D, une hypothèse de fondation fixe ou flexible n'a pas d'incidence sur le déplacement en crête causé par les variations saisonnières de température.

(5). Pour le modèle de poutre 2D, le déplacement amont / aval causé par la différence de température linéaire (T_d) est essentiellement contrôlé par la courbure de la section β. Le déplacement vertical est causé par la température uniforme moyenne (T_m) produisant l'allongement ou le raccourcissement (ε_s) de la section.

(6). Les déplacements thermiques sont prépondérants pour un barrage-poids situé au Québec. Par contre, les déplacements hydrostatiques ont une influence marginale puisque le niveau de la retenu ne varie que très peu au cours d'une année (Chute-du-Diable).

(7). Le modèle statistique H.S.T. peut être utilisé pour calibrer le modèle déterministe (modèle de poutre 2D) du barrage–poids Chute-du-Diable pour le calcul des déplacements thermiques (Figures 5.56 et 5.57). Il en résulte un modèle "mixte" ou "hybride" qui peut être utilisé avec plus de confiance pour des conditions extrêmes non vécues par l'ouvrage lors de la période de calibration du modèle statistique (H.S.T.).

(8). Une extrapolation pour des conditions de température maximale et minimale extrêmes non vécues par l'ouvrage est alors possible en utilisant un modèle de poutre 2D calibré en vue de déterminer une enveloppe variables selon les saisons des seuils d'alarmes pour les déplacements du barrage permettant une meilleure compréhension de la réponse thermomécanique d'un ouvrage.

CHAPITRE 6

CONCLUSIONS

6.1. Sommaire

La formulation de méthodologies d'évaluation avancées pour le suivi des déplacements des barrages en béton à l'aide de modèles statistiques, élaborés à partir de relevés d'auscultation (déplacements de pendules et cote d'eau du réservoir amont) et de modèles déterministes (modèles numériques), faisant appel à la théorie de poutre ou à la méthode des éléments finis, en vue d'assurer leur intégrité structurale et leur sécurité était le but principal de ce projet de recherche.

Tout d'abord, le chapitre 2 du présent mémoire a permis de faire une revue détaillée des déplacements des barrages en béton notamment, les causes, la classification et les techniques de mesures, ainsi que leurs utilisations. Des exemples de déplacements de barrages en béton ont été présentés tout en expliquant les causes associées à ces déplacements. Une description détaillée des modèles statistiques et déterministes a été également donnée.

Par la suite, la théorie pertinente à la mise en œuvre du modèle statistique H.S.T. a été présentée au chapitre 3. Les principaux modèles statiques développés ont été présentés, les indices de performances ainsi que la bande de dispersion des mesures (limites de plausibilité des mesures) ont été également définis. Finalement, les limites d'application du modèle statistique ont été données.

Le chapitre 4 a présenté un exemple de mise en œuvre à l'aide du logiciel MATLAB des modèles statistiques développés au barrage voûte Schlegeis (131 m de haut) qui a

été utilisé au sixième atelier de la CIGB sur l'analyse numérique des barrages. Les résultats obtenus ont permis de conclure que le modèle statistique H.S.T. donne généralement de bons résultats et qu'il constitue un outil fort utile, voir essentiel, pour le suivi des déplacements d'un barrage en béton de grande hauteur.

Le chapitre 5 a présenté en premier lieu, les modèles de poutre 2D et d'éléments finis 2D développés pour le barrage-poids rive gauche de La Tuque pour le calcul des déplacements causés par les variations saisonnières de température. Les résultats obtenus d'analyses thermomécaniques ont montré que le modèle de poutre (logiciel de transfert de chaleur; TADAM et logiciel de calcul des structures; SAP2000) donnait des résultats très comparables à ceux obtenus par le modèle d'éléments finis (transfert de chaleur et calcul mécanique par le logiciel ANSYS). Par la suite, le modèle de poutre 2D et le modèle statistique H.S.T. ont été appliqués au barrage-poids Chute-du-Diable pour calculer les déplacements en crête causés, d'une part par les variations saisonnières de températures et d'autre part pour calculer les déplacements en crête sous l'effet combiné du réservoir et de la température. Ces calculs ont permis de formuler des hypothèses de calibration du modèle de poutre 2D à partir du modèle statistique H.S.T. pour le calcul des déplacements thermiques. Finalement, on a procédé à une extrapolation pour des conditions de températures maximales et minimales non vécues par l'ouvrage afin de déterminer l'enveloppe des seuils d'alarmes pour les déplacements.

6.2. Conclusions

Suite aux différentes études menées tout le long de ce projet de recherche, les conclusions suivantes ont été tirées sur les modèles statistiques H.S.T. et les modèles déterministes 2D qui ont été développés :

■ **Modèles statistiques H.S.T.**

1) La performance du modèle statistique H.S.T. (modèle établi à posteriori) est étroitement lié à la qualité (plausibilité, fiabilité et exactitude) des données d'auscultation (relevés de pendule et cote d'eau du réservoir amont) qui ont été utilisées lors de sa mise en œuvre.

2) Une bonne connaissance du comportement mécanique de l'ouvrage est nécessaire pour le choix des fonctions d'influences à considérer dans le modèle notamment, pour les effets du temps (effets présumés irréversibles).

3) Une bonne compréhension des phénomènes physiques en causes (réponse thermomécanique, fluage, réaction alcalis-granulats, retrait...) doit être associée lors de l'interprétation des résultats calculés à partir du modèle H.S.T basé sur une approche purement statistique.

4) Le modèle statistique H.S.T. ne tient pas compte directement de l'évolution de la température d'une année à l'autre puisqu'il ne fait usage d'aucune mesure de température. On suppose que les effets thermiques ont des variations saisonnières sur une base annuelle.

5) Une bande de dispersion ($\pm$ 2.5 σ_r : 5 écarts-types résiduels) constante, comme limite de plausibilité des mesures de déplacements est acceptable lorsque l'on dispose de plusieurs observations (relevés de pendule et cote d'eau du réservoir amont) et que le modèle décrit avec précision le phénomène en cause (déplacement).

6) Le modèle statistique H.S.T. peut être mis à jour et s'adapter progressivement au comportement de l'ouvrage.

7) Les valeurs des coefficients de fluage ϕ et α pour le modèle statistique H.S.T. de fluage (***modèle e***) doivent être déterminées à partir d'essais de laboratoire afin que les déplacements obtenus pour un barrage en béton par le modèle utilisant des paramètres de matériaux puissent être significatifs.

8) L'application du modèle statistique H.S.T. au barrage voûte Schlegeis (131 m de haut) à montrer qu'à cause du nombre de fonction d'influence introduite dans le modèle, qu'il était difficile de choisir le " meilleur " modèle pour la prise en compte des effets du temps (***modèle b*** et ***modèle c***). Le jugement de l'ingénieur a toujours sa place.

■ **Modèle déterministes 2D**

Pour les déplacements calculés à partir des modèles déterministes 2D (modèle de poutre (TADAM et SAP2000) et modèle d'éléments finis (ANSYS)), développés dans le présent projet, les résultats obtenus ont montrés qu'une bonne estimation des propriétés thermiques du béton, notamment le coefficient d'expansion thermique α, la conductivité thermique **k**, la masse volumique ρ, etc. sont nécessaires. De plus, les conditions frontières appliquées; entre autres les variations de la température de l'eau et de l'air, l'augmentation de la température de l'air considérée pour la prise en compte des effets des radiations solaires sont essentielles pour l'obtention de gradients de températures approchant la réalité. Ceci afin d'avoir des déplacements d'origine thermiques comparables à ceux mesurés sur l'ouvrage.

L'extrapolation pour des conditions de températures maximales et minimales extrêmes non vécues par l'ouvrage (Chute-du-Diable) a montré que l'enveloppe des seuils d'alarmes pour les déplacements était variable en fonction des saisons. En effet, l'amplitude du fuseau enveloppe de plausibilité est d'environ 15 mm en hiver et 7.5 mm en été pour le cas à l'étude.

Un comportement linéaire est présumé dans les modèles déterministes utilisés. En effet, sous chargement thermique extrême une fissuration superficielle des parois pourrait affecter quelque peu les déplacements calculés.

6.3. Perspective pour les études à venir

Pour donner suite à ce projet de recherche, les études complémentaires suivantes pourraient être réalisées :

1) Développer des modèles statistiques de suivi de déplacement des barrages en béton utilisant : (i) les températures de l'air enregistrées sur le site du barrage, (ii) les températures du béton mesurées par des thermistances introduites dans le barrage, (iii) une combinaison de la température de l'air et du béton. Ces modèles permettront prendre en compte dans le modèle statistique, la variation de la température d'une année à l'autre.

2) Approfondir la modélisation des déplacements causés par les effets de fluage dans un modèle statistique de suivi des déplacements.

3) Effectuer une analyse thermomécanique 3D d'un barrage-poids ayant une géométrie complexe (ex. changement de rigidité importante selon l'axe longitudinal) afin de mieux comprendre le processus de transfert de chaleur et des poussées du réservoir dans ce cas particulier et d'étudier la variation des déplacements obtenus par rapport à ceux calculés par le modèle thermomécanique 2D. Cette analyse permettra de trouver un facteur de calibration des déplacements 2D par rapport aux déplacements 3D pour l'élaboration de modèles déterministes simplifiés.

RÉFÉRENCES

ANSYS INC., 2001. "ANSYS Software Reference Manuals", Release 7, 3 vol. : Elements Reference, Commands Reference & Theory Reference, Canonsburg, Pensylvanie, États-Unis.

ASHRAE. 1982. ASHRAE Handbook applications. American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineering, Inc., Atlanta, Ga., Chap.11.

ASTM, 1984. "Standart Test Method for Creep of Concrete in Compression". American Society for Testing and Materials Standarts, C512-82,pp. 343-347.

BATISTA, A.L., GOMES, J.P., RAMOS, J.M., OLIVIERA, S.B. 2002. Models for safety control of concrete dams. 3rd International Conference on Dam Engineering: 20-22 March, Singapore.

BAZANT, Z.P. and OSMAN, E. 1976. Double Power Law for Basic Creep. Matériaux et Constructions, Vol. 9, No. 49, pp.3-11.

BAZANT, Z.P., WITTMAN, F. H. 1982. Creep and Shrinkage in Concrete Structures. John Wiley & Sons, Ltd.

BOFANG, Z. and ZHANMEI, L. 1990. Thermal stresses In Arch Dams. Laginha Serafim. J. and Clough, R. W., Editor, A. A. Balkema Publisher, Rotterdam, The Netherlands.

BONELLI, S., and FELIX, H.F. 2001. Delayed response analysis of temperature effect. Proceedings of the 6th ICOLD Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, Salzburg, Austria, 10 pp.

BOSSONEY, C.L. 1994. Monitoring and back analysis : the importance of the temperature load case. Hydropower and Dam, Vol. 1, No. 6, Nov., pp. 70-74.

BOURDAROT, E. 2001. Analysis of the irreversible deformations of arch dams. Proceedings of the ICOLD European Symposium – Dams in a European Context, Geiranger, Norway, pp.101-106.

BONALDI, P., FANELLI, M., GIUSEPPETTI, G., RICCIONI, R. 1994. Automatic observation and instantaneous control of dam safety – a priori deterministic models, and a posteriori models. In Influence of creep on design, performance and safety of concrete dams. A.A. Balkema, Rotterdams, pp. 201-269.

BONALDI, P., FANELLI, M., and GIUSEPPETTI, G. 1977. Displacement Forecasting for Concrete Dams. Water Power & Dam Construction, pp. 42-50.

BONELLI, S., FÉLIX, H. 2001 Delayed response analysis of temperature effects. Proceedings of the 6th ICOLD Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, Salzburg, Austria, 10 pp.

BONELLI, S., and ROYET, P. 2001. Delayed response analysis of dam monitoring data. Proceedings of the ICOLD European Symposium – Dams in a European Context, Geiranger, Norway, pp. 91-106.

BOUTAYEB, N.E., LAMRINI, O., BAYOUMI, M. 2000. CONDOR II software package genesis and evolution. Q.78 R.31, ICOLD 20th Congress, Beijing, China.

BOYER, B., et HAMELIN, R.1985. Auscultation topographique progrès réalisés dans l'emploi des pendules inversés amélioration de la fiabilité. Quinzième congrès international des grands barrages, Lausanne. Q.56-R.4, 79-108.

BURDET, O., CHARIF, H., FAVRE, R., JACCOUD, J. P. 1997. Dimensionnement des structures en béton. Traités de génie civil de l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne, vol. 8. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne, 591p.

CARON, P. 2000. Coupures de barrages en béton : Observations de chantier, analyses numériques et étude expérimentale. Rapport no EPM/GCS-2000-19.

CARRÈRE, A., NORET-DUCHÊNE, C. 2001. Interpretation of an arch dam behaviour using enhanced statistical models. Proceedings of the 6th ICOLD Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, Salzburg, Austria, 15 pp.

CARRÈRE, A., COLSON, B., GOGUEL, B., NORET, C. 2000. La modélisation : outil d'aide à l'interprétation des mesures. International Commission on Large Dams ICOLD, 20th Congress Beijing, China, Q.78-R.63,1005-1024.

CARRÈRE, A., TARDIEU, B. and OZANAM, O. 1993. Uses and misuses of realistic numerical models in dam safety evaluation-Applications to embankment dams, concrete dams and their foundations. International workshop on dam safety evaluation. Grindelwald, Switzerland, Vol.2, pp.59-85.

CEB, 1991. "CEB-FIP Model Code 1990", Comité Euro-International du Béton, Chapitre 2-Material Properties.

CHAPDELAINE, M., CHOUINARD, L., COUTURIER, F., CHOUINARD, L., FEKNOUS, N., JOBIN, H. 2001. Management and analysis of monitoring data for

dam. Proceedings, Canadian Dam Association (CDA) Annual Conference, Fredericton. NB., pp.399-409.

CHERN, J.C., HWANG, S.C. 1993. A real-time long-term structural monitoring system for feitsui concrete arch dam. In creep and shrinkage of concrete. 5th International RILEM & Symposium Edited by Z. Bazant and I. Carol, pp. 739-750.

CHOUINARD, L.E., BENNETT, D.W., FEKNOUS, N. 1995. Statistical analysis of monitoring data for concrete arch dams. Journal of Performance of Constructed Facilities, ASCE, Vol. 9, No. 4, November, pp. 286-302.

COMITÉ SUISSE DES BARRAGES. 2000. Méthodes de Prédiction du Comportement des Barrages : Comparaison Mesuré-Calculé. Rapport technique. Groupe de travail Méthodes numériques dans l'analyse du comportement des barrages.

COMITÉ NATIONAL SUISSE DES GRANDS BARRAGES (SNCOLD). 1985. Barrages suisses - Surveillance et entretien.

COMITÉ SUISSE DES BARRAGES. 2000. Le béton des barrages suisses : expérience et synthèse. Wasser, Energie, Luft-eau, énergie, air, Vol. 92, Jahrgang, Heft 7/8, pp. 205-233.

CONGSHI, G., ZHONGRU, W., HUANXIANG, R., BINGSHU, Z., SHIDONG, F., AND GUSHEN, L., 1992. Research on concrete wet expansion stress and allowable stress of arch dams. Proceedings of the International Symposium on Monitoring Technology of Dam Safety (ICOLD), October 9-14, Hongzhau, P.R. China.

COOK, R.D., MALKUS, D.S., PLESHA, M. E. 1989. Concepts and applications of finite element analysis, third edition. John Wiley & Sons Inc., pp. 630.

CPCI, 1982. "Metric Design Manual-Precast and Prestressed Concrete", Canadian Prestressd Concrete Institute, Ottawa, Canada.

CÔTÉ, Y. 2001. Calcul des déplacements des barrages-poids en conditions normales d'opération : modélisation 2D par théorie de poutre. Projet de fin d'Études, École Polytechnique de Montréal.

DUNGAR, R. and ZAKERZADEH, N. 1992. Critical temperature loading in arch dam : a review of the Stucky – Derron formulation. Dam Engineering, Vol. III, Issue 2, pp. 161-165.

DUNGAR, R. 1993. Seismic safety evaluation for arch dams: linear versus nonlinear analysis. International workshop on dam safety evaluation. Grindelwald, Switzerland, Vol.2, pp.185-187.

DUNGAR, R. 1991. The effect of cyclic creep on the ageing of arch dams. 17th ICOLD Congress on Large Dams, Q. 65, R. 9, pp. 141-158.

DUNGAR, R. 1990. Observed and computer-simulated moments in the 157 m high Zerveil arch Dam : creep and plasticity of mass concrete. In Arch Dams Edited by Laginha Serafim, J. and Clough, R.W.. Proceeding of the International Workshop on Arch Dams/coimha/5-9 April 1987, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 462-472.

DOUGLAS, K.J., SPANNAGLE, M., FELL, R. 1998. Analysis of concrete and masonry dam incidents. Report No. R-373, School of Civil and Environmental Engineering, University of New South Wales, Australia.

ELBADRY, M.M., GHALI, A. 1983. Temperature variations in concrete bridges. ASCE Journal of Structural Engineering, 109(10), pp. 2355-2374.

ENVIRONNEMENT CANADA, SERVICE DE L'ENVIRONNEMENT ATMOSPHÉRIQUE. 1982. Normales Climatiques au Canada, 1951-1980, Vol 1, Vol. 2 et Vol. 5.

FALKNER, H., and AL. 1985. Thermal effects in concrete structures. Comité Euro-International du béton (CEB).

FANELLI, M. 2001. Outstanding computational problems in the field of measurement interpretation for concrete dams. Proceedings of the 6th ICOLD Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, Salzburg, Austria, 20 pp.

FANELLI, M., GIUSEPPETTI, G., AND MAZZA, G. 2000. Analysis of the phenomenon of time drift in the observational data of dam behaviour, Q.78, R.67, ICOLD 20th Congress, Beijing, China.

FANELLI, M.A. 1992. The safety of large dams. In Engineering Safety, Edited by D. Blockley, McGraw-Hill, pp. 205-223.

FANELLI, M. A., and GIUSEPPETTI, G. 1985. Numerical analysis of the thermal state of a dam", Numerical Methods in Thermal Problems. Proceedings of the Fourth International Conference. Pineridge Press, Swansea, Wales, Vol. 2, pp. 1283-1317.

FANELLI, M. and GIUSEPPITTI, G. 1982. Safety monitoring of concrete dams. International Water Power and Dam Construction, Vol. 34, No. 11, pp. 31-33.

FANELLI, M.A. 1979. Automatic observation for dam safety. Part One, Water Power and Dam Construction, Nov., pp. 106-111, Part Two, Dec., pp. 41-48.

FRANCIS, C. 2000. Traitement du signal Aide-mémoire. Dunod, Paris.

GIODA, G., and SAKURAI, S. 1987. Back analysis procedure for the interpretation of field measurements in geomechanics, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol. 11, pp. 555-583.

GUEDES, Q.M. 1981. Analysis displacements in gravity dams. Water Power and Dam Construction, October, pp.43-46.

GUEDES, Q.M. and COELHO, P.S.M. 1985. Statistical behaviour model of dams. ICOLD 15th Congress, Vol.1 Q56, R16, pp.319-334.

GUNN, R.M, BOSSONEY, C. 1996. Creep analysis of mass concrete dams. Hydropower & Dams, Vol.3, Issue 6, pp. 73-79.

HAMBLY, E.C. 1991. Bridge Deck Behaviour, 2nd edition. E & FN Spon, Chapman & Hall, U.K.

HERZOG, M.A.M. 1999. Practical dam analysis. Thomas Telford, UK.

HUANG, M. and PIETRUSZCZAK, S. 1999. Modelling of thermomechanical effects of alkali-silica reaction. ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol.125, No.4. pp.476-485.

HYDRO-QUÉBEC. 1999. Guide de conception des aménagements Hydro-électriques.

ICOLD (INTERNATIONAL COMMISSION ON LARGE DAMS) 2000. The gravity dam – a dam for the future. Review and recommendations. Bulletin 117, Paris, France.

INCROPERA,F.P., DEWITT,D. P. 1981. Fundamentals of Heat Transfer. John Wiley & Sons, Inc., p. 819.

INCROPERA,F.P., DEWITT,D. P. 1996. Fundamentals of Heat and Mass Transfer. John Wiley & Sons, Inc.

KREITH, F.P., DEWITT, D.P. 1981. Principles of thermodynamics and heat transfert applied to solar energy. In solar energy handbook. Edited by J. Robinson and G. Fahey. McGraw-Hill, New-York, N.Y., Chap.4.

LARIVIÈRE, R., PHAT, M.T., POIRIER C., THIBEAULT, N. 1997. Qualification d'études par éléments finis: cas du barrage Daniel-Johnson. Proceedings, Canadian Dam Safety Conference, Montreal, pp.6.63.

LARIVIÈRE, R. 1991. Utilisation de l'instrumentation pour le diagnostic de comportement des barrages en béton. Recueil des conférences présentées lors du 59^{e} Congrès de l'ACFAS – Colloque Réfection des Infrastructures de Béton en Service présenté par le Centre de recherche interuniversitaire sur le béton (CRIB), Université de Sherbrooke, pp.39-97.

LÉGER, P., VENTURELLI, J. and BHATTACHARJEE, S.S. 1993a and 1993b. Seasonal temperature and stress distributions in concrete gravity dams. Part 1 : modelling and Part 2 : behaviour. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 20, No. 6, pp. 999-1029.

LÉGER, P. and VEILLEUX, M. 1995. Thermal Behaviour and Protection of concrete dams in Northern Regions. Paper Presented at the American Concrete Institute (ACI) 1995 Fall Convention, Montréal, Quebec, Canada.

LÉGER, P. 2000. Notes de cours CIV 3502 : Analyse des structures. Département de genie civil, École Polytechnique de Montréal.

LÉGER, P., TINAWI, R. 2001. Notes de cours de barrage : Comportement thermo-mécaniques des ouvrages. Département de genie civil, École Polytechnique de Montréal.

LÉGER, P., TINAWI, R. 2002. Notes de cours de barrage : Comportement structural et modélisation des systèmes barrages-fondation-réservoir. Département de genie civil, École Polytechnique de Montréal.

LE MAY, Y., NURY, C., DOUILLET, G., & LEFEVRE, C. 1985. Auscultation des barrages d'électricité de France. Quinzième Congrès International des Grands Barrages, Lausanne. Q. 56-R78,1529-1553.

LEVRAT, C., DEBREUILLE, P.J. 1982. Influence de la retenue sur les lectures de pendules d'un barrage. ICOLD, 14th Congress, Rio de Janeiro, Brasil, C.10, pp.1223-1228.

LOMBARDI G. 1995. MIC.

LOMBARDI, G. 1992. L'informatique dans l'auscultation des barrages, Wasser, Energie, Luft-eau, énergie, air, Vol. 84, Jahrgang, Heft 1/2, pp. 3-8.

LOMBARDI G. 1983. Traitement et analyse des données, Eau, Énergie, Air, Vol. 1 / 2, pp.8-11.

LOMBARDI J. 1976. Comportement des systèmes de drainage de trois barrages en Suisse. Comptes-Rendus 12ième Congrès des Grands Barrages Mexico, Q.45 – R.45, pp.749-766.

LUGIEZ, F.1970. L'auscultation des barrages en exploitation au service de la production au service de la production hydraulique d'electricité de France - des principaux résultats. Dixième Congrès International des Grands Barrages, Montréal.Q.38-R33, 577-600.

MATHWORKS, INC. 2001. Matlab 6.1.

MIRAMBELL, E., AGUADO, A. 1989. Temperature and stress distributions in concrete box girder bridges. ASCE Journal of Structural Engineering, 116(9), pp. 2388-2409.

MONTGOMERY, D.C., and PECK, E.A. 1982. Introduction to linear regression analysis. John Wiley & Sons, Inc.

MORA RAMOS, J., and SOARES DE PINHO, J. 1985. Delayed effects observed in concrete dams. Quinzième Congrès International des Grands Barrages, Lausanne. Q.56-R.38, 737-747.

PAUL, J.W. and TARBOX, G.S. 1991. Definition of critical thermal states in arch dams : a prerequisite for cracking analysis. Dam fracture proceedings from the International Conference, Boulder, Colorado USA. Pp.643-657.

PENA, A.S., TORREJON, A.A, CARO, F.J.S. 1998. The role of monitoring on the assessment of the safety of El Atazar dam. In Dam Safety, Berga (Ed), Balkema, Rotterdam, Publisher, pp.1035-1042.

PERNER, F., KOEHLER, W., OBERNHUBER, P. 2001. Interpretation of Schlegeis dam crest displacements. Proceedings of the 6th ICOLD Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, Salzburg, Austria, 10 pp.

POPOVICI, A., SARGHIUTA, R., ABTULAMIT, C. AND ILINCA, C. 2001. Prognosis of Schlegeis dam crest displacements by statistical and structural analyses. Proceedings of the 6th ICOLD Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, Salzburg, Austria, 20 pp.

POST, G. 1985. Auscultation des barrages et de leurs fondations. Quinzième Congrès International des Grands Barrages, Lausanne. GR.Q.56, 1623-1727.

ROUX, R. 2001. Notes de cours CIV 6505 : Techniques du béton. Département de génie civil, École Polytechnique de Montréal.

ROYET, P. 1993. Sécurité des barrages en service - Analyse des mesures d'auscultation. Engref - Cemagref, France, 25-28 mai, pp. 145-163.

SILVA GOMES, A.F.and SILVA MATOS, D. 1985. Quantitative analysis of dam monitoring result: State of the art, applications and prospects. Quinzième Congrès International des Grands Barrages, Lausanne. Q.56-R39, 749-761.

SINGH, V.P, LI, Z. 1992. Modeling the deformation of concrete dams. Chapter 5 in Chowdhury, R.N (Ed), Geomechanics and Water Engineering in Environmental Management (Bakamema Publisher), pp.169-192.

ŠMERDA, Z., KŘÍSTEK, V. 1988. Creep and Shrinkage of Concrete Elements and Structures. Developments in Civil Engineering, Vol. 21. Elsevier Science Publishing Company, Inc.

STATSOFT, INC. 2001. STATISTICA 6.

STUCKY, A. et DERRON, M-H. 1957. Problèmes thermiques posés par la construction des barrages-réservoir, Sciences et Technique, Paul Feissly libraire-éditeur, École Polytechnique de Lausanne.

SWISS COMMITTEE ON DAMS. 2000. Concrete of Swiss dams: experience and synthesis. Wasser, energie, luft – eau, énergie, air, pp.205-233.

SWISS WORKING GROUP FOR THE MONITORING OF DAMS. 1994. The capture and processing of readings, Wasser, energie, luft – eau, énergie, air, Vol. 86, Jahrgang, Heft 9, pp.264-278.

SOKOLOV I.B., RASSKAZCHIKOV, V.A. 1986. Consideration of moisture effects on the upstream face of concrete dams. Hydrotechnical Construction, Vol. 20, No. 3, pp. 193-198.

ROBERGE, M. 2002. Évaluation du comportement thermique des barrages en béton. Hydro-Québec.

TARBOX, G. S. 1977. Design of concrete dams. In handbook of Dam Engineering. Ed. Golzé, A.R., Van Norstrand Reinhold Company, Toronto.

TARDIEU, B., OZANAM, O. 1997. Model accompanaying a project. Revue Française de Génie Civil, Vol.1, Numéro hors série, Éditions Hermès, Paris.

TREMMEL, E. 1982. Estimation of the influence of short term temperature changes on the displacement state of arch dams. ICOLD 14th Congress, Vol.1, Q52-R22, pp.371-386.

VEILLEUX, M. 1992. Aménagement La Tuque Étude du comportement structural à la jonction de la prise d'eau et du barrage-poids rive gauche. Hydro-Québec Rapport 510-35.

VERBUNDPLAN. 2001. Interpretation of measurement results. 6th international benchmark workshop on numerical analysis of dams, technical report, Ad Hoc Committee on Computational Aspects of Analysis and Design of Dams, Salzburg, AUSTRIA. www.verbundplan.at/pdf/bm_6themeC.pdf

WEBER, B. 2001. Linear regression models for dam monitoring based on statistical analysis. Proceedings of the 6th ICOLD Benchmark Workshop on Numerical Analysis of Dams, Salzburg, Austria, 19 pp.

WIDMAN, R. 1967. Evaluation of deformation measurements performed at concrete dams. Neuvième Congrès International des Grands Barrages.Istanbul. Q.34-R38, 671-676.

WIELAND, M. 1997. Inelastic deformations of Mauvoisin arch dam. ICOLD (International Commission on Large Dams), 19th Congress, Florence, Italy , Q.74.11, 431- 436.

WILLIAM, G., BEAUJOINT, N. 1967. The methods of dam supervision by the Service de la Production Hydraulique of Electricité de France, old problems and new solutions, Q.34, R.30, ICOLD 9th Congress on Large Dams, Istambul.

WILSON, E. L., and HABIBULLAH, A. 1989. SAP90 User's Manual. Computers & Structures, Inc. Berkeley, California, USA.

WILSON, E. L., and HABIBULLAH, A. 1992. SAP90 Structural Analysis, Verification Manual. Computers & Structures, Inc. Berkeley, California, USA.

WILSON, E. L., and HABIBULLAH, A. 1997. SAP2000 Structural Analysis, Verification Manual. Computers & Structures, Inc. Berkeley, California, USA.

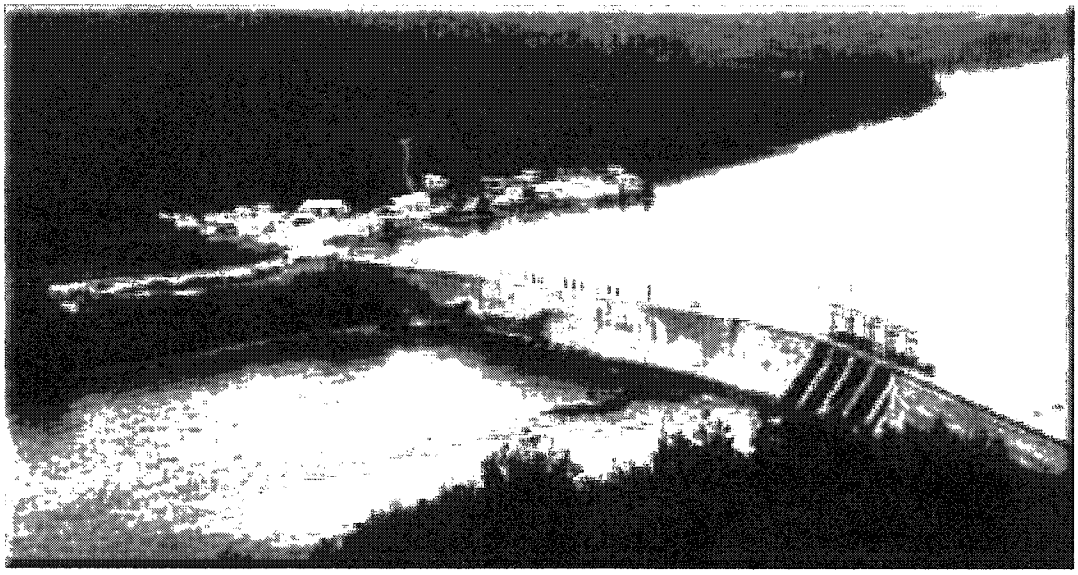
WILSON, E. L., and HABIBULLAH, A. 1998. SAP2000 Structural Analysis, Input File Format. Computers & Structures, Inc. Berkeley, California, USA.

ZENZ, G., OBERNHUBER, F. 2001. ICOLD Benchmark workshops on dam safety. Hydropower and Dams, No.2, pp.75-77.

ANNEXES

ANNEXE 1 : Données d'auscultation.

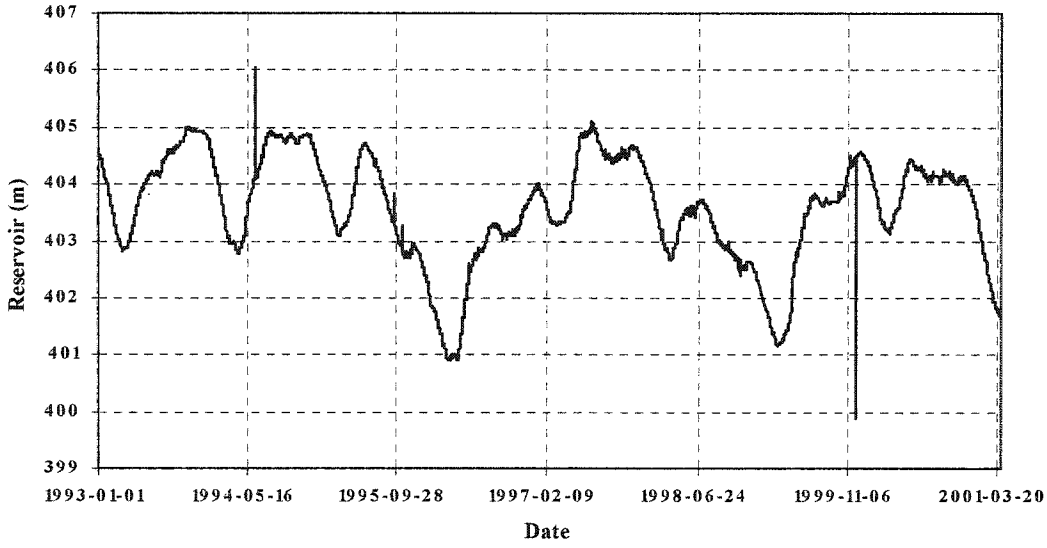
AMÉNAGEMENT GOUIN

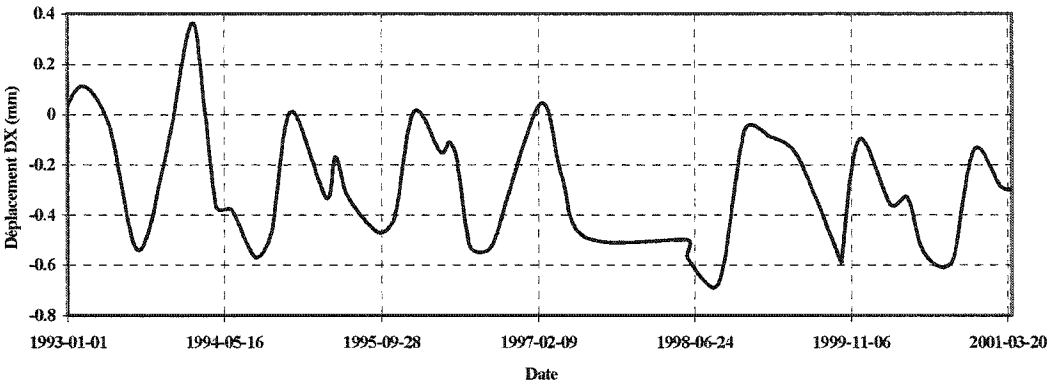


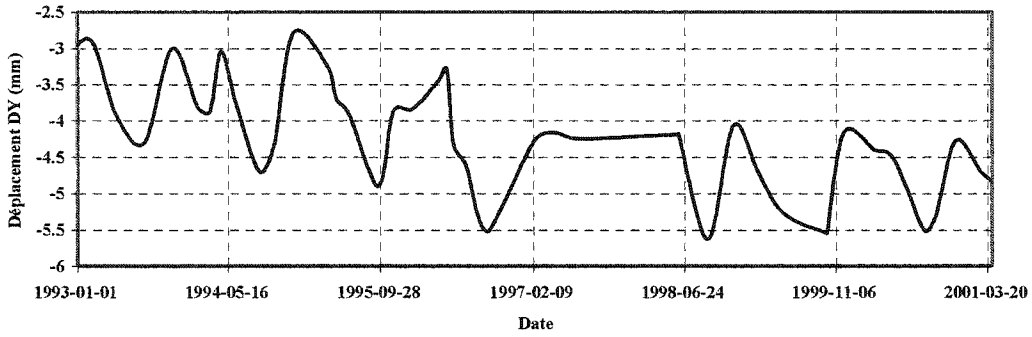
Vue panoramique de l'aménagement GOUIN

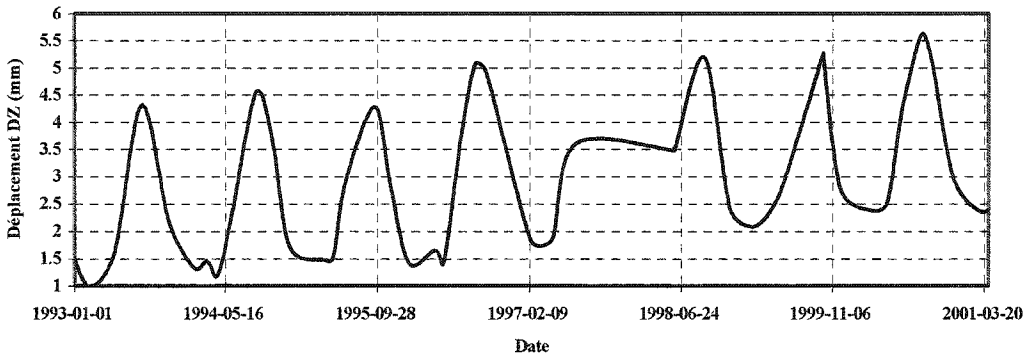
(http://www.hydroquebec.com/production/hydroelectrique/saint_maurice/).

DONNÉES D'AUSCULATION



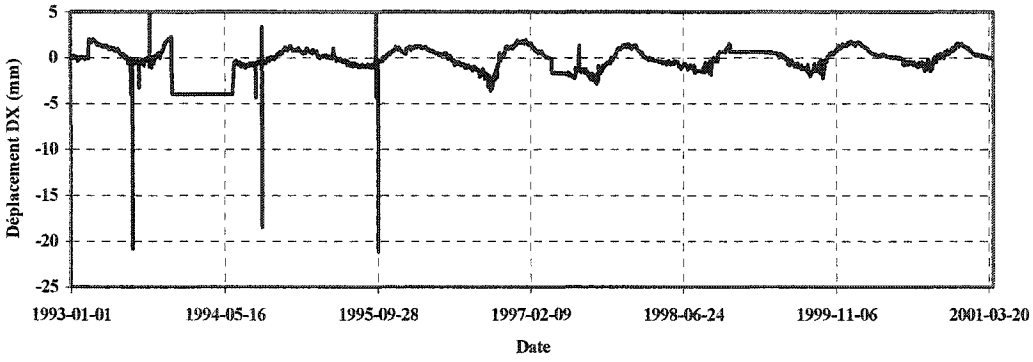


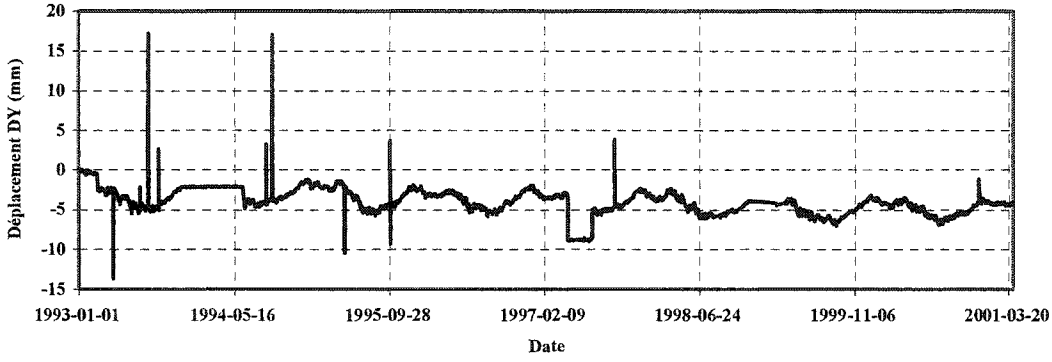


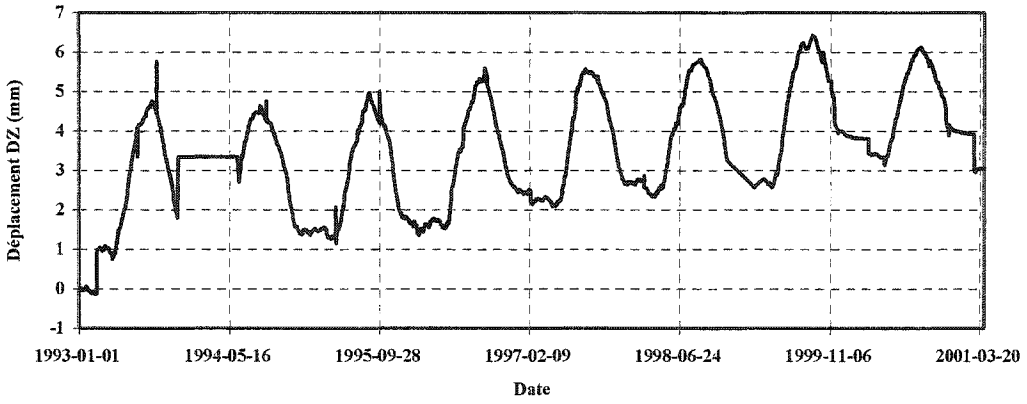


Aménagement GOUIN : Pendules à lectures manuelles GOU002PIOP-F020.

Déplacements rive droite-rive gauche, amont-aval et vertical.



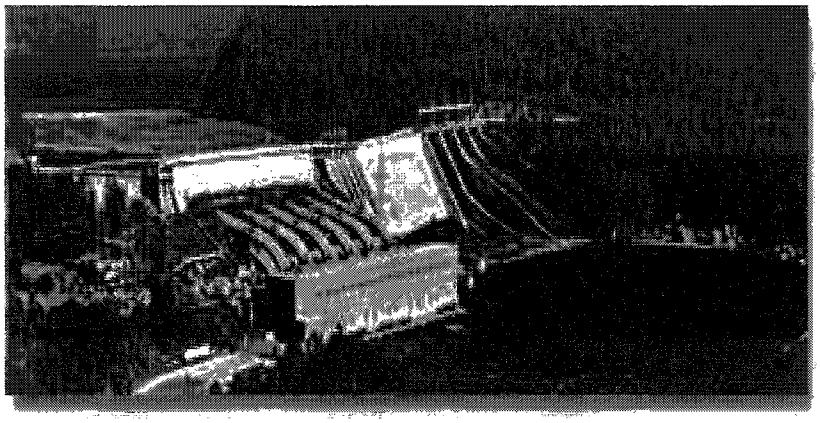




Aménagement GOUIN : Pendule à lectures automatisées GOU001PIOP-F020.

Déplacements rive droite-rive gauche, amont-aval et vertical.

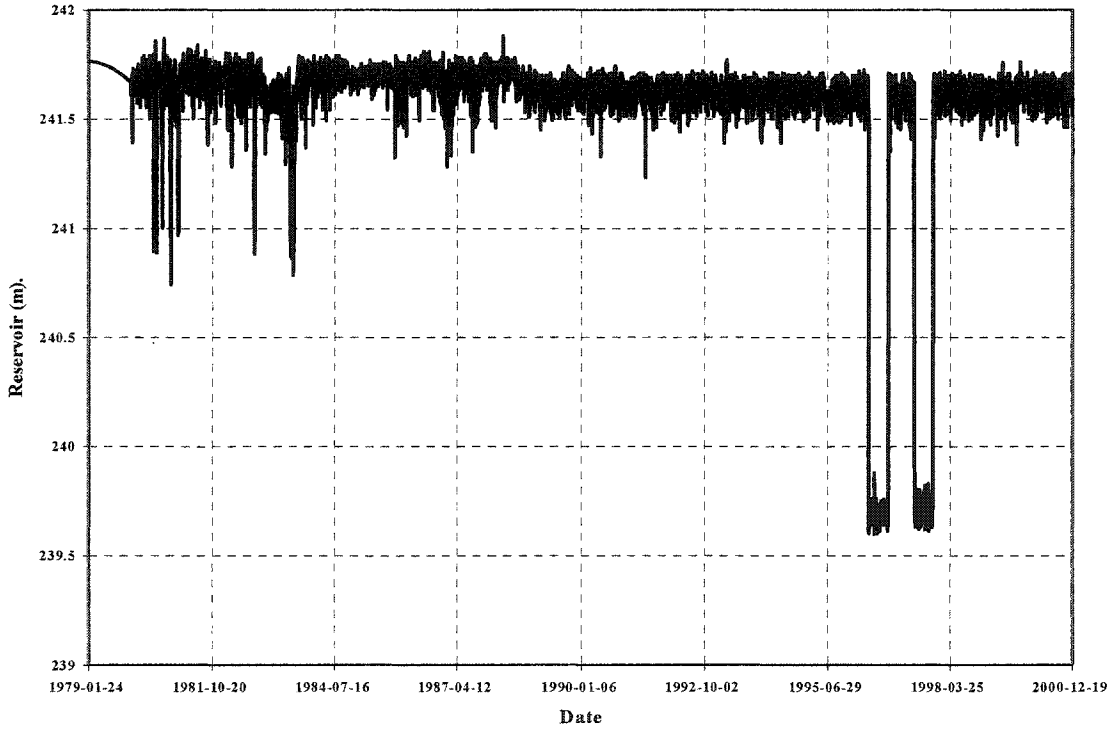
AMÉNAGEMENT TRENCHE

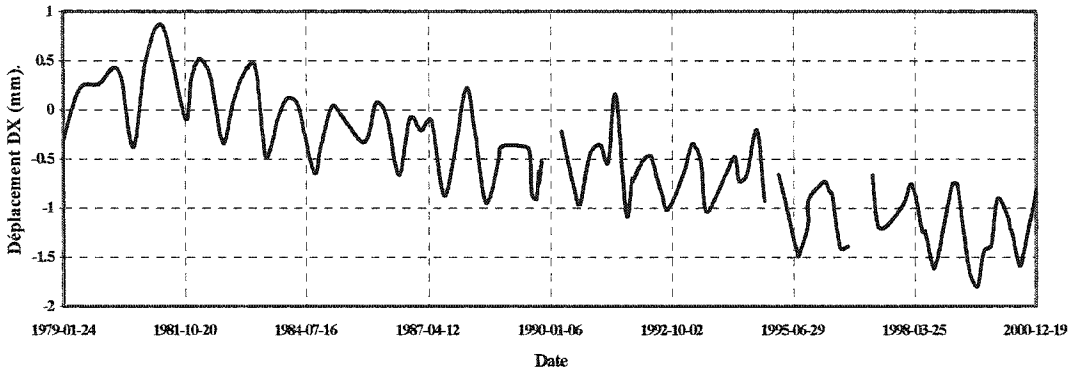


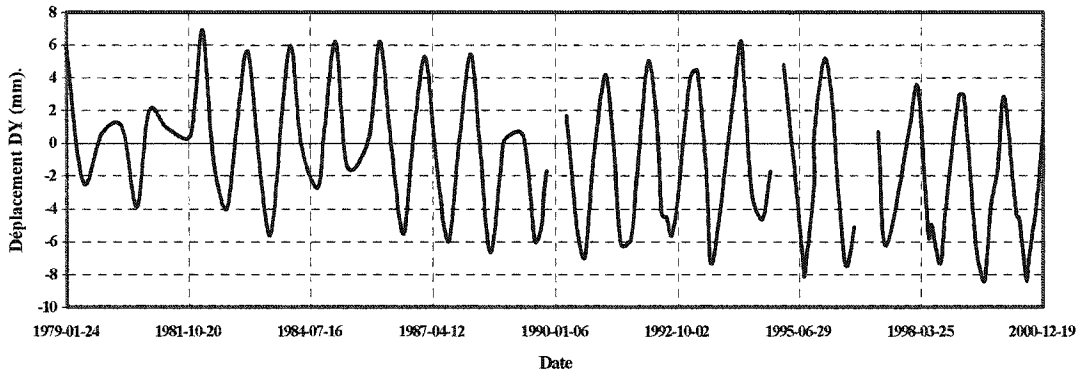
Vue panoramique de l'aménagement TRENCHE

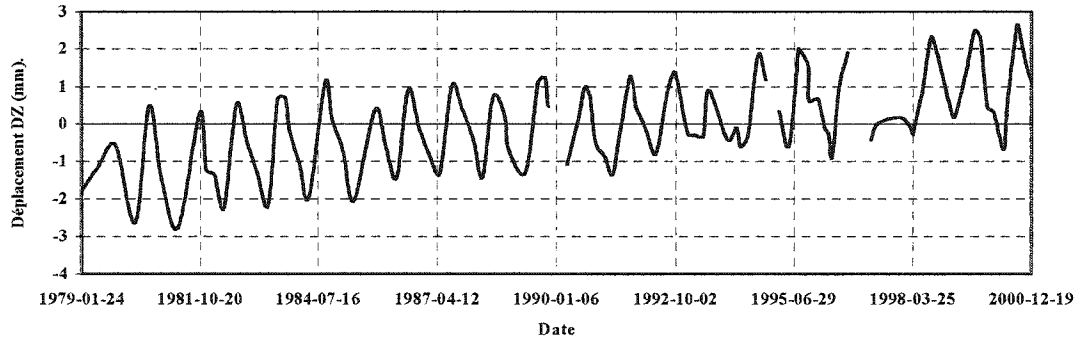
(http://www.hydroquebec.com/production/hydroelectrique/saint_maurice/).

DONNÉES D'AUSCULTATION





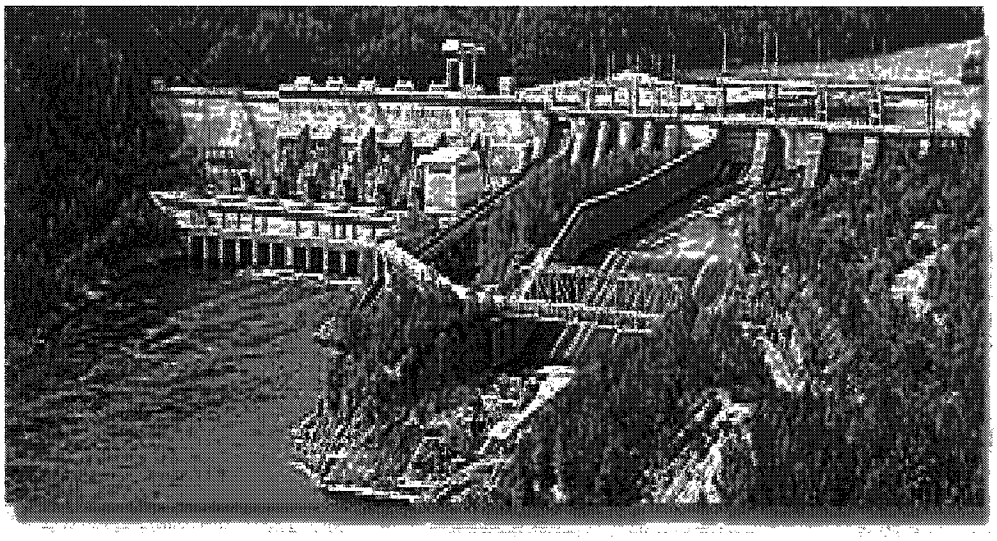




Aménagement TRENCHE : Pendules à lectures manuelles TRE002PIOPRG400.

Déplacements rive droite-rive gauche, amont-aval et vertical.

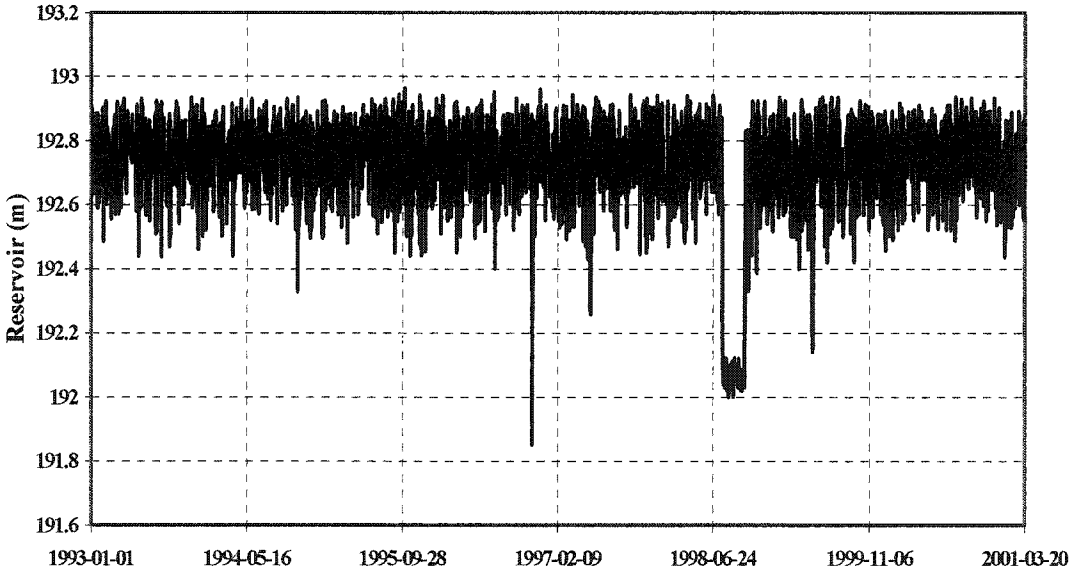
AMÉNAGEMENT BEAUMONT

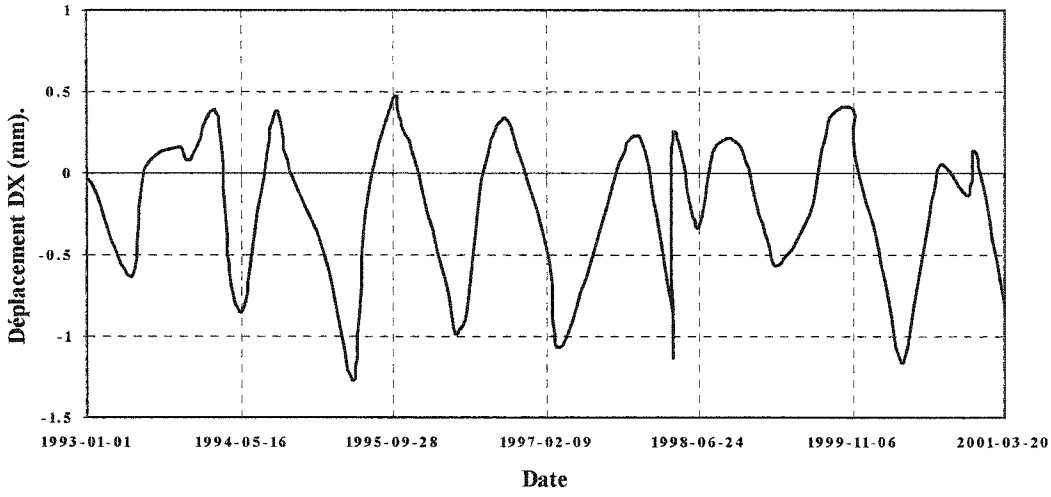


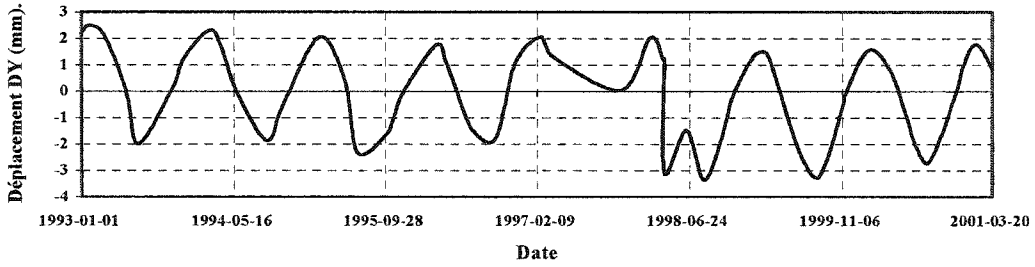
Vue panoramique de l'aménagement BEAUMONT

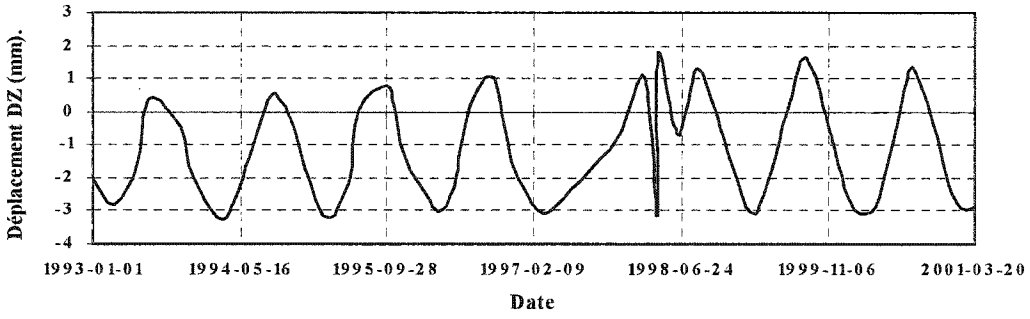
(http://www.hydroquebec.com/production/hydroelectrique/saint_maurice/).

DONNÉES D'AUSCULTATION



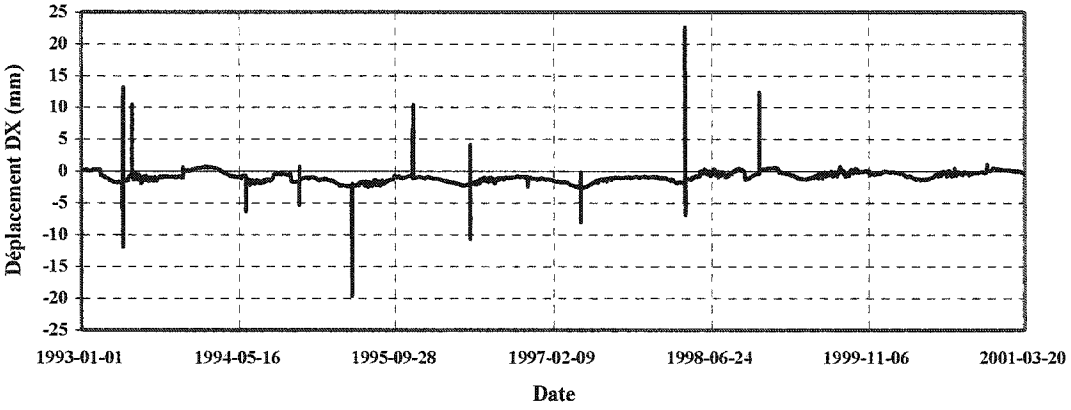


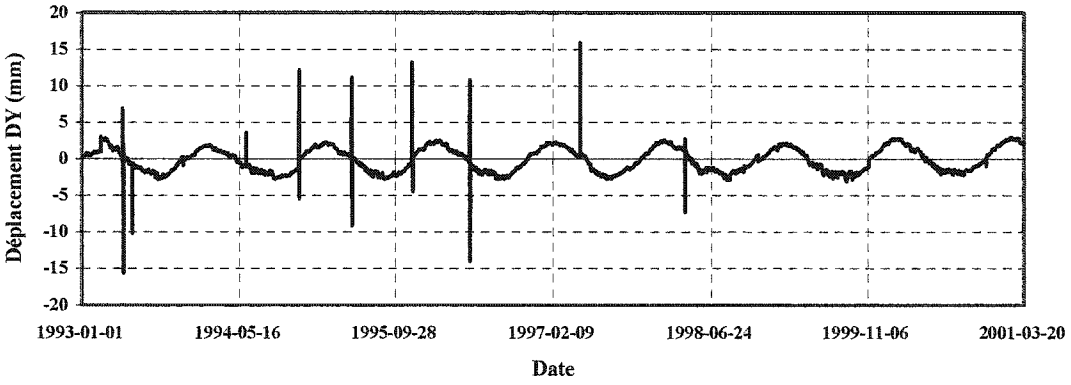


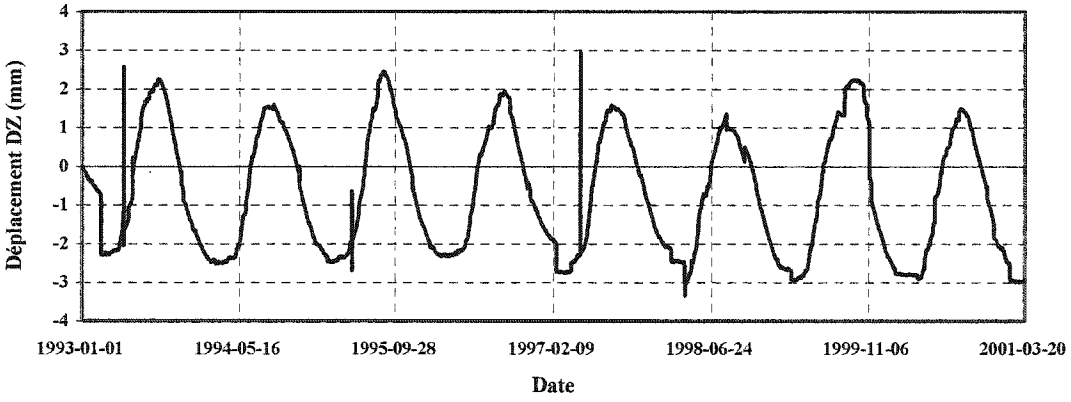


Aménagement BEAUMONT : Pendules à lectures manuelles BEA001PI1P-E620.

Déplacements rive droite-rive gauche, amont-aval et vertical.





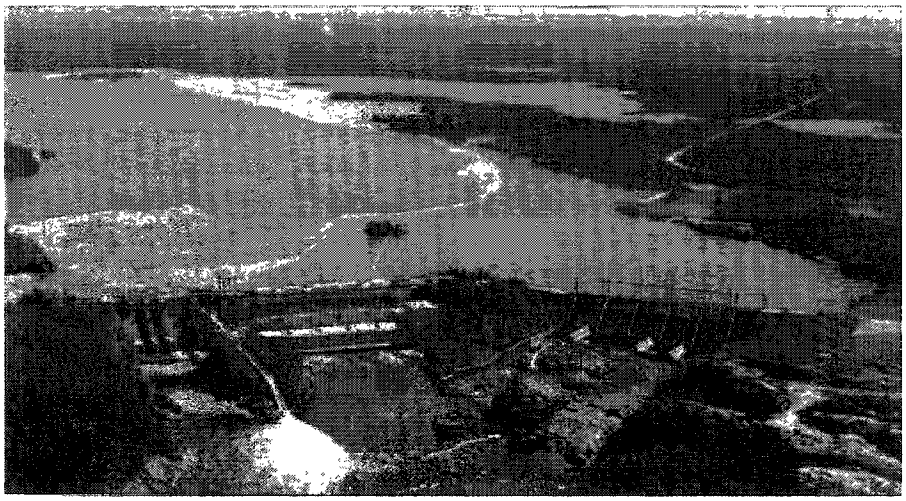


Aménagement BEAUMONT :

Pendules à lectures automatisées BEA001PI1P-E620.

Déplacements rive droite-rive gauche, amont-aval et vertical.

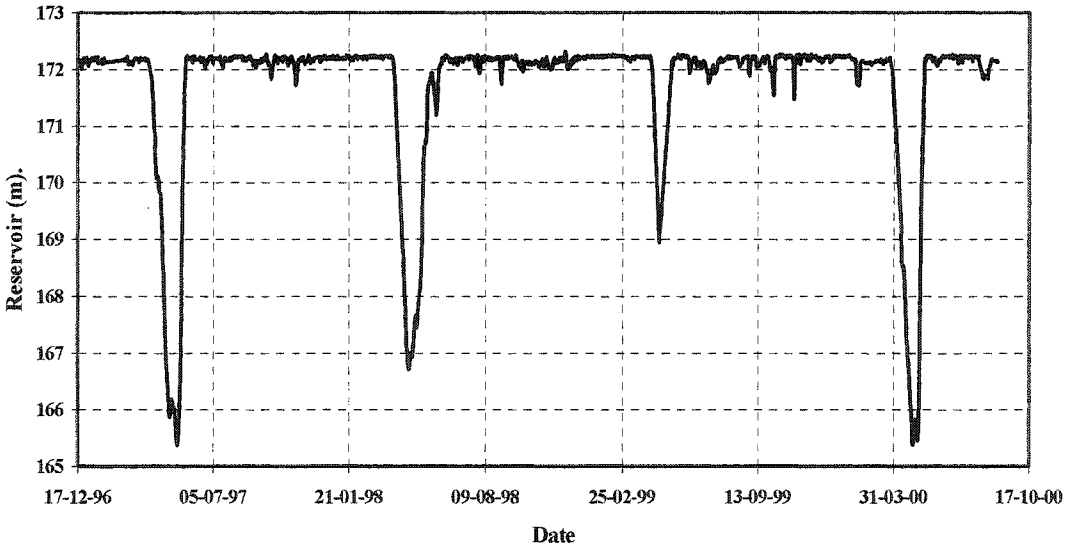
AMÉNAGEMENT CHUTE-DU-DIABLE



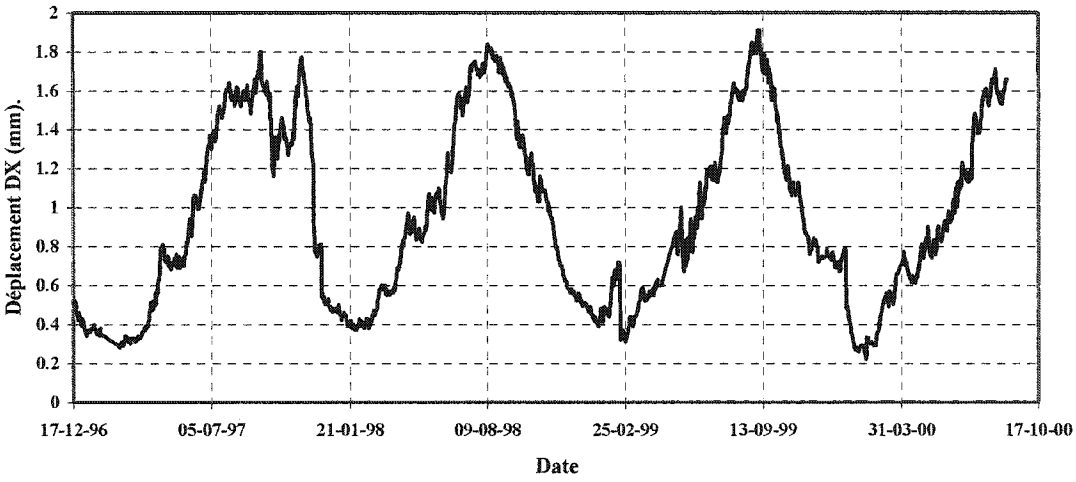
Vue panoramique de l'aménagement CHUTE-DU-DIABLE

((http://www.energie.alcan.com/eeq/eeq_gestion2b.html).

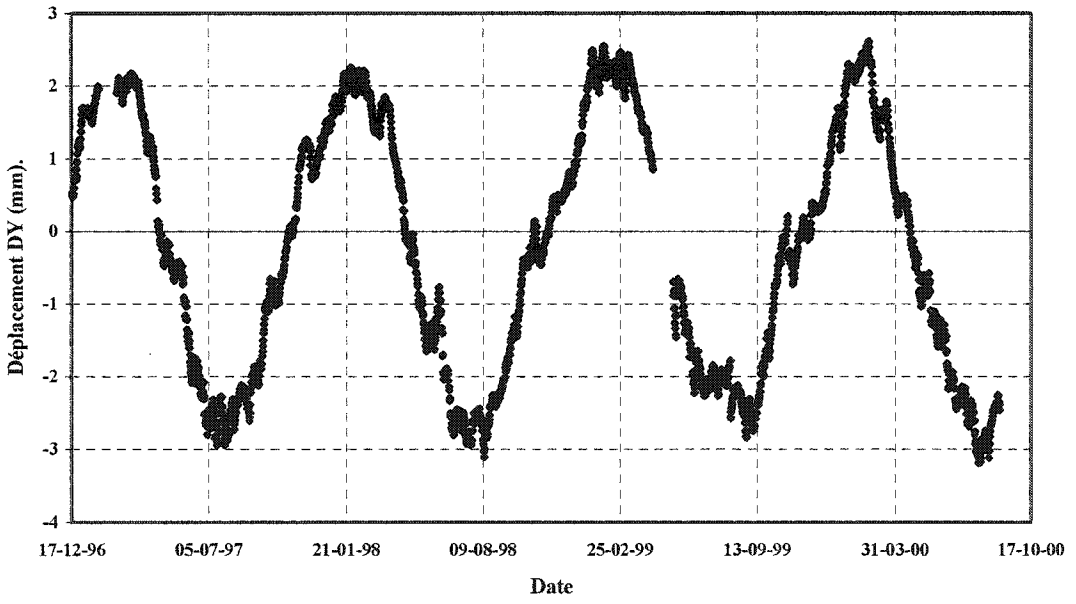
DONNÉES D'AUSCULTATION



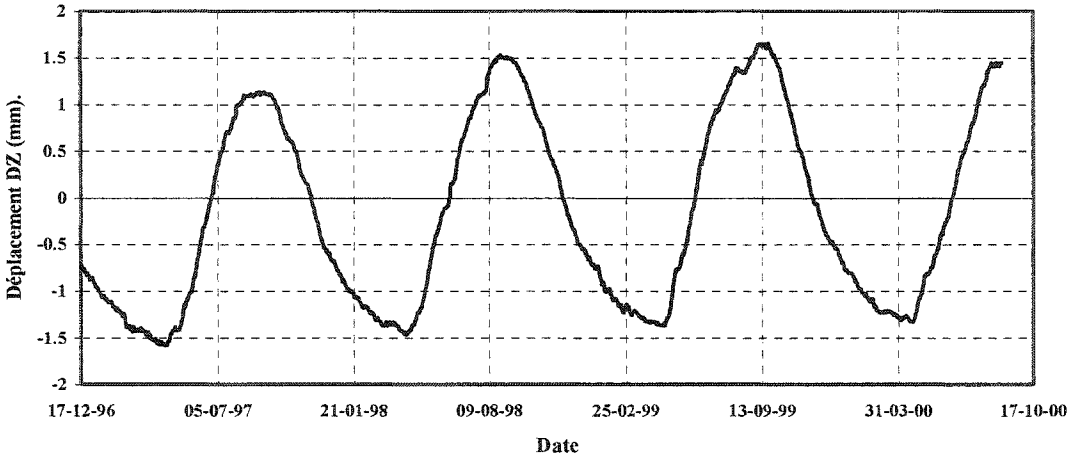
Aménagement CHUTE-DU-DIABLE : Réservoir versus temps.


Déplacement DX (mm).
2
1.8
1.6
1.4
1.2
1
0.8
0.6
0.4
0.2
0
17-12-96
05-07-97
21-01-98
09-08-98
25-02-99
13-09-99
31-03-00
17-10-00
Date

(a).


Déplacement DY (mm).
3
2
1
0
-1
-2
-3
-4
17-12-96
05-07-97
21-01-98
09-08-98
25-02-99
13-09-99
31-03-00
17-10-00
Date

(b).

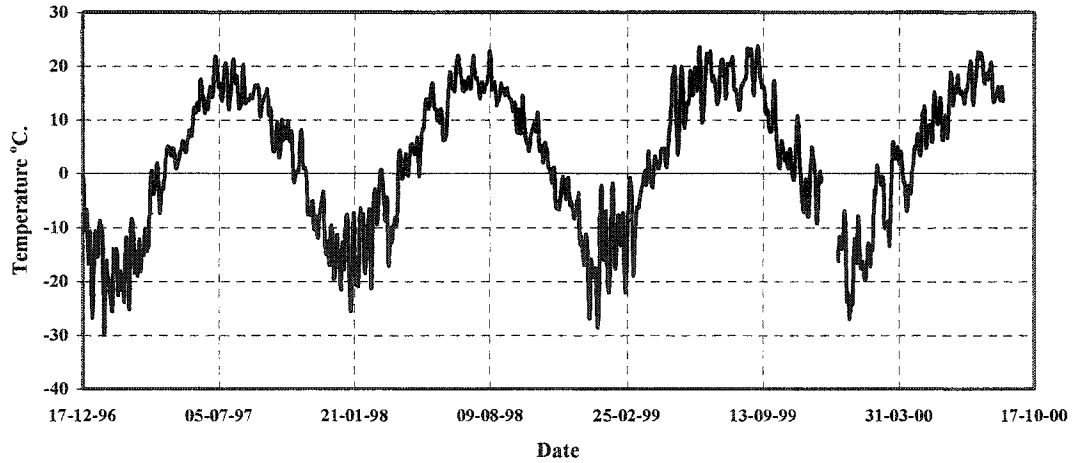


(C).

Aménagement CHUTE-DU-DIABLE : Pendules à lectures automatisées

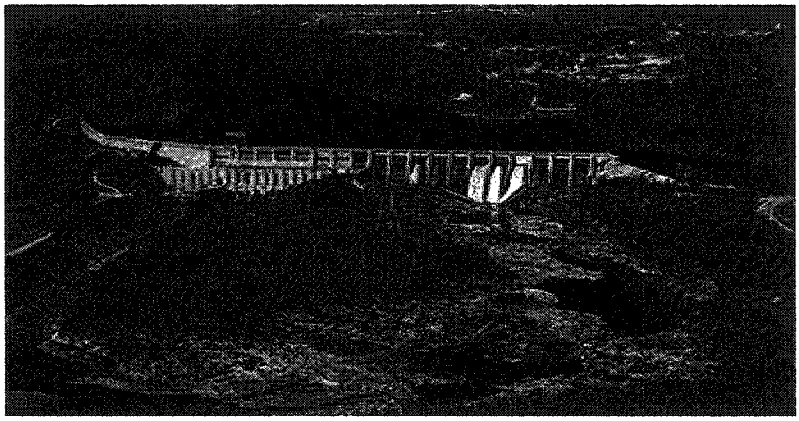
PDBAC1 :

(a). Déplacement rive droite- rive gauche (PDBAC-1X); (b). Déplacement amont-aval (PDBAC-1Y); (c) Déplacement vertical (PDBAC-1Z).



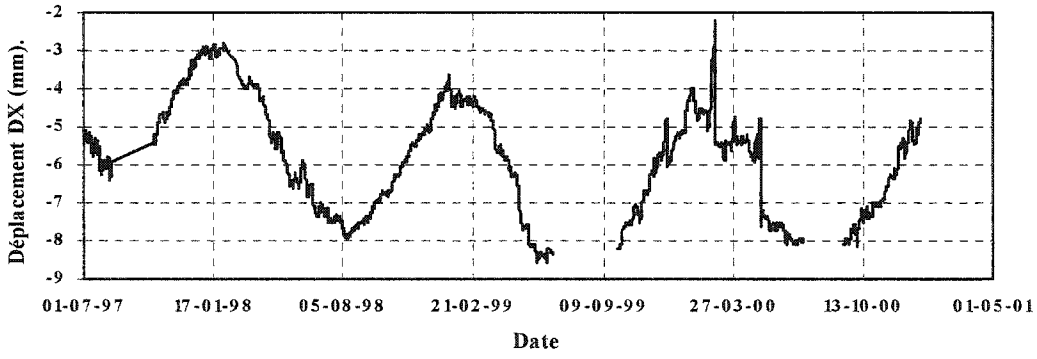
Aménagement CHUTE-DU-DIABLE : Température de l'air versus temps.

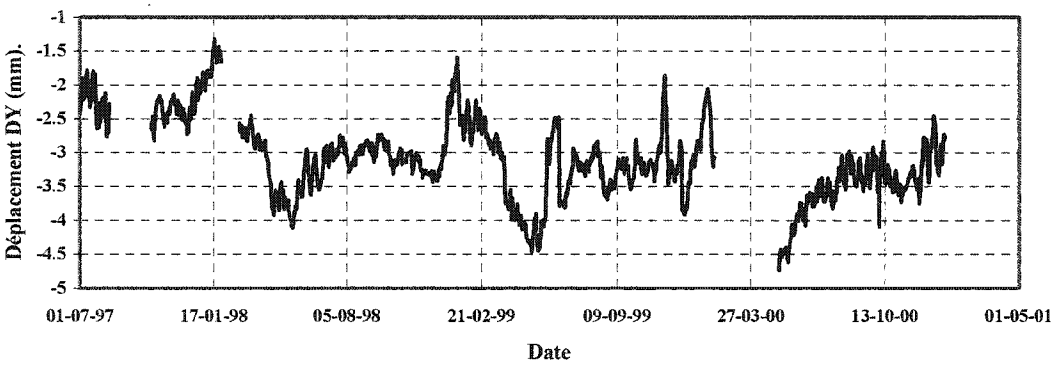
AMÉNAGEMENT CHUTE-À-CARON

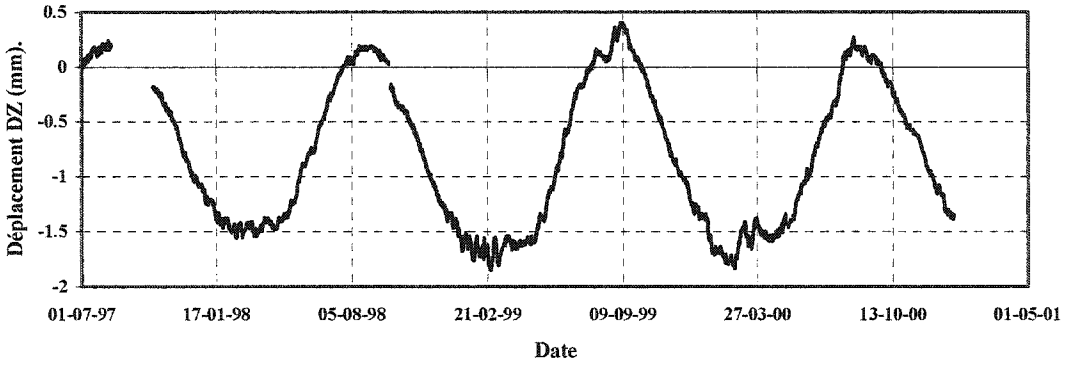


Vue panoramique de l'aménagement CHUTE-À-CARON

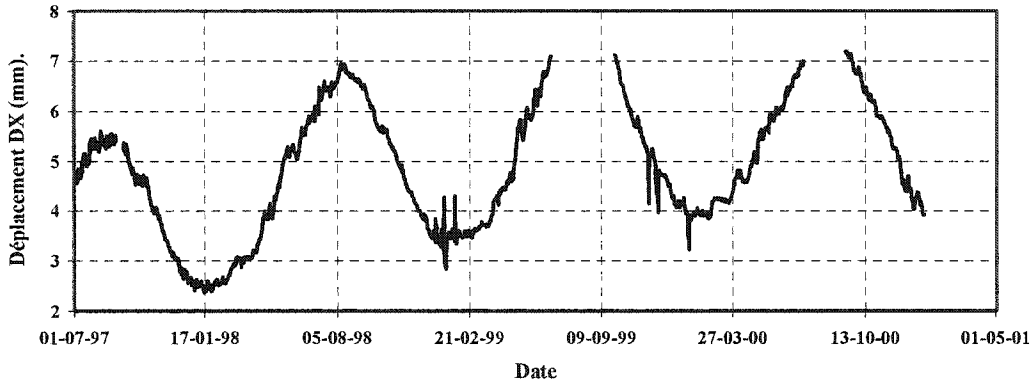
(http://www.energie.alcan.com/eeq/eeq_gestion2b.html).

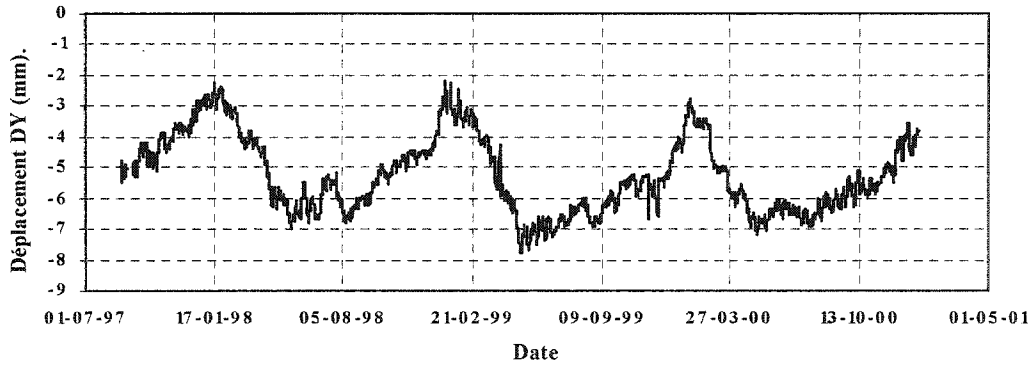


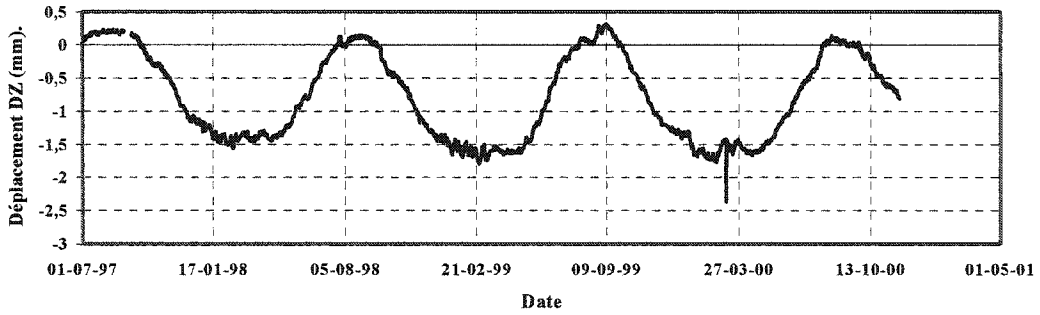




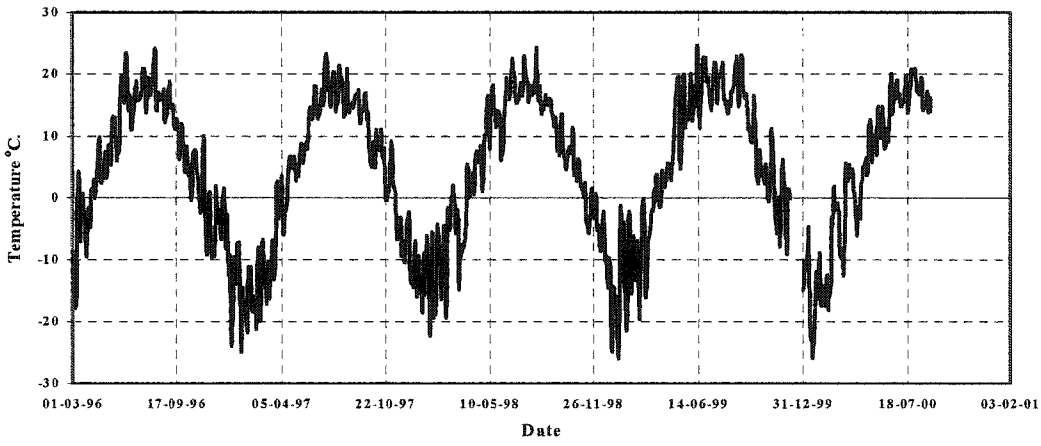
Aménagement CHUTE-À-CARON : Pendules à lectures automatisées PD13S-1. Déplacement rive droite- rive gauche (PD13S-1X); Déplacement amont-aval (PD13S-1Y); Déplacement vertical (PD13S-1Z).







Aménagement CHUTE-À-CARON : Pendules à lectures automatisées PD13S-2. Déplacement rive droite- rive gauche (PD13S-2X); Déplacement amont-aval (PD13S -2Y); Déplacement vertical (PD13S -2Z).



Aménagement CHUTE-À-CARON : Température de l'air versus temps.

PENDULE	TYPE DE SECTION	HAUTEUR SECTION (m).	AMÉNAGEMENT	ANNÉE DE CONSTRUCTION	FLUCTUATION DU RÉSERVOIR (m).	AMPLITUDE ANNUELLE DY(mm).
BEA001PI1P-E620	PRISE D'EAU	68,67	BEAUMONT	1959	constant	±2.00
BEA002PI1P-E620	PRISE D'EAU	68,67	BEAUMONT	1959	constant	±2.15
GOU001PI0P-F020	PERTUIS	22,26	GOUIN	1917	≈± 4	±1.60
GOU002PI0P-F020	PERTUIS	22,26	GOUIN	1917	≈± 4	±0.45
TRE002PI0PRG400	BARRAGE POIDS	64,31	TRENCHE	1951	constant	±6.50
CCCPD13S-1	BARRAGE POIDS	14,75	CHUTE-À-CARON	1930	+++++++++	±1.50
CCCPD13S-2	BARRAGE POIDS	14,75	CHUTE-À-CARON	1930	+++++++++	±3.00
CCDPDBAC1	OUVRAGE RÉGULATEUR	40,78	CHUTE DU DIABLE	1952	+++++++++	±3.00

Tableau A1 1. Tableau de synthèse.

ANNEXE 2 : Exemple de calcul de coefficients de régression linéaire multiple par la méthode des moindres carrés à l'aide du logiciel MATLAB 6.1.

Soit à déterminer les coefficients de régressions linéaire multiple du modèle H. S. T. (Hydrostatique-Saison-Temps), prenant en compte les effets de fluage (modèle e) pour la prédiction du déplacement radial de la crête (élévation 1783.0 m) du barrage voûte Schlegeis à l'aide du logiciel Matlab. L'expression du modèle s'écrit :

$$\begin{aligned} F(h,s,t) = {} & C_0 \\ & + C_1 h + C_2 h^2 + C_3 h^3 + C_4 h^4 \\ & + C_5 \cos s + C_6 \sin s + C_7 \sin^2 s + C_8 \sin s \cos s \\ & + C_9 \sum_{t_0}^{t} \phi(t,t_0) \cdot (h_0^4 + \Delta h_{t_0}^4) \end{aligned}$$

L'expression de prédiction du déplacement radial de la crête ci-dessus peut se mettre sous la forme :

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \cdots + \beta_p X_p + \varepsilon \qquad \textbf{[A2.1]}$$

où :

- **p** est le nombre de fonction d'influence (p+1 : le nombre de paramètres libres),
- X_j (j = 1, p) est la $j^{ème}$ fonction d'influence,
- β_j (j = 0, p) est le jème paramètre inconnu,
- ε est l'erreur.

En faisant référence à l'équation [4.18], p = 9, $\beta_0 = C_0$, $\beta_1 = C_1$, , $\beta_9 = C_9$, $X_1 = h$, $X_2 = h^2$, $X_3 = h^3$, $X_4 = h^4$, $X_5 = \cos(s)$, $X_6 = \sin(s)$, $X_7 = \sin^2(s)$, $X_8 = \sin(s)\cos(s)$, $X_9 = \Sigma\, \phi\,(t,t_0)\,(h_0^4 + \Delta h t_0^4)$

n observations sont à disposition (n > p) pour estimer les paramètres β_j inconnus. Les observations de la période de calibrage (1992 à 1998), soit **n = 2557** (2557 > 9) ont été utilisées pour calculer les coefficients (paramètres) inconnus. En considérant la valeur de chaque observation i, qui consiste d'une part en valeur mesurée y_i de l'indicateur de comportement (pendule) et d'autre part en les valeurs correspondantes des fonctions d'influence X_{1i}, X_2i, … X_{pi}.

Le modèle de l'équation **[A2.1]** s'écrit :

$$\begin{aligned} y_1 &= \beta_0 + \beta_1 X_{11} + \beta_2 X_{21} + \cdots + \beta_9 X_{91} + \varepsilon_1 \\ y_2 &= \beta_0 + \beta_1 X_{12} + \beta_2 X_{22} + \cdots + \beta_9 X_{92} + \varepsilon_2 \\ &\cdots \\ y_n &= \beta_0 + \beta_1 X_{1n} + \beta_2 X_{2n} + \cdots + \beta_9 X_{9n} + \varepsilon_n \end{aligned} \qquad \textbf{[A2.2]}$$

ε_i est l'erreur associée à la $i^{ème}$ observation (différence entre valeur mesurée et calculée).

Sous forme matricielle l'équation **[A2.2]** s'écrit :

$$\underline{y} = \underline{X}\underline{\beta} + \underline{\varepsilon} \qquad \textbf{[A2.3]}$$

avec :

$$\underline{y} = \begin{Bmatrix} y_1 \\ . \\ . \\ y_n \end{Bmatrix}, \quad \underline{X} = \begin{bmatrix} 1 & X_{11} & . & X_{91} \\ . & . & . & . \\ . & . & . & . \\ 1 & X_{1n} & . & X_{9n} \end{bmatrix}, \quad \underline{\varepsilon} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ . \\ . \\ \varepsilon_n \end{Bmatrix} \qquad \textbf{[A2.4]}$$

Nous avons 10 inconnues (β_0, β_9) et 2557 équations; on utilise la méthode des moindres carrés pour estimer les coefficients βi qui minimise la somme des carrés des erreurs soit :

$$\underline{X}^T \underline{y} = \underline{X}^T \underline{X} \underline{\beta} \qquad \textbf{[A2.5]}$$

$$\underline{\beta} = (\underline{X}^T \underline{X})^{-1} \underline{X}^T \underline{y} \qquad \textbf{[A2.6]}$$

Ce calcul est effectué par Matlab à partir de la syntaxe :

b = regress (y,X) **[A2.7]**

où :

- **y** est le vecteur n x 1 (n = 2557) des déplacements mesurés par le pendules,
- X est une matrice n x p (2557 x 9).

On trouve, finalement pour les 10 coefficients de régression **[A2.7]** les valeurs présentées au tableau A2 1.

Tableau A2 1. Coefficients de régression.

C_0	24.4100
C_1	-5.5212
C_2	59.0940
C_3	-42.7638
C_4	42.0931
C_5	7.5383
C_6	8.8803
C_7	0.2220
C_8	-0.3425
C_9	0.9001

La Figure A2.1 illustre une fenêtre du logiciel Matlab avec les détails de calculs des coefficients de régression.

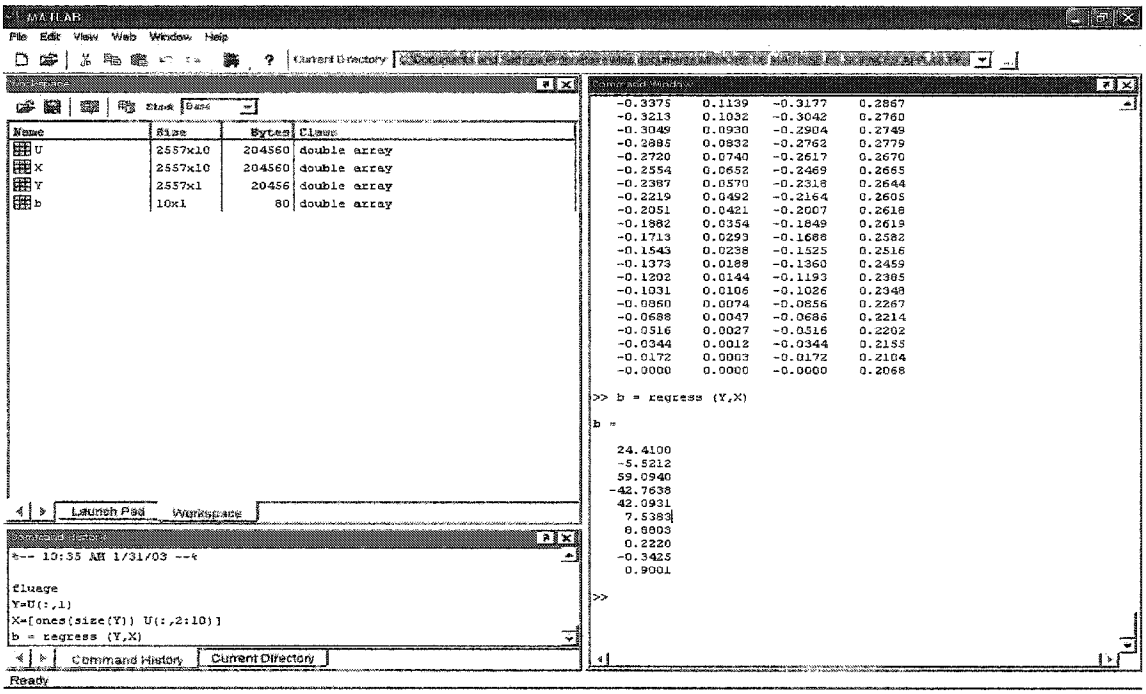


Figure A2.1 Fenêtre Matlab 6.1 (calcul des coefficients de régression).

Procédure de calcul des coefficients de régression multiple par la méthode des moindres carrés avec MATLAB 6.1.

% T

% Y = T (: , 1)

% X = [ones size (Y) T(: , 2 : 10)]

% Coeffreg = X \ Y

ou

% Y = T (: , 1)

% X = [ones size (Y) T(: , 2 : 10)]

% b = regress (Y, X)

ANNEXE 3 : Principe de superposition de fluage.

Dans cette annexe, on présente un exemple de calcul détaillé de l'application du principe de superposition de fluage en chargeant un cylindre standard de béton. La formulation utilisée est la suivante :

Déformation de fluage

$$\varepsilon_{fluage} = \varepsilon_{élastique} * \phi \qquad \textbf{[A3.1]}$$

où ϕ est le coefficient de fluage (coefficient de fluage du modèle visco-élasique de Kelvin) donnée par la relation suivante :

$$\phi(t) = \phi_{\infty}(1 - e^{-\alpha}t) \qquad \textbf{[A3.2]}$$

Les valeurs de ϕ_{∞} et α sont prises égales à 1 et 0.01 (valeurs empiriques).

La déformation élastique a été calculée en utilisant la relation ***contrainte-déformation*** :

$$\sigma = \varepsilon E \qquad \textbf{[A3.3]}$$

on tire :

$$\varepsilon = \sigma / E = \sigma * J \qquad \textbf{[A3.4]}$$

avec :

$$J = 1 / E \qquad \textbf{[A3.5]}$$

J est ***la fonction de fluage*** (Loi de Puissance Double " Double Power Law" [Bazant et Osman, 1976)] :

$$J(t,t_0) = 1/E_0[1+\phi(t_0^{-m} + \alpha)(t-t_0)^n \qquad \textbf{[A3.6]}$$

avec : **m, n, ϕ, α, E_0** = paramètres du matériau

Les paramètres utilisés pour le béton sont ceux du barrage voûte de ***Cahora-Bassa*** (Mozambique), ces valeurs sont tangibles avec les moyennes du tableau proposé par Bazant et Osman (Double power law for basic creep of concrete, 1976).

E = 25 MPa (module d'élasticité lors de la première mise en charge).

E_0 = 37.5 MPa (module d'élasticité pris égal à 1.5 fois le module d'élasticité lors de la première mise en charge).

ϕ = 3, m = -0.34, n = 0.18, α = 0.042, τ = 100 (âge du béton lors de la première mise en charge).

Trois cas de chargement sont étudiés :

(a) charge constante plus incrément ($h + \Delta h$),

(b) charge constante plus décrément ($h - \Delta h$),

(c) charge constante plus incrément et décrément ($h \pm \Delta h$).

Un chiffrier électronique EXCEL est utilisé pour effectuer les calculs à partir des équations **[A3.1]** à **[A3.6]**. Les résultats obtenus sont présentés au chapitre 3 ***(section 3.6).***

ANNEXE 4 : Effet de radiation solaire.

Comme indiqué dans le chapitre 5 du présent mémoire, une façon simple de considérer l'effet de la radiation solaire dans une analyse de transfert de chaleur consiste à majorer d'une certaine valeur la température de l'air ambiant. Cette approche a été proposée par Tarbox [Tarbox, G.S., 1977; Paul, J.W. and Tarbox, G.S., 1991], elle utilise les graphiques de la radiation solaire établis par le USBR (United States Bureau of Reclamation). La radiation solaire qui atteint la surface du béton du barrage suit une variation saisonnière cyclique et est fonction de :

- la latitude du site,
- l'orientation et la pente des surfaces exposées,
- la topographie du terrain environnant qui peut faire obstruction.
- l'heure dans la journée et le jour de l'année.

Dans la présente annexe, on détermine la majoration de la température correspondant à l'effet de radiation solaire pour l'aménagement Chute-du-Diable. La Figure A4.1 (Léger et al., 1993), indique que le barrage Chute-du-Diable est situé entre les latitudes 48° et 49°. La Figure A4.2 montre les courbes de radiation solaire pour les sites situés entre les latitudes 45° et 50°. Ces valeurs sont donc valides pour le site de Chute-du-Diable. Les températures indiquées sur la Figure A4.2 (isothermes) sont en degrés Fahrenheit.

À l'aménagement Chute-du-Diable, la rivière Saguenay coule de sud au nord. La normale à la verticale du parement aval à partir de la rive droite (Figure A4.3) est à environ 30° à partir du nord, cette valeur est celle à considérer sur la Figure A4.2. l'inclinaison du parement aval prend les valeurs de 0° (vertical) et 37° (pente 9 dans 12). En transposant ces valeurs sur la Figure A4.2, on obtient une majoration 1°C (1.5°F) pour le parement vertical et de 2°C (3°F) pour le parement incliné. Pour la crête du barrage (inclinaison de 90°), la majoration de température à utiliser serait

supérieure aux valeurs indiquées. En effet, la Figure A4.2 ne permet pas la lecture pour une inclinaison supérieure à 45°C. On considère pour le barrage un facteur de terrain de 1 (sans obstacle). Ces majorations obtenues pour les parements vertical et incliné doivent être multipliées par ce facteur pour la majoration à utiliser pour la modélisation des effets thermiques. Une majoration uniforme de 3°C de la température de l'air ambiant est adoptée pour introduire l'effet de la radiation solaire pour toutes les surfaces exposées du barrage.

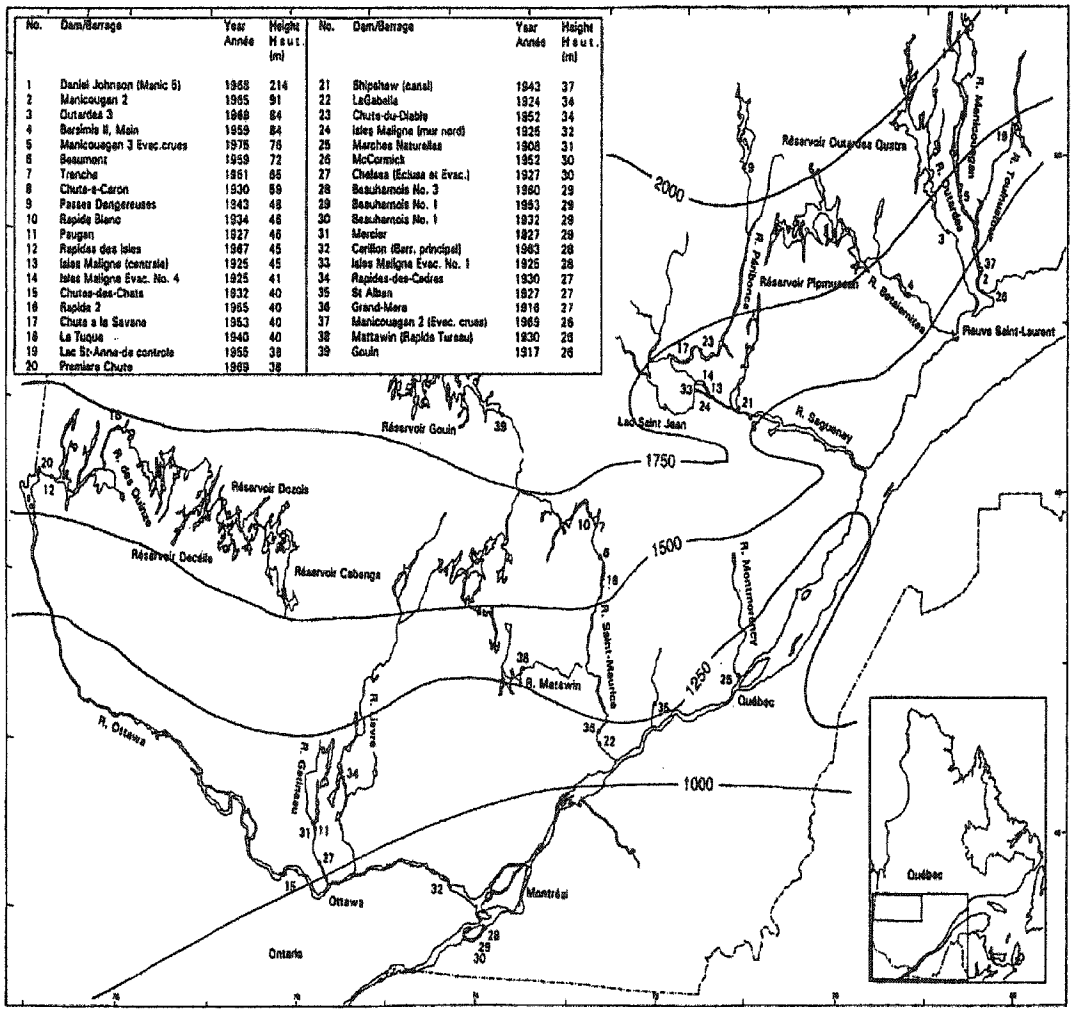


Figure A4.1 Coordonnées géographiques (Léger et al., 1993)

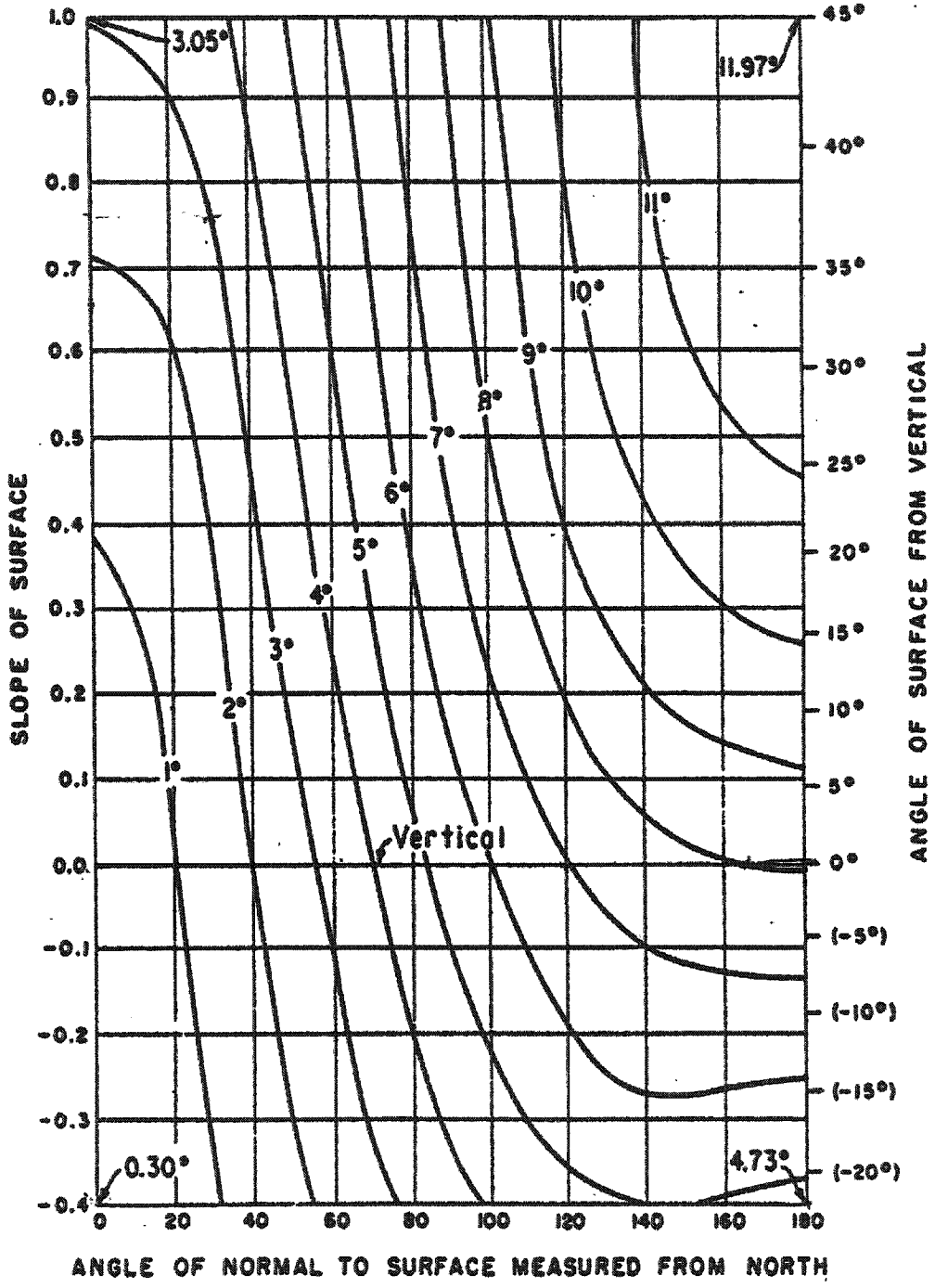


Figure A4.2 Courbes de radiation solaire pour les latitudes 45°-50° (Courtesy Bureau of Reclamation) (Tarbox 1977).

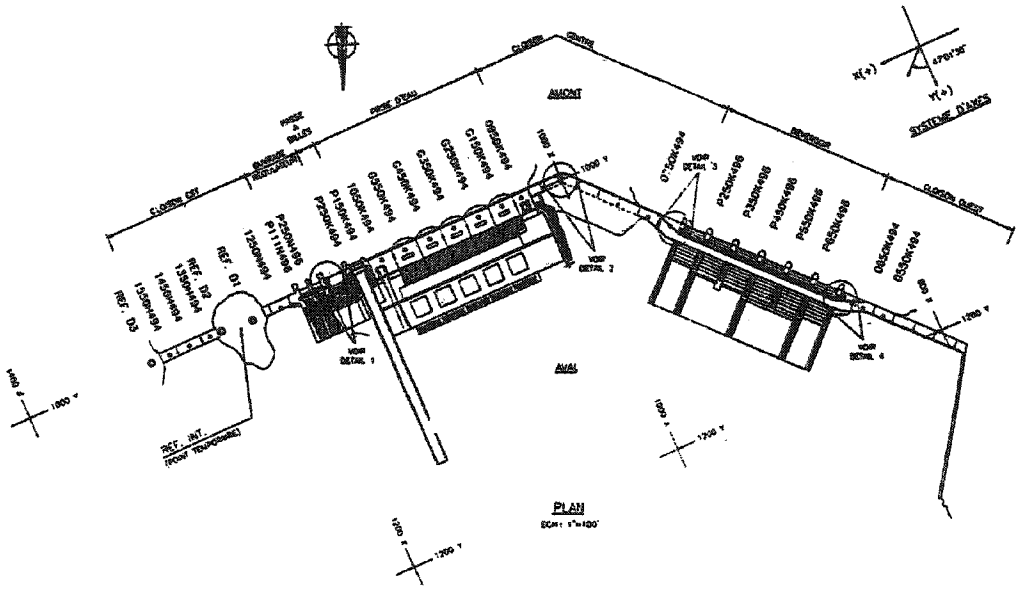


Figure A4.3 Aménagement Chute-du-Diable

ANNEXE 5 : Barrage-poids La Tuque, déplacement de la crête (fichier SAP 90).

1er Janvier

```
SYSTEM                    : SPÉCIFICATION DES DONNEES DU SYSTÈME
L=1                       : NOMBRE DE CONDITIONS DE CHARGEMENT
                          : SEPARATEUR BLANC
JOINTS                    : SPÉCIFICATION DES COORD. GLOBALES DES JOINTS
1 X=11070 Y=0             : COORD. JOINT 1 (mm)
2 X=9600  Y=3920          : COORD. JOINT 2 (mm)
3 X=8130  Y=7840          : COORD. JOINT 3 (mm)
4 X=7114  Y=10888         : COORD. JOINT 4 (mm)
5 X=6098  Y=13936         : COORD. JOINT 5 (mm)
6 X=5082  Y=16984         : COORD. JOINT 6 (mm)
7 X=4066  Y=20032         : COORD. JOINT 7 (mm)
8 X=3050  Y=23080         : COORD. JOINT 8 (mm)
9 X=3050  Y=25410         : COORD. JOINT 9 (mm)
10 X=3050  Y=27740        : COORD. JOINT 10 (mm)
11 X=3050  Y=28650        : COORD. JOINT 11 (mm)
12 X=3050  Y=30480        : COORD. JOINT 12 (mm)
                          : SEPARATEUR BLANC
RESTRAINTS                : DEFINITION DES DDL A CHAQUE JOINT
1 12 1  R=0 0 1 1 1 0     : TOUS LES JOINTS DS X-Y 0=LIBRE, 1=FIXE
1       R=1 1 1 1 1 1     : FONDATION FIXE
                          : SEPARATEUR BLANC
FRAME                     : DEFINITION DES PROPRIÉTÉS DES ÉLÉMENTS
NM=11 NL=11               : NBRE DE SECTIONS ET NBRE DE CHARGES EN TRAVÉE
1  A=20670E03  I=7359.3623E11  TC=10E-06
2  A=17730E03  I=4644.5641E11  TC=10E-06
3  A=15244E03  I=2951.9947E11  TC=10E-06
4  A=13212E03  I=1921.8720E11  TC=10E-06
5  A=11180E03  I=1164.5125E11  TC=10E-06
6  A=9148E03   I=637.96551E11  TC=10E-06
7  A=7116E03   I=300.28011E11  TC=10E-06
8  A=6100E03   I=189.15083E11  TC=10E-06
9  A=6100E03   I=189.15083E11  TC=10E-06
10 A=6100E03   I=189.15083E11  TC=10E-06
11 A=3660E03   I=40.85658E11   TC=10E-06
C CHAMP DE TEMPÉRATURE
1  T=-0.01,0.2893E-03
2  T=-0.09,0.3965E-03
3  T=-0.39,0.5425E-03
4  T=-0.79,0.7077E-03
5  T=-1.55,0.8479E-03
6  T=-2.90,1.1106E-03
7  T=-5.36,1.3561E-03
8  T=-6.66,1.6066E-03
9  T=-6.66,1.6066E-03
10 T=-10.53,0
11 T=-13.42,0
```

```
C ÉLÉMENTS
1 1 2   M=1  LP=1,0 NSL=1          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 1
2 2 3   M=2  LP=1,0 NSL=2          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 2
3 3 4   M=3  LP=1,0 NSL=3          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 3
4 4 5   M=4  LP=1,0 NSL=4          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 4
5 5 6   M=5  LP=1,0 NSL=5          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 5
6 6 7   M=6  LP=1,0 NSL=6          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 6
7 7 8   M=7  LP=1,0 NSL=7          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 7
8 8 9   M=8  LP=1,0 NSL=8          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 8
9 9 10  M=9  LP=1,0 NSL=9          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 9
10 10 11 M=10 LP=1,0 NSL=10        : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 10
11 11 12 M=11 LP=1,0 NSL=11        : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 11
                                   : SEPARATEUR BLANC
C-------------------------------------------------------------------------
C--- NOTE SUR LES DONNEES DES LEMENTS FRAME --
C--- LP=1,0 INDIQUE L'ORIENTATION SPATIALE DU SYSTEME D'AXE GLOBAL
C--- LOCAL DE CHAQUE ELEMENT "FRAME" PAR RAPPORT AU SYSTEME D'AXE GLOBAL
C--- (L'AXE LOCAL 3 EST PARALLELE A L'AXE GLOBAL Z)
C-------------------------------------------------------------------------
.
```

ANNEXE 6 : Barrage-poids La Tuque, déplacement de la crête : comparaison fondation fixe versus fondation flexible (fichier SAP 90).

1er Janvier

```
SYSTEM                          : SPÉCIFICATION DES DONNÉES DU SYSTÈME
L=1                             : NOMBRE DE CONDITIONS DE CHARGEMENT
                                : SEPARATEUR BLANC
JOINTS                          : SPÉCIFICATION DES COORD. GLOBALES DES JOINTS
1 X=11070 Y=0                   : COORD. JOINT 1 (mm)
2 X=9600  Y=3920                : COORD. JOINT 2 (mm)
3 X=8130  Y=7840                : COORD. JOINT 3 (mm)
4 X=7114  Y=10888               : COORD. JOINT 4 (mm)
5 X=6098  Y=13936               : COORD. JOINT 5 (mm)
6 X=5082  Y=16984               : COORD. JOINT 6 (mm)
7 X=4066  Y=20032               : COORD. JOINT 7 (mm)
8 X=3050  Y=23080               : COORD. JOINT 8 (mm)
9 X=3050  Y=25410               : COORD. JOINT 9 (mm)
10 X=3050  Y=27740              : COORD. JOINT 10 (mm)
11 X=3050  Y=28650              : COORD. JOINT 11 (mm)
12 X=3050  Y=30480              : COORD. JOINT 12 (mm)
                                : SEPARATEUR BLANC
RESTRAINTS                      : DEFINITION DES DDL A CHAQUE JOINT
1 12 1  R=0 0 1 1 1 0           : TOUS LES JOINTS DS X-Y 0=LIBRE, 1=FIXE

SPRINGS
1 K=287.651E03,395.126E03,0,0,0,1254E10          : FONDATION FLEXIBLE

                                : SEPARATEUR BLANC
FRAME                           : DEFINITION DES PROPRIETES DES ELEMENTS
NM=11 NL=11                       NBRE DE SECTIONS ET NBRE DE CHARGES EN TRAVEE
1  A=20670E03  I=7359.3623E11  TC=10E-06
2  A=17730E03  I=4644.5641E11  TC=10E-06
3  A=15244E03  I=2951.9947E11  TC=10E-06
4  A=13212E03  I=1921.8720E11  TC=10E-06
5  A=11180E03  I=1164.5125E11  TC=10E-06
6  A=9148E03   I=637.96551E11  TC=10E-06
7  A=7116E03   I=300.28011E11  TC=10E-06
8  A=6100E03   I=189.15083E11  TC=10E-06
9  A=6100E03   I=189.15083E11  TC=10E-06
10 A=6100E03   I=189.15083E11  TC=10E-06
11 A=3660E03   I=40.85658E11   TC=10E-06
C CHAMP DE TEMPÉRATURE
1  T=-0.01,0.2893E-03
2  T=-0.09,0.3965E-03
3  T=-0.39,0.5425E-03
4  T=-0.79,0.7077E-03
5  T=-1.55,0.8479E-03
6  T=-2.90,1.1106E-03
7  T=-5.36,1.3561E-03
```

```
8  T=-6.66,1.6066E-03
9  T=-6.66,1.6066E-03
10 T=-10.53,0
11 T=-13.42,0

C ÉLÉMENTS
1 1 2   M=1  LP=1,0 NSL=1          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 1
2 2 3   M=2  LP=1,0 NSL=2          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 2
3 3 4   M=3  LP=1,0 NSL=3          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 3
4 4 5   M=4  LP=1,0 NSL=4          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 4
5 5 6   M=5  LP=1,0 NSL=5          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 5
6 6 7   M=6  LP=1,0 NSL=6          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 6
7 7 8   M=7  LP=1,0 NSL=7          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 7
8 8 9   M=8  LP=1,0 NSL=8          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 8
9 9 10  M=9  LP=1,0 NSL=9          : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 9
10 10 11 M=10 LP=1,0 NSL=10        : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 10
11 11 12 M=11 LP=1,0 NSL=11        : DONNÉES POUR L'ÉLÉMENT 11
                                   : SEPARATEUR BLANC
C-------------------------------------------------------------------------
C--- NOTE SUR LES DONNEES DES ELEMENTS FRAME
C--- LP=1,0 INDIQUE L'ORIENTATION SPATIALE DU SYSTEME D'AXE GLOBAL
C--- LOCAL DE CHAQUE ELEMENT "FRAME" PAR RAPPORT AU SYSTEME D'AXE GLOBAL
C--- (L'AXE LOCAL 3 EST PARALLELE A L'AXE GLOBAL Z)
C-------------------------------------------------------------------------
```

ANNEXE 7 : Déplacement du barrage-poids Chute-du-Diable dus aux variations saisonnières de température (fichier SAP 90).

1er Janvier

UNITÉS [kN mm]

SYSTEM
L=1

JOINTS
1 X=16550 Y=0
2 X=15275 Y=3320
3 X=14000 Y=6640
4 X=12725 Y=9960
5 X=11450 Y=13280
6 X=10175 Y=16600
7 X=8900 Y=19920
8 X=7625 Y=23240
9 X=6350 Y=26560
10 X=5075 Y=29880
11 X=3800 Y=33200
12 X=3800 Y=36000
13 X=3800 Y=38800
14 X=3800 Y=40800

RESTRAINTS
1 14 1 R=0 0 1 1 1 0
1 R=1 1 1 1 1 1

FRAME
NM=13 NL=13
1 A=31825E03 I=26861.1122E11 TC=8E-06
2 A=29275E03 I=20907.8543E11 TC=8E-06
3 A=26725E03 I=15906.3999E11 TC=8E-06
4 A=24175E03 I=11773.8420E11 TC=8E-06
5 A=21625E03 I=8427.27376E11 TC=8E-06
6 A=19075E03 I=5783.78837E11 TC=8E-06
7 A=16525E03 I=3760.47892E11 TC=8E-06
8 A=13975E03 I=2274.43853E11 TC=8E-06
9 A=11425E03 I=1242.76033E11 TC=8E-06
10 A=8875E03 I=582.537435E11 TC=8E-06
11 A=7600E03 I=365.813333E11 TC=8E-06
12 A=7600E03 I=365.813333E11 TC=8E-06
13 A=7600E03 I=365.813333E11 TC=8E-06

C CHAMP DE TEMPERATURE
1 T=0.56,0.2028E-03
2 T=0.49,0.2264E-03
3 T=0.40,0.2559E-03

4 T=0.29,0.2923E-03
5 T=0.15,0.3395E-03
6 T=-0.01,0.4024E-03
7 T=-0.22,0.4891E-03
8 T=-0.47,0.6134E-03
9 T=-0.82,0.7963E-03
10 T=-1.44,1.0694E-03
11 T=-2.02,1.2542E-03
12 T=-2.02,1.2542E-03
13 T=-5.94,0
C ELEMENTS
1 1 2 M=1 LP=1,0 NSL=1
2 2 3 M=2 LP=1,0 NSL=2
3 3 4 M=3 LP=1,0 NSL=3
4 4 5 M=4 LP=1,0 NSL=4
5 5 6 M=5 LP=1,0 NSL=5
6 6 7 M=6 LP=1,0 NSL=6
7 7 8 M=7 LP=1,0 NSL=7
8 8 9 M=8 LP=1,0 NSL=8
9 9 10 M=9 LP=1,0 NSL=9
10 10 11 M=10 LP=1,0 NSL=10
11 11 12 M=11 LP=1,0 NSL=11
12 12 13 M=12 LP=1,0 NSL=12
13 13 14 M=13 LP=1,0 NSL=13

ANNEXE 8 : Déplacement du barrage-poids Chute-du-Diable dus à l'effet combiné du réservoir et de la température (fichier SAP 90).

1er Janvier

UNITÉS [kN mm]

SYSTEM
L=2

JOINTS
1 X=16550 Y=0
2 X=15275 Y=3320
3 X=14000 Y=6640
4 X=12725 Y=9960
5 X=11450 Y=13280
6 X=10175 Y=16600
7 X=8900 Y=19920
8 X=7625 Y=23240
9 X=6350 Y=26560
10 X=5075 Y=29880
11 X=3800 Y=33200
12 X=3800 Y=36000
13 X=3800 Y=38800
14 X=3800 Y=40800

RESTRAINTS
1 14 1 R=0 0 1 1 1 0

SPRINGS
1 K=287.651E03,395.126E03,0,0,0,1254E10

FRAME
NM=13 NL=25
1 E=25 G=10.87 A=31825E03 AS=26520.8333E+03 I=26861.1122E11 TC=8E-06
2 E=25 G=10.87 A=29275E03 AS=24395.8333E+03 I=20907.8543E11 TC=8E-06
3 E=25 G=10.87 A=26725E03 AS=22270.8333E+03 I=15906.3999E11 TC=8E-06
4 E=25 G=10.87 A=24175E03 AS=20145.8333E+03 I=11773.8420E11 TC=8E-06
5 E=25 G=10.87 A=21625E03 AS=18020.8333E+03 I=8427.27376E11 TC=8E-06
6 E=25 G=10.87 A=19075E03 AS=15895.8333E+03 I=5783.78837E11 TC=8E-06
7 E=25 G=10.87 A=16525E03 AS=13770.8333E+03 I=3760.47892E11 TC=8E-06
8 E=25 G=10.87 A=13975E03 AS=11645.8333E+03 I=2274.43853E11 TC=8E-06
9 E=25 G=10.87 A=11425E03 AS=9520.83333E+03 I=1242.76033E11 TC=8E-06
10 E=25 G=10.87 A=8875E03 AS=7395.83333E+03 I=582.537435E11 TC=8E-06
11 E=25 G=10.87 A=7600E03 AS=6333.33333E+03 I=365.813333E11 TC=8E-06
12 E=25 G=10.87 A=7600E03 AS=6333.33333E+03 I=365.813333E11 TC=8E-06
13 E=25 G=10.87 A=7600E03 AS=6333.33333E+03 I=365.813333E11 TC=8E-06
C CHAMP DE TEMPERATURE
1 T=0.56,0.2028E-03
2 T=0.49,0.2264E-03

3 T=0.40,0.2559E-03
4 T=0.29,0.2923E-03
5 T=0.15,0.3395E-03
6 T=-0.01,0.4024E-03
7 T=-0.22,0.4891E-03
8 T=-0.47,0.6134E-03
9 T=-0.82,0.7963E-03
10 T=-1.44,1.0694E-03
11 T=-2.02,1.2542E-03
12 T=-2.02,1.2542E-03
13 T=-5.94,0
C PRESSION HYDROSTATIQUE
14 TRAP=0,-380.6280E-03,0,3320,-348.0588E-03,0
15 TRAP=0,-348.0588E-03,0,3320,-315.4896E-03,0
16 TRAP=0,-315.4896E-03,0,3320,-282.9204E-03,0
17 TRAP=0,-282.9204E-03,0,3320,-250.3512E-03,0
18 TRAP=0,-250.3512E-03,0,3320,-217.7820E-03,0
19 TRAP=0,-217.7820E-03,0,3320,-185.2128E-03,0
20 TRAP=0,-185.2128E-03,0,3320,-152.6436E-03,0
21 TRAP=0,-152.6436E-03,0,3320,-120.0744E-03,0
22 TRAP=0,-120.0744E-03,0,3320,-87.50520E-03,0
23 TRAP=0,-87.50520E-03,0,3320,-54.93600E-03,0
24 TRAP=0,-54.93600E-03,0,2800,-27.46800E-03,0
25 TRAP=0,-27.46800E-03,0,2800,0,0
C ELEMENTS
1 1 2 M=1 LP=1,0 NSL=1,14
2 2 3 M=2 LP=1,0 NSL=2,15
3 3 4 M=3 LP=1,0 NSL=3,16
4 4 5 M=4 LP=1,0 NSL=4,17
5 5 6 M=5 LP=1,0 NSL=5,18
6 6 7 M=6 LP=1,0 NSL=6,19
7 7 8 M=7 LP=1,0 NSL=7,20
8 8 9 M=8 LP=1,0 NSL=8,21
9 9 10 M=9 LP=1,0 NSL=9,22
10 10 11 M=10 LP=1,0 NSL=10,23
11 11 12 M=11 LP=1,0 NSL=11,24
12 12 13 M=12 LP=1,0 NSL=12,25
13 13 14 M=13 LP=1,0 NSL=13

COMBO
1 C=1,0
2 C=0,1

ANNEXE 9 : Enveloppe des seuils d'alarmes pour des conditions de températures maximales et minimales extrêmes (fichier SAP 90).

1er Janvier

UNITÉS [kN mm]
SYSTEM
L=1

JOINTS
1 X=16550 Y=0
2 X=15275 Y=3320
3 X=14000 Y=6640
4 X=12725 Y=9960
5 X=11450 Y=13280
6 X=10175 Y=16600
7 X=8900 Y=19920
8 X=7625 Y=23240
9 X=6350 Y=26560
10 X=5075 Y=29880
11 X=3800 Y=33200
12 X=3800 Y=36000
13 X=3800 Y=38800
14 X=3800 Y=40800

RESTRAINTS
1 14 1 R=0 0 1 1 1 0
1 R=1 1 1 1 1 1

FRAME
NM=13 NL=13
1 A=31825E03 I=26861.1122E11 TC=8E-06
2 A=29275E03 I=20907.8543E11 TC=8E-06
3 A=26725E03 I=15906.3999E11 TC=8E-06
4 A=24175E03 I=11773.8420E11 TC=8E-06
5 A=21625E03 I=8427.27376E11 TC=8E-06
6 A=19075E03 I=5783.78837E11 TC=8E-06
7 A=16525E03 I=3760.47892E11 TC=8E-06
8 A=13975E03 I=2274.43853E11 TC=8E-06
9 A=11425E03 I=1242.76033E11 TC=8E-06
10 A=8875E03 I=582.537435E11 TC=8E-06
11 A=7600E03 I=365.813333E11 TC=8E-06
12 A=7600E03 I=365.813333E11 TC=8E-06
13 A=7600E03 I=365.813333E11 TC=8E-06
C CHAMP DE TEMPERATURE
1 T=16.39,-0.2803E-03
2 T=16.32,-0.2993E-03
3 T=16.22,-0.3213E-03
4 T=16.11,-0.3469E-03
5 T=14.27,-0.4885E-03

6 T=15.81,-0.4118E-03
7 T=15.61,-0.4550E-03
8 T=15.35,-0.5102E-03
9 T=15.01,-0.5907E-03
10 T=14.39,-0.7246E-03
11 T=13.80,-0.8250E-03
12 T=13.80,-0.8250E-03
13 T=18.15,0

C ELEMENTS
1 1 2 M=1 LP=1,0 NSL=1
2 2 3 M=2 LP=1,0 NSL=2
3 3 4 M=3 LP=1,0 NSL=3
4 4 5 M=4 LP=1,0 NSL=4
5 5 6 M=5 LP=1,0 NSL=5
6 6 7 M=6 LP=1,0 NSL=6
7 7 8 M=7 LP=1,0 NSL=7
8 8 9 M=8 LP=1,0 NSL=8
9 9 10 M=9 LP=1,0 NSL=9
10 10 11 M=10 LP=1,0 NSL=10
11 11 12 M=11 LP=1,0 NSL=11
12 12 13 M=12 LP=1,0 NSL=12
13 13 14 M=13 LP=1,0 NSL=13